

TESIS CARRERA DE MAESTRÍA EN INGENIERÍA

**EVALUACIÓN DE LA FENOMENOLOGÍA
TERMOHIDRÁULICA DE UN CONDENSADOR DE
AISLAMIENTO Y SU IMPACTO DESDE EL PUNTO DE VISTA
DE LA SEGURIDAD NUCLEAR**

Ing. Federico Andrés MEZIO GUANES
Maestrando

Dr. Marcelo Oscar GIMENEZ
Director

Diciembre del 2010

Centro Atómico Bariloche

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



UNCUYO
UNIVERSIDAD
NACIONAL DE CUYO



A mi princesa

Índice

Índice	I
Índice de figuras	IV
Índice de tablas	IX
Resumen	X
Abstract.....	XII
Capítulo 1 - Introducción.....	1
1.1 - Motivación	3
1.2 - Objetivos	4
Capítulo 2 - Introducción a los análisis de las incertezas de los sistemas de seguridad pasivos	6
2.1 - Introducción	6
2.2 - ¿Por qué son importantes las incertezas?	7
2.3 - ¿Cómo se clasifican?.....	8
2.3.1 - Aleatoria	8
2.3.2 - Epistémica	9
2.4 - ¿De dónde provienen?.....	9
2.5 - ¿Cómo se convive con ellas?	12
2.6 - Los métodos de análisis de las incertezas	15
2.6.1 - Clasificación de las metodologías	16
2.6.2 - Propagación de las incertezas en los parámetros de entrada – Métodos probabilísticos.....	16
2.6.3 - Propagación de las incertezas en los parámetros de entrada – Métodos determinísticos.....	26
2.6.4 - Propagación desde las incertezas en los parámetros de salida.....	28
2.6.5 - Propagación de las incertezas de manera interna al código.	30
2.7 - Conclusiones del capítulo.....	31
Capítulo 3 - Descripción del reactor, su sistema de seguridad pasivo a analizar y el código de cálculo empleado	34
3.1 - Descripción del reactor.....	34
3.1.1 - El sistema primario	34
3.1.2 - El Condensador de Aislamiento	36
3.2 - Código de cálculo.....	40
Capítulo 4 - Desarrollo de los modelos, para RELAP, del Reactor y el Condensador de Aislamiento.....	42
4.1 - Modelado del Condensador de Aislamiento	42
4.1.1 - El modelo desarrollado.....	43
4.1.2 - Verificación de las alturas y condiciones de contorno.....	44
4.1.3 - Especificación de los gases no condensables en el archivo de entrada.....	45
4.1.4 - Modelado del venteo	46
4.1.5 - Ajustes finales del modelo – Eliminación de las oscilaciones temporales .	51
4.2 - Modelado del domo.....	54

4.2.1 - Descripción del domo	54
4.2.2 - Influencia del domo en el resto del primario – Dinámica del primario	57
4.2.3 - Modelos del domo propuestos.....	59
4.3 - Acople de los modelos de las distintas zonas del reactor.....	83
4.3.1 - El estado estacionario	84
4.3.2 - Verificación de la simulación del accidente Pérdida de fuente fría	86
4.3.3 - Inconvenientes con los modelos de domo de gran volumen	89
4.3.4 - Verificación de las realimentaciones de reactividad	90
4.3.5 - Agregado de los gases no condensables a los modelos integrados	94
4.4 - Conclusiones del capítulo.....	97
4.4.1 - Sobre el modelado del Condensador de Aislamiento aislado	97
4.4.2 - Sobre el modelado del Domo	98
4.4.3 - Sobre las pruebas en el modelo integral.....	99
Capítulo 5 - Análisis de la influencia de los gases no condensables en el Condensador de Aislamiento.....	100
5.1 - Evaluación del estado estacionario	100
5.1.1 - Variación paramétrica del Área del Venteo	101
5.1.2 - Variación paramétrica de la Concentración de Gases no Condensables en el Domo del reactor	102
5.1.3 - Variación paramétrica de la Presión del Domo del reactor.....	104
5.2 - Análisis de la respuesta temporal del sistema	106
5.2.1 - Modelo aislado del Condensador de Aislamiento.....	108
5.2.2 - Análisis de los gases no condensables en el modelo integrado	111
5.3 - Estudio de la influencia en el primario que produce la pérdida de inventario .	112
5.4 - Análisis de la necesidad de incluir los gases no condensables en el estudio probabilístico	115
5.5 - Conclusiones del capítulo.....	116
Capítulo 6 - Análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento.....	118
6.1 - Diagrama de flujo de la metodología seguida en este trabajo.....	119
6.1.1 - Paso 1 del diagrama de flujo	119
6.1.2 - Paso 2 del diagrama de flujo	120
6.1.3 - Paso 3 del diagrama de flujo	121
6.1.4 - Paso 4 del diagrama de flujo	121
6.1.5 - Paso 5 del diagrama de flujo	121
6.1.6 - Paso 6 del diagrama de flujo	122
6.1.7 - Paso 7 del diagrama de flujo	122
6.1.8 - Paso 8 del diagrama de flujo	122
6.1.9 - Paso 9 del diagrama de flujo	123
6.1.10 - Paso 10 del diagrama de flujo	123
6.1.11 - Paso 11 del diagrama de flujo	124
6.2 - Definiciones varias.....	124
6.2.1 - Escenario propuesto	124
6.2.2 - Elección del Indicador de performance y forma de calcular su estimador	125
6.2.3 - Forma de calcular los coeficientes utilizados en el modelo lineal para generar la superficie de respuesta.....	133
6.3 - Procedimiento de definición de los parámetros	135

6.3.1 - Elección de los parámetros.....	135
6.3.2 - Muestro de los parámetros	141
6.4 - Propagación directa de las incertezas mediante el código best-estimate	146
6.4.1 - Indicadores obtenidos.....	148
6.4.2 - Cálculo de los coeficientes de sensibilidad.....	148
6.5 - Aplicación de las superficies de respuesta	152
6.5.1 - Propagación mediante la superficie de respuesta obtenida de las simulaciones directas.....	153
6.5.2 - Resultados luego de la realimentación con las extrapolaciones.....	157
6.5.3 - Comparación de los resultados.....	162
6.6 - Conclusiones	169
Conclusiones generales.....	172
Apéndice A - Herramientas que fueron creadas para ser utilizadas en los análisis.....	179
A.1 - Plataforma para Gestionar la creación de la Nodalización del modelo del Reactor.....	179
A.1.1 - La plataforma utilizada	180
A.1.2 - Mejoras implementadas en la plataforma	180
A.2 - Pre-procesador de los Inputs para las corridas paramétricas.....	184
A.3 - Lanzadores de corridas.....	186
A.4 - Post-procesadores.....	188
A.5 - Procedimiento utilizado para realizar las simulaciones paramétricas para el análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento	191
A.6 - Modificación del código fuente de RELAP	193
Agradecimientos.....	ii
Referencias	iii

Índice de figuras

<i>Figura 2.5-1: Márgenes de seguridad [2y3].</i>	13
<i>Figura 2.6-1: Clasificación de las incertezas. (a) Propagación de las incertezas desde las entradas. (b) Propagación desde las incertezas en la salida [8].</i>	17
<i>Figura 2.6-2: Diagrama de flujo de la metodología RMPS [18].</i>	23
<i>Figura 3.1-1: Esquema del circuito primario [26].</i>	36
<i>Figura 3.1-2: Contención y sistemas de seguridad, donde 1: Primer Sistema de Extinción, 2: Segundo Sistema de extinción, 3: Condensador de Aislamiento, 4: Sistema de Inyección de Emergencia, 5: Pileta de Supresión de Presión, 6: Contención, 7: Válvulas de Seguridad. A: Núcleo, B: Generadores de Vapor, C: Edificio del Reactor.</i>	37
<i>Figura 3.1-3: Condensador de Aislamiento – Diagrama de Procesos</i>	38
<i>Figura 3.1-4: Esquema detallado del Condensador de Aislamiento.</i>	39
<i>Figura 3.1-5: Esquema de las conexiones en el colector de salida del Condensador de Aislamiento.</i>	40
<i>Figura 4.1-1: Nodalización del modelo planteado para el Condensador de Aislamiento.</i>	43
<i>Figura 4.1-2: Distribución lineal (haciendo como una descripción Lagrangiana del fluido) de presiones para el sistema inundado y sin intercambio de temperaturas</i>	45
<i>Figura 4.1-3: Dependencia de la concentración de gases no condensables con la temperatura para una fracción de vacío de 1. Izquierda: Para varias presiones. Derecha: para 12.25Mpa con detalle a bajas concentraciones.</i>	46
<i>Figura 4.1-4: Distintos modelos propuestos de las conexiones al colector de salida. Izq.: Lo más parecido posible al real (A). Centro: Conectando los condensadores a una de las tapas planas (B). Der.: Conectando además el venteo y la línea de descarga a la otra tapa plana (C).</i>	47
<i>Figura 4.1-5: Diferencias obtenidas en los flujos salientes por la purga debido a los diferentes modos de realizar las conexiones en el colector</i>	48
<i>Figura 4.1-6: Diferencias obtenidas en los principales factores de mérito debido a los diferentes modos de realizar las conexiones en el colector.</i>	49
<i>Figura 4.1-7: Resultados preliminares obtenidos para la concentración de gases no condensables en el colector de salida y la potencia extraída por los condensadores La válvula de venteo (de 3mm de diámetro) es activada a los 800 segundos.</i>	50
<i>Figura 4.1-8: Influencia de distintos parámetros en las oscilaciones. Izq. variando el diámetro del venteo. Der. Variando la presión.</i>	52
<i>Figura 4.1-9: Resultados obtenidos entre realizar una apertura simultánea o diferida de las válvulas de descarga y de venteo del SECR (Condensadores de Aislamiento).</i>	53
<i>Figura 4.2-1: Zona del domo en un esquema general</i>	55
<i>Figura 4.2-2: Caminos supuestos de flujos en el domo. Código de colores para las flechas: azul-líquido, celeste-líquido+vapor, blanco-vapor</i>	56
<i>Figura 4.2-3: Dependencia entre el nivel de líquido por encima del de operación y el volumen de agua requerido.</i>	56
<i>Figura 4.2-4: Nombres de las zonas en las que se dividían los distintos volúmenes del modelo que tiene la mayor cantidad de zonas.</i>	61

<i>Figura 4.2-5: Corte horizontal por encima del disco soporte de Mecanismos. Zonas rojas representan caudal ascendente. Zonas Verdes caudal descendente.</i>	61
<i>Figura 4.2-6: Representación del modelo de domo 1</i>	62
<i>Figura 4.2-7: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	63
<i>Figura 4.2-8: Representación del modelo de domo 2.</i>	65
<i>Figura 4.2-9: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	66
<i>Figura 4.2-10: Representación del modelo de domo 3_1</i>	68
<i>Figura 4.2-11: Corte horizontal por encima del disco soporte de Mecanismos. Zonas rojas representan caudal ascendente. Zonas Verdes caudal descendente.</i>	68
<i>Figura 4.2-12: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	69
<i>Figura 4.2-13: Representación del modelo de domo 3_2</i>	70
<i>Figura 4.2-14: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	71
<i>Figura 4.2-15: Representación del modelo de domo 3_3</i>	72
<i>Figura 4.2-16: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	73
<i>Figura 4.2-17: Representación del modelo de domo 4</i>	74
<i>Figura 4.2-18: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	75
<i>Figura 4.2-19: Representación del modelo de domo 5</i>	76
<i>Figura 4.2-20: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	77
<i>Figura 4.2-21: Representación del modelo de domo 6_1</i>	78
<i>Figura 4.2-22: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	79
<i>Figura 4.2-23: Representación del modelo de domo 6_2 a la izquierda, y del domo 6_3 a la derecha</i>	80
<i>Figura 4.2-24: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.</i>	80
<i>Figura 4.2-25: Comparación de la fracción de vacío en la chimenea para los distintos modelos. En el eje de las ordenadas se representa en la parte inferior la salida del núcleo y en la superior la entrada del domo</i>	81
<i>Figura 4.2-26: Comparación del caudal del primario para los distintos modelos de domo.</i>	82
<i>Figura 4.2-27: Comparación del caudal del secundario para los distintos modelos de domo.</i>	82
<i>Figura 4.2-28: Comparación del salto de temperatura en el núcleo para los distintos modelos de domo.</i>	83
<i>Figura 4.3-1: Comparación de la distribución de temperaturas para el estado estacionario del modelo del 99(izquierda) y el domo 6_2 (derecha).</i>	85
<i>Figura 4.3-2: Evolución típica cualitativa de la presión para un accidente de pérdida de fuente fría</i>	87
<i>Figura 4.3-3: Evolución de las temperaturas más representativas del primario para los distintos modelos de domo.</i>	88
<i>Figura 4.3-4: Evolución de la presión suponiendo al reactor controlado por el sistema de control o por las realimentaciones de reactividad</i>	92
<i>Figura 4.3-5: Evolución de la potencia suponiendo al reactor controlado por el sistema de control o por las realimentaciones de reactividad</i>	93
<i>Figura 4.3-6: Evolución de la temperatura del downcomer suponiendo al reactor controlado por el sistema de control o por las realimentaciones de reactividad</i>	93
<i>Figura 4.3-7: Evolución de las temperaturas del combustible suponiendo al reactor controlado por el sistema de control o por las realimentaciones de reactividad</i>	94
<i>Figura 4.3-8: Constante de Henry para el hidrógeno [41].</i>	96

<i>Figura 5.1-1: Paramétrico modificando el área del venteo.</i>	101
<i>Figura 5.1-2: Paramétrico modificando el área del venteo.</i>	103
<i>Figura 5.1-3: Paramétrico modificando la concentración de la fuente de fluidos del sistema.</i>	104
<i>Figura 5.1-4: Paramétrico modificando la presión del sistema.</i>	105
<i>Figura 5.1-5: Curva para el vapor saturado. Se muestra la presión versus la temperatura de saturación y versus el producto de la velocidad del sonido por la densidad.</i>	106
<i>Figura 5.2-1: Comparación del rendimiento del sistema ante el modelado o no de la presencia de gases no condensables.</i>	107
<i>Figura 5.2-2: Potencia removida por el sistema durante las variaciones de la concentración de gases no condensables en el mismo.</i>	108
<i>Figura 5.2-3: Caudal de gases no condensables en distintos puntos de interés del Condensador de Aislamiento.</i>	109
<i>Figura 5.2-4: Fracción másica de gases no condensables en varios puntos de interés.</i>	110
<i>Figura 5.2-5: Distribución de la densidad de gases no condensables en el Condensador de Aislamiento.</i>	110
<i>Figura 5.2-6: Caudal de inyección del extra de gases no condensables. En celeste el de mayor tasa, y en rojo el menor.</i>	111
<i>Figura 5.2-7: Fracción másica de gases no condensables en los volúmenes del domo</i>	112
<i>Figura 5.3-1: Evolución temporal del volumen de refrigerante para un accidente de LOHS sin considerar la línea de venteo, y considerándola, donde además se supuso la actuación de 2 o 4 módulos del Condensador de Aislamiento.</i>	114
<i>Figura 5.3-2: Evolución temporal de la Presión en el domo del RPR para un accidente de LOHS sin considerar la línea de venteo, y luego considerándola, donde además se supuso la actuación de 2 o 4 módulos del Condensador de Aislamiento.</i>	115
<i>Figura 5.4-1: Comparación de la evolución de la presión del primario para la simulación de pérdida de fuente fría para los modelos de domo propuestos y considerando o no la actuación del venteo más la presencia de gases no condensables.</i>	116
<i>Figura 6.1-1: Diagrama de flujo utilizado para la cuantificación de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento</i>	120
<i>Figura 6.2-1: Evolución cualitativa de la potencia neta y la del Condensador de Aislamiento, de la entalpía del refrigerante de primario y de su presión para 4 casos hipotéticos de eficiencia del Condensador de Aislamiento.</i>	126
<i>Figura 6.2-2: Ejemplo de algunas etapas de cálculo del indicador de performance. Izq.: Comparación entre la evolución real de la presión, su aproximación suponiendo saturado y la resultante para cuando falla. Der.: Comparación entre la eficiencia real del Condensador de Aislamiento y la aproximación lineal alrededor del punto mostrado.</i>	130
<i>Figura 6.2-3: Comparación de las distintas formas de calcular el indicador de performance propuesto. Izq. Estimadores y valor real del Indicador propuesto. Der. Inversa de los casos de la izquierda.</i>	132

<i>Figura 6.3-1: Ejemplo del proceso de vinculación entre el valor obtenido del sorteo en una distribución uniforme y el valor correspondiente en la distribución del parámetro</i>	143
<i>Figura 6.3-2: Comparación entre la técnica de sorteo random y la Latin Hypercube.</i>	144
<i>Figura 6.3-3: Gráfico Cobweb de los 100 valores que resultaron del sorteo de los 17 parámetros</i>	145
<i>Figura 6.3-4: Grafico Cobweb para las un millón de muestras de los 17 parámetros</i>	146
<i>Figura 6.4-1: Evolución de la presión para los 100 casos de los tres modelos de domo.</i>	147
<i>Figura 6.4-2: Indicadores de performance obtenidos para las 100 corridas y para los tres modelos de domo</i>	148
<i>Figura 6.4-3: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo.</i>	150
<i>Figura 6.5-1: Valor del indicador de performance calculado mediante la superficie de respuesta generada y el millón de casos sorteados, en función del caso. Izq.: Modelo domo 1. Centro: Modelo Domo 2. Der.: Modelo domo 6_2</i>	156
<i>Figura 6.5-2: Distribuciones de probabilidad de los indicadores obtenidos con cada una de las superficies de respuesta calculada para los tres modelos de domo.</i>	164
<i>Figura 6.5-3: Detalle de la Figura 6.5-2 para la zona de indicadores mayores que uno.</i>	164
<i>Figura 6.5-4: Números de casos que sobrepasan un dado valor de indicador, en función del valor del indicador para todos los observables obtenidos mediante superficies de repuesta. Detalle para valores del indicador mayores a uno y donde se vean las curvas de las últimas realimentaciones realizadas.</i>	165
<i>Figura 6.5-5: Probabilidad de falla en función de la confianza deseada para los resultados. Para las 100 corridas originales se muestra el único resultado de los tres modelos de domo. Las otras tres curvas son para un millón de casos.</i>	166
<i>Figura A.1-1: Esquema conceptual de la organización de la información en los archivos y grupos de trabajo</i>	181
<i>Figura A.1-2: Ejemplo de cómo fluye la información entre el libro de Datos Básicos y los cálculos realizados para la nodalización.</i>	183
<i>Figura A.3-1: Ejemplo de una situación donde se realizaban en simultáneo 11 simulaciones, 8 en dos PC's remotas, y 3 locales. A su vez se analizaban sus tendencias en tiempo real.</i>	187
<i>Figura A.3-2: Ejemplo del script para gestionar automáticamente las múltiples corridas funcionando, en donde se estaban realizando 16 corridas en simultáneo entre 3 PC's.</i>	187
<i>Figura A.3-3: Comparación de la eficiencia de distintos procesadores para realizar simulaciones en simultáneo.</i>	188
<i>Figura A.5-1: Diagrama del proceso de creación de los archivo para la obtención de los resultados para el caso YYY (de 001 a 100) del modelo de domo X (1, 2 y 6)</i>	193
<i>Figura A.6-1: Superficie obtenida del paramétrico realizado variando la presión, y los factores que se aplicaban al coeficiente de condensación del lado interno de los condensadores, y a los coeficientes de ebullición en el lado externo.</i>	196
<i>Figura A.6-2: Sensibilidad de la potencia extraída, variando la presión, y los factores que se aplicaban al coeficiente de condensación del lado interno de los condensadores</i>	

(figura izquierda), y a los coeficientes de ebullición en el lado externo (figura derecha).
..... 197
Figura A.6-3: Imagen de las perturbaciones del campo gravitatorio terrestre [42]. . 198

Índice de tablas

<i>Tabla 2.5-1: Propuestas de los análisis de seguridad con propósitos de licenciamiento [4].</i>	14
<i>Tabla 6.3-1: Características utilizadas de las distribuciones Normal y Log-Normal.</i>	140
<i>Tabla 6.3-2: Valores definidos para cada una de las distribuciones de los parámetros</i>	141
<i>Tabla 6.4-1: Coeficientes de determinación de de las regresiones lineales para los tres modelos de domo</i>	149
<i>Tabla 6.4-2: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo.</i>	149
<i>Tabla 6.5-1: Coeficientes de determinación de las regresiones lineales con la inversa del indicador de performance para los tres modelos de domo</i>	153
<i>Tabla 6.5-2: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos entre la inversa del indicador de performance y los parámetros, para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo.</i>	154
<i>Tabla 6.5-3: Coeficientes de determinación de las regresiones lineales con la inversa del indicador de performance para los tres modelos de domo, luego de la primera realimentación.</i>	158
<i>Tabla 6.5-4: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos entre la inversa del indicador de performance y los parámetros, para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo luego de la primera realimentación.</i>	159
<i>Tabla 6.5-5: Coeficientes de determinación de las regresiones lineales con la inversa del indicador de performance para los tres modelos de domo, luego de la segunda realimentación.</i>	161
<i>Tabla 6.5-6: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos entre la inversa del indicador de performance y los parámetros, para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo luego de la segunda realimentación.</i>	162
<i>Tabla 6.5-7: Números de casos que fallan para cada una de las etapas de cálculo realizadas</i>	166
<i>Tabla 6.5-8: Probabilidad de falla en función de la confianza para los resultados obtenidos del un millón de casos utilizando las últimas superficies de respuesta obtenidas para cada modelo de domo.</i>	167
<i>Tabla 6.5-9: Ranking de todos los parámetros obtenidos mediante la técnica de Coeficientes de Regresión Estandarizados (SRC) para todos los modelos de domo. A: Ajuste respecto del indicador, B: Ajuste respecto de la inversa del indicador, C: ídem B pero con la primera realimentación, D: ídem B pero con la segunda realimentación</i>	168
<i>Tabla 6.5-10: Diagrama de las direcciones en las que se desplazan los parámetros en el ranking según la Tabla 6.5-9.</i>	168
<i>Tabla 6.5-11: Clasificación de los parámetros según la principal fuente de sus incertezas.</i>	169

Resumen

En el presente trabajo se realizó un análisis de la influencia en el Condensador de Aislamiento de un reactor tipo CAREM que tiene la presencia de gases no condensables en el sistema primario del Reactor. Este análisis se realizó en forma determinística utilizando la metodología clásica que se aplica en este tipo de estudio. En el análisis se utilizó principalmente un modelo aislado del sistema, desarrollado para el código de cálculo tipo *best-estimate* llamado RELAP.

En este análisis se comprobó que la presencia de estos gases puede llegar a afectar considerablemente a la eficiencia del sistema, y por lo tanto se implementó un venteo para limpiar a los mismos.

Con la solución propuesta se consiguió que la degradación de la eficiencia del Condensador de Aislamiento, para transferir calor a su pileta, sea despreciable, como así también se logró que la pérdida de inventario que produce se encuentre acotada como para evitar el descubrimiento del núcleo durante un accidente de pérdida de fuente fría sin actuación de los sistemas auxiliares y de control, ni de otros sistemas de seguridad.

Por otro lado se realizó un análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento desde el punto de vista de la contribución que tiene a la misma los aspectos funcionales de este sistema. O sea, se vio como afecta, a la física que ocurre para que funcione el Condensador de Aislamiento, la presencia de incertezas en diversos parámetros relacionados con el conocimiento, las condiciones de contorno e iniciales de la situación accidental que se toma como caso de estudio, tolerancias de fabricación, efectos del usuario del código de cálculo al modelar el sistema, etc.

Para poder realizar este estudio, entre otras tareas, se hizo un modelo integral del reactor con el sistema de seguridad pasivo (Condensador de Aislamiento), el cual tenga la capacidad de ser sensible a los parámetros que se eligieron, para lo cual además fue necesario modificar el código fuente del código de cálculo comercial que se utilizó.

El desarrollo del modelo se focalizó principalmente en la zona del reactor denominada Domo, la cual fue modelada mediante una técnica de modelado progresivo, con el fin de entender los efectos de cada una de las modificaciones que se realizaban. Además este proceso sirvió para comprender el fenómeno de autopresurización, el cual es característico de este reactor. También se vio como influye esta zona en el resto de las zonas del reactor, la cuales fueron modeladas por otros integrantes del grupo de trabajo donde se realizó la tesis.

El análisis realizado fue del tipo probabilístico, y se basó principalmente en la metodología internacional denominada RMPS, a la cual se le introdujo además una mejora para optimizar la capacidad de predicción de eventos “raros” o infrecuentes.

El concepto principal detrás de la metodología consiste en realizar simulaciones del tipo *best-estimate* variando todos los parámetros a la vez en cada una de las corridas, y según sus distribuciones de probabilidades, donde el número de corridas a realizar está determinado por la confiabilidad y confianza que se desea asegurar.

La metodología empleada permite además obtener un ranking de los parámetros con mayor peso en la degradación de la confiabilidad, y de donde se obtuvo que el fouling y el factor en la potencia de decaimiento están entre los tres parámetros con mayor importancia.

Se demostró la importancia que tienen los efectos del usuario del código en los resultados que se obtengan, ya que la probabilidad de falla del Condensador de Aislamiento cambiaba dos órdenes de magnitud según el modelo que se utilizaba. Por lo tanto se observó que los efectos del usuario son los que mayor influencia tienen en la estimación de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento.

Con el modelo más preciso que se desarrolló, se obtuvo que la contribución a la confiabilidad funcional del Condensador de Aislamiento, en un accidente de pérdida de fuente fría (en base de diseño), sea del mismo orden de magnitud que la confiabilidad obtenida por el método clásico de árboles de falla teniendo en cuenta sus partes y componentes.

Palabras claves: Reactor Innovador – RMPS – Confiabilidad de Sistemas Pasivos – Condensadores de Aislamiento – Gases no Condensables – Seguridad Nuclear

Abstract

ASSESSMENT OF THE THERMO-HYDRAULIC PHENOMENOLOGY OF AN ISOLATION CONDENSER AND ITS IMPACT ON THE NUCLEAR SAFETY

We have made an analysis of the influence that the primary system non-condensable gases have over the Isolation Condensers of a CAREM like reactor. This analysis was made in a deterministic way, using the classic methodology applied in this kind of study. In this analysis, an isolated primary system model was mainly used, which was developed for the best-estimate code called RELAP.

It was checked that the presence of those gases may greatly affect the isolated condensers efficiency, so it was implemented a purge to clean these gases.

With the suggested solution it was achieved a neglected degradation of the Isolation Condensers efficiency to transfer the heat from the primary system to the Isolation Condenser's Pool. It was also possible to get the mass losses caused by the purge bounded so as to avoid the core reactor uncovering during a Lost of Heat Sink accident, without using another safety system (besides the SCRAM) and with the failure of all the auxiliary and control systems.

We have also made an analysis of the Isolation Condenser reliability from the point of view of the contribution to the reliability that is caused by some functional aspects of this system. That is, it was seen how the presence of uncertainties in several parameters affects the physics that makes the Isolation Condenser work. The parameters are those related to knowledge, the boundary conditions and initial accidental situation that are used as a case study, manufacturing tolerances, the users effects of the code used to model the system, and so on.

To perform this study, among other tasks, an integral model of the reactor was made including the passive safety system (the Isolation Condenser), which has the capacity to be sensible to the parameters that were chosen, for which it was also necessary to modify the source code of the commercial calculation code that was used.

The development of the model has been primarily focused on the reactor area named Domo, which was modeled by a progressive modeling technique in order to understand the effects of each of the modifications made. Furthermore, this process served to understand the phenomenon of self-pressurization, which is characteristic of this reactor. It was also observed how this area affects other areas of the reactor, which were developed by other members of the working party where the thesis was performed.

The analysis was of the probabilistic kind, and was mainly based on the international methodology called RMPS, which was enhanced to optimize the capacity to predict "odd" or unusual events. The main concept behind the methodology is to run best-estimate simulations, varying all parameters simultaneously in each of the runs, and according to their probability distributions. The number of runs to perform is determined by the reliability and confidence level to be reached.

The methodology used also allows us to obtain a ranking of the parameters with bigger weight in the degradation of the reliability, and it was found that the fouling and the decay power factor are within the three most important parameters, together with the user effects.

The importance of the users effect of the code was showed in the results obtained, since the probability of failure of the Isolation Condenser has changed two orders of magnitude depending on the model used. Therefore, it is noted that the results of the users are those who have greater influence on the reliability estimation of the Isolation Condenser.

With the most accurate model developed, it was found that the contribution to the functional reliability of Isolation Condensers in a Loss of Heat Sink accident (modeled as design base accident) is of the same order of magnitude as the reliability obtained by using the classical method of fault tree using the reliability of their parts and components.

Key Words: Innovative Reactor – RMPS – Reliability of Passive Systems – Isolation Condensers – Non-Condensable Gases – Nuclear Safety

Capítulo 1 - Introducción

Desde que el humano comenzó a trabajar con fisiones nucleares auto-sostenidas y controladas, hasta el día de la fecha, los reactores nucleares y el conocimiento de su física han evolucionado considerablemente.

La evolución que tomaron los reactores nucleares de potencia, ha llevado a que los mismos sean máquinas sumamente complejas, que a pesar de utilizar conceptos muy simples, poseen muchas fenomenologías que aún no son completamente entendidas, como es el caso de la transferencia de calor en dos fases, donde al día de la fecha se siguen utilizando correlaciones mayoritariamente empíricas, con algunas explicaciones mecanicistas.

Estas faltas de pleno conocimiento en todos los fenómenos que ocurren dentro de la planta, lleva a que sea necesario tomar márgenes de seguridad en cada uno de los cálculos que se realicen para el reactor, situación que es de uso común en todas las especialidades de la ingeniería, especialmente en las etapas de diseño. Pero para el caso en particular de la ingeniería nuclear, dado que los cálculos están relacionados con una máquina que puede llegar a ser potencialmente riesgosa, entonces el concepto de seguridad ha sido mucho más tenido en cuenta que en cualquier otra industria, posicionándola en una de las actividades de producción más segura de las realizadas por la humanidad.

Pero este prestigio como industria segura trae aparejada una grave consecuencia, si se lo mira desde el punto de vista del sistema capitalista en el que vivimos en el occidente, ya que disminuye el interés en su aplicación por el sesgo que produce la variable económica, porque para asegurar los estándares de seguridad requeridos, es necesario sobredimensionar, con márgenes excesivamente holgados, todos los componentes y sistemas. Se sabe que se sobredimensionó más allá de lo realmente de lo necesario, porque actualmente es muy común que se aumente la potencia de los reactores porque simplemente se mejoraron las herramientas de cálculo y el conocimiento, y por lo tanto se pueden reducir los márgenes de seguridad que se habían tomado.

Por lo tanto, si se quiere que la actividad de producción eléctrica por medio de principios nucleares sea competitiva, es necesario seguir mejorando el entendimiento en los principios físicos que se producen en los reactores, y las herramientas y metodologías de cálculo que se utilizan.

En este sentido, por ejemplo, se está trabajando a nivel mundial en mejorar las metodologías para el cálculo de la confiabilidad de los sistemas de seguridad de los reactores, ya que hasta ahora se imponen márgenes conservativos basándose en criterios determinísticos, pero existe una tendencia a realizar cálculos probabilísticos, que entre otras virtudes, permite realizar cálculos más realistas.

En particular, en este trabajo conjunto a nivel mundial, ha surgido una metodología denominada *Reliability Methods for Passive Systems* (RMPS), y es la cual fue un poco

el eje del trabajo que se utilizó en esta tesis, ya que la misma parte desde la realización del modelo que será implementado en un código de cálculo, hasta la evaluación final de la confiabilidad de algún sistema de seguridad, mediante la realización de simulaciones donde se varían una serie de parámetros del modelo según la distribuciones de probabilidades de cada uno de ellos.

La metodología fue utilizada como hilo conductor (aunque cabe aclarar que el objetivo de la tesis no fue el de aplicar esta metodología.), ya que la misma fue pensada para estudiar la confiabilidad de los sistemas de seguridad pasivos. Estos tipos de sistemas son un concepto que se viene aplicando cada vez más frecuentemente en los reactores nucleares, y cuyo objetivo es el de mejorar los sistemas de seguridad, mediante la simplificación de los mismos, y haciendo que estos funcionen bajos principios físicos básicos, sin la necesidad de intervención humana, energía eléctrica, ni complejas maquinarias (como son las bombas de impulsión de líquido).

Uno de los reactores que fue pionero en proponer principios pasivos de seguridad, tanto en sus sistemas de seguridad, como en el funcionamiento normal del reactor, fue el CAREM, el cual es un diseño argentino que fue presentado por primera vez en Marzo de 1984, en Lima Perú, durante una conferencia de la IAEA acerca de reactores de tamaño pequeños y medianos. Por lo tanto se decidió aplicar este trabajo en este reactor, ya que posee múltiples conceptos innovadores, que son muy enriquecedores aún hoy en día para el ámbito académico.

La metodología a seguir, consiste básicamente en una serie de etapas, en donde la primera tarea necesaria para poder evaluar la confiabilidad de un sistema de seguridad es la de comprender bien al reactor en cuestión.

Una vez que se tiene entendido el comportamiento del mismo, se pasa a realizar un modelo integral de este para poder realizar los cálculos en las diversas situaciones que se le puedan presentar a la planta, y que sean un eventual problema para la seguridad.

Dado que estos modelos son una aproximación a la realidad, es necesario validarlos frente a resultados experimentales representativos, de manera tal de comprobar que el modelo desarrollado va a tener la capacidad de capturar las fenomenologías que puedan aparecer en cada una de las situaciones que se planteen.

Por lo tanto, el desarrollo del modelo es una etapa crucial en la evaluación de la seguridad del reactor, ya que un mal modelado llevará a resultados incorrectos, pudiendo llegar, si no se toman los recaudos necesarios, a comprometer la vida de personas y la inversión económica realizada.

Con el modelo terminado, ya se pueden hacer todos los cálculos que sean necesarios para evaluar la seguridad nuclear del reactor.

Pero dado que los tiempos de cálculos con los mismos suelen ser elevados, entonces acá es donde nuevamente entra en juego las técnicas de análisis, y por lo tanto se aplican diversos métodos para optimizar los tiempos de cálculo de acuerdo a los requerimientos que se le impongan a los resultados.

Entonces, para poder analizar la influencia en el Condensador de Aislamiento que tiene la presencia de gases no condensables en el sistema primario, y poder cuantificar el

aporte a la confiabilidad de este sistema que tienen la presencia de incerteza en los diversos parámetros correspondiente al mismo, se desarrolla a través de los capítulos del trabajo todo el proceso necesario para conseguir estos objetivos.

Por lo tanto, en el Capítulo 2 - se hace una descripción de la problemática relacionada con la presencia de incertezas y la confiabilidad de los sistemas de seguridad pasivos, en donde se mencionan los orígenes de estas, como se las clasifican, porque son importantes y como se trabaja con ellas.

En el Capítulo 3 - se realiza una descripción del reactor y del Condensador de Aislamiento con el que se trabajó, como a su vez del código de cálculo utilizado.

Luego, en el Capítulo 4 - se mostró el proceso de modelado, o sea el de traducir al lenguaje del código de cálculo toda la ingeniería referida al reactor y al Condensador de Aislamiento, como también todas las verificaciones y demás tareas que hay que hacer en este proceso.

Una vez que ya se tienen listas todas las herramientas necesarias para realizar los cálculos, en el Capítulo 5 - se procede directamente a analizar la influencia de los gases no condensables en el Condensador de Aislamiento para la remoción del calor residual, mediante un estudio determinístico.

Y finalmente, en el Capítulo 6 - se realiza, mediante un análisis probabilístico y con una metodología propuesta, el estudio de la influencia que tienen, en la confiabilidad del mencionado sistema de seguridad pasivo¹, la presencia de incertezas en los diversos parámetros que existen en las etapas de ingeniería para el diseño, modelado, construcción y operación de dicho sistema y del reactor en sí.

1.1 - Motivación

Una de las motivaciones para realizar esta Tesis fue la de participar activamente en el diseño y análisis del Reactor tipo CAREM 25, ya que el mismo aún se encuentra en una etapa de ingeniería básica, con lo cual es susceptible a incorporar modificaciones importantes. Con esto lo que se espera es que este trabajo ayude a afianzar los conceptos y criterios que posee el reactor, y descubrir posibles mejoras que puedan ser implementadas en el mismo.

Una de las características de este reactor es que posee sistemas basados en principios pasivos, y que cumplen diversas funciones en el mismo, ya sea para la operación normal del reactor o para el funcionamiento de los sistemas de seguridad que posee.

Si bien los sistemas de seguridad pasivos son más simples constructiva y operacionalmente, los mismos pueden poseer fenomenologías complejas e inclusive aún no completamente entendidas. Por lo tanto siempre es un arduo trabajo el entender claramente los principios de funcionamiento de los mismos, lo cual también motiva al autor de la tesis.

¹ En este trabajo se usará al término “sistema de seguridad pasivo” como traducción literal de “*passive safety sytem*”, según lo recomienda el diccionario [64], teniendo en cuenta que en realidad se refiere a la definición de “sistemas de seguridad con características/componentes pasivas/os”, según la IAEA [63].

Pero la historia no se acaba con entender perfectamente las fenomenologías de los sistemas de seguridad pasivos, sino que además hay que realizar modelos que tengan capacidad de poder predecir correctamente los comportamientos de los mismos. Estos modelos deben ser muy confiables y robustos, ya que deben servir como emuladores de la realidad en los diversos análisis que se deban hacer. Por lo tanto, otra motivación que se tiene para realizar esta tesis es en el aprendizaje de las técnicas de modelado, tanto del reactor como de sus sistemas de seguridad.

Con estos modelos desarrollados y validados se procede luego a determinar la confiabilidad de que el sistema pasivo en estudio responda correctamente ante la situación que se le plantee.

Además, los sistemas de seguridad pasivos poseen la particularidad de poseer un número limitado o nulo de componentes activos (como ser bombas, válvulas, etc.), lo cual lleva a que su confiabilidad aumente considerablemente, a tal punto que debe considerarse agregar como contribuyente a la misma (o sea como otro modo de falla) a la “confiabilidad fenomenológica”. La misma tiene en cuenta la física asociada al funcionamiento del sistema, la cual puede ser afectada por la incerteza que existe en el conocimiento científico y en las condiciones iniciales y de borde de alguna situación accidental en donde se requiere al sistema, como así también puede ser afectada por las tolerancias de fabricación. Esta indeterminación en la predicción del comportamiento del sistema lleva a preguntarse si el mismo va a poder satisfacer los requerimientos que se le impongan ante algún escenario propuesto.

Estos conceptos expuestos aquí se están volviendo cada vez más importantes, pero encontrándose aún en una etapa relativamente inmadura de conocimiento, y por lo tanto resulta desafiante e innovador familiarizarse con éstos aspectos.

Otra de las motivaciones que se tiene, es que gracias a los estudios que se realicen, se puede llegar a optimizar el rendimiento, no sólo de los modelos de cálculo, sino que hasta del reactor en sí.

Finalmente, una motivación más que se va a mencionar, es que mediante el análisis que se realice, también se podría incrementar la seguridad del reactor al implementar mejoras en los sistemas estudiados.

1.2 - Objetivos

En este trabajo se analizan dos aspectos que influyen en el comportamiento del reactor en estudio, y en particular, en sus Condensadores de Aislamiento. Estos dos aspectos son la presencia de gases no condensables en el circuito primario, y las incertezas que existen en las distintas etapas de ingeniería de la construcción del reactor, en los parámetros de operación y modelado, que afectan al mencionado sistema de seguridad pasivo.

Dadas las características de estos aspectos, el objetivo de la tesis es el de analizar, desde un punto de vista determinístico, a los gases no condensables; y en cambio, desde un punto de vista probabilístico a las incertezas.

En el caso de los gases no condensables, se busca comprender las fenomenologías que introducen los mismos al circular en un Condensador de Aislamiento, cuyo principio de funcionamiento se basa en la condensación de vapor. Además se busca cuantificar la degradación que producen estos gases en la eficiencia de dicho sistema, como así también analizar una solución de ingeniería para acotar los efectos no deseados.

En cambio, el análisis de incertezas se basa en ver la influencia, en el Condensador de Aislamiento en estudio, que tienen las incertezas en los parámetros más importantes y que provienen de aspectos de ingeniería, correlaciones experimentales y de los efectos del modelo que se utiliza.

Para poder dimensionar la importancia que tienen las incertezas, se elegirá como figura de mérito a la confiabilidad de dicho sistema de seguridad en que pueda cumplir con un objetivo planteado.

Para los análisis será necesario desarrollar modelos de acuerdo a las capacidades requeridas según la información que se desea obtener de las simulaciones, como a su vez se necesitará desarrollar diversas herramientas complementarias para trabajar con los modelos.

Los procesos de análisis que se realicen servirán además para ayudar a comprender determinadas fenomenologías y comportamientos globales particulares que posee el reactor en estudio, siendo por lo tanto éste otro de los objetivos planteados.

Capítulo 2 - Introducción a los análisis de las incertezas de los sistemas de seguridad pasivos

En el presente capítulo se introduce a la problemática que hay en torno a la inevitable presencia de las incertezas que existen en las diversas etapas de ingeniería para el diseño y construcción de un reactor nuclear.

En el mismo se pretende embeber al lector en los aspectos fundamentales relacionados con las incertezas, como para que éste sepa por qué son importantes, cómo se las puede clasificar, de dónde provienen y qué se hace con ellas.

Una vez que se culmine la lectura de éste, el lector podrá entender porqué es necesario incluir a las incertezas en un estudio de confiabilidad de sistemas de seguridad pasivos, y como se hace esto normalmente en el mundo al día de la fecha.

Además se describen brevemente las técnicas de análisis de incertezas más conocidas del mundo, en donde algunas de ellas son utilizadas para optimizar el diseño de los sistemas de seguridad pasivos o brindar soporte a las centrales, mientras que otras son utilizadas con propósitos exclusivos de licenciamiento.

2.1 - Introducción

Los sistemas de seguridad pasivos de las centrales nucleares de potencia por lo general son sistemas muy simples, que basan su funcionamiento en leyes fundamentales de la física, como ser, las fuerzas boyantes producidas por la acción de la gravedad [63].

Esta simpleza en los diseños fue principalmente impulsada para incrementar la seguridad de los reactores, intentando mejorar la confiabilidad de sus sistemas de seguridad. Este objetivo, por lo general se observa que se alcanza fácilmente cuando se realiza un análisis probabilístico de seguridad mediante la técnica de árboles de eventos y de fallas. Pero debido a que aparecen nuevas fenomenologías, empiezan a tener mayor peso algunas que no son tan comprendidas y además aumenta mucho la influencia de ciertos parámetros, se observa que disminuye la confiabilidad del sistema desde el punto de vista de que sí los fenómenos físicos son suficientes para que se cumplan las funciones a las cuales fue destinado el sistema de seguridad. En otras palabras, se desea saber si más allá de que el sistema se inicie correctamente y logre funcionar durante el tiempo de misión para el cual fue diseñado (o sea no fallen sus componentes), el mismo va a poder mitigar las situaciones accidentales que se le postulen (o sea, si los caudales, el transporte de calor, potencia removida, etc. van a ser suficientes).

Todas las dudas que surgen se pueden traducir al lenguaje de las incertezas, y por lo tanto el objetivo de este capítulo es el de estudiar como cuantificar su influencia en la confiabilidad funcional del sistema. Para lograrlo, se han desarrollado diversas metodologías en el mundo. A continuación se describirán las principales características de las más conocidas de ellas.

Cabe aclarar que no se pretende analizar en profundidad ninguna de las metodologías que se mencionarán, sino simplemente explicarlas brevemente. En el caso de que el lector quiera profundizar en alguna de ellas, puede remitirse a la bibliografía referenciada, en donde las mismas se encuentran ampliamente explicadas.

Las técnicas de análisis de incertezas encontradas fueron creadas con propósitos de licenciamiento, y todas ellas apuntan a determinar que al menos un determinado contenido de probabilidad (porcentaje de la distribución de probabilidades) del factor de mérito utilizado caiga dentro de una zona denominada “segura” y a lo cual le llaman confiabilidad del sistema. En estas técnicas, la confiabilidad es el resultado final que buscan, y según el valor que obtengan observan si se cumple o no el criterio regulatorio respectivo. Pero en esta tesis no se apunta al mismo objetivo, sino que se busca determinar cuál es la confiabilidad que posee algún sistema dado, a fin de introducir luego este valor en un eventual Árbol de Fallas de dicho sistema dentro de un contexto más general como lo es el Análisis Probabilístico de Seguridad, siendo por lo tanto el valor de la confiabilidad obtenida un resultado parcial de un estudio más amplio. Por lo tanto el objetivo en este capítulo es el de mostrar las técnicas de análisis de incertezas que existen en el área nuclear, a fin de poder aplicar luego, en el estudio que se quiere realizar en esta tesis, las herramientas que utilizan estas técnicas.

2.2 - ¿Por qué son importantes las incertezas?

Uno de los principales conceptos implementados en los reactores avanzados, es la aplicación de sistemas de seguridad pasivos, donde, siguiendo la definición de la IAEA [1], un sistema pasivo es aquel que está solamente conformado por estructuras y componentes pasivos, o que utiliza de manera muy limitada algunos componentes activos para realizar una subsecuente operación pasiva.

Esta característica que poseen estos tipos de sistemas lleva a suponer que los mismos tienen una mayor confiabilidad, ya que por lo general son sistemas más simples, reducen la intervención humana para su funcionamiento, y minimizan e incluso eliminan la necesidad de señales eléctricas para su activación.

Pero esta ventaja que se observa a primera vista, se ve luego diluida o limitada cuando se profundiza el análisis sobre estos sistemas, ya que es frecuente encontrarse con que no existe información suficiente sobre ciertas fenomenologías que gobiernan el comportamiento del sistema, o que falta experiencia operativa en un amplio rango de condiciones operativas, y todo esto agravado con el hecho que las fuerzas impulsoras suelen ser muy débiles.

Estas observaciones son principalmente aplicables a los sistemas pasivos tipo B o C (o sea, aquellos que implementan un movimiento del fluido de trabajo, de acuerdo a la clasificación de la IAEA [1]), y en particular, a aquellos que utilizan la Circulación Natural.

Los diseños utilizados en estos sistemas de seguridad pasivos se basan en la fuerza de gravedad (o sea, convección natural) para lograr alcanzar sus funciones de prevención y mitigación de accidentes una vez que fueron demandados.

La ventaja que presentan es que su funcionamiento no depende de fuentes externas de energía (por ejemplo bombas), contrario a lo que sucede en los diseños de los reactores del tipo evolutivo. Pero, dado que las magnitudes de las fuerzas naturales (las cuales son las encargadas de impulsar el sistema pasivo) son relativamente pequeñas, las mismas se vuelven comparables a las fuerzas que se oponen al movimiento (como ser las fricciones), y por lo tanto ya no se puede despreciar a estas últimas, como se hace en los sistemas impulsados por bombas. Esto trae aparejado graves inconvenientes, ya que le da mucho peso a ciertos parámetros de los cuales dependen estas fuerzas (tanto impulsoras como opositoras), y que poseen un importante grado de incertezas asociadas. Además, las magnitudes de dichas fuerzas impulsoras naturales dependen fuertemente de ciertas condiciones operativas de la planta, como así también de las configuraciones que posea al momento de ser demandado el sistema de seguridad pasivo, para cumplir con su función de seguridad.

A todas las incertezas intrínsecas que pueden afectar el rendimiento de los sistemas pasivos, se debe agregar además las incertezas asociadas al proceso de diseño y demás etapas de ingeniería de los mismos (fabricación, montaje, etc.).

Respecto a la etapa de diseño, una de las fuentes de incertezas que se encuentra es la relacionada a la metodología de cálculo que se utiliza, como ser, por ejemplo, el Código termo-hidráulico de simulación de transitorios de planta.

Estos tipos de códigos, complementados con otros de diversas áreas, son los que se utilizan para múltiples usos, como ser aspectos regulatorios, programas de mejora de la seguridad de plantas existentes, mejor utilización de los combustibles nucleares, mayor flexibilidad operacional, justificación de la extensión de vida, desarrollo de nuevos procedimientos de operaciones de emergencia, análisis de eventos operacionales, y desarrollo de programas de gestión de accidentes.

Cabe aclarar que las incertezas no se encuentran exclusivamente en los sistemas de seguridad pasivos, sino que son comunes a todas las partes del reactor. Pero se las consideran en estos tipos de sistemas, porque en ellos se logró reducir suficientemente la probabilidad de falla de sus componentes como para que empiecen a tener peso dichas incertezas.

2.3 - ¿Cómo se clasifican?

Para muchas aplicaciones en ingeniería se discrimina entre dos tipos fundamentales de incertezas [4]: aleatorias y epistémicas.

2.3.1 - Aleatoria

Estas incertezas resultan del efecto producido por la “aleatoriedad inherente” o la “variabilidad impredecible”. Este es un elemento intrínseco del fenómeno modelado y por lo tanto también se la llama incerteza inherente, natural, irreducible, estocástica, etc. Esta representa el indeterminado e impredecible comportamiento aleatorio del sistema y sus componentes.

Esta incerteza se cuantifica mediante probabilidades. Las mismas tienen distribuciones de probabilidades intrínsecas asociadas, las cuales representan las “leyes aleatorias” que las gobiernan, y se las puede obtener de observaciones estadísticas.

2.3.2 - Epistémica

Estas incertezas son el resultado de un “conocimiento imperfecto” o una “información incompleta”, más allá de los valores específicos de los modelos bajo estudio. También son llamados incertezas en el conocimiento actual, subjetivas, reducibles, etc. Las incertezas en los parámetros como estos son determinísticos por naturaleza, o sea, los mismos poseen un valor verdadero que es invariable, fijo, apropiado, y verdadero, pero el cual no se lo conoce con precisión.

Eventualmente se las puede reducir (al menos en principio), e incluso eliminar, si se mejora el estado del conocimiento que se posee, mediante, por ejemplo, más indagación, experimentación, investigación y desarrollo.

A estas incertezas de los parámetros también se la puede cuantificar mediante distribuciones de probabilidades, las cuales representan el “estado del conocimiento” alrededor del “verdadero” valor, y por lo tanto, las mismas son normalmente obtenidas a través del juicio de expertos.

En los análisis de seguridad nuclear, este tipo de incertezas son debidas principalmente a aproximaciones, simplificaciones, falencias, falta de información, etc.

2.4 - ¿De dónde provienen?

La principal fuente de incerteza es que los resultados que se obtienen de las simulaciones, simplemente reflejan la solución de un modelo numérico (el cual entre medio tuvo que transitar por mediciones experimentales a distintas escalas, modelado mediante ecuaciones, implementaciones de esquemas numéricos, traducciones de la planta al lenguaje del código termo-hidráulico, etc.), y no necesariamente de la realidad. Por lo tanto resulta fundamental identificar las fuentes de estas incertezas y cuantificarlas, y por supuesto ser consciente que siempre quedarán aspectos no tenidos en cuenta, y por lo tanto hay que seguir tomándose márgenes de seguridad.

Entonces, a continuación, se pasará a listar las fuentes independientes de incertezas más conocidas y estudiadas en la comunidad científica, provenientes del tipo y estado actual de los códigos termo-hidráulicos de simulación de transitorios de planta [8].

- Ecuaciones de balances (o conservaciones) son aproximadas:
 - No se incluyen todas las interacciones entre vapor y líquido.
 - Las ecuaciones son resueltas para una geometría cilíndrica solamente, por lo tanto, por ejemplo, no se consideran discontinuidades geométricas dentro de un volumen de control.
- Presencia de diversos campos de la misma fase, por ejemplo gotas de líquido y films. Además se considera sólo una velocidad por fase en los códigos.

- Promediado geométrico a través de la sección transversal. La necesidad de promediar espacialmente las condiciones del fluido fuerzan a utilizar la aproximación de un medio poroso, en vez de tener en cuenta, por ejemplo, los perfiles de velocidades que existen.
- Promediado volumétrico. Dado que se asocia solo un vector de velocidades a cada malla o volumen de control, entonces se pierde la posibilidad de tener en cuenta los perfiles axiales que pudiesen existir dentro del mismo, como ocurre típicamente en los *plenums*, o en las acometidas de los *downcomers*. Además trae aparejado generalmente el fenómeno de difusión numérica, que produce, por ejemplo, el suavizado de frentes de temperatura, lo que lleva a una mala predicción de inestabilidades (esto es consecuencia directa del esquema numérico que se emplee, ya que produce un nuevo sistema dinámico a resolver).
- Presencia de grandes y pequeños vórtices y turbulencias. En las bases de las ecuaciones de los códigos no se tiene directamente en cuenta la disipación de energía y momento asociada a los vórtices. Además, la presencia de un gran vórtice puede determinar el comportamiento global del sistema (por ejemplo la circulación natural en presencia de dos fases producida entre manojos de combustibles fríos y calientes), el cual puede no ser necesariamente consistente con lo que prediga un código con modelo discretizado.
- Los códigos no necesariamente satisfacen el segundo principio de la termodinámica. Algunos procesos irreversibles pueden ocurrir como consecuencia de un accidente en un sistema de un reactor nuclear, causando de esta manera una degradación de la energía (o sea convirtiendo energía cinética en calor). Sin embargo puede suceder que esta transformación de energía no se encuentre dentro de las capacidades del código, convirtiéndose así en una fuente virtual de energía.
- Los modelos de actual interés para la aplicación en los códigos de sistemas termo-hidráulicos comprenden un conjunto de ecuaciones en derivadas parciales. Además, las soluciones numéricas son aproximadas. Por lo tanto, las ecuaciones aproximadas son resueltas mediante métodos numéricos aproximados. La cantidad de aproximaciones en general no se encuentra bien documentada.
- Se hace un uso intensivo e inevitable de las correlaciones empíricas. Las mismas son necesarias para cerrar las ecuaciones de balance, y normalmente son llamadas “ecuaciones de cierre” o “relaciones constitutivas”. Algunas complicaciones típicas que aparecen en su utilización son:
 - Los rangos de validez no están completamente especificados. Por ejemplo, asignan los rangos de las presiones y caudales, pero no dicen nada acerca de la fracción de vacío ni las velocidades.
 - Se utilizan las correlaciones más allá de sus rangos de validez. Una vez que fueron implementadas en los códigos, las correlaciones son aplicadas en situaciones donde, por ejemplo, las dimensiones geométricas son distintas a las que tenían las facilidades experimentales que fueron utilizadas para obtener la correlación. Un ejemplo típico es la fricción del fluido con las paredes en las cañerías del primario: no existe ninguna facilidad que se haya utilizado para investigar (o cuantificar) los factores de fricción ante la presencia de dos fases para caños con un diámetro del orden de un metro. Además, los códigos no poseen un chequeo automático que verifique que las correlaciones sean utilizadas en los rangos que se les especificaron.

- Las correlaciones son implementadas con aproximaciones en los códigos. En general las correlaciones son desarrolladas por científicos o laboratorios que no necesariamente tienen conocimiento de las características o la estructura del sistema del código donde será implementada la correlación. Más aún, puede suceder que existan discontinuidades numéricas inaceptables en la estructura original de la correlación. Por lo tanto, las correlaciones son manipuladas (por ejemplo, en algunos casos extrapoladas) por los desarrolladores de los códigos, con consecuencias no siempre previsible. También suele suceder que en las zonas de transiciones entre correlaciones, se interpola linealmente entre ellas a fin de darle continuidad (ejemplo clásico ocurre con la transición laminar-turbulento en el diagrama de Moody).
 - Las bases de datos de referencias son afectadas por dispersiones y errores. Las correlaciones son obtenidas por ensambles de datos experimentales que inevitablemente presentan dispersiones y son afectadas por errores e incertezas. Los analistas deben interpretar estos datos y almacenar una fórmula promediada satisfactoria.
 - Hay que recalcar una paradoja: Las condiciones de estado estacionario y flujo completamente desarrollado son un prerrequisito necesario o una condición adoptada cuando se obtiene la correlación. En otras palabras, todas las correlaciones calificadas deben ser obtenidas bajo las condiciones dichas. Sin embargo, prácticamente en ninguna región de una central nuclear se cumplen estas condiciones en el transcurso de un accidente.
 - El estado y las propiedades de los materiales son aproximados. En las centrales nucleares se utilizan diversos materiales, de los cuales muchos son específicos del área, e incluyen líquidos, sólidos y gases. Las propiedades termo-físicas son parte de los códigos o constituyen entradas de datos al código específicas para los usuarios. Estas son de naturaleza empírica, y por lo tanto se encuentran sujetas a las consideraciones analizadas previamente. Un ejemplo en este contexto podría ser el correspondiente a las propiedades del agua.
 - Se trabaja con fenomenologías aun no completamente comprendidas. Un ejemplo típico es la presencia de gases no condensables en condensadores, o el flujo crítico de calor bajo condiciones oscilatorias.
 - Los efectos del usuario del código existen. Diferentes grupos de usuarios utilizando el mismo código con la misma información disponible para el modelado de una central nuclear, no llegarán a los mismos resultados. Los efectos de los usuarios provienen de:
 - Desarrollo de la nodalización.
 - Interpretación de la información suministrada (o disponible), la cual normalmente se encuentra incompleta.
 - Rendimiento del estado estacionario aceptado para la nodalización.
 - Interpretación de los resultados de los transitorios, planeamiento y realización de los estudios de sensibilidad, modificación de la nodalización y finalmente alcanzar una solución de “referencia” o “aceptable”.
- Los efectos de los usuarios pueden proveer la mayor contribución a las incertezas, y está conectado con la experiencia y la calidad y comprensibilidad del manual para el usuario del código y la disponibilidad de bases de datos para realizar los análisis.
- Existen los efectos de las computadoras y los compiladores. Un código de computadora es desarrollado haciendo uso de un hardware seleccionado por los

desarrolladores del código y el cual estaba disponible al momento de empezar el desarrollo. El proceso de desarrollo del código puede llegar a durar docenas de años, período en el cual pueden ocurrir profundos cambios de hardware. Inclusive, el código es utilizado en diferentes plataformas computacionales, y una experiencia actual demostró que el mismo código con las mismas entradas aplicadas, corriendo en dos diferentes plataformas produjo distintos resultados. Las diferencias normalmente son pequeñas en corridas de transitorios suaves, pero pueden volverse importantes en los casos de transitorios con umbrales o promovidos por bifurcaciones.

- Conocimiento imperfecto de las condiciones de contorno e iniciales. Algunos valores de las condiciones de contorno o iniciales son desconocidos, o parcialmente conocidos solamente, y por lo tanto el usuario termina completando la información faltante. Este efecto inevitablemente causa un impacto en los resultados que no resulta fácilmente rastreable.
- No se puede excluir las deficiencias de los modelos del código de cálculo. El desarrollo de los códigos comenzó hacia los finales del los 60's, y un procedimiento de mejora sistemática basada en programas continuos de validación experimental estuvo disponible desde los 80's. Con esto, se pudo corregir o trabajar con un gran número de errores de modelado e inconsistencias, y se alcanzó un progreso sustancial, logrando las capacidades globales de los códigos que se observan hoy en día. Sin embargo, hay deficiencias o faltas de capacidades que aún no se pudieron solucionar. Algunos ejemplos donde se notan estas falencias son:
 - La transferencia de calor entre la superficie libre del líquido y el vapor sobre este.
 - La transferencia de calor entre una pared caliente y un líquido frío que desciende por una zona llena mayoritariamente de vapor.

Sin embargo, se espera que estas deficiencias posean relevancias solamente en situaciones de transitorios especiales, como ser en un caso de un LOCA (*Lost Of Coolant Accident*) grande en un reactor tipo PWR (*Pressurized Water Reactor*).

2.5 - ¿Cómo se convive con ellas?

Los Códigos termo-hidráulicos de simulación de transitorios de planta han sido utilizados en la industria nuclear desde la década del 60, y desde entonces han ido perfeccionándose e incrementando su complejidad, como así también la exactitud en sus cálculos, impulsado en parte por la validación de los mismos frente a una gran cantidad de facilidades experimentales [2] denominadas *Integral Test Facilities* (ITF) y *Separate Effect Test Facilities* (SETF), como así también experimentos fundamentales, y datos reales de Plantas, y con lo cual generaron una inmensidad de datos experimentales. Esto hizo que actualmente estos códigos se encuentren en una etapa suficientemente madura como para poder evaluar condiciones complejas de las centrales nucleares. Además, para complementar las validaciones realizadas, también se coordinaron a nivel internacional una serie de *benchmarks* numéricos.

Pero la capacidad de cálculo de las computadoras es aún actualmente acotada, como así también el tipo de información que se puede medir experimentalmente para luego validar los códigos, por ello es necesario realizar distintos grados de aproximación y simplificaciones en los mismos.

Esto trae aparejado, entre otras consecuencias, que se deba adoptar márgenes de seguridad a fin de asegurarse de manera robusta que todos los requerimientos de seguridad son satisfechos, o sea, que existan márgenes suficientes entre los valores reales de los parámetros importantes y sus valores umbrales para los cuales producen un daño en las barreras que evitan la liberación de material radioactivo.

Un diagrama típico para ayudar a entender cómo se adoptan los distintos márgenes de seguridad puede observarse en la *Figura 2.5-1*.

En la misma se aprecia que en principio existen dos enfoques principales de cómo realizar los análisis.

Por un lado se tiene el enfoque determinístico, en el cual todas las incertidumbres que existan (en los valores calculados y/o medidos de los parámetros asociados con las fallas o cambios de un sistema o componente o con una fenomenología considerada) son suficientemente cubiertas y compensadas mediante valores que son fijados por medio de normas, regulaciones, criterios de ingeniería y otras metodologías equivalentes.

Ejemplos típicos de criterios regulatorios con este enfoque son: Temperatura máxima de vaina (1200°C), Oxidación máxima de la vaina (17% del espesor de la misma), Generación máxima de hidrógeno, y Conservación de una geometría del núcleo que posibilite su refrigeración.

En cambio, mediante el enfoque probabilístico, dicha incertidumbre se cuantifica mediante diversas metodologías, y lo que se busca es determinar la probabilidad (y sus distribuciones y niveles de confianza) de que los parámetros relevantes produzcan graves detrimentos en alguna función crítica del sistema. Una metodología representativa que utiliza este enfoque, es el Análisis Probabilístico de Seguridad, mediante el cual se determina no solo la probabilidad de que suceda un cierto evento, sino que también se obtiene la consecuencia del mismo, cuantificando de esta manera el riesgo asociado.

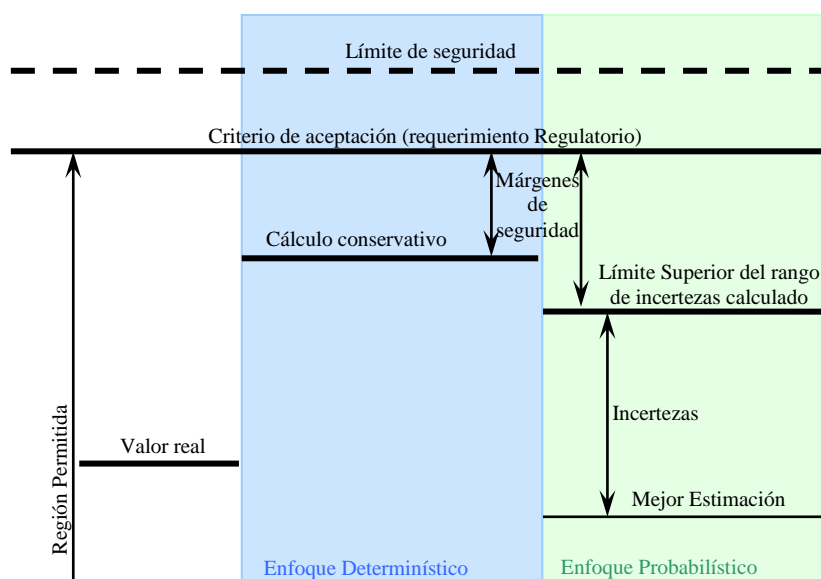


Figura 2.5-1: Márgenes de seguridad [2y3].

En este contexto de distintos enfoques, se observa que los códigos de cálculo que se utilizan pueden ser agrupados como se muestra en la *Tabla 2.5-1*.

	Código Aplicado	Entradas y Condiciones iniciales y de contorno	Suposiciones en la disponibilidad de los sistemas	Propuestas
1	Conservativos	Entrada conservativa	Suposiciones conservativas	Determinística
2	Con la mejor estimación (reales)	Entrada Conservativa	Suposiciones conservativas	Determinística
3	Con la mejor estimación + Incertezas	Entrada real + Incertezas	Suposiciones conservativas	Determinística
4	Con la mejor estimación + Incertezas	Entrada real + Incertezas	Suposiciones basadas en Análisis Probabilístico de Seguridad	Determinística + Probabilística

Tabla 2.5-1: Propuestas de los análisis de seguridad con propósitos de licenciamiento [4].

En la misma se aprecia las diferentes maneras que hay de combinar los códigos computacionales con los datos de entrada que se les suministra. Las incertezas por lo tanto pueden ser ingresadas a los cálculos a través de los códigos y/o de los datos de entrada de los mismos.

La primera opción, es una propuesta completamente conservativa, y fue introducida para cubrir las incertezas debidas a las limitadas capacidades de modelado de los fenómenos físicos que había en la década del 70, a causa del escaso conocimiento de los mismos [8]. Los resultados que se obtienen con esta propuesta pueden llegar a ser incorrectos (por ejemplo se puede: predecir comportamientos irreales, cambiar el orden de los eventos, etc.). Además, resulta desconocido el nivel de conservadurismo (cuantificación de los márgenes de seguridad). Por lo tanto, este tipo de propuesta dejó de ser recomendado en los estándares de seguridad de la IAEA [65].

En cambio, la segunda y la tercera opción son consideradas como aceptables y son sugeridas en los estándares de seguridad existentes de la IAEA [66]. En la actualidad, la segunda opción es la más usada en los análisis de seguridad, ya que la metodología asociada se encuentra razonablemente establecida, permitiendo un uso directo del mismo, llevando incluso, a veces, a poder demostrar la seguridad del reactor realizando tan sólo un cálculo.

Las validaciones internacionales de códigos, como así también otros numerosos estudios de las incertezas utilizadas, ayudaron a establecer un grado satisfactorio de confianza en la robustez de las predicciones obtenidas de los comportamientos de las centrales nucleares.

Por ejemplo, en los Estados Unidos, la *Code of Federal Regulation* (CFR) recomienda utilizar la tercera opción (un código *Best Estimate* junto con una identificación y cuantificación de las incertezas), como se puede apreciar en la norma 10 CFR 50.46 (Acceptance criteria for emergency core cooling systems for light-water nuclear power reactors).

En la mayoría de los casos es utilizada una propuesta conservativa para disminuir el costo de desarrollar un modelo realista. Sin embargo, esta propuesta solamente provee una somera estimación de las incertezas, y además necesitan de demasiados cálculos complementarios para avalar la decisión de los datos de entrada seleccionados, y aun más, tampoco se garantiza que se alcancen resultados conservativos.

La cuarta opción propone combinar el uso de un código computacional del tipo Best Estimate, con una determinada disponibilidad de los diversos sistemas, la cual es evaluada mediante el Análisis Probabilístico de Seguridad.

Si bien las últimas dos metodologías son las que aportan más información en los análisis (ya que por lo general son más precisas), las mismas poseen grandes complicaciones, ya que, por ejemplo, para los parámetros de entrada, es necesario definir para cada uno de ellos los rangos de variación y sus distribuciones; además de que la selección de los parámetros más importantes es dependiente de la situación accidental y su figura de mérito que se elija. Por otro lado cuantificar la probabilidad de que los sistemas se encuentren disponibles, es un trabajo para nada trivial.

Dado que la tercera opción es más precisa que la segunda, la misma puede ser utilizada para verificar la seguridad de un reactor cuando los márgenes de seguridad obtenidos con la segunda metodología son correctos pero muy ajustados.

Ya que la tercera opción (y la cuarta) permite establecer cuantitativamente los márgenes de seguridad, y la misma es utilizada a nivel internacional, entonces se recomienda su utilización, y a continuación se seguirá indagando en como cuantificar los efectos de las incertezas.

2.6 - Los métodos de análisis de las incertezas

Un análisis de incertezas consiste en la identificación y caracterización de los parámetros de entrada relevantes (incertezas en las entradas) como así también de una metodología para evaluar la influencia global de la combinación de estas incertezas sobre los parámetros de salida relevantes (incerteza en la salida).

Las metodologías utilizadas han sido desarrolladas, estudiadas, comparadas, etc., en múltiples programas nacionales e internacionales, como es el caso del BEMUSE (*Best Estimate Methods – Uncertainty and Sensitivity Evaluation*), el cual fue promovido por el *working group on accident management* (GAMA) y avalado por el *Committee on the Safety of Nuclear Installations* (CSNI). Este programa representa un paso importante en el camino de obtener aplicaciones confiables de métodos de mejor estimación de alta calidad y evaluaciones de incertezas [2].

2.6.1 - Clasificación de las metodologías

A las propuestas de propagación de incertezas se las puede clasificar en dos categorías principales: la propagación de las incertezas desde las entradas del código y la propagación de las incertezas desde las salidas del código.

En el primer caso, las incertezas del resultado son obtenidas realizando una identificación de las mismas en los parámetros de entrada, con sus respectivos rangos específicos y/o distribuciones de probabilidad, y luego efectuando los cálculos variando estos parámetros dentro de su dominio. Esta propagación de incertezas a través del código puede ser probabilística o determinística.

En cambio, en el segundo caso, las incertezas son obtenidas a partir de las incertezas en las salidas de diversos cálculos que intentan predecir resultados experimentales significativos, y según la precisión que se obtenga en el modelado, se realiza una extrapolación de la precisión que tienen las simulaciones realizadas.

Un esquema del principio de funcionamiento de estos dos tipos de metodologías se puede observar en la *Figura 2.6-1*.

Pero además se puede clasificarlas desde un punto de vista más matemático, ya que se distinguen entre los métodos basados puramente en la estadística, y los métodos determinísticos.

Finalmente, otra distinción que se hace es que existe una metodología que procura incluir dentro del mismo código (termo-hidráulico de simulación de transitorios de planta) el análisis de incertezas.

A continuación se pasará a describir brevemente las metodologías existentes.

2.6.2 - Propagación de las incertezas en los parámetros de entrada – Métodos probabilísticos.

Todos los métodos que pertenecen a esta categoría poseen las siguientes características en común:

- Identifican la planta nuclear, al código y al transitorio a ser analizado.
- Identifican las incertezas (condiciones iniciales y de contorno de la central, parámetros de los combustibles, modelado, etc.)
- Restringen el número de incertezas en las entradas que van a ser incluidas en los cálculos.

Las incertezas de las entradas son clasificadas con datos relevantes de los experimentos de efectos separados.

El estado de conocimiento de cada incerteza de los parámetros de entrada seleccionados, y sus rangos son expresados por distribuciones de probabilidad.

A continuación se describirán los métodos más conocidos de este tipo.

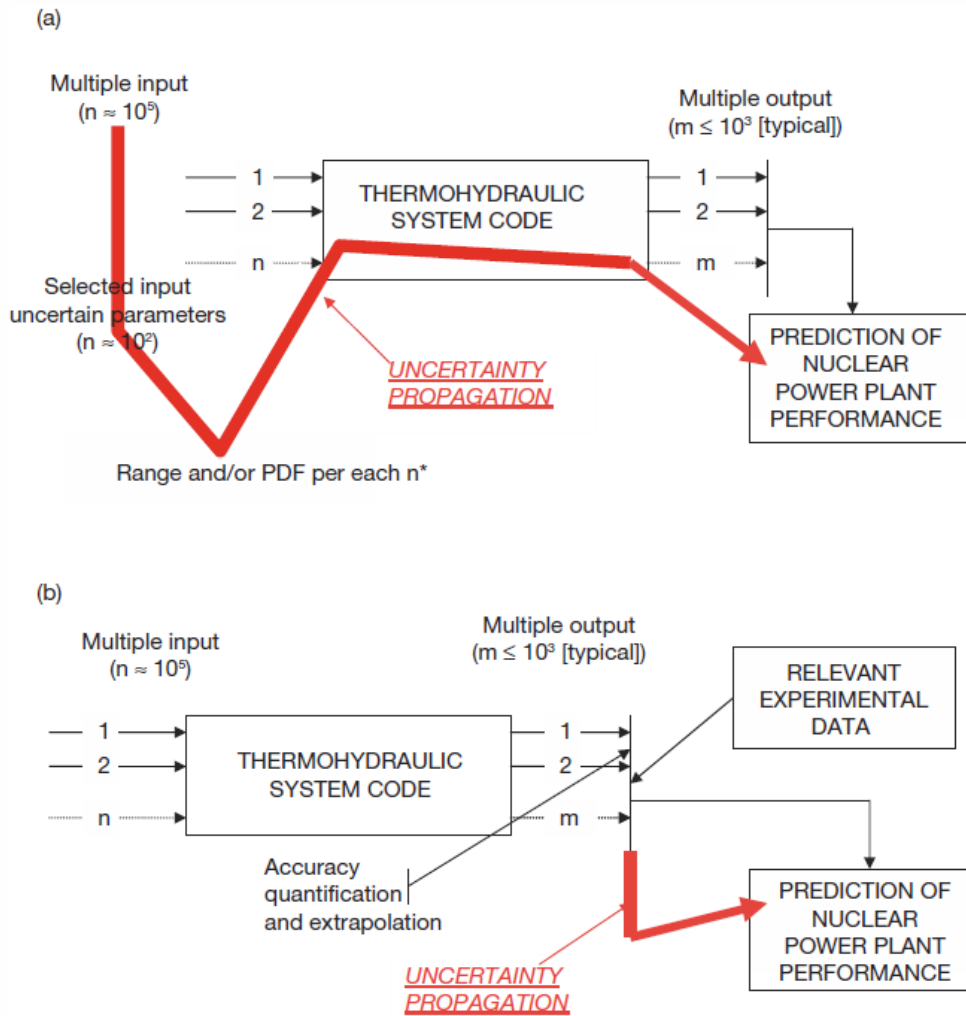


Figura 2.6-1: Clasificación de las incertezas. (a) Propagación de las incertezas desde las entradas. (b) Propagación desde las incertezas en la salida [8].

2.6.2.1 - CSAU (Code Scaling Applicability and Uncertainty) [10]

En el año 1988, la USNRC enmendó su regulación para poder permitir la utilización de modelos físicos realistas, simulados con códigos de computadora, para poder analizar el accidente de pérdida de refrigerante en un PWR. En este contexto fue que nació esta metodología, convirtiéndose de esta manera en la precursora de este tipo de estudios.

El objetivo de la metodología es la de investigar la incerteza del valor de los parámetros de salida relacionados con la seguridad.

El primer paso de la metodología consiste en realizar un procedimiento para determinar la aplicabilidad del código en el escenario propuesto para la central.

Luego se identifican todos los fenómenos relevantes, y se los categoriza, basándose en datos experimentales y predicciones del código bajo el escenario en consideración. Para realizar esto se utiliza una herramienta denominada PIRT [11] (*phenomena identification and ranking table*).

Todos los cálculos necesarios son realizados utilizando una nodalización optimizada que capture todos los fenómenos físicos importantes. La misma es el resultado de una relación de compromiso entre precisión y costo, basándose en la experiencia obtenida en el análisis de experimentos en facilidades de efectos separados (SETFs) e integrales (ITFs).

Solo se seleccionan los parámetros más importantes para su posterior utilización. La selección se hace principalmente juzgando sus influencias en los parámetros de salida. Complementariamente se introducen *biases* hacia la salida, con el fin de considerar las incertezas de los otros parámetros que no hayan sido tenidos en cuenta en los cálculos de sensibilidad.

La información de fabricación de los componentes de las centrales nucleares como así también de los experimentos y los cálculos previos es la que se utiliza para definir los valores medios y las distribuciones de probabilidad o desviaciones estándar de la incerteza del valor de los parámetros. En esta etapa también se pueden introducir *biases* para solucionar posibles desviaciones que se encuentren.

La incerteza en la salida es el resultado de la propagación de las incertezas en la entrada mediante la realización de una serie de cálculos con el código de planta. Para cada incerteza en los parámetros de entrada no se discrimina entre aquellos de naturaleza aleatoria y los de naturaleza epistémica.

Si bien esta metodología no propone formalmente ningún tratamiento estadístico específico, uno de los más utilizados resulta ser el de utilizar la técnica de superficie de respuesta. Esta técnica consiste en utilizar el código para generar una superficie de respuesta (por lo tanto deben elegir una reducida cantidad de parámetros de entrada), y luego, reemplazar al código por esta superficie, para realizar corridas del tipo montecarlo (realizando del orden de 10^4 corridas), y de esta manera poder obtener la confiabilidad del sistema (mediante el cociente entre número de fallas y número de corridas).

Finalmente, cabe aclarar que el *scaling* también es considerado por la metodología, identificando múltiples aspectos basados en facilidades experimentales y evaluaciones de códigos. Son tenidos en cuenta el efecto de las distorsiones de escalas en los procesos principales, la aplicabilidad de las bases de datos existentes, y la capacidad de extrapolación de las ecuaciones de cierre.

2.6.2.2 - GRS (del instituto Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit) [12]

Este método no posee límites respecto de la cantidad de parámetros con incerteza que serán considerados en el análisis. La incerteza calculada posee bases estadísticas bien establecidas. Las herramientas estadísticas son utilizadas para la evaluación de las incertezas y sensibilidades para un número importante de cálculos.

Para un transitorio de planta seleccionado, el método es aplicado a un test de efectos integrales (IETF), simulando el mismo escenario, previamente a su aplicación en el análisis de la central. Si los datos experimentales no son contenidos dentro de las bandas

de incertezas, entonces deberá ser modificado el conjunto de incertezas de los parámetros de entrada.

Los expertos identifican las incertezas significativas que serán consideradas en el análisis, incluyendo las incertezas en el modelado y las relacionadas con los parámetros; además identifican y cuantifican las dependencias entre las incertezas de los parámetros. Las funciones de densidad de probabilidad (PDFs) son utilizadas para cuantificar el grado de conocimiento de las incertezas de los parámetros para un escenario específico. Las incertezas en los parámetros de modelado del código son obtenidas basándose en la experiencia de validaciones. Los efectos del *scaling* son computados como incertezas en el modelo.

Luego, se varían en forma simultánea los valores de los parámetros utilizando un muestreo aleatorio (o hipercubo latino [13]) de acuerdo con las PDFs propuestas y las dependencias entre los mismos (cuando sean relevantes).

En esta metodología no se utilizan superficies de respuesta, sino que simplemente se realizan n corridas utilizando los parámetros establecidos. El número de corridas se determina directamente en función del percentil y el grado de confianza que se requieran a las salidas, sin necesidad de asumir nada acerca de las distribuciones de los parámetros de entrada.

Las mediciones de sensibilidad se realizan utilizando técnicas de regresiones o correlaciones a partir del conjunto de parámetros a la entrada y de los correspondientes valores a la salida, permitiendo una clasificación de las incertezas de las entradas en relación con su contribución a la incerteza en la salida. Por lo tanto, la clasificación de los parámetros es un resultado de los análisis y no en principio del juicio de expertos.

Los límites superiores estadísticos para la tolerancia son la confianza superior β para un percentil α elegido. El percentil indica la probabilidad de contener el resultado del código en la distribución de probabilidad obtenida (por ejemplo, $\alpha=95\%$ significa que el resultado obtenido tiene un 95% de probabilidad de ser inferior al límite impuesto). Luego, uno puede tener una confianza del $\beta\%$ de que al menos el $\alpha\%$ de las influencias combinadas de todas las incertezas caracterizadas se encuentran por debajo del límite de tolerancia. El nivel de confianza es especificado porque la probabilidad no es determinada analíticamente, y por lo tanto tiene en cuenta las posibles influencias del error de muestreo debido al hecho que los resultados son obtenidos a partir de una muestra aleatoria de tamaño limitado.

El número mínimo n necesario de corridas del código es obtenido mediante la fórmula de Wilks, la cual fue demostrada para límites de tolerancia de uno y dos extremos. Esta fórmula fue derivada utilizando estadística de orden, en donde para el caso de un extremo, se obtiene: $1-(\alpha/100)^n \geq \beta/100$.

Este es el número de muestras aleatorias (número de cálculos) que es necesario de manera tal que el máximo de los valores calculados es el límite superior estadístico para la tolerancia.

Cuando se realiza con propósitos regulatorios, donde es prioritario el margen al criterio de licenciamiento, se aplica el límite a la tolerancia con un extremo, y con un 95/95 (α/β), lo cual lleva a que sean necesario 59 corridas.

2.6.2.3 - IPSN (del Intitut de Propection et de Sûreté Nucléaire) [8]

Este método fue desarrollado por el IPSN, en Francia, y es básicamente igual al del GRS.

En el estudio de los métodos de incertezas (UMS) (organizado por la OECD/NEA-CSNI) solo fueron consideradas las incertezas básica provenientes de las ecuaciones constitutivas. Por lo tanto, toda la información que se proveyó al organizador coincidió con la provista por el GRS.

2.6.2.4 - ENUSA (de la Empresa Nacional del Uranio S.A.) [8]

Este método desarrollado en España, es básicamente el mismo que el método del GRS y el marco de trabajo del CSAU.

Utilizan la fórmula de Wilks para determinar el número de corridas, como en el del GRS, y tampoco utilizan una superficie de respuesta.

Sin embargo, el número de parámetros de entrada fue limitado a 26 para la aplicación en el UMS, mediante la utilización de un proceso con PIRT. La razón por la que lo limitaron fue para reducir el esfuerzo requerido en la determinación de las distribuciones de los parámetros de entrada.

2.6.2.5 - GSUAM (Generic Statistical Uncertainty Analysis Methodology) [14]

Esta metodología pertenece y fue desarrollada por Siemens (Framatome ANP). El mismo fue utilizado como soporte para el proceso de licenciamiento de la central nuclear de potencia Angra 2.

La metodología apunta a la obtención de valores puntuales de las incertezas, como ser para el PCT (*Pellet Cladding Temperature*), en vez de obtener valores que son función del tiempo. Este método incluye características generales similares al marco de trabajo CSAU.

Las tres principales fuentes de incertezas que identifican son:

- El código
- Las condiciones de la central nuclear de potencia
- Las condiciones del combustible

Y de estos elementos, el código es el que constituye la mayor fuente de incertezas. Esto es obtenido entre la comparación de los datos experimentales y los calculados, siguiendo una metodología similar a la UMAE (metodología explicada más adelante).

Para poder obtener las demás fuentes de incertezas, se realizan estudios de sensibilidad realizando una identificación de las incertezas de los parámetros de entrada, y sus rangos de variación.

Luego, un método estadístico es utilizado para combinar los datos de incertezas obtenidos de las tres fuentes de incerteza.

2.6.2.6 - BEAU (Best Estimate And Uncertainty) [8]

Este método fue desarrollado y aplicado en Canadá por *Ontario Power Generation y Atomic Energy of Canada Ltd.* La *Canadian Nuclear Safety Commission* publicó las lecciones aprendidas por los reguladores en las aplicaciones de prueba y las características esperadas de los análisis del tipo Mejor Estimación. Fueron realizadas muchas aplicaciones para investigar el primer pulso de potencia durante un LBLOCA en un reactor CANDU (el cual tiene coeficientes de vacío positivos).

La propuesta realizada es similar al del marco del CSAU.

2.6.2.7 - ASTRUM (Automated Statistical Treatment of Uncertainty Method) [15]

Esta metodología también trabaja bajo las bases del marco de trabajo del CSAU, donde utilizan como motor de cálculo al código termo-hidráulico WCOBRA/TRAC.

Sin embargo, una característica de esta metodología es que critica el uso de superficies de respuestas para el tratamiento estadístico, y por lo tanto adopta una propagación a través de una técnica Montecarlo directa, utilizando un muestreo aleatorio simple (hasta acá igual que como lo hacia el GRS).

Pero la principal particularidad de este código es la elección del número de corridas. Esta difiere del resto que utilizan crudamente la fórmula de Wilks cuando tienen más de una salida. En su lugar, ellos utilizan un fórmula desarrollada por Guba y Makai [16], la cual es una extensión de la de Wilks, pero tiene en cuenta la necesidad de obtener más información de las corridas por pedirle que se cumplan más condiciones a las salidas (pero se obtiene un número menor de corridas que las que resultan de multiplicar el número de corridas original por el número de salidas).

2.6.2.8 - AREVA [17]

Esta metodología es similar a la anterior, solo que al igual que el resto utilizan la fórmula de Wilks para determinar el número de corridas necesarias para alcanzar los grados de confianza y percentiles que les solicitan la USNRC.

Al igual que la metodología anterior, en sus procesos de búsqueda de los parámetros utilizando el PIRT llegan a una mayor cantidad que los que proponen en el CSAU.

Con esto, lo que se quiere recalcar es que no hay que confiarse en los parámetros que proponen las metodologías, ya que estas son simplemente una guía, y la realidad va a ser dependiente de cada reactor.

2.6.2.9 - RMPS (Reliability Methods for Passive Systems) [18]

Esta metodología fue desarrollada con el auspicio de la *European 5th Framework Programme*, y básicamente ataca los siguientes problemas:

- Identificación y cuantificación de las fuentes de incerteza y determinación de las variables importantes.
- Propagación de las incertezas a través de modelos Termo-Hidráulicos y obtención de la indisponibilidad de los sistemas pasivos.

- Introducción de la indisponibilidad calculada en un análisis de secuencias accidentales.

Esta metodología posee, en principio, la misma forma de trabajar que el resto de las vistas, pero agregando el análisis de secuencias accidentales (o sea árboles de evento y árboles de falla), o sea, que sigue prestando atención a las otras fuentes de indisponibilidad del sistema, como ser la falla de válvulas, cañerías, señales, etc. Entonces, el fin que persigue esta metodología al realizar la propagación de las incertezas, no es exclusivamente para comprobar si se satisface un dado valor (límite de aceptación), sino que es para determinar la confiabilidad (funcional) de un sistema de seguridad, y así poder integrarlo en la confiabilidad global del sistema bajo el contexto de un Análisis Probabilístico de Seguridad.

En la *Figura 2.6-2* se puede apreciar el denominado “diagrama de flujo” (*roadmap*) de la metodología, y la explicación detallada de cada uno de sus pasos puede encontrarse en la referencia mencionada.

Si bien todas las metodologías que se describen en esta sección poseen su propio *diagrama de flujo*, se decidió mostrar solamente este porque el mismo resultó de un trabajo conjunto de expertos a nivel internacional, donde analizaron la mayoría de las metodologías acá expuestas, y luego combinaron las características de cada una de ellas. Por lo tanto, en esta metodología se encuentra una combinación de las demás, donde en muchos pasos se observa que proponen múltiples técnicas (para obtener la misma respuesta), las cuales fueron derivadas de las otras metodologías.

Donde cada uno de los pasos del *diagrama de flujo* se describen brevemente a continuación:

- Paso 1: El mismo consiste básicamente en caracterizar el problema, por lo tanto requiere que se identifique el sistema que se va a modelar. Además es necesario definir claramente el escenario al cual se lo va a someter al sistema, y cuál es la misión del sistema durante el escenario propuesto. Posteriormente se debe analizar los modos de falla que tiene el sistema en las condiciones establecidas, y de donde luego se va a desprender cual es el criterio con el que se va a decidir si el sistema falló o no, o sea, el denominado indicador de performance.
- Paso 2: Consiste en el modelado del sistema en el código de cálculo que se pretenda usar, o sea, es el proceso de abstracción de la realidad a la herramienta de cálculo. Este paso está realimentado con el anterior, ya que el modelo se desarrolla con el objetivo de que tenga la capacidad de modelar las fenomenologías que se pretende capturar, según los requerimientos creados en la etapa anterior. A su vez, el paso anterior se realiza en función a las capacidades que posee el código de cálculo que se va a utilizar, y el procedimiento de modelado a emplear.
- Paso 3: En este se pretende definir cuáles son los parámetros que se van a utilizar en el análisis de la confiabilidad. Claramente estos parámetros dependen de lo que se haya definido en el paso 1, y en función de las capacidades que tenga el modelo desarrollado. A su vez, el modelo puede ser acondicionado en función de las necesidades que aparezcan en esta etapa.

- Paso 4: El objetivo del mismo es el de cuantificar las incertezas en los parámetros. Se definen las distribuciones de probabilidad que tienen los parámetros, para lo cual es necesario tener un profundo conocimiento de cada uno de los ellos.

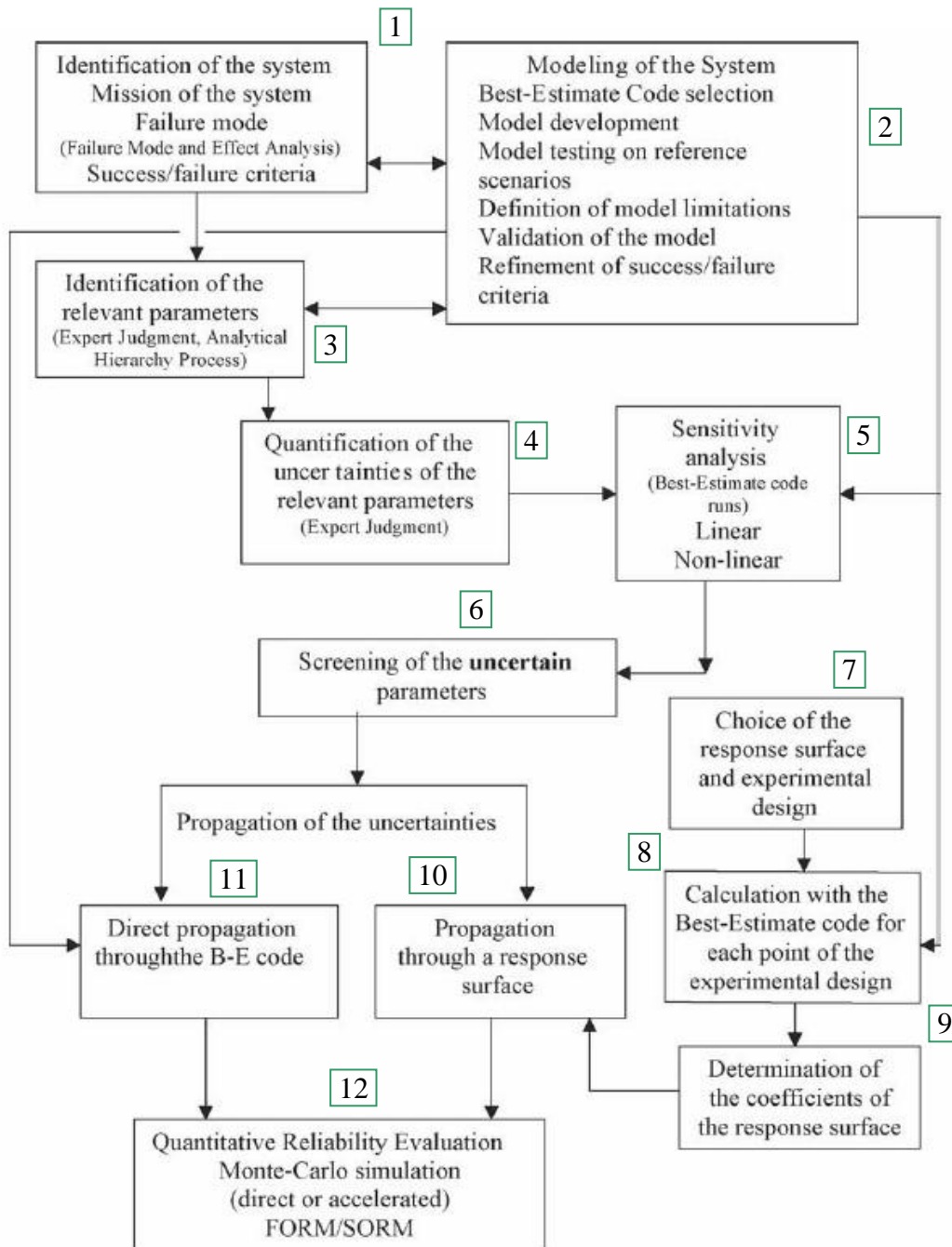


Figura 2.6-2: Diagrama de flujo de la metodología RMPS [18]

- Paso 5: Se realiza un estudio de sensibilidad de los parámetros, para lo cual se utiliza el modelo desarrollado y se hacen variar los parámetros en sus rangos respectivos.
- Paso 6: Simplemente consiste en obtener una representación visual de los parámetros, con el fin de corroborar su correcta definición y detectar posibles fuentes de errores.

- Paso 7: Se elige el tipo de superficie de respuesta que se va a utilizar, que por lo general suele ser un hiperplano, y se diseña como se van a obtener los puntos para generar dicha superficie.
- Paso 8: Con el modelo desarrollado en el código tipo *best estimate* se obtienen los puntos que surgieron como requerimiento del paso anterior.
- Paso 9: Se calculan los coeficientes respectivos de la superficie elegida, realizando un ajuste a los puntos obtenidos en el paso anterior.
- Paso 10: Se realizan las simulaciones Montecarlo utilizando la superficie obtenida en el paso anterior y las distribuciones de probabilidad de los parámetros a analizar.
- Paso 11: Se realiza un trabajo equivalente al del paso anterior, pero utilizando al modelo desarrollado en vez de la superficie de respuesta, como emulador del reactor real.
- Paso 12: Se calcula la confiabilidad del sistema utilizando los resultados de los dos pasos anteriores.

Estos pasos fueron utilizados en la tesis posteriormente a modo de guía para elaborar un propio “diagrama de flujo”, ya que no se pretendió realizar una aplicación exhaustiva de la metodología. Este diagrama de flujo propio (que es mostrado en la sección - 6.1 -) fue el utilizado para desarrollar la tesis en la parte de la misma que se desea cuantificar la confiabilidad funcional de un sistema pasivo de seguridad específico. La necesidad de crear una nueva versión surge de múltiples causas, entre las que se recalcan: que dado la disponibilidad de tiempo y recursos que hay para concretar la tesis no se pueden elaborar tareas como ser validaciones con datos experimentales; y además que se encontró una forma de mejorar la precisión de los resultados que se obtienen en la utilización de una superficie de respuesta.

2.6.2.10 - Cuantificación de la confiabilidad y la confianza

Si bien en la sección - 2.6.2.2 - se mencionó qué significa la confianza matemática, y al formalismo de Wilks (ya que son conceptos que fueron aplicados por primera vez en esa metodología, en este tipo de análisis), el objetivo de esta sección es el de desarrollar estos conceptos con el fin de mostrar la forma de implementarlos que se aplicó en la tesis.

La mayoría de las metodologías, en cuyo tratamiento estadístico afirman que son independientes de las distribuciones de probabilidades de los parámetros, y que modifican todos los parámetros a la vez, se basan principalmente en un desarrollo teórico que realizó Wilks en 1941 [5]. En su trabajo, explotó las ventajas de las estadísticas de orden, y encontró una solución para establecer los límites de confianza a la distribución del resultado de una combinación de parámetros donde no se sabe nada de sus distribuciones, excepto de que son continuas.

En la estadística de orden, se procede a ordenar los resultados que se obtuvieron en orden creciente, y por lo tanto el primer valor (u orden 1) es el menor, y el último valor (u orden N) es el máximo.

El problema de establecer los límites, es elegir un valor mínimo y un máximo tal que un determinado porcentaje α (confiabilidad) de los resultados caigan dentro de estos valores, y si luego se repite el experimento varias veces, que al menos el β por ciento de las veces estos límites elegidos funcionen bien.

Al β se lo denomina confianza, y mide la capacidad de predecir algún estimador estadístico, dado un muestreo acotado y parcial de la población en estudio.

Una interpretación de su significado es mostrada mediante el siguiente ejemplo. Se hizo un estudio de la altura de las personas para determinar cual porcentaje de la misma mide más de $1.80m$, pero dado que medir a toda la población es impracticable (y hasta un punto carece de sentido ya que, por ejemplo, todo el tiempo está naciendo y muriendo personas), entonces se decidió censar a 100 personas para poder estimar esta fracción. Este estudio dio que ninguna de las personas censadas alcanzó el metro ochenta. Pero, con este resultado, claramente no se puede afirmar que ninguna persona en la población va a medir más que la altura estipulada, y aún más, ni siquiera se puede afirmar que menos del $1/100$ de la población va a alcanzar dicha altura, ya que la medición se puede encontrar sesgada por haber tomado un número reducido de muestras. Según la teoría de Wilks, lo que se puede afirmar (dado que ni siquiera se sabe la distribución de probabilidades que posee la altura de esa población, salvo que es continua) con los resultados obtenidos, es que a lo sumo, el 5% de la población va a medir más de $1,80m$, y esta afirmación además tiene un 95% de confianza. Esto significa que si se repite el experimento de censar a 100 personas, tengo un 95% de probabilidad de encontrar hasta 5 personas que midan más de $1,80m$.

Una vez que se explicó “con los dedos” cuál es el significado de la confianza, se procede a mostrar cuales son las fórmulas utilizadas para calcular la probabilidad de que algo falle, y cuál es la confianza en el resultado obtenido.

En [16] está claramente explicado cómo obtener estos valores en base al número de muestras tomadas, y a los casos que fallaron. En el caso de utilizar solamente un límite superior, fijando el inferior a cero da:

$$\beta = \sum_{j=0}^{s-1} \binom{N}{j} \alpha^j (1-\alpha)^{N-j} = 1 - \frac{\int_0^{\alpha} \frac{u^{s-1} (1-u)^{N-s}}{(s-1)!(N-s)!} du}{(N-1)!} \quad (\text{ec. 2.6-1})$$

Donde:

- β es la confianza.
- N es el número de muestras.
- s es la posición en la cual se encuentra la muestra que es el límite superior en los resultados ordenados.
- α es la probabilidad de que las muestras estén hasta el límite superior y se denomina confiabilidad.

Para la aplicación que se le va a dar a esta ecuación, el límite superior es aquel valor que no se desea que los resultados superen.

En lo que respecta a la posición del límite superior dentro de la muestra, la forma de utilizarlo es contar cuantos casos se pasaron el límite establecido, y entonces el valor s será N menos el número de casos que lo superaron.

El resultado más clásico de esta fórmula, es cuando ninguno de los casos alcanza el límite impuesto, en cuyo caso se obtiene $\beta = 1 - \alpha^N$, que da la probabilidad α de que en cualquier medición posterior se obtenga a los sumo un valor igual al máximo de los obtenidos en las N primeras mediciones, con una confianza β .

Pero la primera fórmula se complica de implementar numéricamente cuando el número de casos fallados es mayor a 20, ya que la combinatoria que aparece dentro de la integral diverge rápidamente, y pierde precisión en sus valores.

Para evitar este problema, se encontró una aproximación a la ecuación, la cual resulta ser [6]:

$$s = N + 1 - \alpha N - k_{\beta} \sqrt{N\alpha(1-\alpha)} \quad (\text{ec. 2.6-2})$$

Donde:

- k_{β} es el factor k para una distribución normal correspondiente a una confianza β entre menos infinito y un límite superior.

Esta expresión es válida cuando $N\alpha(1-\alpha) > 9$ y tiende a ser ligeramente conservativa.

Para calcular factor k se encontraron varias tablas, y en particular a una de ellas [7] se la utilizó para validar la siguiente expresión analítica:

$$k_{\beta} = \frac{z_{1-\alpha} + \sqrt{z_{1-\gamma}^2 \alpha - ab}}{a}; \quad a = 1 - \frac{z_{1-\beta}^2}{2(N-1)}; \quad b = z_{1-\alpha}^2 - \frac{z_{1-\beta}^2}{N} \quad (\text{ec. 2.6-3})$$

Donde:

- $z_{1-\gamma}$ es el valor crítico para la distribución normal, cuya área bajo la curva desde menos infinito hasta ese valor z posee un área igual a $1 - \gamma$.

Este valor crítico se puede obtener muy fácilmente de las tablas estándar de distribución normal, las cuales además se encuentran implementadas en los *softwares* de programación.

2.6.3 - Propagación de las incertezas en los parámetros de entrada – Métodos determinísticos.

Los métodos determinísticos tienen las siguientes características en común con los métodos probabilísticos:

- Identifican la planta nuclear y sistemas, al código de cálculo y al transitorio a ser analizado.
- Identifican las incertezas (condiciones iniciales y de contorno de la central, parámetros de los combustibles, modelado, etc.)

Sin embargo, una diferencia fundamental con los métodos probabilísticos, es en cómo se cuantifica las incertezas en los parámetros de entradas.

En este caso, no se usan distribuciones de probabilidad. En vez de ello, se utilizan valores razonables de rangos o cotas para las incertezas, de manera tal de abarcar, por ejemplo, los datos experimentales relevantes y disponibles.

2.6.3.1 - AEAW (Atomic Energy Authority Winfrith) [8]

Este método considera la naturaleza determinística de la mayoría de los procesos involucrados y no utiliza procedimientos estadísticos.

Para un dado escenario, los expertos identifican los fenómenos relevantes, e identifican las incertezas más importantes de los parámetros. Se tienen que dar justificaciones físicas para cada uno de los parámetros seleccionados (por ejemplo, ¿por qué este va a contribuir a la incerteza del parámetro clave de salida?).

Luego se especifica un rango razonable a las incertezas de cada parámetro, definiéndolo como el menor valor de rango que incluya todos los valores que se consideren que sean consistentes con el estudio llevado a cabo.

El examen de datos experimentales sirve de soporte para la fase de caracterización de las incertezas de modelado, y se los obtienen por lo general de los SETFs.

Se construyen modelos de contorno, de manera tal de predecir, para cualquier combinación de parámetros, límites superiores e inferiores aceptables para la cantidad que se estudie.

Alternativamente, las desviaciones de las predicciones del código respecto de los datos de los SETs son combinadas, eligiendo de esta forma desviaciones para las cotas y que serán incluidas en las predicciones de los códigos, de manera tal de asegurar que todas las desviaciones se encuentran contenidas.

No existe un método general propuesto para evaluar el rango de las incertezas a la salida. Entonces se utilizan valores estándares y de cotas para obtenerlas.

Luego se ejecutan corridas del código realizando variaciones simples o múltiples de los parámetros, de manera tal de definir las variaciones combinadas creíbles que maximicen y minimicen las salidas, obteniendo de esta forma los rangos razonables de las incertezas para contener los resultados.

Esto significa que el número de corridas del código se incrementa con el número de parámetros a la salida. Durante la fase del análisis donde se realizan las variaciones, asignando dos valores a cada parámetro y su valor estándar, se obtienen $2N+1$ corridas del código para el caso de N parámetros de entrada. A esto hay que agregarle la necesidad de agregar corridas adicionales para maximizar o minimizar la cantidad de la salida.

Actualmente se está validando la metodología frente de datos experimentales independientes a los utilizados en el proceso de desarrollo.

Los procesos que incluyen los efectos de amplificado (*scaling*), modelado y cuantificación de las incertezas relacionadas son tenidos en cuenta mediante el juicio de expertos.

2.6.3.2 - DRM (Deterministic Realistic Method) [8]

Este método de análisis de accidentes fue desarrollado por la *Electricité de France* (EDF) y Framatome, basándose en el uso de códigos realistas de computadora.

Fundamentalmente, el mismo consiste en la cuantificación de las incertezas de los cálculos, las cuales son tomadas en cuenta determinísticamente cuando los resultados (parámetros con incertezas) son comparados con los criterios de aceptación. Para asegurar que los valores de los parámetros con incertezas son conservativos, se introduce un modo de penalización al modelo realista. Las penalidades son elegidas de manera tal de preservar la respuesta realista del código.

Cabe aclarar que el desarrollo de esta metodología fue realizada en torno al código termo-hidráulico francés de mejor estimación dedicado a análisis de seguridad, el cual es llamado CATHARE.

La metodología está basada en aproximaciones estadísticas y determinísticas. Un análisis estadístico cuantifica las incertezas. Luego, estas incertezas deben encontrarse acotadas por los cálculos determinísticos. Mediante este procedimiento se intenta conservar la naturaleza realista de la simulación.

2.6.3.3 - ASAP (Adjoint Sensitivity-Analysis Procedure) [20]

Esta resulta ser la metodología determinística más efectiva para calcular las sensibilidades locales de grandes sistemas, cuando el número de parámetros de entrada es mayor que el número de respuestas o parámetros de salida.

Además, también se pueden considerar y determinar los puntos críticos del sistema (o sea bifurcaciones, puntos de retornos, puntos tipo Saddle, y repuestas externas) mediante el uso del *Global ASAP* (GASAP), combinado con el espacio de fases que forman los parámetros, las variables directas de estado y las variables adjuntas.

Una vez que con las herramientas mencionadas anteriormente se obtienen todas las matrices que relacionan los distintos espacios de fases y de respuestas entre sí, se procede a utilizar otra herramienta denominada *Data Adjustment and Assimilation* (DAA), la cual ayuda a reducir las incertezas en los parámetros y respuestas del sistema, mediante un procedimiento que consistentemente asimila la información computacional y experimental.

2.6.4 - Propagación desde las incertezas en los parámetros de salida

A continuación se describirán las dos principales metodologías que se encontraron con la característica de determinar las incertezas basándose en la comparación entre los resultados y los datos experimentales.

2.6.4.1 - UMAE (Uncertainty Methodology based on Accuracy Extrapolation) [21]

Esta metodología no se focaliza en la evaluación individual de las incertezas de los parámetros, sino que lo hace en base a un escaleo directo de los datos obtenidos de las bases de datos disponibles, calculando la incerteza resultante como una extrapolación de la precisión (accuracy) evaluada a partir de los experimentos integrales relevantes que sean a escala completa de las centrales nucleares.

Considerando los ITFs de referencia y los códigos calificados de computadora basados en modelos avanzados, el método se basa en la capacidad de los códigos calificados mediante la aplicación en facilidades de escalas crecientes.

Como se dificulta la extrapolación directa de los datos desde experimentos de escala reducida hasta escalas de reactores, debido a los criterios imperfectos de escaleo adoptados en los diseños de cada facilidad en su reducción de escala, entonces solamente se extrapola la precisión (o sea, la diferencia entre las cantidades medidas y las calculadas).

Los datos calculados y medidos en facilidades de diferentes escalas son utilizados para demostrar que, cuando se incrementa las dimensiones de las facilidades, no hay un cambio en los fenómenos físicos y las capacidades predictivas de los fenómenos importantes por parte de los códigos. Sin embargo, las escalas de las facilidades IETFs se encuentran muy alejadas de las escalas de los reactores.

Otra suposición básica que se utiliza, es que los fenómenos y los escenarios de los transitorios en las facilidades de mayor escala se encuentran lo suficientemente cercano a aquellos de las condiciones de planta.

En la metodología se minimiza la influencia del usuario y de la nodalización, con respecto a las incertezas en los parámetros de salida. Sin embargo, un usuario o un nodalización inadecuada afecta a la comparación entre las tendencias calculadas y las medidas.

La cuantificación de la precisión del código es realizada utilizando un procedimiento basado en la transformada rápida de Fourier [22], en donde se caracterizan, en el dominio de las frecuencias, a las diferencias entre los valores calculados y los obtenidos de las facilidades experimentales.

Para obtener las incertezas en la precisión se utilizan tanto los cálculos de las IETFs como de los transitorios de planta.

Los modelos discretizados y las nodalizaciones son ajustados en un proceso iterativo comparándolos contra datos experimentales calificados. Luego se debe utilizar los mismos criterios obtenidos para realizar la nodalización y los cálculos de los transitorios, los cuales serán calificados mediante el *Analytical Simulation Model* (ASM).

Cabe aclarar que no existen limitaciones en el número de incertezas de los parámetros de entrada, ya que se pierde la influencia de los mismos en la incerteza de las salidas, por ser esta última medida directamente contra los datos experimentales.

2.6.4.2 - APSRA (Assessment of Passive System Reliability) [23]

El objetivo de esta metodología es el de comparar las predicciones del código con los datos experimentales, para generar las incertezas en las predicciones de los parámetros que ocasionan la falla, las cuales son consideradas posteriormente por el código para predecir las condiciones de falla del sistema.

Para ello hay que identificar claramente el sistema, y cuales son los parámetros críticos para el funcionamiento del mismo.

Asimismo es necesario conocer profundamente los mecanismos de funcionamiento del sistema, como también establecer los criterios de falla del mismo.

Luego se simula el sistema en un código avanzado para el cálculo con la mejor estimación, y se obtiene la superficie de falla, o sea, los valores que deben adoptar los parámetros claves para que el sistema falle.

Una vez que se tiene generada esta superficie, se las comparan con mediciones experimentales para ver las discrepancias entre los valores predichos por el código y los valores reales que produjeron los eventos críticos. Si se encuentran grandes diferencias, se analizan los factores que las producen, y se corrigen.

Con este paso lo que se busca es obtener un profundo entendimiento de las causas de falla del sistema y conseguir una correcta nodalización.

Una vez concretado el paso anterior, se procede a dar las probabilidades de que falle el sistema, buscando las probabilidades de que los parámetros claves adquieran los valores que producen las fallas.

2.6.5 - Propagación de las incertezas de manera interna al código.

Todos los métodos de evaluación de las incertezas descriptos poseen dos limitaciones principales:

- Su aplicación pueden ser muy intensivas en el uso de recursos, pudiendo demandar hasta varios años-hombre de trabajo.
- Los resultados obtenidos pueden ser muy dependientes del método y/o de su usuario.

La dependencia en el usuario en las evaluaciones de incertezas, combinadas con los efectos de los usuarios en la aplicación de los sistemas de códigos termo-hidráulicos de simulación de transitorios de planta puede opacar la utilidad de las evaluaciones de las incertezas, problema que ha sido estudiado y observado en múltiples *Workshops* internacionales.

En respuesta a este problema, la universidad de Pisa ha desarrollado un código con la capacidad interna de obtener las incertezas, y el cual puede ser acoplado a los códigos termo-hidráulicos.

2.6.5.1 - CIAU (Capability of Internal Assessment of Uncertainty) [24]

Los pilares de la metodología pueden describirse en los siguientes ítems:

- Construcción del estado de la central nuclear: cada estado es caracterizado por el valor de 6 cantidades relevantes (o fases), y por el valor del tiempo desde que comenzó el accidente. Cada una de estas fases es dividida en un número considerable de intervalos, los cuales formarán los lados de un hipercubo en el espacio de las fases. El tiempo transcurrido del accidente también es subdividido en intervalos.
- Asociación de la incerteza con el estado de planta: los valores de precisión obtenidos del análisis de los datos experimentales son asociados a cada estado de planta.
- Utilización del método: para cada tiempo del transitorio, el código de cálculo CIAU obtiene una asociación con un intervalo de tiempo y con un hipercubo, de los cuales extrae los valores de las incertezas.

Para desarrollar la metodología, es necesario disponer de datos experimentales calificados, resultados calificados de sistemas de códigos de cálculos, transitorios postulados que incluyan las definiciones de estados de planta, y la selección de las variables que se querrá calcular las incertezas.

Esta metodología permite la obtención automática de las bandas de incerteza asociadas a cualquier resultado calculado por el código, para ello, también es necesario demostrar la independencia de los resultados respecto de los transitorios.

Básicamente la misma consiste en una etapa de desarrollo, en la cual se generan los hipercubos y los intervalos de tiempo, y se los implementa como caja negra en un código de cálculo termo-hidráulico. Y luego la segunda etapa que es realizar los transitorios y procesar la información para determinar las bandas de incerteza.

Claramente, la primera etapa es la que demanda el mayor de los esfuerzos, y es donde finalmente se debe obtener el mapeo entre incertezas y estados de fases mediante todo un proceso de validación consistente de cálculos, nodalizaciones, datos experimentales y demás requisitos del método.

2.7 - Conclusiones del capítulo

Se pudo observar que todos los métodos presentados requieren la utilización de un código del tipo de mejor estimación.

Mientras que algunos propagan las incertezas de los parámetros relevantes a través del código, otros comparan la precisión de los resultados con las mediciones experimentales.

Entre aquellos que propagan las incertezas (que son la mayoría, y los más utilizados), están los probabilísticos, que le asignan distribuciones de probabilidades y rangos a las incertezas de los parámetros, y están los determinísticos, que le asignan valores extremos a los parámetros y pueden también modificar el código de cálculo de manera tal que realicen cálculos conservativos.

Lo que se vio claramente es que todos recurren a datos experimentales para aplicar sus metodologías, a pesar de utilizar códigos que ya fueron validados frente a experimentos.

Mientras que en algunas metodologías el número de corridas depende del número de parámetros de entrada, en otras metodologías resulta ser independiente. Sin embargo, respecto de este último tipo de metodologías, cabe recalcar una serie de recomendaciones que fueron obtenidos de la fase 1 del programa BEMUSE [9]:

- Utilizar la fórmula de Wilks (o la de Guba Makai según sea el caso) con un orden $n-4$ o $n-5$ (o sea aumentando el número de corridas como para permitir hasta 4 o 5 fallas, conservando los valores de confiabilidad y confianza), en vez de con el último valor, ya que se ha observado que se obtiene una mayor estabilidad en los resultados.
- Si bien resulta conveniente utilizar muchos parámetros de entrada, existe una relación de compromiso, ya que cuanto mayor sea este número, mayor cantidad de distribuciones habrá que asignar. Además se obtienen resultados más confiables de sensibilidad, cuanto mayor sea la relación número de corridas a número de parámetros de entrada.
- También recomiendan utilizar un muestreo aleatorio simple para definir los valores de los parámetros de entrada (en vez de muestreos estratificados como el Hipercubo Latino). Esto es por cuestiones estadísticas de las formulaciones, y porque en los muestreos estratificados no se puede agregar más corridas una vez que se terminaron las proyectadas.
- Para utilizar la formulación de Wilks de orden n , es necesario que todas las corridas sean satisfactorias. En caso de que fallen m corridas, habrá que utilizar la formulación de orden $n-m$.

Uno de los puntos más débiles de todas las metodologías, es la determinación de las incertezas asociadas al escaleo (extrapolación), ya que la mayoría de los datos experimentales fueron obtenidos en facilidades de escala reducida.

Por lo general, en las publicaciones que se leyeron, todas coinciden en que las metodologías requieren de varios años-hombre para poder ser aplicadas fehacientemente.

Se vislumbró que es importante y necesario analizar las incertezas que existen en las diversas etapas de ingeniería en el diseño, construcción y operación de los sistemas de seguridad pasivos. También se describieron las distintas causas que producen las incertezas.

Se observó que los sistemas de seguridad pasivos requieren de un análisis especial para poder determinar su confiabilidad, ya que normalmente al utilizar el enfoque clásico de Árboles de Falla se obtienen valores tan bajos de indisponibilidad, que la misma tiene que pasar a tener en cuenta la contribución a esta, de que la fenomenología no alcance a satisfacer los requerimientos que se le especifiquen debido a la influencia que tienen las incertezas en los parámetros que se describieron en el capítulo (como por ejemplo las que hay en las condiciones de iniciales y de borde de la secuencia accidental que se lo someta, o en el estado del conocimiento, o las causadas por las tolerancias de fabricación o los rangos de operación).

Con el valor de confiabilidad que se obtiene, luego se lo puede integrar en un estudio más global como ser el Análisis probabilístico de Seguridad (APS), introduciéndolo, por ejemplo, como una causa más de falla en los modelos de Árboles de Falla.

El presente trabajo se basará en una metodología similar a la RMPS para realizar el análisis probabilístico de la confiabilidad de un sistema de seguridad pasivo, pero a la cual se le introdujo determinadas modificaciones, como ser optimizaciones en ciertos procedimientos y simplificaciones en otros pasos. Básicamente esta metodología se basa en realizar simulaciones de una situación accidental utilizando un modelo desarrollado para un código de cálculo del tipo *best-estimate*, en donde en cada una de las simulaciones se varían todos los parámetros con incertezas a la vez y según sus distribuciones de probabilidades. El número de simulaciones es dependiente del grado de confianza que se desee tener en la confiabilidad obtenida.

Capítulo 3 - Descripción del reactor, su sistema de seguridad pasivo a analizar y el código de cálculo empleado

Dado que en el capítulo anterior se describió la importancia que tienen las incertezas en la evaluación de la confiabilidad de los sistemas de seguridad pasivos, y las técnicas que se emplean en la actualidad, a continuación, en el presente capítulo, se pasará a describir brevemente al reactor y su sistema de seguridad pasivo que se utilizará como referencia para el estudio de su confiabilidad.

Este reactor junto con su Condensador de Aislamiento son ideales como caso de estudio para aplicar las técnicas de análisis de confiabilidad que se desean utilizar, ya que poseen suficiente simpleza en sus diseños, pero a su vez introducen conceptos innovadores y fenomenologías desafiantes.

En este capítulo también se describirá el código de cálculo que se utilizó para realizar el modelado del reactor, lo cual constituye la herramienta fundamental para poder predecir los comportamientos que se supone que tendrá el reactor cuando esté construido. El mismo constituye el nexo más cercano que hay entre la realidad y la teoría, y por lo tanto, junto con todos los datos del reactor, será el motor principal en la metodología para el análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento.

3.1 - Descripción del reactor

En esta sección se describirá inicialmente al reactor en forma global junto con sus principales características, y luego se profundizará un poco más en su Condensador de Aislamiento, al cual se le analizará como afecta a su confiabilidad las diversas incertezas que hay y su respuesta ante la presencia de gases no condensables.

3.1.1 - El sistema primario

Un reactor integrado [25] es aquel que dentro del recipiente de presión del mismo (RPR, o RPV por sus siglas en inglés, que significan *Reactor Pressure Vessel*) se encuentran todos los componentes del circuito primario de una central nuclear convencional. Esto significa que dentro del recipiente de presión, se encuentra todo el refrigerante, el núcleo, generadores de vapor y domo de vapor (que funciona como presurizador).

La circulación del refrigerante puede ser forzada o natural. El control de presión puede ser activo, mediante gases no condensables o calefactores, o auto-presurizado. En el presente trabajo se focalizará el estudio en reactores integrados refrigerados por circulación natural y auto-presurizados.

El sistema estudiado se muestra en la *Figura 3.1-1*, la cual muestra un esquema del reactor y donde puede observarse la circulación natural del refrigerante en el sistema

primario del reactor. El agua ingresa al núcleo desde el *plenum* inferior del recipiente. El refrigerante, luego de extraer el calor del núcleo (y moderar los neutrones), sale del mismo y circula en sentido ascendente a través de la chimenea, en donde fluye como una mezcla de líquido y vapor. En la parte superior, el agua pasa hacia el ánulo externo a través de ventanas laterales en la pared de la chimenea. Luego circula en sentido descendente a través de generadores de vapor modulares, disminuyendo su entalpía. Finalmente, el refrigerante abandona la zona de los generadores de vapor y fluye de manera descendente a través del *down-comer* (que también hace de reflector para los neutrones) hacia el *plenum* inferior, cerrando el circuito.

La circulación natural se establece gracias a la ubicación relativa de los generadores de vapor, los cuales se encuentran por encima de la cota del núcleo.

La fuerza impulsora es producida por la diferencia de densidad a lo largo del circuito refrigerante y alcanza a compensar todas las pérdidas por fricción y de carga, produciendo el caudal necesario de refrigeración del núcleo. O sea, la dinámica del sistema siempre hace que el mismo se ubique en un punto de funcionamiento de equilibrio entre las fuerzas impulsoras del caudal del refrigerante y las fricciones hidrodinámicas a las que se somete.

La diferencia de densidad es causada, en parte, por los gradientes de temperaturas que posee el refrigerante a lo largo de su recorrido. Pero también es debida a que en la chimenea existe una fracción de vacío no nula (o sea, presencia de burbujas), lo cual se verá más adelante que tiene una influencia que suele ser dominante en la dinámica del reactor.

La autopresurización del sistema primario en el domo de vapor es el resultado del equilibrio entre el líquido-vapor, sumado a un pequeño desbalance que produce la condensación del vapor en las distintas estructuras que actúan como sumidero de calor en el domo. Este desbalance es beneficioso ya que estabiliza el sistema, y se verá más adelante que influye en el comportamiento del reactor tanto en estado estacionario como en transitorios, ya que, por ejemplo, esta condensación de vapor en el domo hace que el núcleo tenga que proveerlo mediante la generación extra del mismo.

Debido a la autopresurización, la temperatura a la salida del núcleo prácticamente corresponde a la temperatura de saturación a la presión del primario. Los calefactores y duchas características de los presurizadores de reactores PWR convencionales son eliminados.

El gran volumen de la cámara de vapor de la parte superior del recipiente, que conforma el presurizador, contribuye a la amortiguación de eventuales perturbaciones de la presión.

Los generadores de vapor están conformados por módulos, los cuales tienen tubos helicoidales de paso único. Cada módulo accede al recipiente de presión por una única entrada, y posee tubos que descienden por el centro del mismo (por la zona denominada campana), que luego forman un rulo inferior (que los cambia de dirección vertical), y posteriormente ascienden en forma espiral, hasta que salen del RPR aprovechando la misma abertura de entrada. Primario y secundario circulan en contra corriente. El fluido secundario entra como agua, circula por el lado tubo, baja por los caños rectos hasta los rulos inferiores y luego sube en forma de espiral hasta que alcanza el estado de vapor sobrecalentado, el cual es finalmente llevado hacia la turbina.

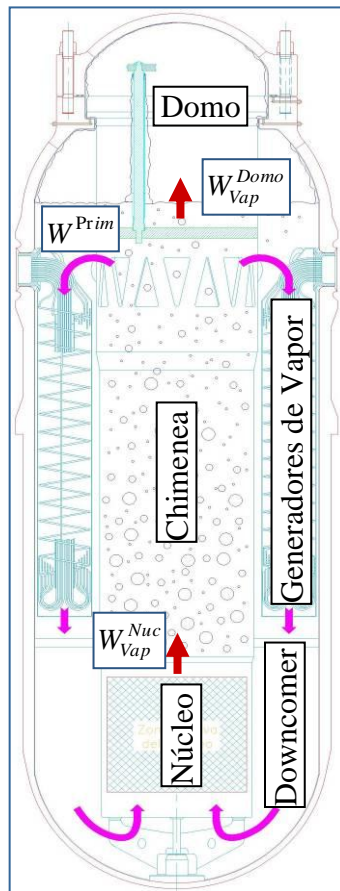


Figura 3.1-1: Esquema del circuito primario [26].

Los mecanismos de las barras de control se accionan hidráulicamente, y se encuentran dentro del recipiente de presión, en el domo superior. Esto elimina la posibilidad de un evento de inserción de reactividad por la eyección incontrolada de una barra.

El agua que circula por dentro de los mecanismos se encuentra suficientemente subenfriada como para evitar que entre en ebullición repentinamente (*flashing*) en caso de una despresurización violenta del sistema primario, de manera de impedir una extracción repentina de la barra de control por el incremento del volumen de agua que se produciría dentro de los mecanismos.

3.1.2 - El Condensador de Aislamiento

Los sistemas de seguridad del reactor pueden apreciarse en la *Figura 3.1-2*. Los mismos son todos del tipo pasivo (que en particular hay algunos, como el Condensador de Aislamiento, que pueden ser clasificados como Categoría D, según la nomenclatura designada por la IAEA [63], ya que poseen un disparo pseudo-activo y un funcionamiento pasivo posterior a este), y por lo tanto no requieren de energía externa para cumplir con su función de seguridad.

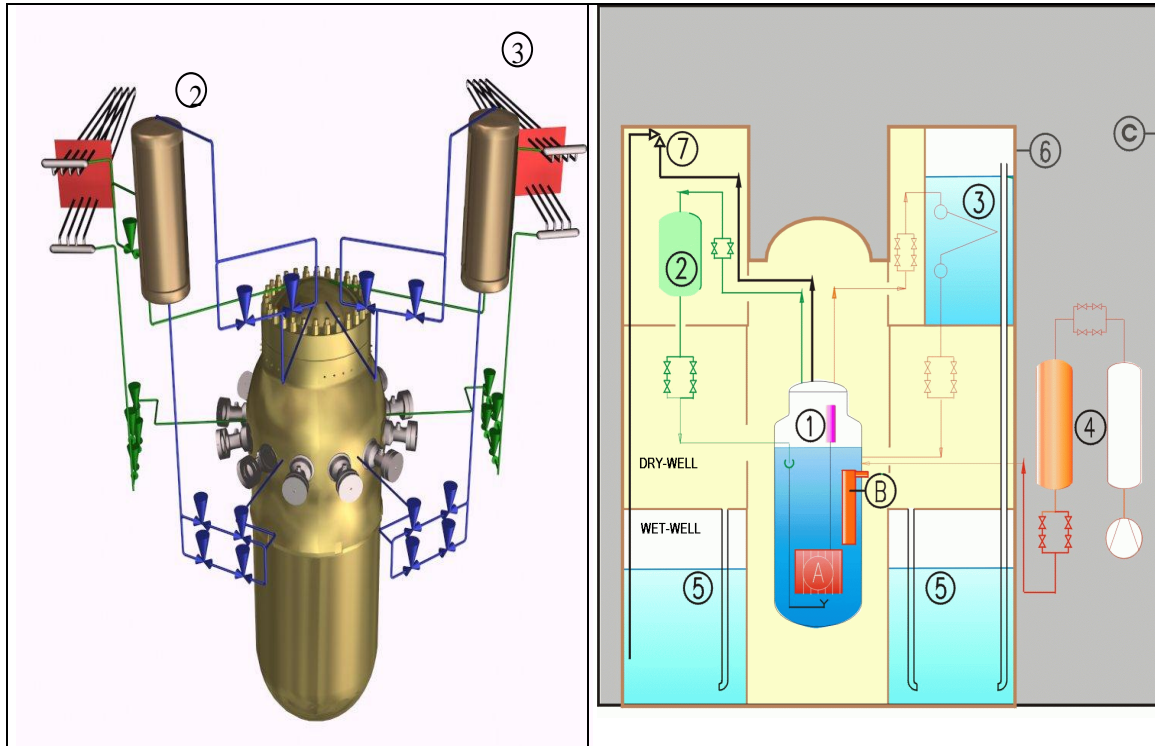


Figura 3.1-2: Contención y sistemas de seguridad, donde 1: Primer Sistema de Extinción, 2: Segundo Sistema de extinción, 3: Condensador de Aislamiento, 4: Sistema de Inyección de Emergencia, 5: Piletta de Supresión de Presión, 6: Contención, 7: Válvulas de Seguridad. A: Núcleo, B: Generadores de Vapor, C: Edificio del Reactor.

En particular, el Condensador de Aislamiento (o también conocido como Sistema de Extracción de Calor Residual o SECR), es un sistema de seguridad pasivo cuya función es la de remover el calor de decaimiento del núcleo del reactor mediante la condensación del vapor alojado en el domo del recipiente de presión, en un circuito cerrado, con retorno del condensado y mediante la circulación natural.

El sistema se basa en un circuito cerrado donde el vapor del primario circula por convección natural, condensándose en intercambiadores de calor (condensadores), y regresando por lo tanto en estado líquido a la rama fría del circuito primario. Los condensadores están sumergidos en una piletta con agua, la cual constituye su sumidero de calor. El vapor producido en dichas piletas durante el funcionamiento es conducido hacia la piletta de supresión donde se produce su condensación. En la *Figura 3.1-3* se muestra un diagrama de procesos del sistema.

El sistema está formado por dos redundancias, cada una compuesta por:

- Dos módulos de condensación, cada uno asociado a una conexión al domo del RPR y compuesto cada uno por 2 tubos condensadores.
- Cañerías de conexión al RPR independientes para cada módulo de condensación
- Líneas de venteo y purga en cada módulo
- Una piletta.
- Cañerías de conexión entre la piletta y la piletta de supresión de presión.

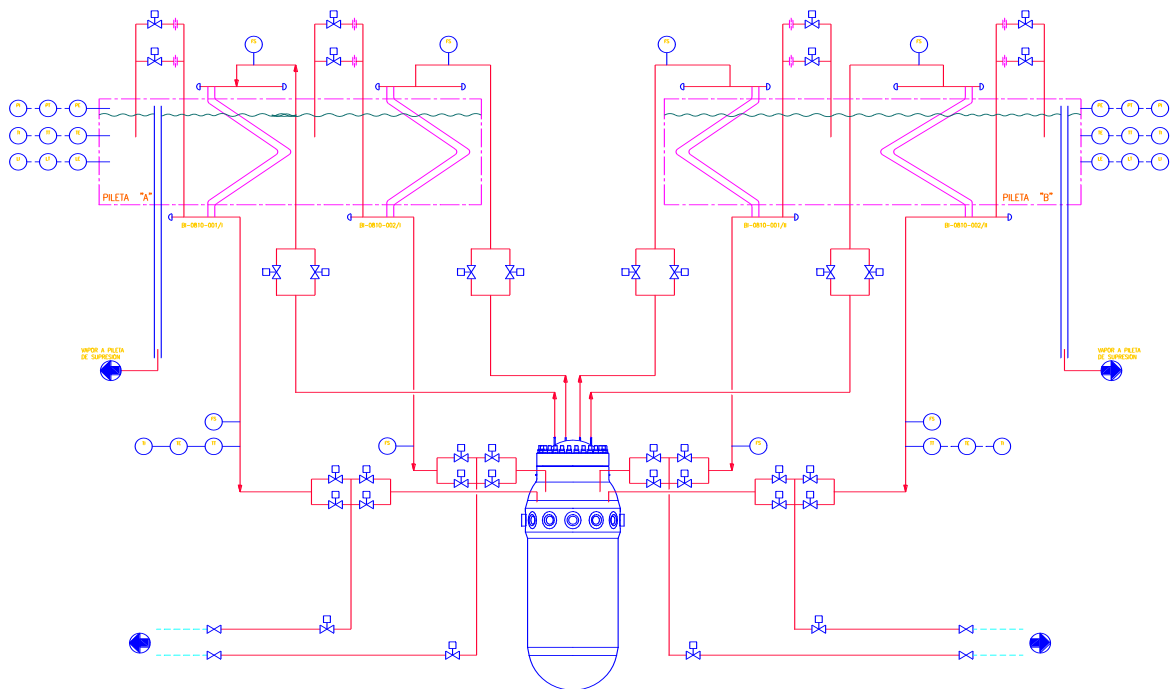


Figura 3.1-3: Condensador de Aislamiento – Diagrama de Procesos

Cada módulo suministra el 50% de la capacidad requerida para una redundancia y está formado por 2 tubos en V, conectados a un colector en cada extremo. Dentro de la piletta, estos tubos quedan instalados longitudinalmente en forma prácticamente horizontal y ambos colectores (superior e inferior) están desfasados de manera que la V conformada por los tubos queda ligeramente acostada y desplazada de su vertical. De esta manera se obtiene la pendiente requerida para inducir el drenaje del líquido condensado por acción de la gravedad minimizando la altura ocupada por el equipo y logrando un mejor aprovechamiento del volumen de la piletta. Ambos colectores están montados sobre una placa vertical, la cual está adosada a la pared de la piletta. En la *Figura 3.1-4* se muestra un esquema del mismo.

Las cañerías de conexión de cada módulo con el RPR, con sus respectivas válvulas de bloqueo, son dos. Una conecta el domo del RPR desde la tapa del mismo, al cabezal superior del módulo y se denomina línea de vapor. La otra cañería va desde el cabezal inferior del módulo penetrando al RPR por el cuerpo, encima de los generadores de vapor, y se denomina línea de condensado.

La línea de vapor cuenta con dos válvulas de bloqueo dispuestas en paralelo, ambas abiertas en operación normal del reactor. Ambas válvulas pueden ser cerradas para aislar el sistema durante operaciones de mantenimiento o en caso de haberse detectado una fuga en algún tubo del condensador.

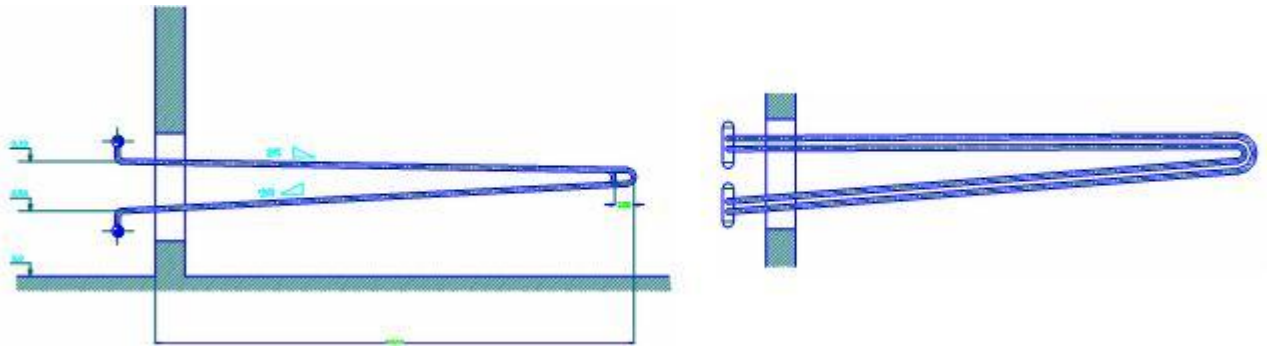


Figura 3.1-4: Esquema detallado del Condensador de Aislamiento.

Una línea de venteo se encuentra conectada al cabezal inferior para extraer los gases no condensables durante la operación del sistema, para asegurar que ni el hidrógeno en exceso (proveniente del control de la química del agua) ni otros gases no condensables puedan llegar a acumularse en el condensador deteriorando la transferencia de calor.

Dos válvulas de venteo, ubicadas en dicha cañería y en paralelo, normalmente cerradas, y con posición de falla cerradas abren en forma automática junto con las válvulas de disparo. El caudal del venteo está controlado por placas orificio ubicadas aguas arriba de las válvulas.

La línea de condensado en su camino desde el cabezal inferior hasta el RPR tiene dos válvulas de bloqueo en paralelo, normalmente abiertas, las cuales son cerradas solamente durante las operaciones de prueba de las válvulas de disparo ubicadas aguas abajo.

Entre estas válvulas y las de disparo hay una línea de purgado, que permite la renovación del agua acumulada dentro del condensador. Esta línea tiene una válvula, con posición de falla cerrada, que en operación normal abre y cierra en forma automática a una frecuencia predefinida, disponiendo el operador también de comandos manuales en la sala de control.

Las válvulas de disparo son dos, conectadas en paralelo, cada una con el 100% de la capacidad requerida, cerradas durante la operación normal. Durante la operación normal de la planta, el sistema se encuentra en modo “en espera”. El módulo se encuentra lleno de líquido, las válvulas de bloqueo en la línea de vapor y en la línea de condensado se encuentran abiertas, ambas válvulas de disparo en la línea de condensado se encuentran cerradas, y las válvulas sobre las líneas de venteo y drenaje se encuentran también cerradas.

En caso de falla de la remoción de calor por parte de los generadores de vapor o los sistemas auxiliares, el sistema es demandado en forma automática.

Al activarse el sistema, el líquido condensado acumulado en el condensador drena hacia el reactor, lo que permite el ingreso de vapor desde el domo del RPR al condensador y que se transfiera energía hacia el agua de la pileta. Al inicio del disparo se produce el cierre de las válvulas de la línea de purgado del agua en el caso que la misma se encuentre realizando esa operación. Una vez que el sistema ha sido disparado, en forma

automática se abrirán las válvulas de venteo del cabezal inferior a los efectos de eliminar los gases no condensables.

El agua de la pileta del Condensador de Aislamiento, se puede calentar hasta temperaturas entre 110°C y 135°C según la presión en la pileta de supresión de presión de la contención. El vapor generado aumenta la presión dentro del recinto en donde se aloja dicha pileta. Cuando la presión es suficiente se produce la circulación del vapor a través de tuberías hacia la pileta de supresión de presión, en donde finalmente condensa.

En la *Figura 3.1-5* puede apreciarse como son las conexiones propuestas para el colector de salida. Puede observarse que se propone que la extracción para el venteo sea realizada desde arriba, ya que se presume que en el colector de salida se forma un nivel de líquido, encontrándose los gases en la parte superior del mismo. Lo que se intenta evitar de esta manera es extraer líquido por el venteo.

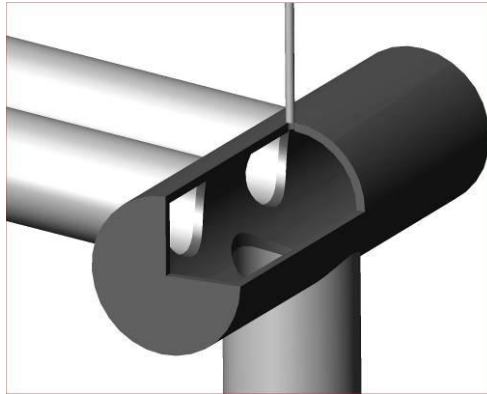


Figura 3.1-5: Esquema de las conexiones en el colector de salida del Condensador de Aislamiento.

3.2 - Código de cálculo

El código de planta utilizado es el RELAP5 [27], el cual es un código de análisis de transitorios genérico para sistemas termohidráulicos usando un fluido que puede ser una mezcla de vapor, agua y no condensables. Este código fue desarrollado por *Idaho National Laboratory (INL)* para la *United States Nuclear Regulatory Commission (NRC)*.

El fluido y los flujos de energía son aproximados por modelos unidimensionales. El sistema se compartimenta en volúmenes de control con propiedades uniformes en cada volumen. Luego el código resuelve seis ecuaciones, las cuales son las de balance de masa, momento y energía para líquido y vapor. Incorpora además dos ecuaciones de balance adicionales para modelar presencia de no condensables y venenos neutrónicos disueltos en agua, llegando a resolver ocho ecuaciones.

El código contiene modelos sobre componentes o sistemas aplicables a LWRs. En particular, un modelo de cinética puntual, bombas, turbinas, generadores, válvulas, separadores, y sistemas de control están incluidos.

Las aplicaciones a LWRs para las cuales fue concebido el código incluye eventos iniciados por grandes roturas y pérdida de refrigerante, transitorios operacionales como los *anticipated transients without SCRAM*, pérdida de agua de alimentación, pérdida de suministro eléctrico, etc. El rango de validez corresponde hasta el momento en que se produce daño en el combustible.

El código posee internamente múltiples correlaciones, las cuales utiliza principalmente como ecuaciones de cierre. El mismo además fue validado y realimentado frente a múltiples experimentos a diversas escalas y de variadas fenomenologías, lo cual le da mucha solidez a la capacidad de predicción de resultados.

Capítulo 4 - Desarrollo de los modelos, para RELAP, del Reactor y el Condensador de Aislamiento

En los capítulos anteriores se describieron globalmente a las técnicas que se iban a emplear para evaluar la confiabilidad de un Condensador de Aislamiento en una determinada condición, y también se describió el sistema que se va a aplicar como caso de estudio, como así también el código de cálculo que se va a emplear para modelar al caso de estudio.

En el presente capítulo se mostrará el proceso de modelado que se realizó.

Primero se mostrará el modelo que se realizó para evaluar la influencia de los gases no condensables en el sistema de remoción de calor residual de seguridad. Este modelo se decidió hacerlo aislado del resto del primario, ya que de esta manera poseía el suficiente detalle y simpleza como para captar las fenomenologías que se querían analizar.

Luego se mostrarán los distintos modelos del domo del reactor que se realizaron, con el objetivo de estudiar la influencia que tiene el usuario del código de cálculo en la confiabilidad del Condensador de Aislamiento. Se detallará todo el proceso de modelado que se realizó, como así también la forma de caracterizar cada uno de ellos.

Finalmente se mostrarán los resultados obtenidos en el proceso de integración de los modelos de las distintas zonas del reactor. De las zonas que se están integrando, la única que fue desarrollada por el autor de la tesis fue la zona del domo, en cambio, el resto de las zonas fueron modeladas por otros integrantes del grupo de trabajo donde se realizó la tesis y con criterios similares a los utilizados en el modelado del domo [68].

Cabe aclarar que en las primeras dos etapas de modelado, el resto del reactor fue obtenido de modelos anteriores del reactor facilitados por el grupo de trabajo [67]. Si bien estos modelos no contaban con las últimas mejoras implementadas en los modelos que se utilizaron finalmente en el proceso de integración, los mismos eran suficientemente similares como para obtener resultados confiables.

4.1 - Modelado del Condensador de Aislamiento

En esta sección se muestra el proceso realizado para obtener el modelo que será utilizado en el análisis determinístico de la influencia de los gases no condensables en el Condensador de Aislamiento. Se explica el modelo desarrollado como así también los contratiempos más importantes que se tuvieron que resolver, y las verificaciones que se realizaron.

Además se realiza el pre-dimensionamiento del sistema para ventear los gases no condensables que aparezcan en el Condensador de Aislamiento, mientras esté en funcionamiento.

4.1.1 - El modelo desarrollado

Con el objetivo de poder discriminar la fenomenología característica que introduce la presencia de los gases no condensables en el Condensador de Aislamiento, se simplificó una nodalización preexistente del Reactor que incluía un modelo detallado del Condensador de Aislamiento, reemplazando al sistema primario del reactor por condiciones de contorno de presión.

La nodalización resultante puede observarse en la *Figura 4.1-1*, en donde las condiciones de contorno P1 y P2 representan agua saturada a la misma presión en forma de vapor y líquido puro, respectivamente, representando de esta manera al Domo del reactor. Además, a P1 se lo configura con alguna concentración determinada de gases no condensables en equilibrio (representando de esta manera al Hidrógeno disuelto que hay en operación normal en el reactor, para controlar la química del mismo).

También puede observarse que se agregaron las condiciones de contorno de presión P3 y P4, ambas inicializadas con gases no condensables únicamente. Las mismas representan el sumidero del venteo y la fuente de gases no condensables por parte del Sistema de Inyección de Emergencia, respectivamente

P3 posee la misma presión que las piletas donde se encuentran sumergidos los condensadores del Condensador de Aislamiento (presión atmosférica), y se conecta al colector de salida de estos condensadores a través de la válvula V2 cuya área y pérdida de carga no se encuentran dimensionadas. Esta válvula V2 es utilizada para modelar el venteo del sistema.

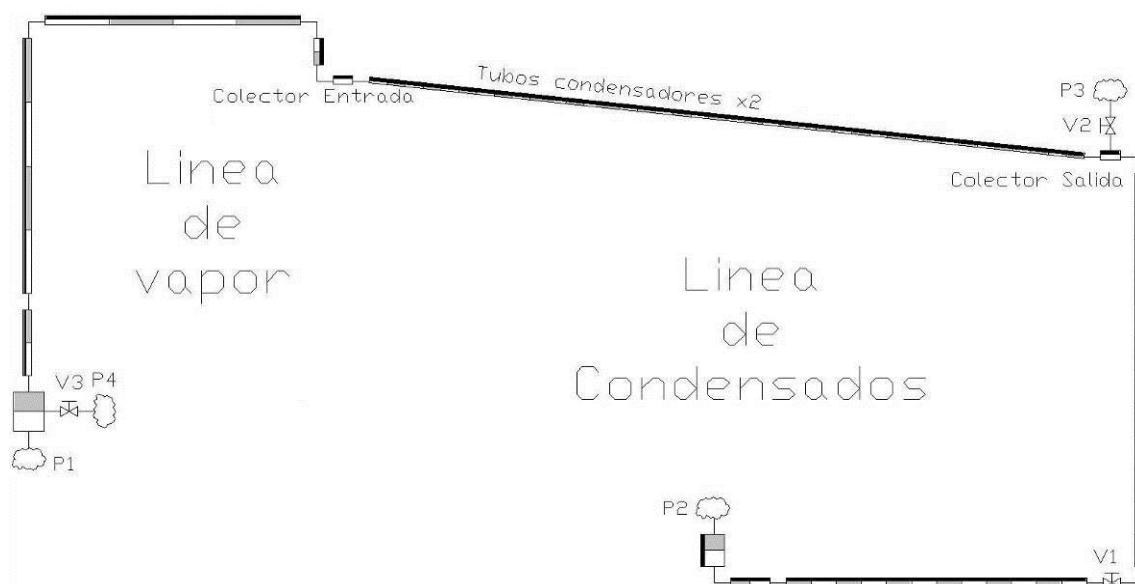


Figura 4.1-1: Nodalización del modelo planteado para el Condensador de Aislamiento.

Por otro lado, P4 fue inicializada a la mayor presión de operación a la que puede operar por diseño el Condensador de Aislamiento. El H₂ contenido en P4 ingresa al sistema a

través del “*time dependent junction*” Q3, el cual posee un “trip” asociado para que se interrumpa el caudal en caso de haber pasado más de una determinada masa de H₂. Esta parte del modelo es la que representa la inyección de nitrógeno por parte del Sistema de Inyección de Emergencia en caso de falla de su válvula de retención una vez finalizada la descarga de líquido. En el modelo se utiliza Hidrógeno porque este es el gas no condensable que hay certeza que va a haber durante la demanda del Condensador de Aislamiento, también se presume que los resultados no deberían cambiar considerablemente con los que se obtendrían utilizando Nitrógeno (ya que los gases influyen principalmente disminuyendo el área de transferencia de calor), y además, dado que el código RELAP posee la limitación de utilizar un solo gas no condensable por simulación, imponer que a partir de un cierto instante conmute a nitrógeno traería aparejado complicaciones extras innecesarias en el modelado.

4.1.2 - Verificación de las alturas y condiciones de contorno

Para corroborar la correcta elección de las condiciones de contorno P1 y P2, se inicializó el sistema inundado con agua líquida a temperatura ambiente y presión de trabajo (o sea presión nominal de operación normal del Reactor), teniendo además la precaución de inicializar las estructuras correspondientes a la misma temperatura que el fluido en cuestión. Además, se dejó abierta la válvula V1, se cerró la válvula V2, y se fijó como nulo al caudal Q3.

En la *Figura 4.1-2* puede observarse como resultó la distribución de presiones para el sistema en estas condiciones. Además se pudo corroborar que circulaba un caudal menor a 10⁻² kg/s en estado estacionario. De esta manera se pudo comprobar que no existen fuerzas boyantes ficticias producidas por una mala elección de las condiciones de contorno y de las alturas de componentes que reemplazan el domo del reactor.

Una vez comprobado el correcto reemplazo del primario por condiciones de contorno, se realizó una serie de corridas de prueba con la válvula V2 cerrada, con Q3=0, y ajustando a P1 sin la presencia de gases no condensables. De esta manera se pudo verificar que el sistema efectivamente evacua calor a través de los condensadores como lo hacía antes de las modificaciones introducidas.

Pero lo que se pudo ver también es que en la línea vertical de condensado, no se producía una estratificación del líquido como se esperaba y sería deseable, por ello se procedió a incrementar el diámetro de este tubo hasta observar la estratificación, y luego se comprobó que el resto del comportamiento del sistema permaneció prácticamente inalterado. Esta falta de estratificación en la línea de condensados vertical es un comportamiento fuera de lo esperado, y se recomienda indagar más en esta cuestión para ver si no se debe a falencias en los modelos y correlaciones utilizados por RELAP. Cabe comentar que de no producirse la estratificación, los gases no condensables serían arrastrados por la línea de descarga, y por lo tanto no se produciría la acumulación de los mismos en ninguna zona del Condensador de Aislamiento.

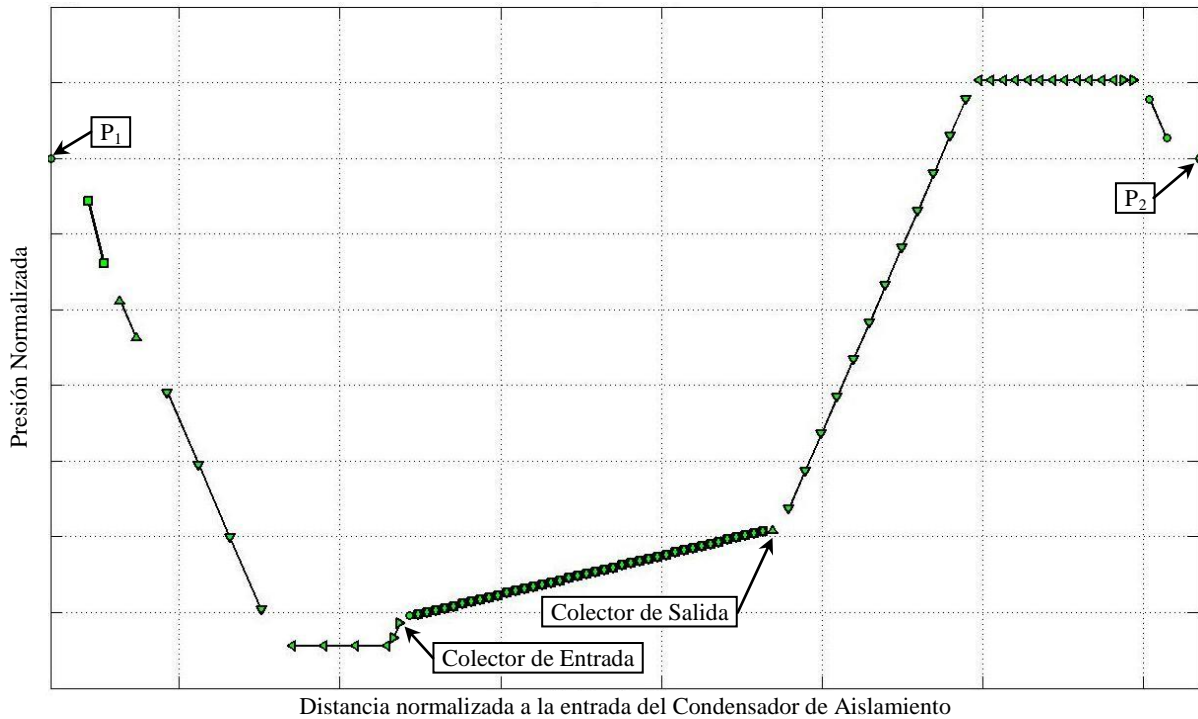


Figura 4.1-2: Distribución lineal (haciendo como una descripción Lagrangiana del fluido) de presiones para el sistema inundado y sin intercambio de temperaturas

4.1.3 - Especificación de los gases no condensables en el archivo de entrada

Un problema que se tuvo que sortear a la hora de trabajar con gases no condensables, fue la forma en que los mismos son especificados en RELAP. Esto se debe a que la definición de la fracción másica de gases no condensables en RELAP se hace indirectamente a través de la presión, temperatura y fracción de vacío del componente. De esta manera se define en forma unívoca la concentración de gases no condensables, ya que se lo supone al gas no condensable como un gas ideal, que se encuentra en equilibrio termodinámico con el agua, el cual se encuentra en saturación y a su vez en equilibrio entre sus fases.

Para poder relacionar la temperatura, con la presión, y la concentración de gases no condensables (suponiendo que el agua es puro vapor), se encontraron dos formas de realizarlo:

- Utilizando tablas de propiedades de agua saturada y realizando la cuenta a mano, con la metodología de las presiones parciales.
- Desarrollando un *script* que haga simulaciones sucesivas y automáticas de un modelo paralelo muy simple en RELAP (que consiste en dos condiciones de contorno unidas mediante un caño, y donde se varía en función del tiempo la temperatura de una de las condiciones de contorno y se mide su concentración de gases no condensables), para que a partir de una dada presión, fracción de vacío y fracción másica requerida, converja a la temperatura necesaria para introducir en el modelo del Condensador de Aislamiento.

Se optó por utilizar la segunda opción, ya que es más precisa y suficientemente veloz.

Una curva típica obtenida con el RELAP de la dependencia de la concentración de gases no condensables con la temperatura de una mezcla homogénea y en equilibrio de los mismos con vapor de agua saturada puede observarse en la *Figura 4.1-3*.

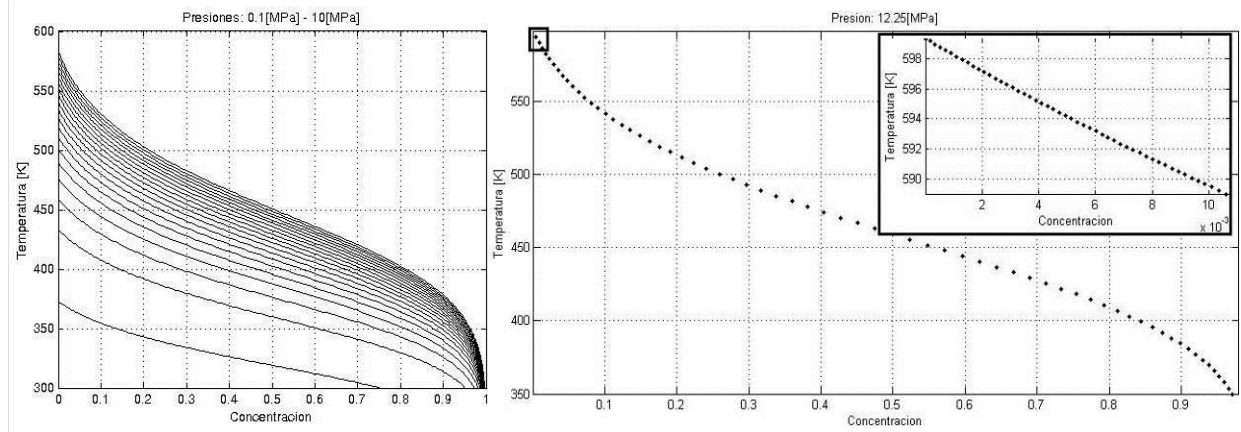


Figura 4.1-3: Dependencia de la concentración de gases no condensables con la temperatura para una fracción de vacío de 1. Izquierda: Para varias presiones. Derecha: para 12.25Mpa con detalle a bajas concentraciones.

Cabe aclarar que nunca se especifica si se está utilizando la definición de concentración dada por $[C] = kg_{nc}/kg_{vap}$ o por $[C_{RELAP}] = kg_{nc}/(kg_{vap} + kg_{nc})$, porque son prácticamente iguales dado que se manejan concentraciones muy cercanas a cero (esto se puede comprobar fácilmente haciendo un desarrollo en series de Taylor alrededor de $C = 0$, de la función $C_{RELAP} = C/(1+C)$).

4.1.4 - Modelado del venteo

Una vez que se pudo comprobar que los resultados obtenidos de realizar un paramétrico de presión coinciden entre el modelo planteado y los modelos realizados en otros trabajos [67], se prosiguió con el modelado del venteo.

El venteo fue modelado simplemente como una válvula V2 y una condición de contorno de presión que le permita a la válvula descargar (P3). No fueron modeladas las cañerías de la descarga del venteo ni sus demás componentes (válvulas, discos de ruptura, etc. [69]), porque se vio que la dinámica del problema se encuentra gobernada principalmente por el estrangulamiento (*choking*) de los gases en el orificio del disco de ruptura de esta línea de venteo debido a la gran diferencia de presión entre el interior el Condensador de Aislamiento y la presión atmosférica. Por lo tanto, las principales características que hay que resolver de esta válvula V2 son el área de la misma (que en definitiva terminará siendo el área de venteo o la de la placa orificio) y por cuál de las “caras” del colector de salida se produce la extracción.

Para estudiar estas dos características, se realizaron paramétricos variando el diámetro del venteo, y a su vez se probaron tres modelos distintos (como puede observarse en la *Figura 4.1-4*):

- A: Colocando todo lo más parecido a la realidad (colector rotado 90 grados horizontalmente, inyección de condensados por cara lateral del colector de salida, extracción de condensados por cara inferior, venteado por cara superior).
- B: Igual al anterior, con la diferencia que no se rota horizontalmente el colector.
- C: Sin rotar el colector e inyectando los condensados por una de las tapas laterales, y extrayendo los condensados y el venteo por la otra tapa lateral.

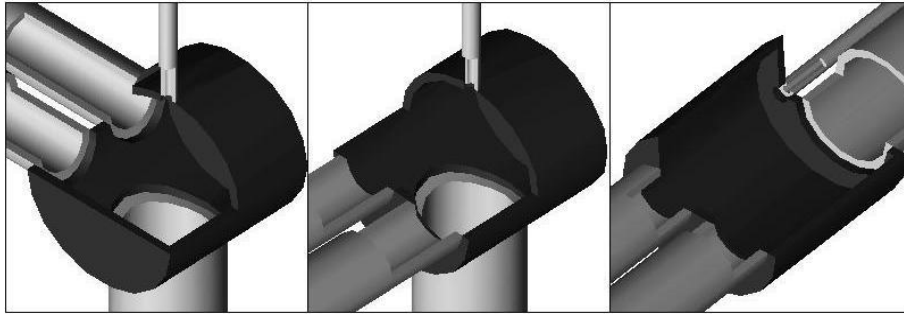


Figura 4.1-4: Distintos modelos propuestos de las conexiones al colector de salida. Izq.: Lo más parecido posible al real (A). Centro: Conectando los condensadores a una de las tapas planas (B). Der.: Conectando además el venteo y la línea de descarga a la otra tapa plana (C).

Para este estudio preliminar, se eligió como presión de trabajo la que posee en operación normal el Reactor.

Por otro lado, en la entrada del sistema se fijó una concentración de gases no condensables igual a 10^{-3} kilogramos de gases no condensables por cada kilogramo total de gases (nc+vapor), ya que este es el valor nominal que se espera que posea el domo del RPR [30].

En la *Figura 4.1-5* puede observarse las proporciones de fluidos con las que sale el flujo a través del venteo, como así también las tendencias con las que varían estas proporciones al variar el diámetro del venteo para cada uno de los modelos propuestos.

En el eje vertical izquierdo de la misma se muestra la proporción de agua (vapor + líquido) que se pierde por el venteo, respecto de la cantidad que ingresa al sistema.

Por otro lado, en el eje vertical de la derecha, se muestra básicamente de qué se compone lo que se está perdiendo por el venteo. Por esto se representó la fracción de gases no condensables respecto de la cantidad totales de gases, y la proporción de líquido respecto al total de fases y especies que salen por la misma.

Se puede apreciar que a medida que se incrementa el diámetro del venteo, también se incrementa la cantidad de inventario de refrigerante del primario que se pierde, lo cual es un factor de mérito que juega en contra a la hora de elegir diámetros grandes para el venteo.

Otro factor de mérito que va en contra de incrementar el diámetro del venteo es la fracción de gases no condensables respecto de la cantidad gases totales (gases no condensables más vapor) que salen por la misma. Esto está relacionado con el hecho

que a menores diámetros de venteo, mayor es la concentración de gases no condensables en el colector, y por ende, mayor va a ser la proporción de estos gases que van a salir por el venteo. Más adelante se retornará y profundizará sobre este tema.

El resultado más interesante que se obtuvo de este estudio, es que el código es capaz de ver la diferencia entre realizar la extracción para el venteo por la cara superior o por la cara lateral, ya que si la extracción se realiza por la cara lateral, se puede ver que siempre sale líquido por el venteo, en cambio, recién a grandes diámetros del mismo se observa la salida de líquido para la extracción por la parte superior del colector.

En la *Figura 4.1-5* también puede apreciarse que para diámetros muy grandes se produce un cambio brusco en la tendencia que tenía el modelo que no estaba rotado horizontalmente, sin embargo, este comportamiento no tiene relevancia ya que se produce a diámetros mayores de los que se piensa utilizar para la purga.

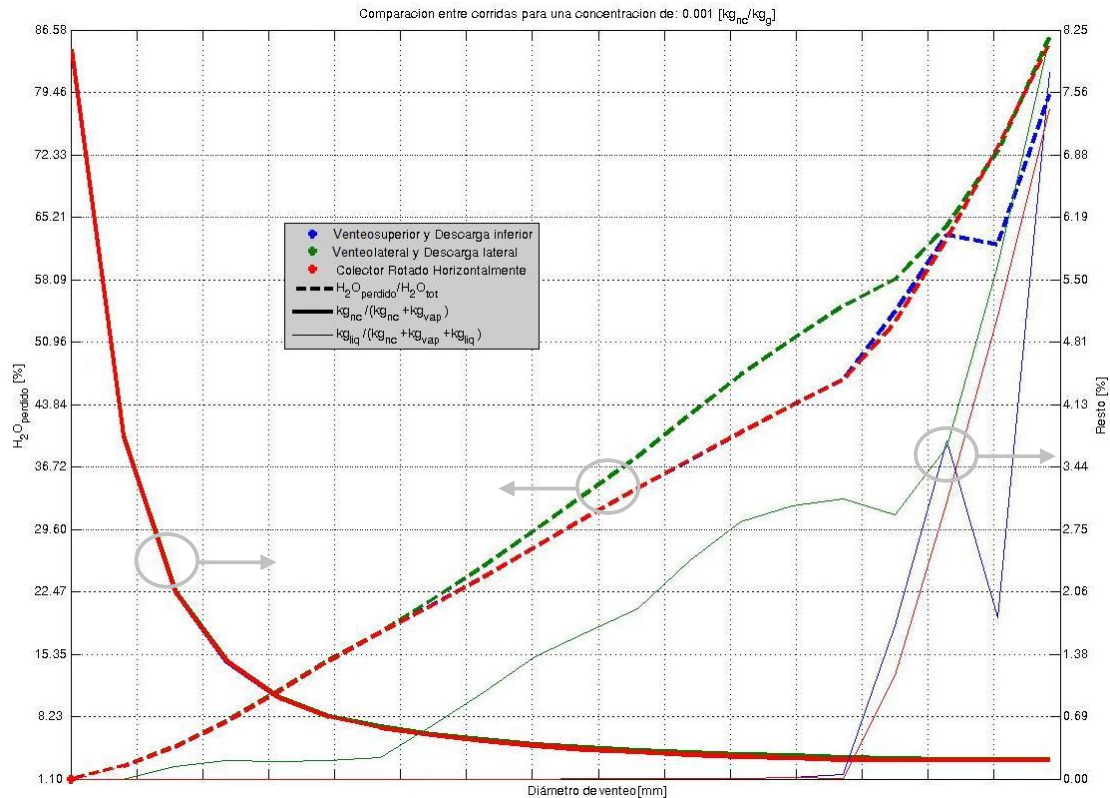


Figura 4.1-5: Diferencias obtenidas en los flujos salientes por la purga debido a los diferentes modos de realizar las conexiones en el colector

Por otro lado, en la *Figura 4.1-6* se observa que el incremento en la pérdida de inventario del refrigerante del primario a través del venteo se debe principalmente a un incremento en el caudal absoluto de agua que sale por el mismo, ya que la forma de las curvas absolutas y relativas son muy similares. Y en la misma curva (punteada), puede verse que la descarga lateral para el venteo es la que más inventario pierde, como se podía apreciar también en la figura anterior.

Por lo visto hasta ahora, uno estaría tentado a pensar que se debería elegir un diámetro de venteo lo más chico posible ya que de esta manera se pierde la menor cantidad de inventario del primario, pero como puede verse en la *Figura 4.1-6*, existe otra figura de mérito muy importante que necesita un diámetro de venteo lo mayor posible, la cual es la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento. Esto se debe básicamente al hecho que la presencia de gases no condensables en los condensadores, afectan directamente a los coeficientes de transferencia de calor, y por lo tanto resulta necesario ventearlos.

Entonces viendo las figuras de mérito más importantes, se puede concluir que existe una gran diferencia entre modelar una descarga de venteo lateral o una superior, pero que no existen grandes diferencias entre realizar la conexión de los condensadores por la parte cilíndrica o por una de las tapas planas del cilindro del colector de salida, según el modelo del código RELAP. Por esto se decidió colocar el venteo en la cara superior, pero la conexión de los condensadores en una de las tapas planas, ya que es más fácil su implementación en el código.

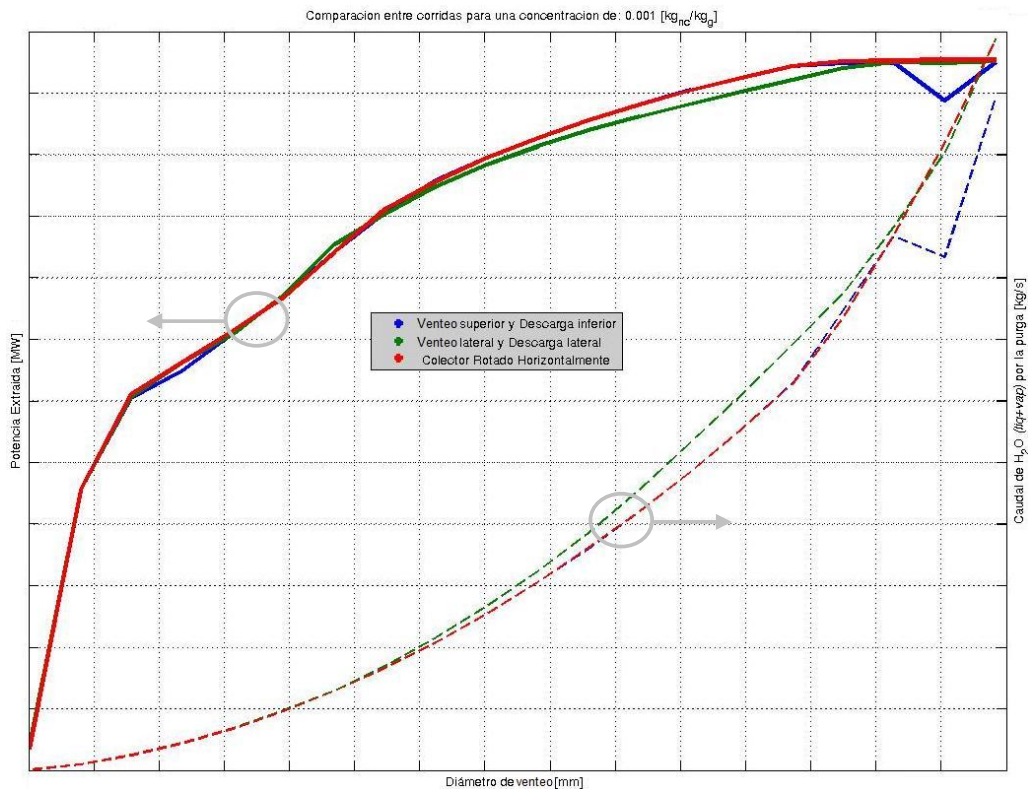


Figura 4.1-6: Diferencias obtenidas en los principales factores de mérito debido a los diferentes modos de realizar las conexiones en el colector.

Finalmente, a modo de demostración se presenta la *Figura 4.1-7*, en la cual se muestra la evolución temporal de la concentración de gases no condensables en el colector de salida del Condensador de Aislamiento (que es el lugar donde se presenta mayor acumulación), y la evolución temporal de la potencia extraída por los condensadores.

En esta figura se comparan dos casos cuya única diferencia es la actuación o no del venteo (la demanda o inicio del venteo se la realiza a los 800 segundos de corrida y con un diámetro de 3mm).

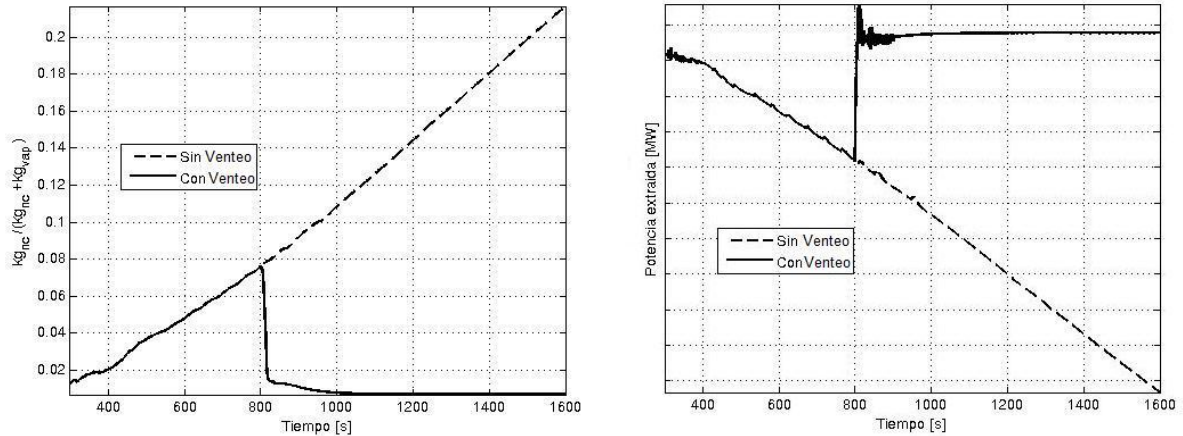


Figura 4.1-7: Resultados preliminares obtenidos para la concentración de gases no condensables en el colector de salida y la potencia extraída por los condensadores La válvula de venteo (de 3mm de diámetro) es activada a los 800 segundos.

En la misma se puede apreciar claramente que el venteo cumple correctamente su función, ya que en el momento que la misma actúa, la concentración de gases no condensables disminuye drásticamente, a diferencia de la acumulación continua que ocurriría cuando no se abre el venteo.

Por otro lado, se puede ver como la presencia de gases no condensables disminuye considerablemente la eficiencia del Condensador de Aislamiento.

También se observa que con la implementación del venteo, ahora se puede llegar a un estado estacionario, lo cual es necesario para hacer estudios paramétricos automatizados como se pretende realizar.

Pero antes de pasar al siguiente tema, se quisiera hacer un paréntesis para profundizar un poco más en el aspecto referido al diámetro de la línea vertical de descarga. Se le asigna importancia a este tema en este momento, porque es en este punto donde el mismo tiene más relevancia, ya que si se utiliza el diámetro real del sistema, RELAP predice que se alcanza un estado estacionario sin la presencia del venteo, en donde, por ejemplo, para concentraciones de gases no condensables menores a 10^{-4} a la entrada del Condensador de Aislamiento, la potencia extraída por los condensadores se degrada menos de un 1%.

Este estado estacionario *ficticio* se obtiene gracias a que el patrón de flujo predicho en la línea vertical de descarga no es estratificado, y por lo tanto se produce un arrastre del vapor y del gas no condensable a través de la línea vertical y horizontal de descarga, permitiendo el reingreso del mismo al RPR.

Sin embargo, este comportamiento anti-intuitivo hace que no se le pueda asignar ningún crédito al mismo desde el punto de vista de la seguridad. Ya que por ejemplo, al bajar la

presión del sistema, disminuirá la velocidad del fluido y por lo tanto, finalmente, se terminará produciendo la estratificación. Comportamiento que sucede también si la concentración de gases no condensables es mayor a 10^{-3} (en condiciones normales de operación), ya que esto produce que baje la transferencia térmica en los condensadores, disminuyendo por lo tanto el caudal que circula por los mismos, y llevando finalmente a que se produzca la estratificación del líquido en la línea vertical de descarga.

Otro punto que se quiere recalcar es que en el sistema real se podría alcanzar un estado estacionario si se tiene en cuenta el proceso de difusión, ya que al acumularse tanto gas no condensable en la zona del colector de salida, se producen gradientes importantes del mismo a lo largo del sistema, y esta es justamente la fuerza impulsora del proceso de difusión, lo cual tendería a estabilizar el sistema, sobre todo si el caudal de vapor que ingresa al condensador es bajo por la pobre eficiencia de la condensación. Y a esto, hay que agregarle otra limitación del RELAP, la cual es que el código no modela la solubilidad de gases en el líquido, fenómeno que altera los resultados, ya que puede favorecer el alcance de un estacionario, pero también cambia la forma en que se liberan y almacenan los gases en el inventario de líquido del primario.

Pero RELAP es totalmente incapaz de ver este fenómeno, ya que no modela el proceso difusivo en gases no condensables. De hecho, RELAP propone que los gases no condensables poseen la misma temperatura y velocidad que el vapor, y que lo único que puede hacer es cambiar su concentración a través del arrastre producido por el vapor. Por lo tanto, los gases no condensables son solamente transportados por convección, pero no por difusión.

Afortunadamente, estos procesos irían aparentemente a favor de las funciones de seguridad, y por lo tanto el no considerarlos da cálculos conservativos.

4.1.5 - Ajustes finales del modelo – Eliminación de las oscilaciones temporales

Un inconveniente que no está aún del todo comprendido es la presencia de unas oscilaciones aparentemente numéricas que ocurren a tiempos de simulación relativamente grandes. Las mismas son observadas en todas las simulaciones que se realizaron, y a modo de ejemplo, en la *Figura 4.1-8* se muestra la sensibilidad de estas oscilaciones ante dos parámetros de interés.

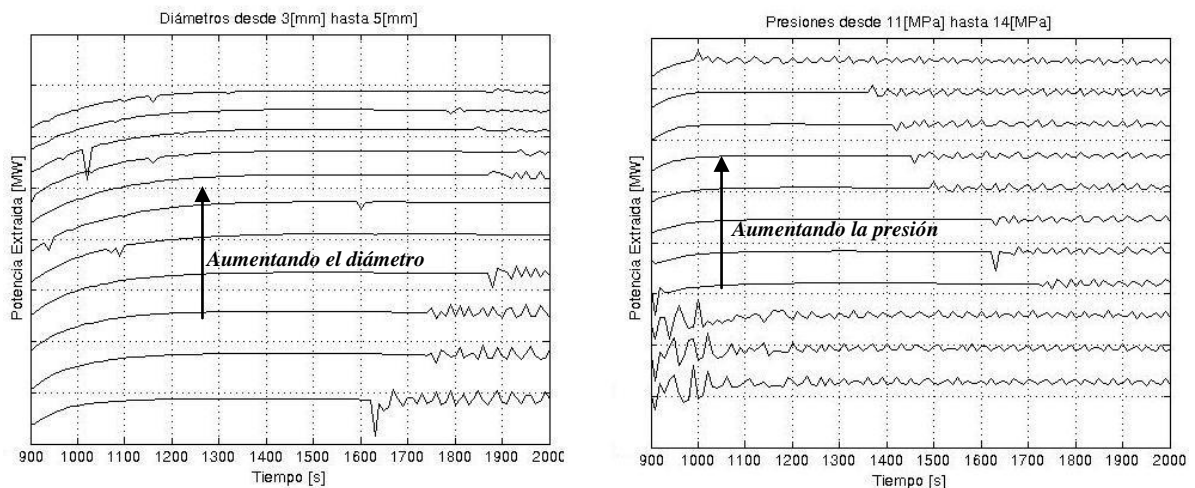


Figura 4.1-8: Influencia de distintos parámetros en las oscilaciones. Izq. variando el diámetro del venteo. Der. Variando la presión.

Se puede apreciar que el sistema aparenta alcanzar un estado estacionario, y repentinamente comienza a oscilar.

Lo que se pudo verificar cambiando el paso de tiempo es que la frecuencia de estas oscilaciones cambia según el paso de tiempo, pero no la amplitud ni el momento en que comienzan. Y también se pudo observar que las oscilaciones no son suaves, sino que son punto a punto, con lo cual mediante este observable se supuso que las mismas tienen un origen numérico y no físico.

Entre las modificaciones que se le hicieron al modelo para ver si se disminuían las oscilaciones, se destacan:

- Aumentar y disminuir el paso de tiempo máximo y mínimo por separado
- Habilitar y deshabilitar distintos modelos internos de RELAP (*estratificación horizontal*, *“mixture level tracking”*, *chocking*) en distintas zonas del Condensador de Aislamiento
- Aumentar y disminuir el área de venteo.
- Aumentar y disminuir el área de la línea de condensados
- Aumentar y disminuir las dimensiones del colector de salida
- Aumentar y disminuir la presión del Condensador de Aislamiento y de la descarga por separado
- Agregar un tramo de cañería en el venteo
- Cambiar el número de divisiones de la línea vertical de descarga
- Eliminar estructuras de calor en la línea de descarga
- Colocar la extracción de la purga en la línea vertical de descarga

De las cuales la mayoría no trajo ninguna mejora significativa del problema.

Como se puede apreciar, se puso mucho énfasis en la línea de descarga vertical y el colector de salida, ya que es el lugar donde más se ven estas oscilaciones. Esto se visualizó fácilmente gracias al entorno gráfico desarrollado, que permite mostrar una misma variable en todos los nodos del sistema a la vez y para un dado tiempo, y

posteriormente realizar animaciones de la evolución temporal (con el cual también se realizó, por ejemplo, la *Figura 4.1-2*).

Luego de modificar unas cuantas cuestiones más de modelado del sistema (como ser, por ejemplo, el número de nodos radiales de las estructuras de calor), se probó modificar el tiempo para el cual se produce la apertura del venteo. Esto se hizo dado que se observó que para pequeñas concentraciones del gas no condensable, las oscilaciones desaparecían, y por otro lado, el gas que era acumulado en la línea de descarga no era removido del mismo, ya que no puede salir por arriba porque está descendiendo líquido condensado, y tampoco puede ser arrastrado hacia la línea horizontal de descarga ya que el líquido se encuentra estratificado (y claro que tampoco puede difundir, porque RELAP no modela este proceso).

Esto llevó a suponer que si se producía antes la apertura del venteo, entonces no se iba a permitir que se acumule tanto gas en la línea vertical de descarga del Condensador de Aislamiento.

De hecho, se vio que podría resultar conveniente proponer una lógica de apertura simultánea de la válvula de la línea de condensado y la de venteo en el Sistema de Protección del Reactor.

Luego de sincronizar la apertura de ambas válvulas, se pudo comprobar que las oscilaciones desaparecieron, donde se observó que las discrepancias entre los resultados fueron menores que el 0.1%, como se puede observar en la *Figura 4.1-9*.

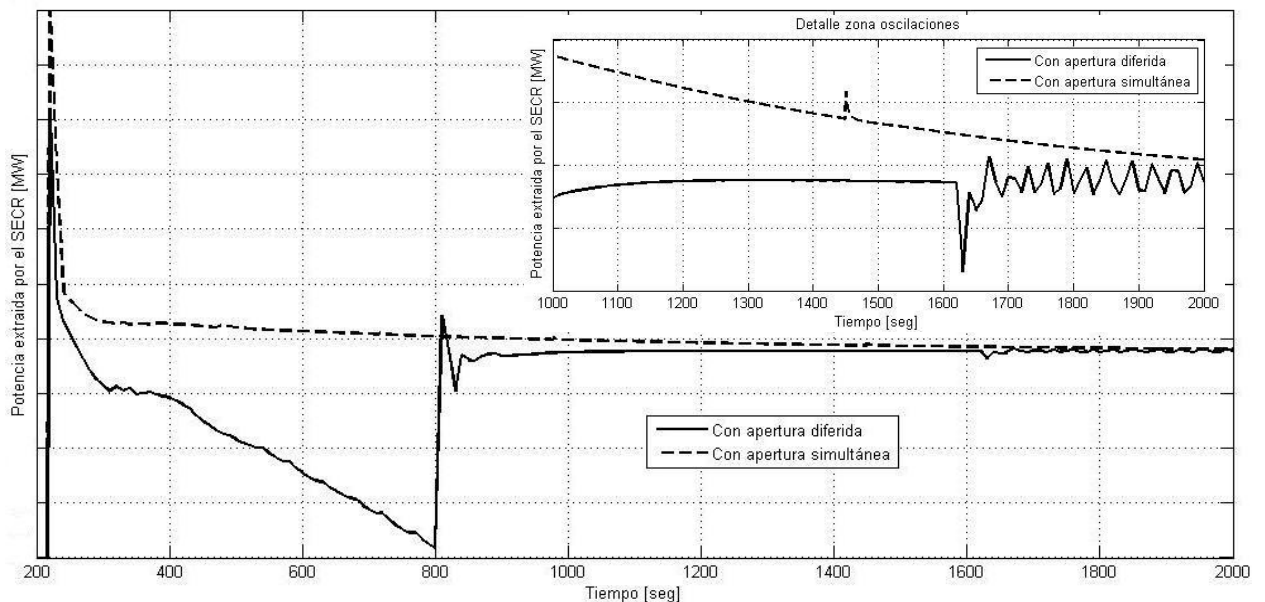


Figura 4.1-9: Resultados obtenidos entre realizar una apertura simultánea o diferida de las válvulas de descarga y de venteo del SECR (Condensadores de Aislamiento).

4.2 - Modelado del domo

El objetivo de la presente sección es el mostrar el modelado de la zona del reactor denominada “domo”. Este trabajo fue realizado, además, en el contexto del desarrollo de un modelo integral del reactor para realizar las simulaciones del área de Seguridad Nuclear del Informe Preliminar de Seguridad, el cual será presentado ante la Autoridad Regulatoria Nacional para solicitar la licencia de construcción del reactor [70].

Se utilizó un esquema de detallado progresivo del modelo, para poder converger a un modelo con la menor compartimentación posible, tal que capture la fenomenología que se espera que suceda.

El proceso de modelado del domo es muy enriquecedor, ya que ayuda a entender, entre otros, el fenómeno de autopresurización.

Cabe aclarar que para la caracterización de los distintos modelos de domo, era necesario acoplarlos a todo el resto del sistema primario. Pero dado que otras personas estaban trabajando en paralelo en el modelado actualizado del resto de las zonas [68], entonces se decidió por acoplar los modelos de domo que se realizaron al modelo desarrollado en el año 1999 por el grupo de trabajo [67].

El principal objetivo de los modelos de domo que se realizaron fue para analizar la influencia que tiene el realizador del modelo (o sea las incertezas que hay en la elección de un modelo dado que existen diversas formas de modelar un mismo sistema, sumado a los posibles errores de modelado que pueda haber) en la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, a pesar que los distintos modelos no sean del sistema de seguridad pasivo en sí, sino que de otra zona del reactor.

4.2.1 - Descripción del domo

Una de las particularidades que presenta el reactor que se modela, es que el mismo es autopresurizado, o sea, que no posee un presurizador para controlar su presión, sino que lo hace a través del equilibrio que existe entre las fase líquida y el vapor dentro del recipiente de presión. Pero si bien el reactor no posee un presurizador, sí posee una zona dentro del RPR que es la que más peso tiene en el proceso de autopresurización. Esta zona es el denominado “domo” del reactor, y su ubicación es la mostrada en la *Figura 4.2-1*.

En la misma se aprecia que el domo es la zona donde cambia de dirección el flujo del primario, ya que pasa de tener un sentido de circulación ascendente proveniente de la chimenea (zona central del reactor desde la salida del núcleo hasta el domo, o sea por debajo de las “ventanas” del “barrel”), a tener un sentido de circulación descendente, dirigiéndose hacia los generadores de vapor, que se encuentran en la periferia de la chimenea.

El domo es la zona del recipiente de presión donde se encuentra la mayoría del vapor que hay en el mismo.

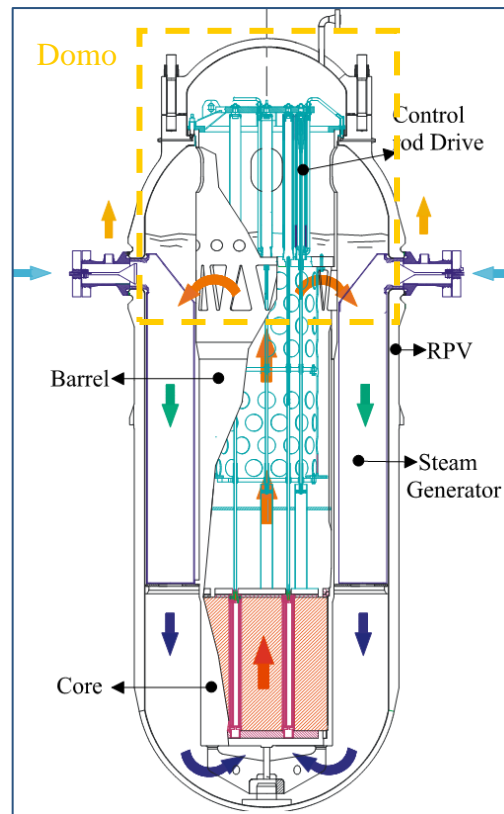


Figura 4.2-1: Zona del domo en un esquema general

También el domo cumple la función de “alojamiento” de diversos componentes del reactor, como ser los mecanismos de control de reactividad del mismo. Esto trae aparejado que el mismo sea una parte compleja del recipiente de presión (lo cual muestra por qué es la zona más alejada del núcleo), ya que, por ejemplo, en estado estacionario, existen paredes dentro del mismo que se encuentran a menor temperatura que la del vapor, como ser las paredes del RPR (por tener fugas térmicas hacia el exterior) y la de los mecanismos (por tener agua subenfriada en su interior), lo cual produce que el vapor se condense en dichas paredes, creando así un sumidero de vapor. Esta condensación produce caminos de flujo particularmente complejos (*Figura 4.2-2*) en su interior (que tienen características 3D) [36], y juega un papel muy importante en el fenómeno de autopresurización, como así también controla el subenfriamiento que posee el refrigerante del primario e influye en el caudal que circula por el núcleo.

Otra función que cumple el domo es el de servir de nexo con los demás sistemas del reactor, como ser los sistemas auxiliares (por ejemplo el sistema de control de la química y nivel del primario) y los sistemas de seguridad (Condensador de Aislamiento, Primer y Segundo Sistema de Extinción, Sistema de Inyección de Emergencia, Válvulas de Seguridad).

La forma de domo que posee (y por la cual lleva el nombre), también trae sus complicaciones, ya que produce no linealidades entre el volumen y el nivel de líquido en su interior, como se aprecia en la *Figura 4.2-3*.

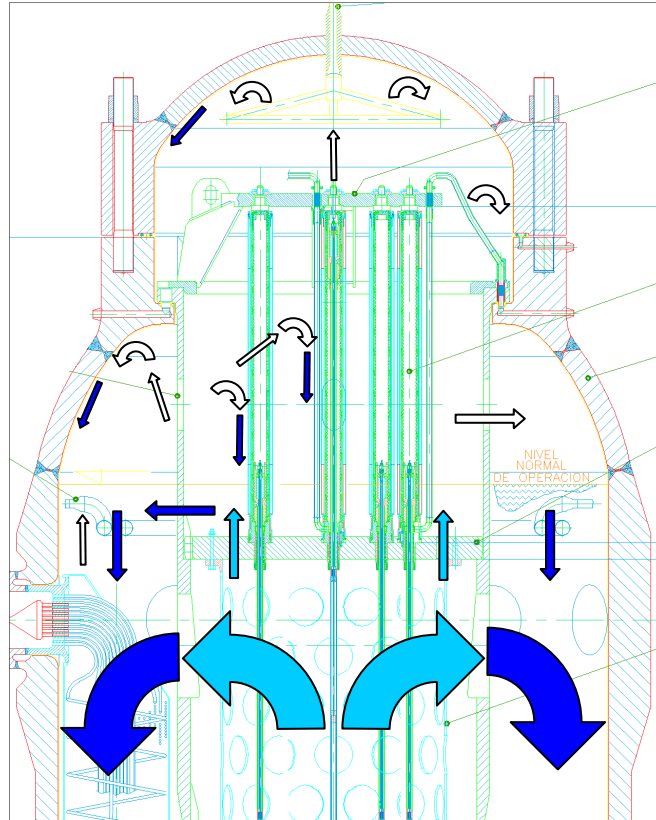


Figura 4.2-2: Caminos supuestos de flujos en el domo. Código de colores para las flechas: azul-líquido, celeste-líquido+vapor, blanco-vapor

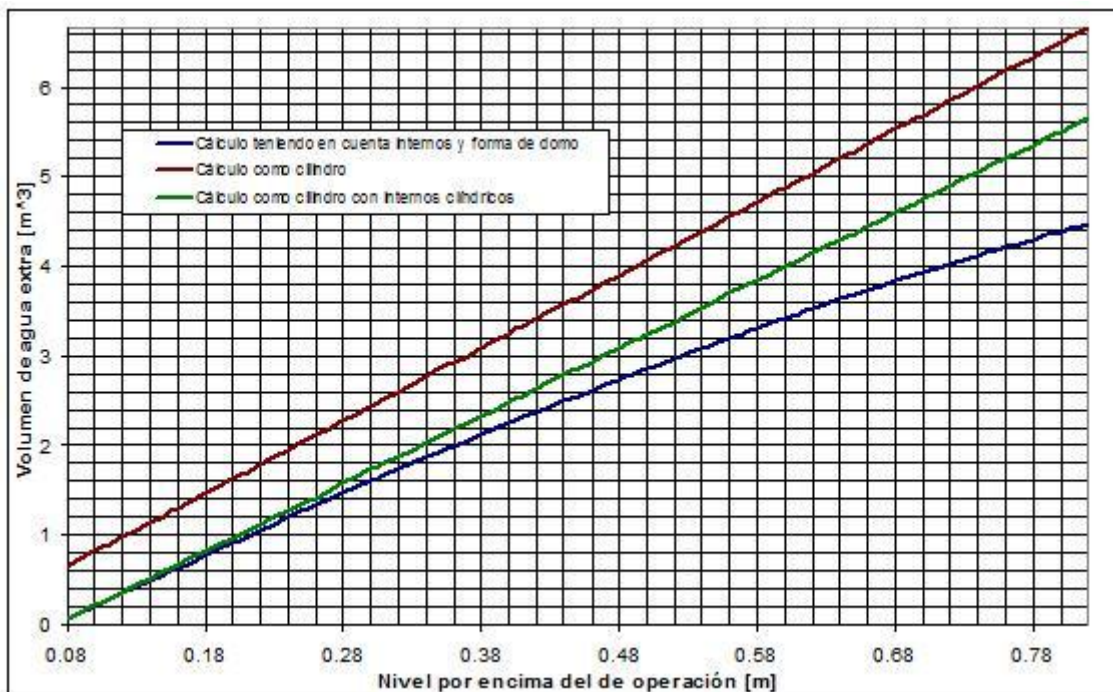


Figura 4.2-3: Dependencia entre el nivel de líquido por encima del de operación y el volumen de agua requerido.

Esto puede traer inconvenientes para el sistema de control del nivel, como así también para el modelado de esta zona, ya que en RELAP los volúmenes se modelan como cilindros equivalentes, y por lo tanto niveles de agua equivalentes entre el reactor real y el modelo, pueden no tener volúmenes de agua equivalentes.

4.2.2 - Influencia del domo en el resto del primario – Dinámica del primario

El reactor modelado es del tipo integrado, en donde se presentan fuertes acoples entre las diversas variables y zonas del primario. A continuación se mostrará una serie de realimentaciones que existen cuando se perturba alguna variable del primario. Este ejercicio sirve para entender luego el porqué y cómo se modifica el sistema, cuando se eligen los distintos modelos del domo.

Para ayudar a explicar los acoples existentes, en la *Figura 3.1-1* se muestran las principales zonas en las que se divide el primario del reactor. También se muestra que cuando se habla del caudal de vapor al domo, se estará refiriendo al W_{Vap}^{Domo} mostrado en la figura, y cuando se habla del caudal de vapor que sale del núcleo, se refiere al W_{Vap}^{Nuc} .

Como también se observa en la figura, en el núcleo del reactor se produce ebullición subenfriada, y por lo tanto, a la chimenea ingresa un flujo que posee una mezcla de burbujas y líquido subenfriado. Esta condición que se encuentra a la entrada de la chimenea está fuera del equilibrio termodinámico, por lo que el fluido irá tendiendo al equilibrio al ir subiendo a lo largo de la chimenea (que es prácticamente adiabática), mediante el calentamiento del fluido y la condensación de las burbujas [36]. Este fenómeno de gradiente de temperaturas en la chimenea fuerza que, a la salida del núcleo, el líquido esté subenfriado, ya que el mismo tiene que llegar, a lo sumo, saturado a la salida de la chimenea.

Pero no todas las burbujas generadas en el núcleo se condensan en la chimenea, ya que algunas tienen que pasar la frontera líquido-vapor (que es llamado pelo líquido, o sea, donde está el nivel de agua) para llegar al domo, y así reponer el vapor que se condensa en las paredes frías (como las del RPR y los mecanismos de control). Si el caudal de vapor que llega al domo no es suficiente para compensar la condensación (la cual depende especialmente de la diferencia de temperatura entre el vapor (que es, por lo general, la de saturación) y la temperatura de las estructuras), entonces comenzará a disminuir la presión del primario por desaparición de vapor. Pero esta bajada de presión produce un aumento de la generación de vapor subenfriado en el núcleo [37], ya que la temperatura de entrada al núcleo, la potencia generada y el caudal del primario permanecen prácticamente constante, produciendo por lo tanto un aumento del caudal de vapor que ingresa al domo, tendiendo de esta manera a la estabilización del sistema en un punto de operación estacionario.

Por otro lado, el caudal de condensación de las burbujas en la chimenea, depende fuertemente de la diferencia de temperatura entre las burbujas (que suele ser la de saturación) y el líquido de la chimenea, del área de las burbujas, y del caudal del primario (ya que mayores caudales mejoran los coeficientes de transferencia de calor y

coalescencia de las burbujas). Cuanto mayor sea este caudal interfacial de condensación, menor será la cantidad de burbujas que llegarán al domo, y mayor será el gradiente de temperaturas del líquido en la chimenea.

Por lo tanto, se observa que la generación de vapor en el núcleo se acomoda según la demanda de vapor que exista en el domo y en la chimenea. Y dado que la potencia del núcleo y la presión son condiciones de contorno (ya que se fijan externamente, porque, por ejemplo, el núcleo tiene potencia constante, y además no se modelan su cinética ni dinámica, por buscarse el comportamiento en estado estacionario), entonces el sistema se acomoda de manera tal de obtener el subenfriamiento y caudal del primario necesario para generar el vapor requerido.

Un parámetro que se ve muy fuertemente afectado cuando varía el contenido de vapor en la chimenea, es el caudal del primario, ya que una mayor presencia de vacío implica una mayor diferencia de densidad entre la rama caliente (núcleo y chimenea) y la rama fría (generadores de vapor y downcomer), y por lo tanto una mayor fuerza boyante. Además, siguiendo con los acoples, un mayor caudal del primario, implica, entre otras cosas, un menor salto de temperatura del refrigerante en el núcleo (y por consiguiente en los generadores de vapor), disminuyendo, por ejemplo, la diferencia de densidades entre las ramas frías y caliente, lo cual tiende a estabilizar nuevamente el caudal.

El vinculante entre el sistema primario y el secundario son los generadores de vapor (GV). La eficiencia con la que se transfiere calor entre los sistemas depende de múltiples factores, entre los que se quiere recalcar (ya que la mayoría de los otros se supone que permanecerán constantes en los distintos modelos de domo): temperatura de entrada a los generadores de vapor del lado primario y el caudal másico del primario y del secundario. Se aprovechó de este vínculo que existe entre los dos sistemas, para poder regular la presión del lado primario, ya que, por ejemplo, al disminuir el caudal del lado secundario, se baja la eficiencia de los GV, y como la potencia generada por el núcleo se mantiene constante (supuestamente regulada por el sistema de control), (y por ende se tiene que remover dicha potencia para alcanzar un estacionario) entonces desde el lado primario se acomoda el sistema incrementando su presión para recuperar la eficiencia original de los GV, ya que principalmente se incrementa la diferencia de temperatura entre el primario y el secundario.

Con lo visto hasta acá, se puede comprender como podría afectar el modelado del domo al resto del sistema, considerando todas las condiciones de contorno fijas y el estado estacionario del sistema.

Por un lado, lo hace mediante la zona de líquido que le corresponde al domo, ya que según como se modele, se puede incrementar el caudal másico de condensación de las burbujas que están ascendiendo.

Por otro lado, lo hace mediante el modelado del pelo líquido del primario, ya que si el código predice que a través del mismo existe una muy buena transferencia de calor y masa, entonces el líquido (y por lo tanto todo el primario) tenderá a tener una menor diferencia de temperatura de subenfriamiento.

4.2.3 - Modelos del domo propuestos

Esta complejidad del domo que se nombró anteriormente, se ve reflejada a la hora de modelar esta zona del reactor.

Entre las dificultades que se presentan en el modelado, se recalcan que:

- Se intentan capturar fenómenos tridimensionales con un código unidimensional.
- Se quiere que los cambios de volumen que posea el refrigerante, reflejen un cambio de nivel lo más parecido al real.
- Si bien los modelos y correlaciones que utiliza internamente el código de cálculo fueron validados contra experimentos y múltiples trabajos internacionales, los que aplique el mismo en la simulación son fuertemente dependientes del modelo.

Por lo tanto, como se dijo anteriormente, se utilizó un esquema de modelado progresivo, donde se partió del modelo más simple posible, para luego ir aumentando la complejidad, basándose en las fortalezas y debilidades que se observaba en cada etapa de modelado, para poder pasar a la siguiente. De esta manera se pudo converger a un modelo donde los nuevos cambios que se introducían, ya no modificaban sensiblemente a los parámetros que se usaban como indicadores de la calidad del mismo.

Para poder comparar los resultados que se obtenían de los diferentes modelos de domo, se supuso principalmente:

- Sistema en estado estacionario.
- Igual potencia del núcleo para todos los casos.
- Igual presión en el primario y secundario para todos los casos.
- Igual flujo de calor en las fugas del domo para todos los casos.

Para asegurar que en todos los modelos se trabaje con la misma presión en el primario, se programó un controlador automático en RELAP, el cual modificaba el caudal del secundario (aumentando o reduciendo por lo tanto su “eficiencia”) hasta obtener la presión del primario requerida. Se observó que este controlador funcionaba correctamente, ya que se obtenían errores menores al uno por mil entre el valor deseado y el medido.

Por lo general, los criterios que se utilizaron para modelar los volúmenes hidrodinámicos fueron el de conservar el volumen (de manera tal de mantener las inercias en juego) y la altura (para no perturbar la circulación natural) de los mismos. Sólo se conservaban estos dos parámetros de los volúmenes originales, porque en RELAP todos los componentes hidrodinámicos son cilindros equivalentes, y esta figura geométrica sólo posee dos grados de libertad.

En cambio, para las estructuras de calor, se conservaron las áreas de intercambio y la masa de las mismas, de manera tal de intentar no modificar la dinámica de estas. Se eligieron tres parámetros, porque en RELAP, las estructuras de calor se modelan como cascarones cilíndricos o esféricos, o como un *slab*, de los cuales, los dos primeros poseen tres grados de libertad, y el tercero sólo dos, ya que las dos áreas de intercambio tienen que ser iguales.

Por otro lado, las estructuras de calor que hay en el domo, en donde una de sus dos caras está en contacto con algún volumen hidrodinámico del domo, pueden dividirse en 4, las cuales son:

- Las que simulan el recipiente de presión, y la otra cara está en contacto con el recinto seco del reactor, el cual está a temperatura ambiente y posee un coeficiente de transferencia de calor calculado “a mano” para que transfiera un cierto flujo de calor.
- Las que simulan las paredes de los mecanismos hidráulicos de control de reactividad, donde la otra cara simula estar en contacto con el agua de los mecanismos, la cual está levemente subenfriada respecto del primario, y se le calcula un coeficiente de transferencia de calor tal que haya algún dado flujo de calor desde el domo hacia los mecanismos.
- Las que simulan el barrel (el cual divide la zona central de la periférica del reactor), y por lo tanto la otra cara también está en contacto con algún volumen hidrodinámico del domo (que puede o no ser el mismo al que está conectado la primera cara).
- Las que simulan el resto de los internos, las cuales en general tendrían sus dos caras conectadas al mismo volumen, y por lo tanto a la otra superficie se le asigna una cara adiabática (que simula el centro de la estructura).

De los 4 conjuntos de estructuras, solo las del RPR representan una fuga real de calor del sistema primario, ya que la tercera y cuarta estructura son internas al RPR, y el calor que le llega a los mecanismos es recuperado por el primario mediante un sistema que simula la circulación de agua del sistema de control de los mecanismos de control de reactividad.

A continuación se pasará a mostrar los distintos modelos que se realizaron, y en la primera etapa se graficarán los resultados que se obtuvieron respecto del subenfriamiento del primario y el mezclado en el domo. Luego se presentará una sección donde se mostrarán los resultados comparativos.

En la *Figura 4.2-4* se muestran los nombres que se le asignaron a las distintas zonas en las que se dividió el reactor. Si bien las zonas mostradas es para uno de los modelo más complejo de todos, el mismo criterio de asignación de nombres se utilizó para el resto de los modelos.

Las diferentes zonas son:

- Superior: es la que se corresponde con donde hay predominantemente vapor.
- Interfase: es donde se encuentra el nivel de líquido en el estado estacionario de operación normal. Esta zona a su vez se puede dividir en:
 - Mecanismos: Es la zona que está en contacto con los mecanismos de control de reactividad.
 - Barrel: Es la zona que se corresponde con todo aquello que se encuentra dentro del *barrel*, pero no está en contacto con los mecanismo.
 - Periférica: Es la zona que se encuentra: fuera del *barrel* para los modelos más complejos, y en contacto con el RPR y los mecanismos en los modelos más simples.
- De retorno: es la zona del domo que se encuentra por debajo del denominado “Disco soporte de mecanismos” (el cual cumple la función de frontera real para el flujo

ascendente del primario), y que incluye las ventanas del *barrel*. A su vez esta zona se puede dividir en:

- Central: Es la zona que se encuentra dentro del *barrel*.
- Periférica: Es la zona que se encuentra fuera del *barrel*.
- GV: Es la zona que está inmediatamente después de la salida del domo, y por lo tanto fuera del *barrel* y sobre los generadores de vapor.
- Chimenea: Es la zona que está justo antes de la entrada del domo, y por lo tanto dentro del *barrel*, o sea, donde termina la chimenea.

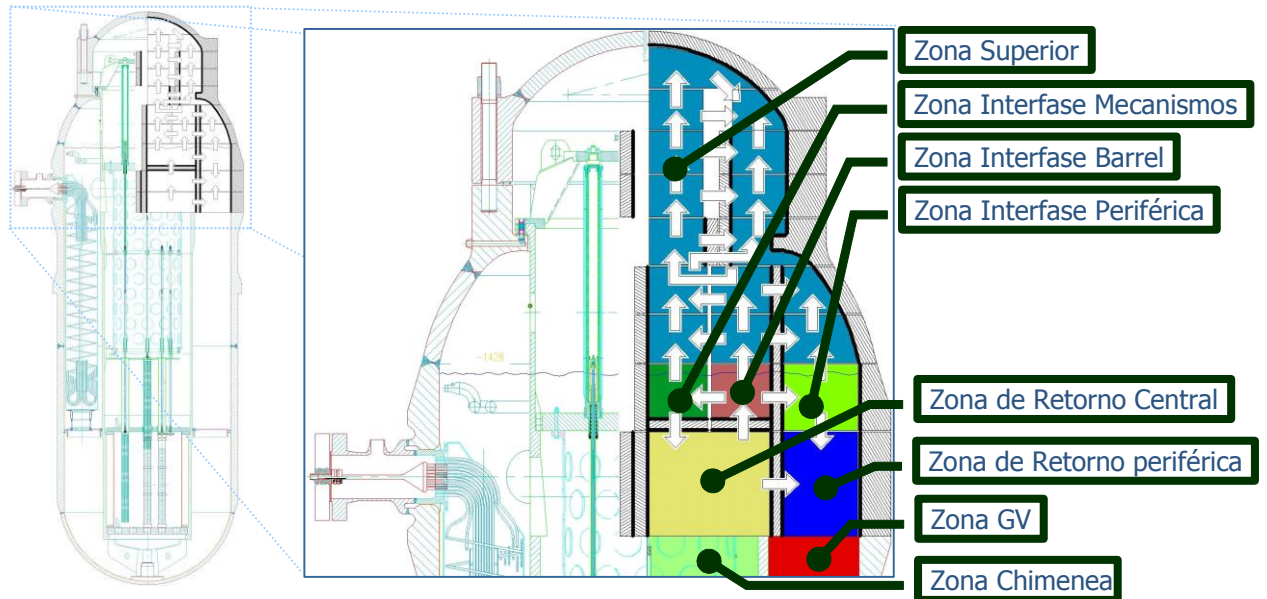


Figura 4.2-4: Nombres de las zonas en las que se dividían los distintos volúmenes del modelo que tiene la mayor cantidad de zonas.

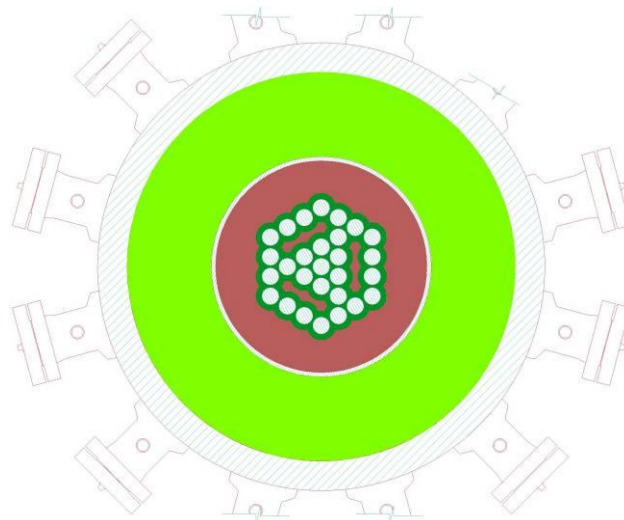


Figura 4.2-5: Corte horizontal por encima del disco soporte de Mecanismos. Zonas rojas representan caudal ascendente. Zonas Verdes caudal descendente.

Para el caso de la zona de interfase, en la *Figura 4.2-5* se muestra un esquema representando las distintas zonas en la que se sub-dividió a la misma. La

correspondencia entre las zonas y los colores es: verde oscuro – mecanismos; rojo – barrel; verde claro – periferia.

4.2.3.1 - Domo 1: Volumen único

El primer modelo que se realizó es como el mostrado en la *Figura 4.2-6*. Como se aprecia, este es el modelo más sencillo posible, ya que todo el volumen del domo es modelado como un único volumen de control.

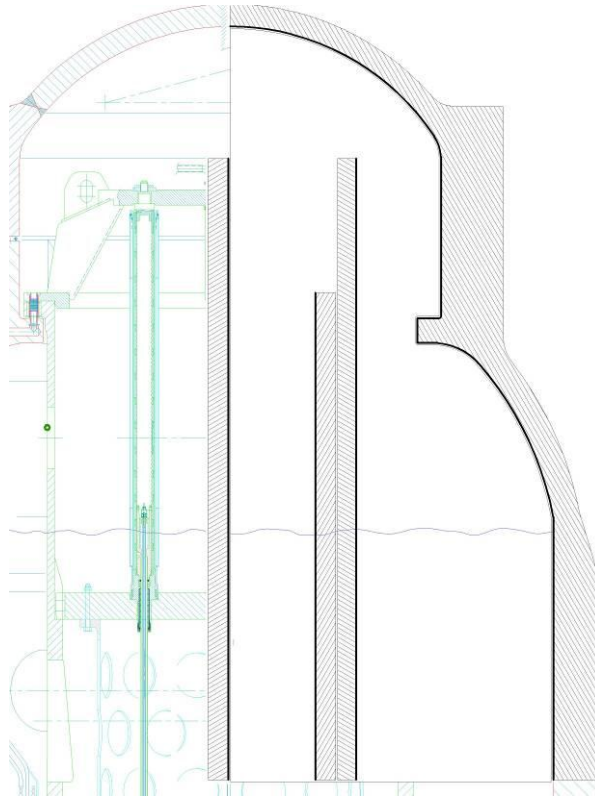


Figura 4.2-6: Representación del modelo de domo 1

Dado que el modelo posee un solo volumen, entonces todas las estructuras de calor están en contacto con ese único volumen.

Las principales ventajas de este modelo, es que posee una gran simpleza en el modelado, y la mayor de las velocidades de cálculo.

Pero esta elevada simpleza en el modelado tiene como consecuencia directa que:

- La geometría real se encuentra muy modificada, ya que el área de pasaje de fluido que posee ahora es la del cilindro equivalente. Además los cambios de volumen no representan cambios de nivel reales, lo cual lleva a que las señales de protección del reactor, que se disparen por cambios del nivel de agua en el primario, se encontrarán perturbadas en sus tiempos de disparo.
- Existe un pobre detalle de las fenomenologías, ya que no se le da al código los grados de libertad necesarios como para que calcule, por ejemplo, las recirculaciones de las distintas fases que se espera que haya (porque, por volumen, el flujo tiene una sola dirección y cada fase un sólo sentido de circulación), ni tampoco la posibilidad de

discriminar, según la zona del domo, el coeficiente de transferencia de calor que calcule para cada fase.

El primer resultado que llamó la atención, fue la relativamente alta fracción de vacío que se observó en la chimenea, la cual fue comparada con trabajos previos que se habían realizado en el grupo de trabajo, con un modelo anterior del reactor [67].

Este fenómeno se debe, en parte [29 y 38]:

- Al modo de calcular el coeficiente volumétrico interfacial de transferencia de calor desde el vapor hacia el líquido que utiliza el RELAP, ya que lo hace promediando entre el régimen de flujo que posee en la entrada del domo (que es de pequeñas burbujas dispersas en agua, y por lo tanto tiene una muy buena transferencia por tener mucha área de intercambio) y el que posee en el domo mismo (el cual es estratificado, y por lo tanto es muy mala la transferencia por tener muy poca área interfacial). Esto hace que en el domo haya una muy buena transferencia de calor entre el líquido y el vapor, y además haya una elevada fracción de vacío, forzando de alguna manera el equilibrio termodinámico
- Al hecho de no poder activar un modelo especial que posee el RELAP para calcular el coeficiente de transferencia de calor entre el volumen y las estructuras, el cual es denominado *mixture level tracking* (que no puede ser activado por tener más de un volumen conectado a la cara inferior del domo), el cual discrimina el coeficiente de transferencia de calor que hay entre la estructura y el vapor, respecto del que hay entre la estructura y el líquido. Al no estar habilitado este modelo, se fuerza a que exista un único coeficiente de transferencia de calor (o sea que ambas fases (líquido y vapor) poseen el mismo coeficiente), lo cual produce un “cortocircuito térmico”, forzando a la igualación de las temperaturas del líquido y el vapor.

El equilibrio térmico al cual está forzado el sistema se puede apreciar en la *Figura 4.2-7*, en donde se observa que el tope del primario se encuentra muy cerca de la temperatura de saturación (línea de puntos).

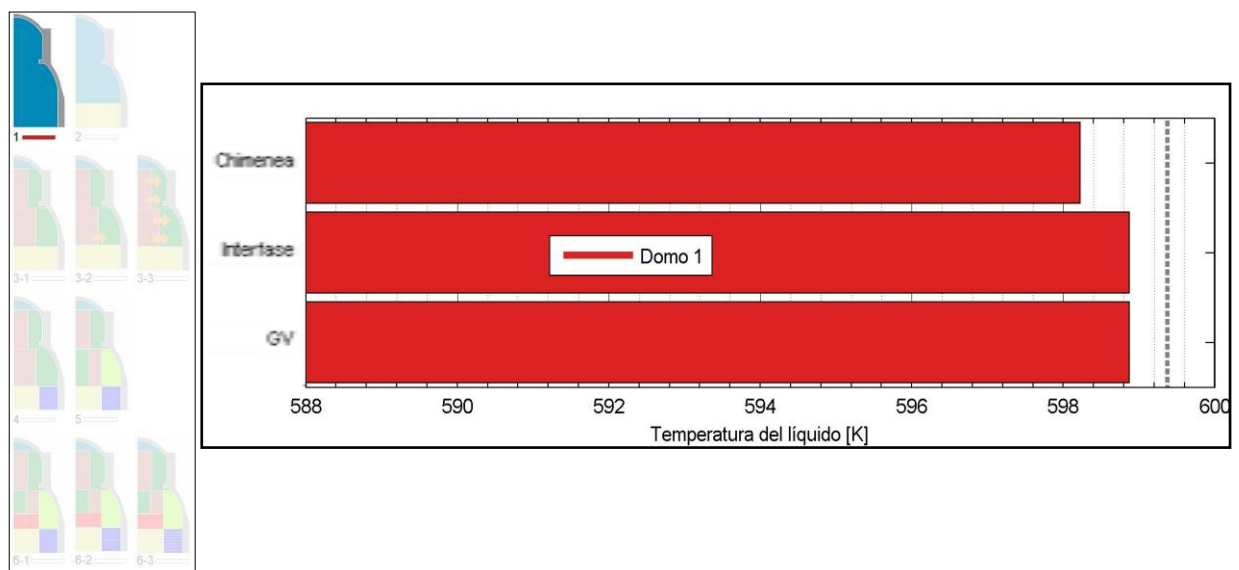


Figura 4.2-7: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

Estos elevados coeficientes de transferencia de calor que se observan, facilita la condensación del vapor en el líquido en la zona del domo, produciendo una mayor demanda de vapor desde el núcleo, lo cual explica el exceso de fracción de vacío en la chimenea.

Otro inconveniente observado en este modelo, es que dado que el retorno del refrigerante hacia los GV se hace desde un volumen con elevada fracción de vacío, entonces se observa un considerable ingreso de vapor en los mismos, lo cual es poco probable que en la realidad ocurra este arrastre de vapor.

4.2.3.2 - Domo 2: Dos volúmenes

La siguiente opción de modelado que se planteó fue la de dividir verticalmente en dos al domo. Pero para elegir la altura donde se hace la división, se observó que, en principio, entre todas las posibilidades, había dos grandes grupos, los cuales se diferenciaban en que la zona superior incluía o no a la interfase o pelo líquido.

Si se elige que la zona superior no incluya a la interfase, entonces la misma contendrá mayoritariamente vapor. En principio, en operación normal, modelar de esta manera sería lo mismo que el modelo de un volumen, ya que la principal diferencia es la cantidad de vapor que contendrá el volumen inferior del domo, pero esto no traerá diferencia significativas respecto de las fenomenologías ya explicadas para el modelo domo 1. Esta forma de modelar fue la que se utilizó anteriormente en el grupo de trabajo, y la idea principal detrás de esto fue el de producir una especie de *buffer* de vapor en la zona superior, el cual sirve, por ejemplo, para conectar los sistemas de seguridad

En cambio, si se elige que la zona superior sí incluya a la interfase, entonces la zona inferior va a quedar mayoritariamente con líquido, lo cual cambia significativamente los resultados, ya que los inconvenientes que se tuvo con la forma de calcular que utiliza RELAP (descriptos en el modelo anterior) ya no se presentan. Esto es así especialmente con el que hace el promedio pesado entre el régimen de transferencia de calor a la entrada del volumen con el del volumen propio, debido a que el caudal de intercambio de masas entre los dos volúmenes modelados del domo es mucho menor que el caudal de la zona inferior con la chimenea o con el GV.

Dado que la segunda manera de dividir es la que soluciona el problema de la forma de calcular que tiene RELAP, entonces se optó por esa solución. El esquema representando como quedaron elegidas las zonas se aprecia en la *Figura 4.2-8*.

Se eligió como altura divisoria, la altura que se corresponde con el disco soporte de mecanismos, ya que este dispositivo representa una división física real en el domo, porque el mismo es una placa maciza de acero que posee simplemente unos pequeños orificios para permitir el intercambio de masa entre la zona superior y la inferior.

El caudal que circula por la unión entre las dos zonas es bastante bajo, y está determinado por las fricciones en la misma, y por la condensación en la zona superior (tanto en las paredes frías como en el seno del líquido). Tal es así que si las fricciones

son muy grandes, el sistema tiende a hacer circular el mínimo necesario de agua, el cual solamente se corresponde al del vapor ascendente (y el líquido descendente necesario para conservar la masa) que luego será condensado en las estructuras, ya que esta zona tiende a saturarse para no condensar vapor en el seno del líquido.

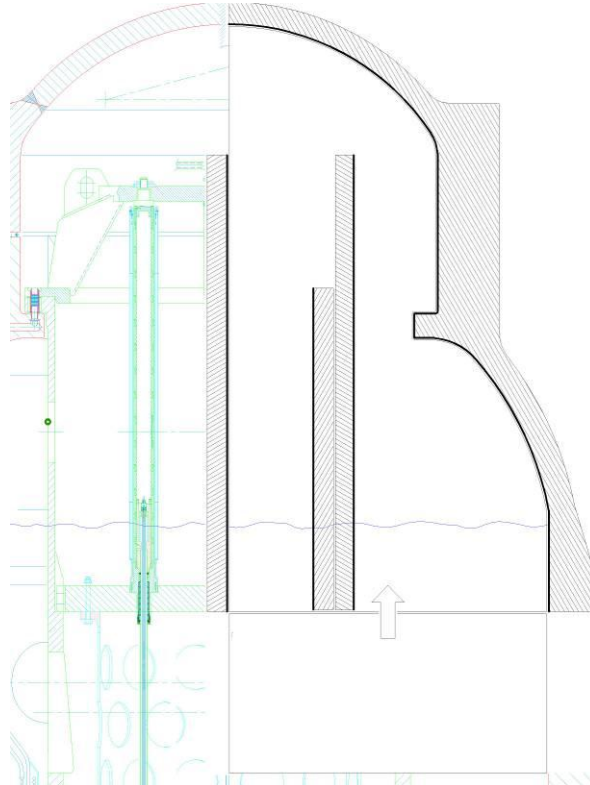


Figura 4.2-8: Representación del modelo de domo 2.

Esto produce que la demanda de vapor desde el núcleo sea muy baja, obligando al sistema a subenfriarse considerablemente para lograr este objetivo, lo cual se ve reflejado en la *Figura 4.2-9*.

En esta figura se aprecia además una comparación con el modelo domo 1, y a su vez, a la izquierda los íconos representativos de los modelos que se están mostrando los resultados (con su correspondiente código de colores).

En la misma se aprecia una marcada diferencia entre el modelo domo 1 y el domo 2, ya que en el primero se observaba que todo el sistema tendía a saturarse, mientras que ahora se ve un fuerte desacople entre lo que ocurre en la zona superior (donde está saturado y además se encuentra la interfase) y el resto del primario (que está muy subenfriado). Y esta diferencia se debe, como se explicó anteriormente, al marcado cambio en la demanda de vapor por el núcleo.

En la *Figura 4.2-8* también se observa que todas las estructuras de calor están en contacto con la zona superior del domo. Esto se hizo así por simpleza, ya que a la zona de retorno le corresponde, comparativamente, una muy pequeña fracción de las estructuras, lo cual no iba a traer diferencias significativas en los resultados.

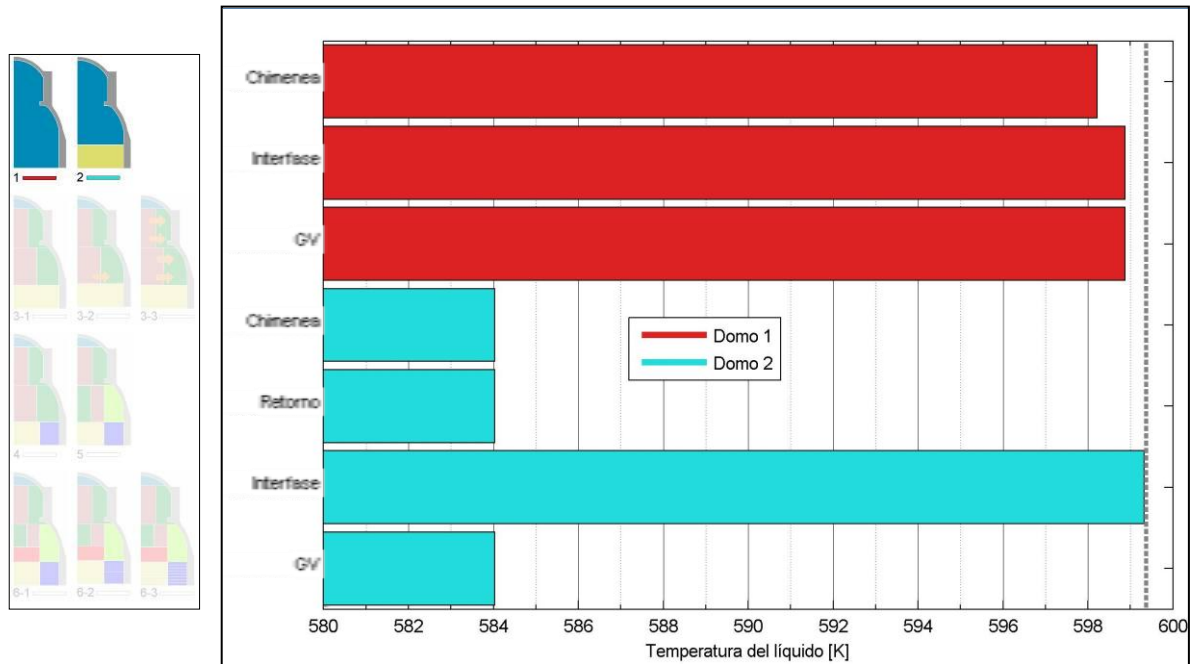


Figura 4.2-9: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

Un problema que se encontró en las simulaciones de este modelo, es que según como se inicializaba la zona superior (o sea, llena de líquido, o vacía (o sea puro vapor), o casos intermedios) dependía en qué régimen de flujo quedaba el mismo en el estado estacionario (vale aclarar que el nivel se ajusta siempre en el mismo valor mediante un controlador programado para tal fin). Luego de verificar de diversas formas este comportamiento, se terminó concluyendo que el mismo puede deberse a algunos umbrales que posee el código para elegir el régimen de flujo, junto a algún acople con el resto del sistema, provocando así una especie de histéresis.

No se pudo terminar de descifrar el problema, porque el código tiene una forma bastante compleja y poco documentada de elegir si está o no en régimen estratificado. En [29] comenta que el principal criterio para elegir si está estratificado es si la velocidad de ascenso de las burbujas de Taylor es mayor que la velocidad de mezcla promedio (los cuales son calculados con ciertas fórmulas, que si las especifica). Pero además impone otros criterios, los cuales son referidos a las fracciones de vacío de los volúmenes adyacentes, que para el caso del modelo desarrollado se traduce como que la diferencia de la fracción de vacío entre la zona de retorno y la zona superior tiene que ser mayor que 0.2.

Pero en los estados estacionarios donde no se obtenía un régimen estratificado (esperándose que si lo hubiera), se procedía a calcular a mano los criterios mencionados, y siempre se comprobaba que todos ellos se verificaban ampliamente como para predecir un régimen estratificado. Esto lleva a pensar que hay algún otro criterio más que no está reportado en el manual, el cual puede ser que sea para estabilización del código de cálculo. Claramente esta es una fenomenología que hay que seguir indagando en el futuro, realizando, por ejemplo, un modelo aislado y simplificado de manera de reproducirlo y aislarlo a este problema, y si llegase a ser un error, reportarlo a los programadores del código.

4.2.3.3 - Domo 3_1: 4 Componentes hidrodinámicos de RELAP y sin uniones cruzadas

Claramente la división vertical en dos volúmenes ayudó considerablemente en el desacople entre lo que sucede en el primario, y lo que sucede en el domo. Pero claramente este desacople es muy exagerado, y se debe en parte al pobre detalle que existe en la zona superior.

Por lo tanto, el siguiente paso es el de mejorar el grado de detalle en el modelado de la zona que se encuentra sobre el disco soporte de mecanismos. Para ello se va a aprovechar la experiencia ganada en el grupo mediante trabajos previos modelando sistemas de autopresurización, en donde exista condensación de vapor, como ser, por ejemplo, en el realizado con el loop de ensayos termohidráulicos CAPCN (ubicado en la planta de Pilcaniyeu) y en una tesis de doctorado [26]. Esta experiencia acumulada indica que cuando se tiene un sistema, como por ejemplo un presurizador, donde se espera que la presión del mismo esté determinada por un equilibrio que existe entre el vapor que se genera en el líquido (saturado o muy cercano a estarlo), y el que se condensa, ya sea en el seno o la frontera del vapor (que también está saturado), entonces lo más conveniente es darle al código (unidimensional), mediante el modelado, los grados de libertad necesarios para permitir la circulación del vapor.

Esto se logra normalmente creando una nodalización estilo loop que forme un camino adiabático ascendente para el vapor, y otro camino descendente que sea el que está en contacto con las paredes frías, y por lo tanto arrastre hacia abajo los condensados y posiblemente parte del vapor.

Si no se hace de esta manera, y se realiza un solo volumen como se tiene hasta ahora, entonces el código no puede hacer circular el vapor y los condensados, ya que sólo tiene una dirección para el flujo, y un sentido para cada fase, forzándolo a que obtenga resultados incorrectos.

La solución de este estilo propuesta para el reactor es como la mostrada en la *Figura 4.2-10*. En la misma se aprecia que la zona superior se dividió en dos series de volúmenes conectados verticalmente, los cuales están unidos entre sí por medio de un volumen superior y por la zona inferior (ya que ambos sirven de retorno). Cabe aclarar que las flechas no indican dirección de flujo, sino que indican la dirección en la que se modelaron las uniones.

Por otro lado, en la *Figura 4.2-11* se muestra un esquema mostrando lo que representa cada uno de los volúmenes conectados verticalmente. En rojo se representa el camino de ascenso, el cual está en contacto con el *barrel* y demás estructuras que sólo tienen inercia (y por lo tanto no producen transferencia de calor en estado estacionario), y en verde está representado el camino de descenso (el de la derecha en la *Figura 4.2-10*), el cual está en contacto con los mecanismo y las paredes del RPR.

En la *Figura 4.2-10* también se aprecia que los caminos ascendentes y descendentes fueron divididos verticalmente a su vez en varios volúmenes, que son 7 en particular, lo cual resultó de un criterio de división vertical por las zonas donde había perturbaciones en la forma interna del primario, y sumado a un posterior agrupamiento. Esto se hizo así para captar mejor la forma de los volúmenes y sus estructuras asociadas, de manera tal

de minimizar los errores introducidos al calcular las formas geométricas equivalentes cuando se nodalizaba, sobre todo en lo que respecta a la relación cambio de nivel respecto del cambio de volumen de agua.

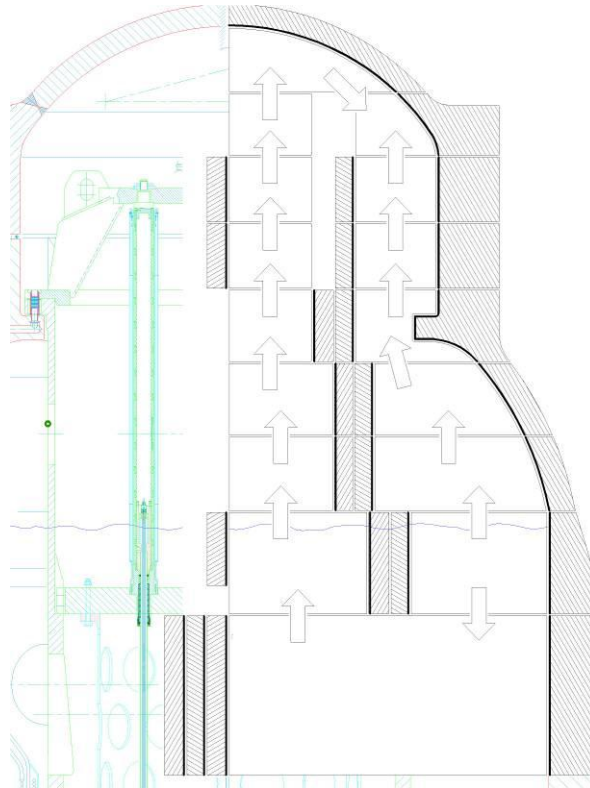


Figura 4.2-10: Representación del modelo de domo 3_1

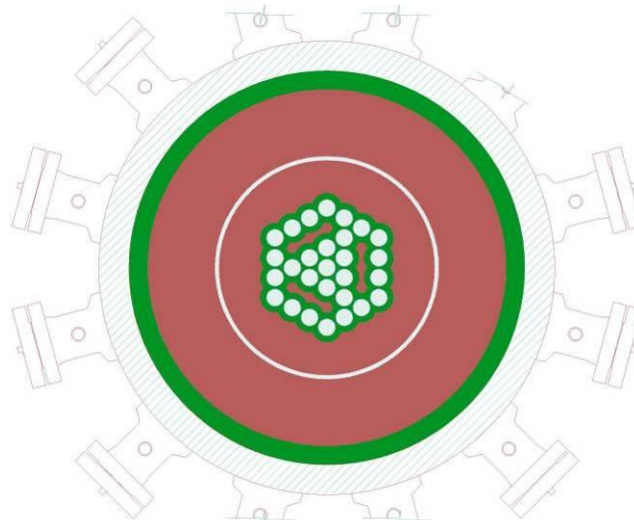


Figura 4.2-11: Corte horizontal por encima del disco soporte de Mecanismos. Zonas rojas representan caudal ascendente. Zonas Verdes caudal descendente.

El resultado que se obtuvo con este modelo puede apreciarse en la *Figura 4.2-12*, junto con una comparación con los dos casos anteriores.

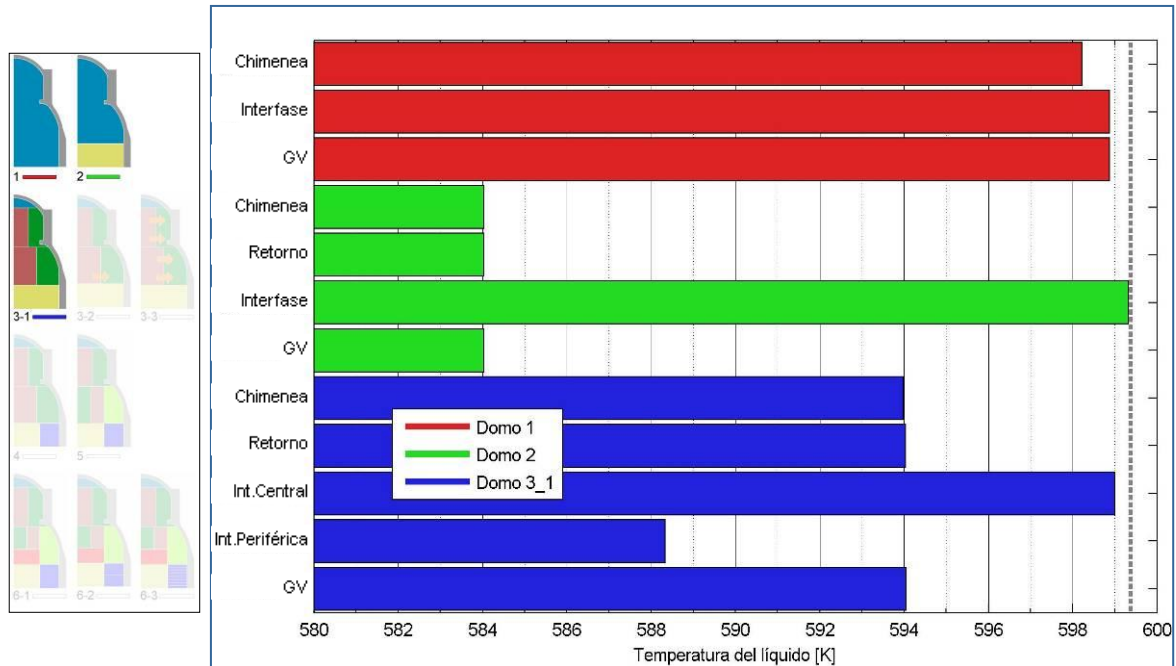


Figura 4.2-12: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

En la misma se aprecia que ahora, satisfactoriamente se obtuvo un caso intermedio entre los dos casos anteriores, en lo que respecta a las temperaturas de la zona superior del primario. Esto se debe a que al permitirle la circulación de vapor en la zona superior del domo, se incrementó la condensación interfacial, y por lo tanto se recuperó el consumo de vapor desde el núcleo (sin llegar al caso extremo que había en el domo 1).

En los resultados obtenidos, además se observó que existe un caudal de vapor que asciende por la zona central, y que luego desciende condensándose por la zona periférica. Pero a diferencia de lo que se esperaba, este caudal que se forma aparenta ser muy inestable, no terminándose de establecerse en forma estacionaria. Esto se debe mayoritariamente a que los dos canales (tanto el central como el periférico) poseen la misma condición de contorno en la zona inferior (ambos ven al mismo volumen, el cual representa la zona inferior del domo).

Este caudal oscilante que se estableció en la zona superior del domo, hace que el caudal que circula desde la zona inferior, hacia la zona de interfase sea en promedio muy bajo, con lo cual existe poca circulación, llevando a que el volumen central donde está la interfase se encuentre prácticamente saturado, y en cambio, que el volumen periférico correspondiente se encuentre más subenfriado que el promedio de la zona superior del primario (ya que además está en contacto con las paredes frías).

Esta marcada diferencia de temperatura entre la zona interfacial central y la periférica es apreciada en la *Figura 4.2-12*.

4.2.3.4 - Domo 3_2: 4 Componentes hidrodinámicos de RELAP y una unión cruzada

Si bien se pudo realizar un modelo que tienda a captar la circulación del vapor en el domo, aún queda por resolver el problema de la fuerte diferencia de temperaturas que hay entre la zona central y la periférica en la zona de interfase. Como se dijo anteriormente, esta se debe mayormente a que no se logra establecer un buen intercambio de masa entre la zona inferior del domo y el resto del domo, causado por la falta de detalle en dicha zona.

Pero otra fuente de esta diferencia de temperaturas es que no se permite un intercambio directo de masa entre la zona central y la periférica de la interfase.

Dado que esto es más simple de solucionar, se decidió primero atacar este problema, y luego el del detallado de la zona inferior.

Para facilitar la circulación en la zona de interfase, se propuso realizar directamente una unión hidrodinámica entre los mismos, lo cual es trivial de realizar en RELAP ya que posee un modelo simple que permite el flujo cruzado entre dos volúmenes a través de sus caras “laterales”.

El esquema de cómo quedaría esta nodalización, es como el mostrado en la *Figura 4.2-13*.

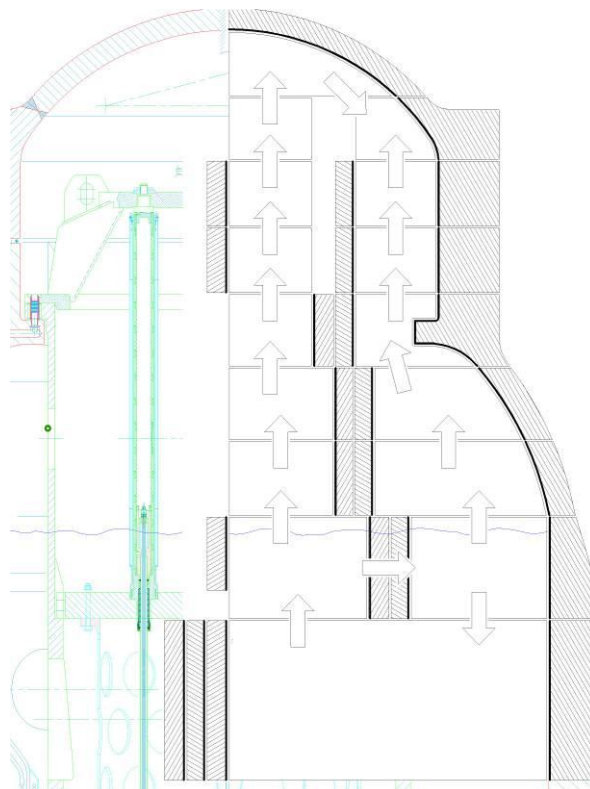


Figura 4.2-13: Representación del modelo de domo 3_2

La ventaja que ofrece el utilizar estas “uniones cruzadas”, como lo llama RELAP, es que permite establecer como una pseudo segunda dirección de flujo, aparte de la

principal. En el modelo realizado la dirección principal es en dirección vertical, y habría un caudal secundario que atraviesa horizontalmente la zona de interfase.

El resultado obtenido es el mostrado en la *Figura 4.2-14*, donde se aprecia que gracias a esta nueva unión, se permite que también circule el flujo en la zona interfacial desde la zona periférica hacia la central, lo cual es delatado por el alejamiento de la temperatura de saturación que presenta la zona interfacial central.

Otra variable, donde se observa el mezclado en la zona de interfase, es en la disminución de la diferencia de altura del nivel de líquido que hay entre la zona central y la periférica.

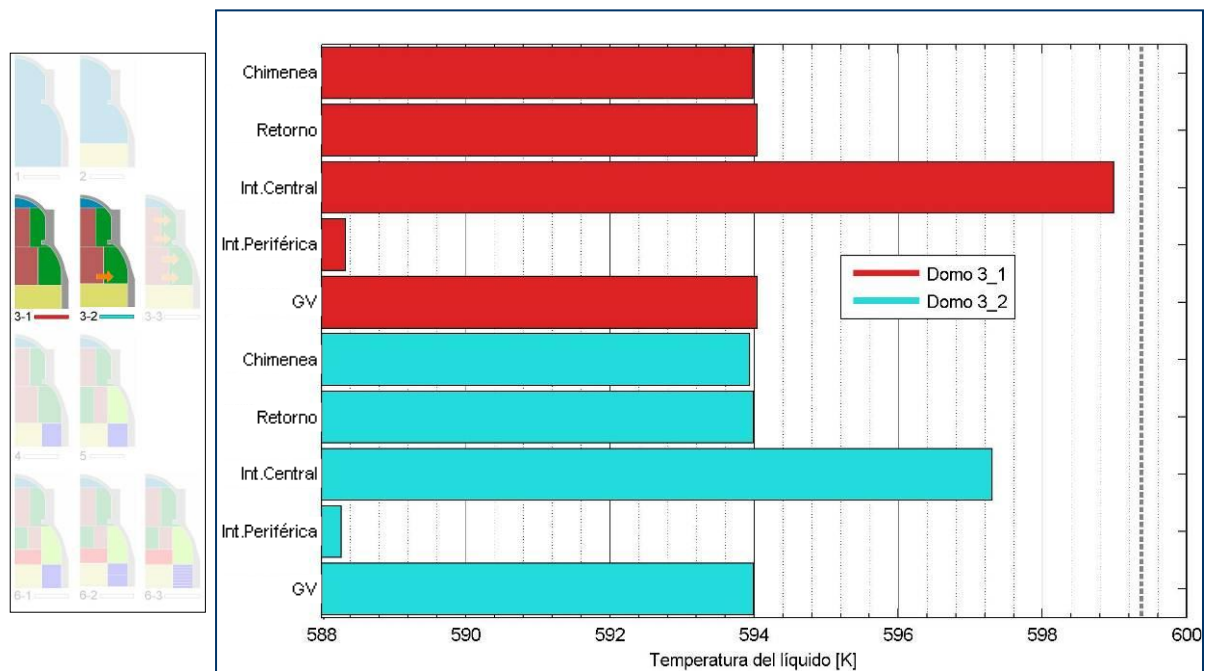


Figura 4.2-14: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

Cabe aclarar que es muy difícil de elegir el área que se le asigna a esta unión cruzada, ya que esta unión no posee ninguna barrera física real, por ser simplemente virtual o ficticia la división entre un canal ascendente y uno descendente, y por lo tanto arbitrariamente se eligió asignarle el valor correspondiente al área total que tienen los orificios del *barrel*, en la zona sobre el disco de soporte de los mecanismos de control de reactividad.

4.2.3.5 - Domo 3_3: 4 Componentes hidrodinámicos de RELAP y múltiples uniones cruzadas

Por completitud del modelo anterior, se decidió agregar las uniones cruzadas entre todos los volúmenes del canal ascendente con su correspondiente volumen del canal descendente, como se observa en el esquema de la *Figura 4.2-15*.

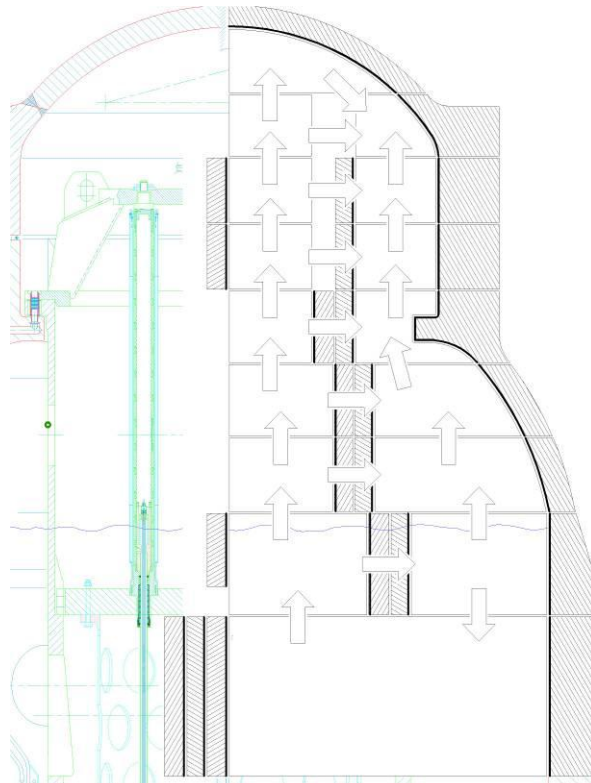


Figura 4.2-15: Representación del modelo de domo 3_3

Como se aprecia en la *Figura 4.2-16*, no se encontraron cambios significativos entre estos dos últimos modelos. Esto se debe a que el caudal de mezclado entre la zona periférica y la central, se establece más marcadamente donde existe mayoritariamente líquido, que, en el estado estacionario, es simplemente entre los volúmenes inferiores de cada canal. Pero durante un transitorio se espera que el nivel de líquido varíe en función del tiempo, y por lo tanto, a medida que se vayan inundando los volúmenes, los mismos empezarán a participar en el mezclado.

Lo que se observó para este modelo era el sentido de los caudales cruzados en la zona superior del domo, lo cual se hizo por pura curiosidad, ya que en realidad no son importantes los valores que poseen los mismos, porque son resultados muy puntuales (sobre todo para un código unidimensional), y lo que se buscan con estos modelos son resultados más globales.

Pero si bien se esperaba que todos ellos vayan desde el canal de ascenso (zona roja de la *Figura 4.2-11*) hacia el de descenso (zona verde de la misma figura), se observó que algunos iban en este sentido, y otros lo hacían en sentido opuesto. Esto se puede explicar pensándolo desde el punto de vista que a un volumen en el canal de descenso, el vapor no le llega arrastrado solamente desde su volumen vecino del canal de ascenso y del volumen superior (como se suponía), sino que también puede hacerlo desde un volumen debajo del mismo en el canal de descenso, sumado a que los cambios de área también juegan un papel importante en la conservación del impulso.

Para comprobar esto se probó realizar un estudio paramétrico, modificando la relación de áreas que existía entre dos volúmenes contiguos horizontalmente, y se observó que al ir reduciendo los volúmenes del canal de descenso, se pudo obtener que los flujos de vapor vayan desde el canal de ascenso hacia el de descenso.

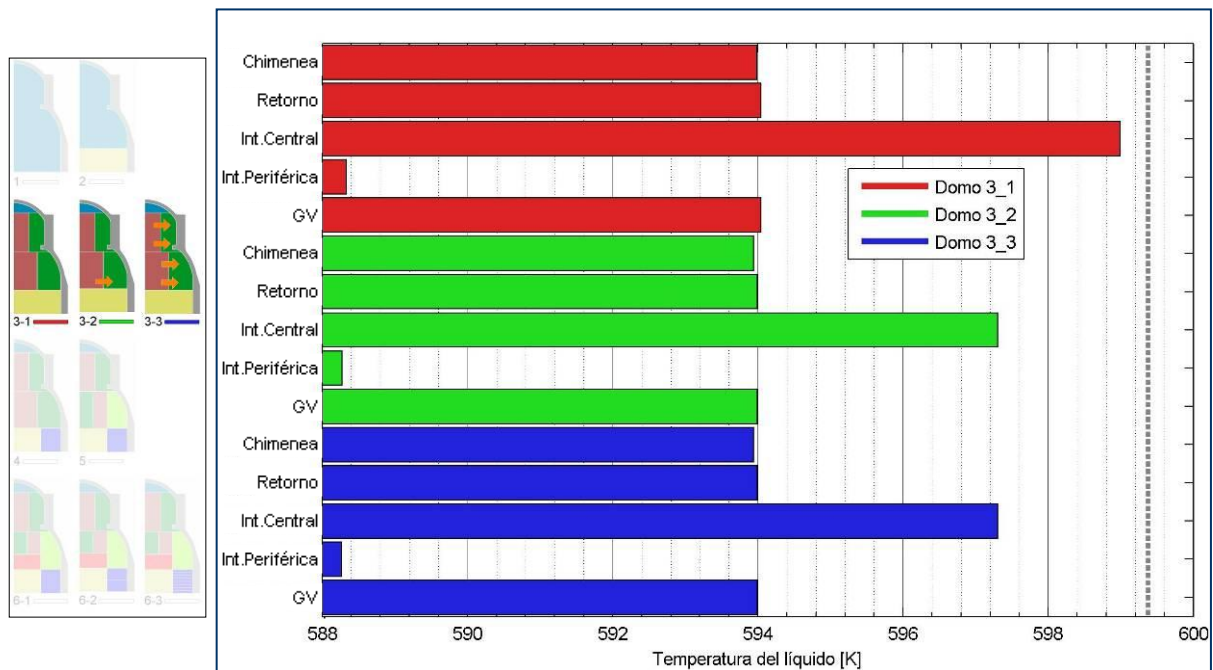


Figura 4.2-16: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

Este estudio fue muy sencillo de realizar gracias al uso de las planillas para la gestión de la nodalización (descrita brevemente en la sección - A.1 -), y a que al realizar los modelos, en los cálculos geométricos de los volúmenes se incluyó esta relación entre las áreas de los volúmenes adyacentes como una constante que fue definida en una celda de la planilla.

4.2.3.6 - Domo 4: 5 Componentes hidrodinámicos de RELAP

Una vez que se resolvió el problema de las uniones entre los volúmenes de la zona superior e interfacial del domo, se pasó a atacar el inconveniente que se observó que aparece por estar conectado el volumen interfacial central y periférico a un mismo volumen en sus respectivas entradas. Como se dijo anteriormente, esto trae aparejado que ambos volúmenes vean la misma condición de contorno, provocando que le cueste estabilizarse al caudal de circulación con este volumen.

Para solucionar este inconveniente, se procedió a dividir la zona inferior en dos volúmenes, como se aprecia en la *Figura 4.2-17*. El nuevo volumen representado a la izquierda es el que se corresponde con todo el volumen que se encuentra encerrado dentro del *barrel*, y desde donde comienzan las ventanas del mismo hasta el disco soporte de mecanismo; y en cambio, el volumen de la derecha se corresponde con el anillo que posee los mismo límites verticales, pero está encerrado entre el *barrel* y las paredes internas del recipiente de presión del reactor.

A la unión entre estos dos volúmenes se le asignó un área igual al de las ventanas del *barrel*, ya que esta será el área hidráulica real que unirá la zona central con la periférica.

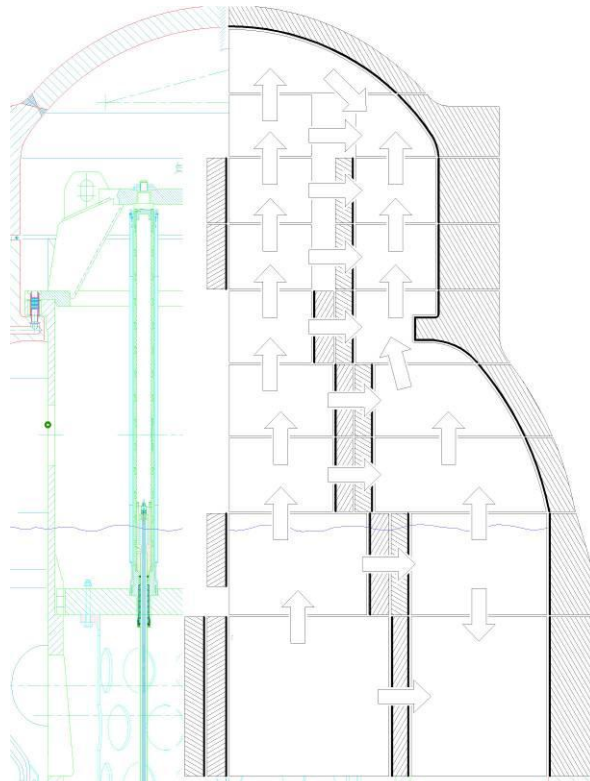


Figura 4.2-17: Representación del modelo de domo 4

En la *Figura 4.2-18* se muestran los resultados obtenidos para el estado estacionario alcanzado. En la misma se aprecia, por un lado, que en promedio todo el sistema se encuentra más cercano a la saturación, esto se debe a que se pudo estabilizar el caudal entre las zonas interfaciales y las inferiores, lo cual trajo aparejado que también se estabilicen los caudales entre la zona superior y la interfacial, llevando a una mejora en los coeficientes de condensación, y por lo tanto incrementando la demanda de vapor al núcleo. Y por otro lado se observa que disminuyeron los gradientes de temperatura, tanto entre la zona de retorno y la zona de interfase, como entre las zonas de interfase entre sí, ambos producto de la mejora del intercambio de masas entre las distintas zonas. Finalmente, otro resultado curioso que se encontró es que se observa presencia de vacío en la zona de retorno periférica (del orden de 0.5% en volumen) producto de la gran transferencia de vapor que existe hacia el mismo y que es arrastrado desde la zona de retorno central.

Este comportamiento se supone que se debe a la simpleza en las ecuaciones que posee RELAP, o a una mala predicción del régimen de flujo. Pero lo que se espera que suceda en la realidad es que la mayoría de las burbujas sigan ascendiendo por la zona central, pasando por el disco soporte de mecanismos, y solo la minoría de las ellas deberían ser arrastradas hacia fuera del *barrel* pasando por las ventanas del mismo. Pero este efecto se supone que es principalmente tridimensional y en dos fases, siendo esta área de la termohidráulica hoy en día muy compleja de predecir mediante códigos de cálculos, como también así también de obtener resultados experimentales en condiciones de un reactor de potencia.

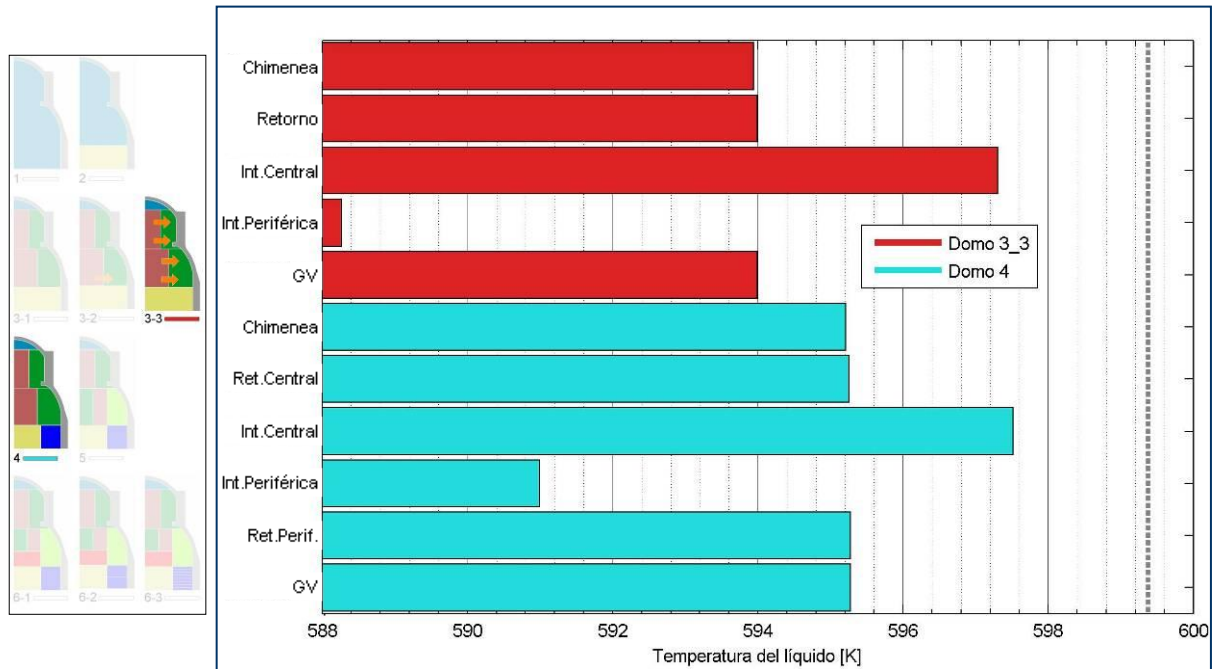


Figura 4.2-18: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

Cabe mencionar que para intentar solucionar este inconveniente se intentó quitar la transferencia de momento desde la zona de retorno central hacia la periférica, ya sea utilizando uniones cruzadas, o mediante las uniones axiales verticales mas la opción que posee RELAP para especificar que no se transfiera el momento del flujo de un componente al siguiente, pero no se obtuvieron resultados satisfactorios.

4.2.3.7 - Domo 5: 6 Componentes hidrodinámicos de RELAP

Una vez que se utilizó el *barrel* para dividir la zona de retorno, se observó que también resultaba conveniente utilizar esta barrera física real para dividir la zona interfacial y superior, ya que de esta manera se puede representar mejor los caminos de flujos que existirían en el reactor real, permitiendo además una mejor correspondencia y representación de lo que representa cada camino de flujo y sus respectivas áreas de pasaje.

Por esto se optó que este sea el siguiente paso en el modelado, quedando la representación del modelo como se observa en la *Figura 4.2-19*, donde se aprecia que en el domo se aprovecha todo el *barrel* para dividir entre una zona central y una periférica, las cuales son unidas transversalmente a través de los agujeros que posee el *barrel*.

En la zona periférica, las uniones axiales poseen el área de pasaje real que le corresponde por ser un anillo. En cambio, al resto de las uniones verticales se dejó que sea simplemente el área que le corresponde al cilindro equivalente que conserva volumen y alturas (como se había explicado anteriormente), a excepción de las uniones que atraviesan el disco soporte de mecanismos, a las cuales se les asignaron las áreas reales que poseen las perforaciones del mismo.

En dicha figura, se observa que pegado al *barrel*, e internamente al mismo (o sea a la izquierda del *barrel* en el esquema), se encuentra el camino que se supondrá que será ascendente para el vapor, y que se le permite que suministre vapor tanto a su izquierda como a su derecha, siendo estos volúmenes los que representan a la zona en contacto con los mecanismos y el recipiente de presión (que a su vez están fuera del *barrel*), respectivamente. Luego, donde se une el *barrel* con el domo, en el esquema se eligió invertir horizontalmente las posiciones de los caminos de ascenso y descenso dentro del *barrel*, esto es simplemente para mostrar que el camino de ascenso sigue en forma adiabática (en estado estacionario), mientras que el de descenso, en una zona está en contacto con las paredes del recipiente y de los mecanismos, y luego sigue solamente en contacto con el primero.

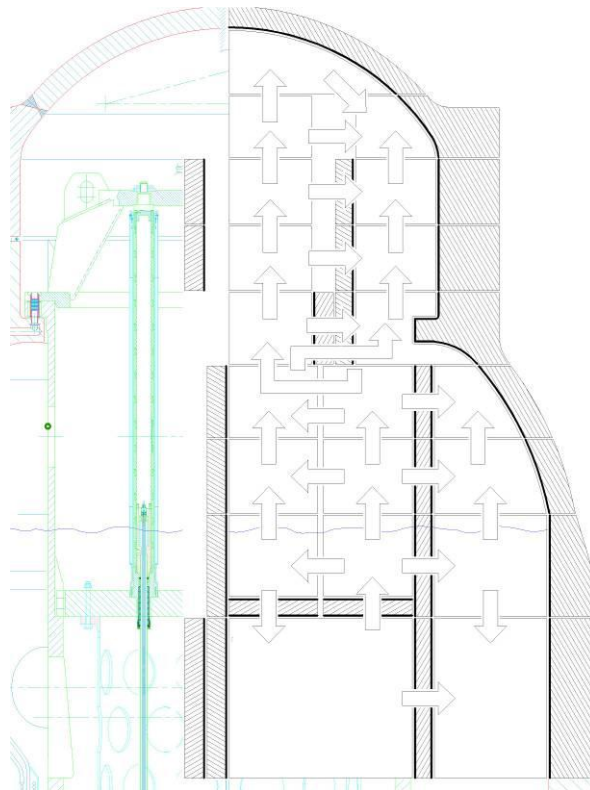


Figura 4.2-19: Representación del modelo de domo 5

La principal ventaja que se observó en esta nodalización, es que resulta mucho más claro asignar lo que representan las áreas de flujo, y su vez a qué volumen les transfieren calor las estructuras, ya que antes, por ejemplo, la zona interfacial de descenso estaba en contacto con los mecanismos y la paredes del RPR, produciendo además que virtualmente, el agua que se condensaba en los mecanismos, sea derramada directamente sobre los GV, situación que en la realidad no ocurre.

En la *Figura 4.2-20* se observan los resultados obtenidos para este nuevo modelo, donde principalmente se observa una mejor homogenización de las temperaturas. Esto se debe principalmente a que se observa un marcado incremento en los caudales entre la zona de retorno y la interfacial, lo cual se debe principalmente a la redefinición de las áreas de pasaje entre los mismos. Esto llevó, a que aumente la temperatura de la zona interfacial

en contacto con los mecanismos, ya que se le suministra más líquido desde la zona de retorno central.

Otro resultado es que se “invirtió” el caudal entre la zona interfacial en contacto con los mecanismos y la correspondiente en contacto con el *barrel*, ya que anteriormente se observaba que iba desde el último al primero de éstos, y ahora lo hace en sentido contrario, y además con un valor absoluto mayor, lo cual se debe a que el gradiente de presiones ahora va de izquierda a derecha en la zona interfacial del esquema mencionado. Esto produce además que ahora se le aporte el agua enfriada por los mecanismos al volumen interfacial central en contacto con el *barrel*, llevando a que el mismo ahora se encuentre por debajo de la temperatura promedio (siendo que antes siempre era el volumen más cercano a la saturación).

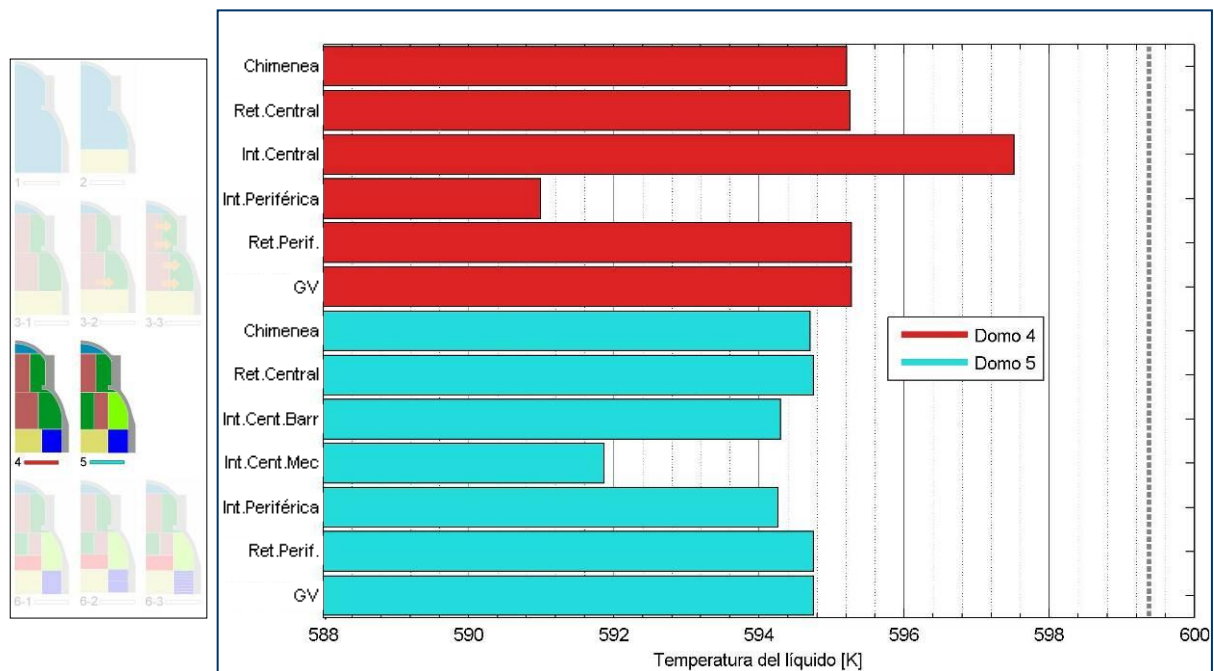


Figura 4.2-20: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

4.2.3.8 - Domo 6_1: 7 Componentes hidrodinámicos de RELAP – Volúmenes inferiores sin divisiones axiales

Si bien con el último modelo presentado se obtuvo una disminución en las diferencias de temperaturas entre los volúmenes interfaciales centrales, en la realidad se esperaba que directamente no existan ningunas de ellas, ya que eso vendría a ser como una “pileta”, donde las diferencias obtenidas son producto de una división ficticia en distintos volúmenes de dicha pileta.

Por lo tanto, en el último modelo propuesto se decidió unir estos dos volúmenes, obteniéndose un esquema como el que se observa en la *Figura 4.2-21*.

Los resultados obtenidos para este modelo son los mostrados en la *Figura 4.2-22*, donde se aprecia que se consiguió una mejor homogenización de las temperaturas.

Otro resultado que se observa en la figura, es que ahora la temperatura de la zona interfacial pasó a ser superior que el resto, lo cual es producto de un aumento en la condensación de vapor en la zona interfacial central, lo que llevó también a que se incrementara la temperatura promedio del sistema (para estar más cerca de saturación y por lo tanto generar más vapor). Este aumento de la condensación se debe al mismo fenómeno que se observó en el modelo domo 1, donde aparece el problema del promediado de los coeficientes de transferencia de calor interfacial, sumado al hecho que en este modelo, el volumen interfacial central posee dos salidas, y por lo tanto se desactivó automáticamente el modelo *mixture level tracking* de RELAP, el cual evitaba el by-pass térmico entre el vapor y el líquido a través de las estructuras.

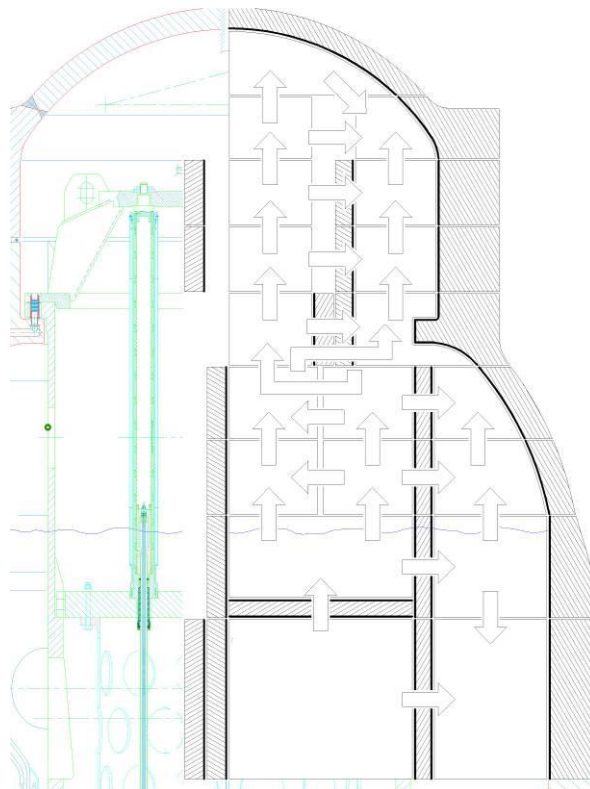


Figura 4.2-21: Representación del modelo de domo 6_1

Otro resultado que se observó, es que se incrementó levemente el caudal entre la zona central de retorno y la interfacial.

4.2.3.9 - Domo 6_2 y Domo 6_3: 7 Componentes hidrodinámicos de RELAP – Volúmenes inferiores con divisiones axiales

Si bien mediante el domo 6_1 ya se obtuvo la homogenización que se deseaba de las temperaturas del domo, aún se seguía con el inconveniente del vapor que se transportaba desde la zona de retorno central, a la periférica.

A esto se sumó una violación a un criterio o buenas prácticas de modelado que dice que no debe existir más de un orden de magnitud de diferencia en las dimensiones de volúmenes adyacentes, lo cual no ocurría, por ejemplo, entre la altura del último volumen de la chimenea y el de la zona de retorno central.

Por lo tanto se decidió subdividir axialmente la zona de retorno, a diferencia de la tendencia que hubo anteriormente de ir dividiendo radialmente al sistema.

Esto fue muy sencillo de realizar gracias a la planilla de gestión de la nodalización mencionada anteriormente, y a un trabajo sistemático y concienzudo que se realizó mientras se nodalizaba el domo, ya que fue simplemente cambiar un número de una sola celda en las planillas.

Por esto se subdividió axialmente en 2, 4, 8, 16, 32 y 64 partes a la zona de retorno, observándose que más allá de 4 divisiones no se modificó la tendencia que se observó al pasar de 1 a 2, y luego a 4 divisiones.

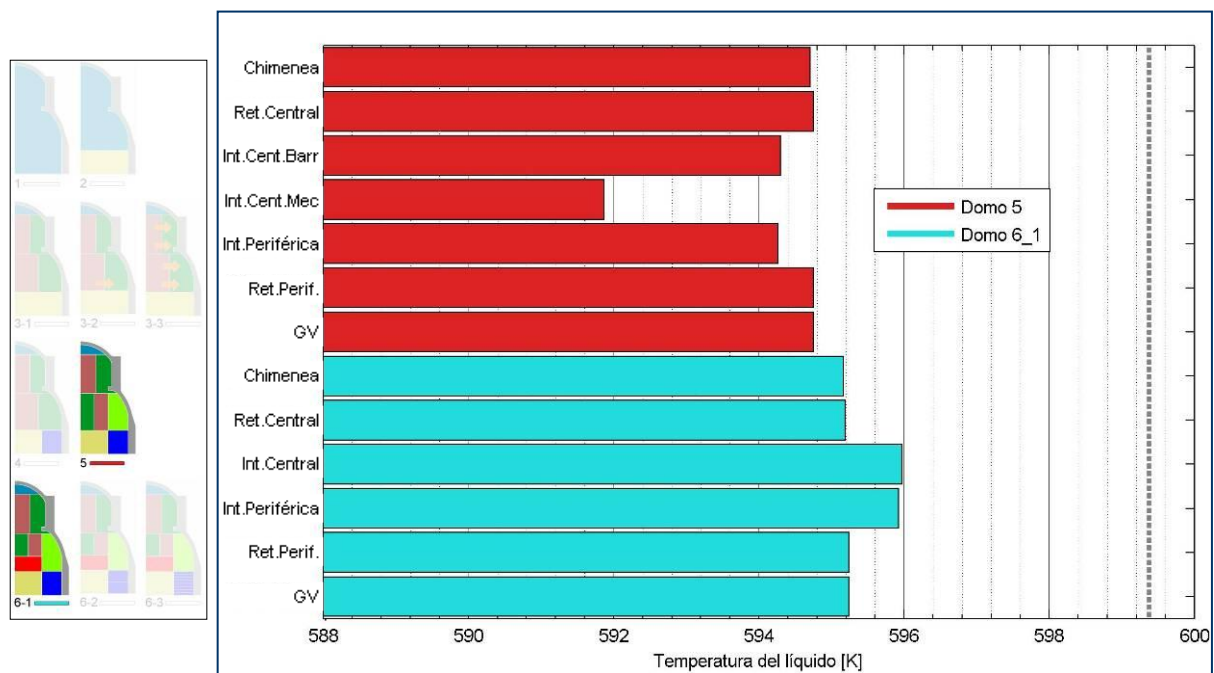


Figura 4.2-22: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

Por lo tanto, en la Figura 4.2-23 se muestran los esquemas del modelo domo 6_2 y domo 6_3, los cuales poseen 2 y 8 divisiones axiales respectivamente en la zona de retorno.

Pero si bien al dividir en dos se logra cumplir con el criterio mencionado anteriormente, no se pudo observar mejoras en lo que respecta a la presencia de fracción de vacío en la zona de retorno periférica.

Pero este ejercicio sirvió para reforzar los conocimientos acerca de la fenomenología presentes en la autopresurización, ya que como se aprecia en la Figura 4.2-24, al incrementar el número de subdivisiones axiales en la zona de retorno, se incrementa la temperatura promedio del primario, lo cual se debe a que se incrementó la condensación de vapor en la zona de retorno. Este incremento se debe a que se aumenta el número de mallas que posee el código para condensar el vapor en su ascenso, ya que hay más nodos en la dirección del flujo, y por lo tanto permite que existan temperaturas distintas en cada una de las mallas, en vez de que tenga la temperatura promedio de la malla equivalente más grande.

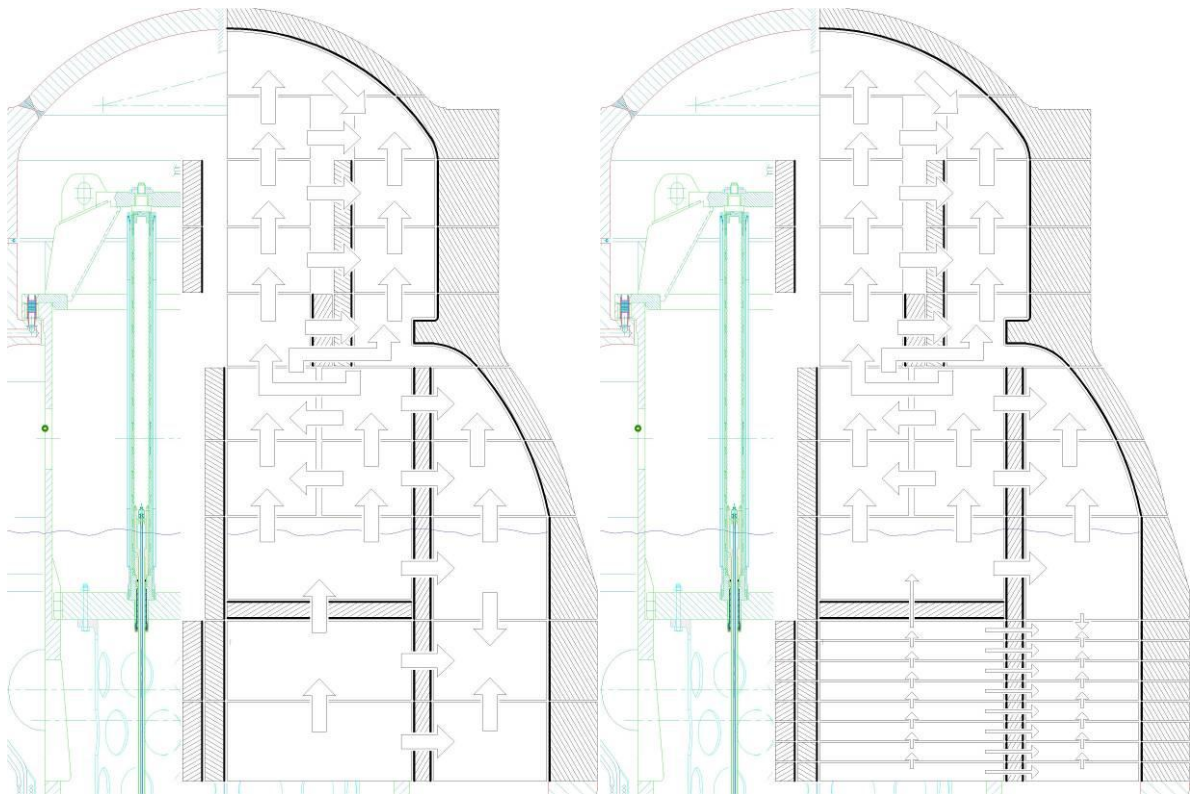


Figura 4.2-23: Representación del modelo de domo 6_2 a la izquierda, y del domo 6_3 a la derecha

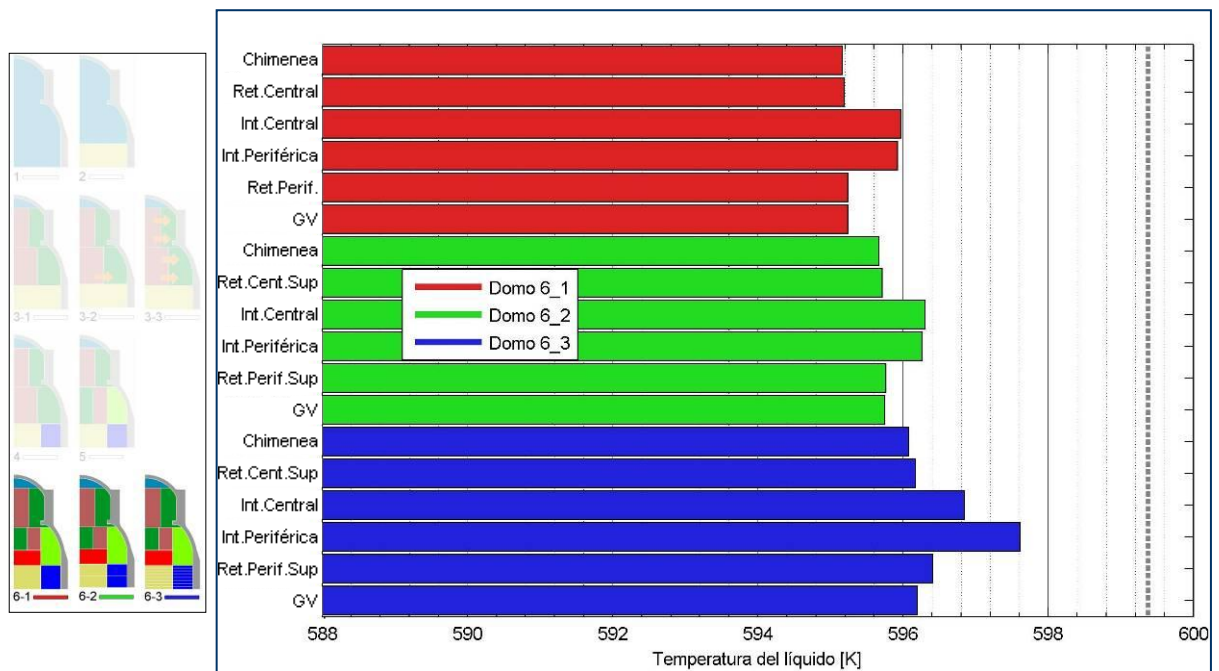


Figura 4.2-24: Temperaturas observadas en la zona superior del primario.

Otra consecuencia que trae aparejado este aumento de la condensación en la zona de retorno, es que llega un poco menos vapor a la zona interfacial, y por lo tanto disminuye el caudal de mezclado entre esta zona y la de retorno, produciendo un acercamiento a la temperatura de saturación.

4.2.3.10 - Comparación de los modelos

A continuación se procederá a comparar como se vieron afectadas otras variables del sistema al ir modificando el modelo del domo.

La primer variable que se muestra es la fracción de vacío en la chimenea (*Figura 4.2-25*), en donde en el eje vertical se colocaron los distintos nodos de la chimenea (siendo el nodo inferior el correspondiente a la salida del núcleo, y el superior el correspondiente a la entrada del Domo), y en el eje horizontal se muestra el valor de la fracción de vacío correspondiente.

Se observa, que el domo 1 es el que posee la distribución con mayores valores, mientras que el domo 2 es el caso opuesto, quedando el resto de los modelos de domo entre medio de estos dos. Esta tendencia se corresponde claramente con la mayor o menor demanda de vapor en el domo.

Además se puede apreciar el fenómeno que se había mencionado al principio, donde el vapor se va condensando a lo largo de la chimenea, producto de la generación de vacío subenfriado en el núcleo.

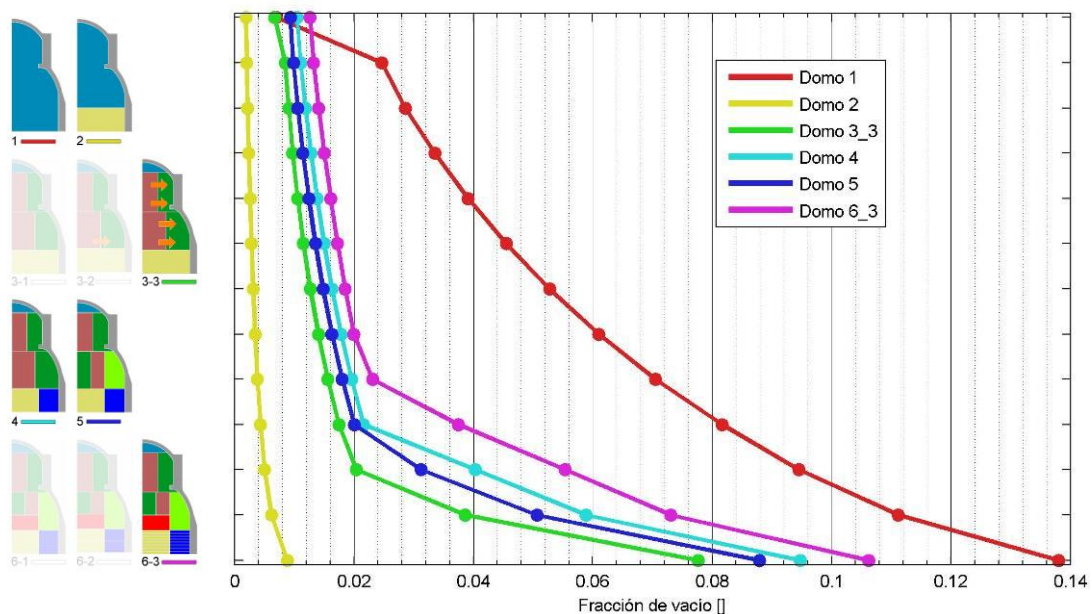


Figura 4.2-25: Comparación de la fracción de vacío en la chimenea para los distintos modelos. En el eje de las ordenadas se representa en la parte inferior la salida del núcleo y en la superior la entrada del domo

Luego, en la *Figura 4.2-26* se muestra el caudal por el primario para cada uno de los modelos de domo.

En la misma se puede comprobar la correlación entre la fracción de vacío en la chimenea y el caudal del primario, ya que al aumentar la primera, aumenta la fuerza boyante, por incrementarse la diferencia de densidad entre la rama fría y la rama caliente. Nuevamente se aprecia como los dos primeros modelos resultan ser envolventes del resto de los modelos.

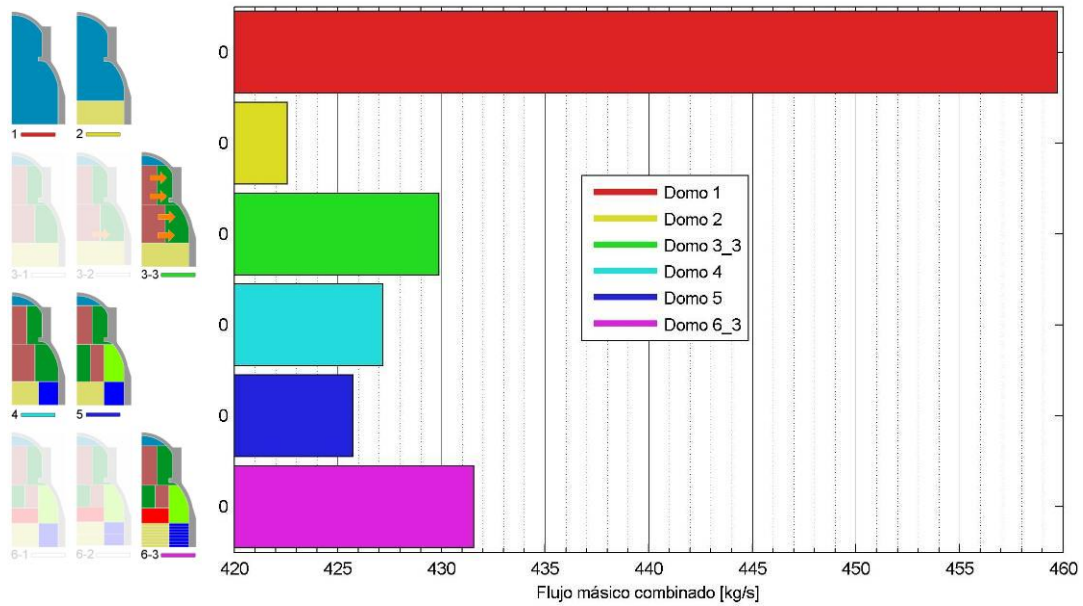


Figura 4.2-26: Comparación del caudal del primario para los distintos modelos de domo.

Posteriormente se realizó una comparación entre los distintos caudales del secundario que se obtuvieron, para poder ajustar la presión del primario al mismo valor en todos los modelos.

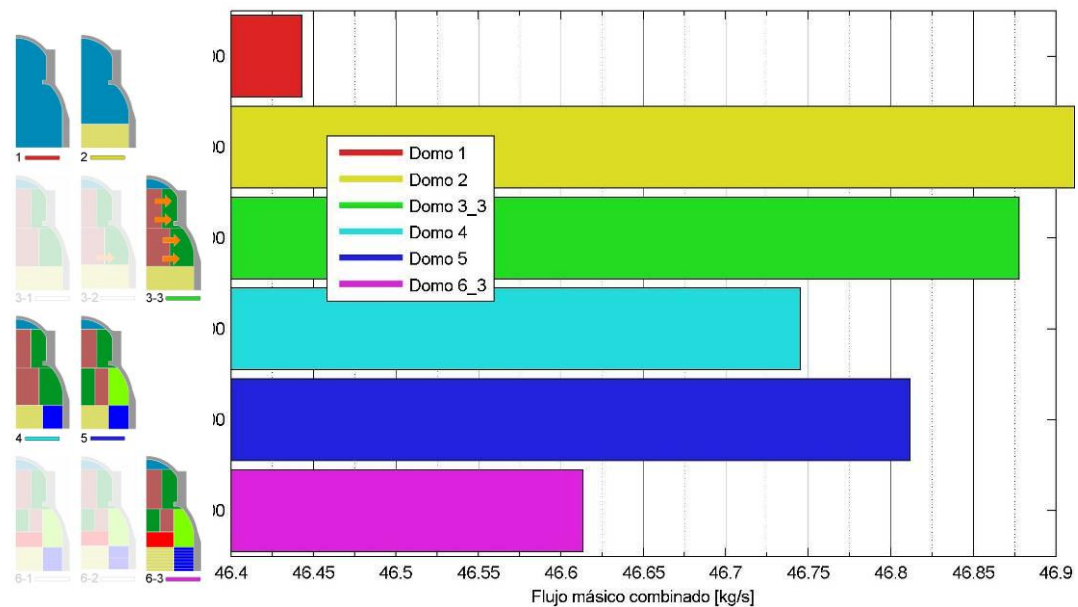


Figura 4.2-27: Comparación del caudal del secundario para los distintos modelos de domo.

En la Figura 4.2-27 se aprecia que cuanto mayor era el caudal y temperatura del primario (figuras comparativas anteriores), entonces menor era el caudal necesario en el secundario. Esto se explica fácilmente recordando que la eficiencia en la transferencia de calor entre el primario y el secundario se incrementa cuando se incrementa el caudal de alguno de ellos o la temperatura del primario. Por lo tanto, puesto que se impuso

como condición de contorno que siempre se genere la misma potencia en el núcleo y que la presión del primario se mantenga constante, entonces el secundario se tenía que ajustar de manera tal de mantener la eficiencia de los generadores de vapor constante a fin de mantener la potencia removida constante.

Cabe aclarar que en dicha figura, el caudal por el secundario para el domo 2 se va fuera de escala, y se decidió recortar su valor para poder mostrar las variaciones en el resto de los modelos.

Finalmente, en la *Figura 4.2-28* se muestra el salto de temperaturas en el núcleo, donde claramente se aprecia una fuerte correlación entre este y el caudal que circula por el mismo.

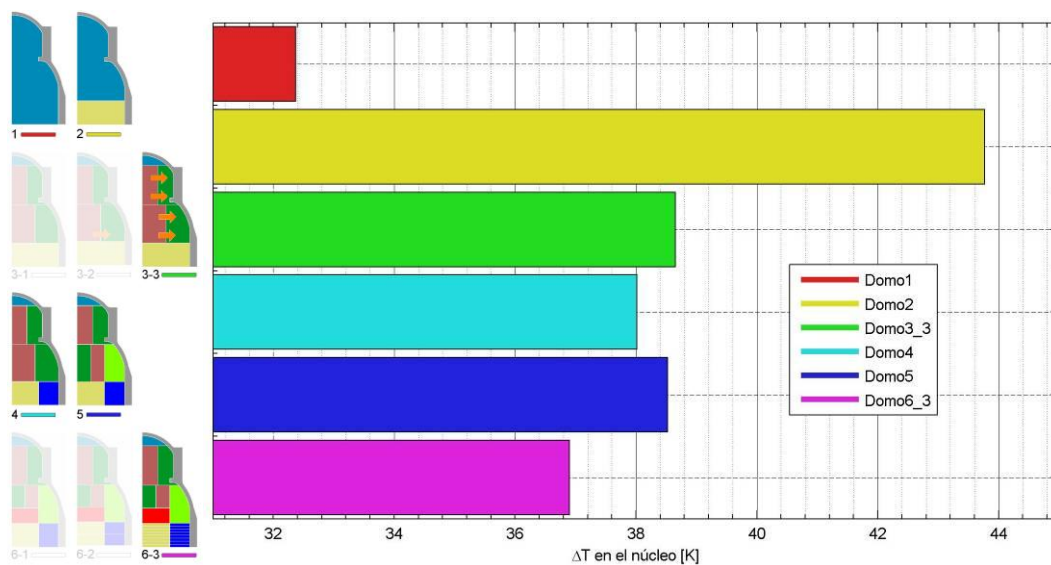


Figura 4.2-28: Comparación del salto de temperatura en el núcleo para los distintos modelos de domo.

4.3 - Acople de los modelos de las distintas zonas del reactor

De la sección anterior se desprende que los modelos que conviene utilizar son el modelo domo 6_2, por ser el que tiene el suficiente grado de detalle como para captar las fenomenologías buscadas, y los modelos domo 1 y 2, por ser envolventes del resto.

Por lo tanto, una vez que se definieron los modelos de domo a utilizar, el siguiente paso es el de acoplar estos modelos, a los modelos del resto de las zonas del reactor (inclusive del Condensador de Aislamiento) que fueron desarrolladas por otras personas en paralelo y con criterios similares a los utilizados en el domo.

En esta sección se muestran algunos de los trabajos que hubo que hacer para poder dejar funcionando un modelo integral, robusto y confiable del reactor, ya que antes de poder realizar las corridas paramétricas, hubo que trabajar bastante en el modelo, y someterlo a diversas pruebas, a fin de asegurar que funcione sin inconvenientes en modo “batch” para el mayor número posibles de corridas.

Entonces, el primer trabajo que se realizó fue el de probar como respondía el modelo del reactor completo, utilizando el modelo desarrollado por la división de Seguridad Nuclear del Centro Atómico Bariloche mediante el mismo procedimiento que el realizado para desarrollar los modelos del domo.

Inicialmente hubo una etapa de simulaciones que se realizó en conjunto con el resto de la división, en donde se procedió a buscar y eliminar todos los posibles errores que hubieran aparecido en el proceso de modelado. Para esto se sometió al modelo a diversas situaciones accidentales, y se compararon los resultados con los obtenidos con el modelo que se desarrolló en el año 1999, de manera de tener un marco de referencia para los resultados.

Además fue necesario buscar la forma de incluir los gases no condensables en el modelo, ya que no se puede utilizar la misma técnica empleada anteriormente, porque el Condensador de Aislamiento no se encuentra aislado, sino que está acoplado al resto del primario.

4.3.1 - El estado estacionario

Claramente, el primer paso que se realiza para probar un modelo, es el de verificar si en estado estacionario se comporta como se espera que lo haga.

Como el estado estacionario que alcance el reactor, depende de los valores que adquieran ciertos parámetros, entonces los mismos deben ser ajustados modelo a modelo a fin de asegurarse que los mismos alcancen los valores que por diseño deberían tener. En particular, dos parámetros que son muy sensibles a los cambios en el modelo son la presión y el caudal del primario, ya que los mismos se ajustan automáticamente al valor que surja como solución de la dinámica del reactor.

Pero realizar el ajuste “a mano”, es un proceso muy tedioso, ya que habría que ir corriendo diversos estados estacionarios (que demoran varias horas en converger), e ir modificando otros parámetros (por ejemplo fricciones y caudal del secundario), buscando que los parámetros a ajustar (caudal y presión del primario) alcancen los valores esperados.

Por esto se implementaron directamente en el modelo una serie controladores automáticos, de manera tal que mientras se alcanza el estado estacionario, ya haga tender los parámetros a ajustar a los valores deseados. Y además, estos controladores poseen la opción de enclavarse en el último valor obtenido, de manera que durante la simulación de un transitorio los mismos no intenten más ajustar los parámetros.

Luego de obtener un estado estacionario del sistema para el modelo domo 6_2, se procedió a compararlo con el que se obtuvo en el año 99, y se encontró, por lo general, una muy buena concordancia entre los modelos. De hecho, mediante uno de los graficadores desarrollados, se realizó una imagen de la distribución de temperaturas en el primario para cada uno de los modelos, y como se observa en la *Figura 4.3-1*, existe una gran similitud entre ambos modelos, donde se intentó colocar en las mismas escalas ambas imágenes.

Como se aprecia en la figura, el refrigerante se calienta en el núcleo, el cual se encuentra en la zona inferior central del primario. Luego asciende en forma adiabática por la chimenea, en donde el líquido se sigue calentando producto de la condensación del vapor sobrecalentado que se generó en el núcleo [36]. Posteriormente el refrigerante llega al domo, donde se encuentra prácticamente saturado, para luego retornar hacia los generadores de vapor, los cuales se encuentran en la periferia del primario. Al atravesar los generadores de vapor el refrigerante se enfría, y una vez que abandona los mismos, sigue descendiendo en forma adiabática por el downcomer, para volver finalmente a la entrada del núcleo.

A su vez se realizó el estado estacionario para el modelo de domo 1 y domo 2, verificándose también el correcto acople del domo con el resto del primario.

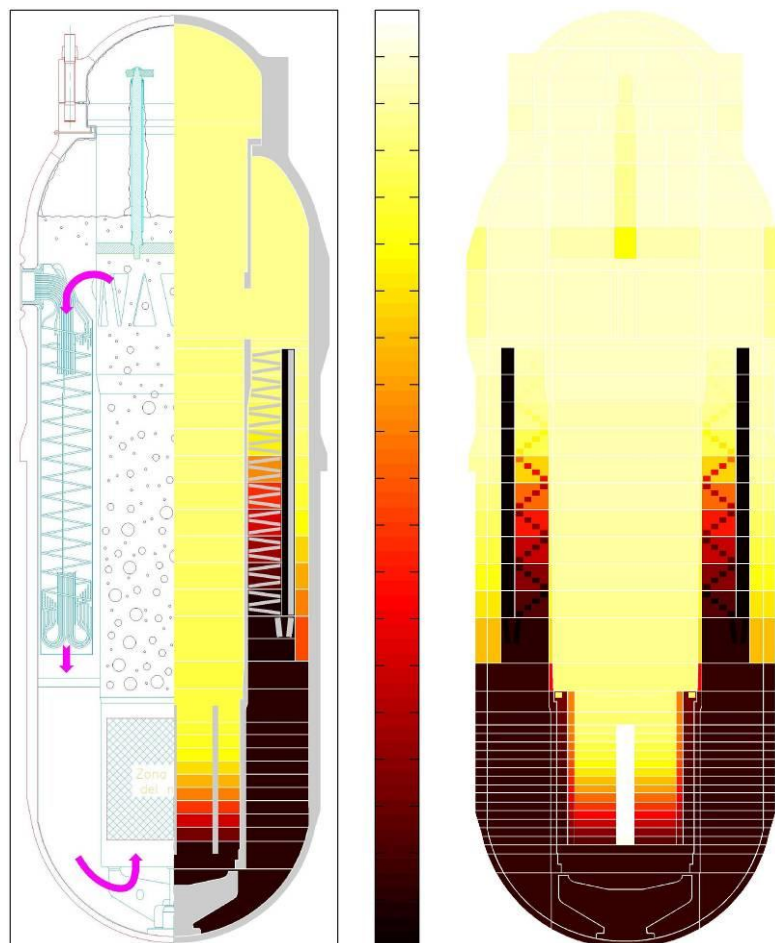


Figura 4.3-1: Comparación de la distribución de temperaturas para el estado estacionario del modelo del 99 (izquierda) y el domo 6_2 (derecha).

Cabe aclarar que una de las ventajas que posee el utilizar el nuevo modelo, es que el mismo posee un absoluto seguimiento de todos sus cálculos y datos utilizados, gracias a la implementación de las planillas para la gestión de la nodalización.

A modo informativo, los valores principales que se obtuvieron/fijaron en el estado estacionario son aproximadamente:

- Potencia térmica generada en el núcleo: 100[MW]
- Caudal del Primario: 430[kg/s]
- Presión del Primario: 12.25[Mpa]
- Fugas térmicas por el Domo más condensación en mecanismos: 0.5[MW]
- Salto de temperatura en el núcleo: 37[°C]
- Masa de refrigerante en el primario: 36000[kg]
- Presión del Secundario: 4.7[Mpa]
- Caudal del Secundario: 47[kg/s]

4.3.2 - Verificación de la simulación del accidente Pérdida de fuente fría

Una vez que se verificó el correcto estado estacionario para los modelos domo 1, 2 y 6_2, se procedió a simular el accidente en el cual se va a estudiar la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, que es una pérdida de fuente fría, o sea, se postula que el caudal del sistema secundario de alimentación a los GV repentinamente se va a cero, llevando a una pérdida de la capacidad del secundario para remover el calor del primario. Además se postula la falla de los sistemas de procesos, de manera tal de no darle crédito a los mismos.

Para simplificar los análisis, especialmente en las corridas paramétricas, también se postulará que el sistema rápido de extinción del reactor es demandado únicamente por la señal de alta presión en el primario, ya que en realidad existen múltiples señales que pueden producir su actuación, de las cuales aún hay muchas que están en etapa de definición. Además, la señal de alta presión es típica de este accidente, y está especialmente monitoreada para su detección.

En la *Figura 4.3-2* se muestra una evolución típica de la presión para el accidente propuesto. En la misma se aprecia que a largo plazo (hasta el fin del período de gracia), el sistema disminuye considerablemente su presión, y de hecho alcanza satisfactoriamente la presión que se denomina de parada fría, asegurando que el reactor alcanza una condición segura.

En esta figura, además se aprecia un detalle de la evolución a corto plazo, en donde se observa que inicialmente el reactor estaba en estado estacionario, hasta donde se produce la pérdida de fuente fría, momento que es identificado porque es cuando comienza el incremento más brusco de la presión, producto del fuerte desbalance que se produce entre la potencia generada y la removida en el primario.

Posteriormente, esta escalada de presión termina cuando actúa el sistema de extinción rápida del reactor, donde se vislumbra una rápida pero corta caída de la presión, producto del colapso de las burbujas (ya que se deja de generarlas en el núcleo) y de la disminución de la temperatura a la salida del núcleo, con la consecuente disminución del nivel que estos dos efectos producen.

Luego se observa que la presión vuelve a subir, pero con una pendiente mucho menor, ya que el desbalance de potencias se redujo, porque en el núcleo solamente se genera la potencia de decaimiento.

Finalmente la presión sigue ascendiendo hasta que se alcanza el valor de disparo del Condensador de Aislamiento, momento en el cual se produce un fuerte descenso de la

presión (que luego se explicará con más detalle, pero está relacionado con una despresurización del sistema primario subenfriado hasta que se alcanza la saturación de todo este sistema), para luego continuar con un suave descenso de la presión, producto de que se está removiendo más potencia por el Condensador de Aislamiento de la que se genera en el núcleo.

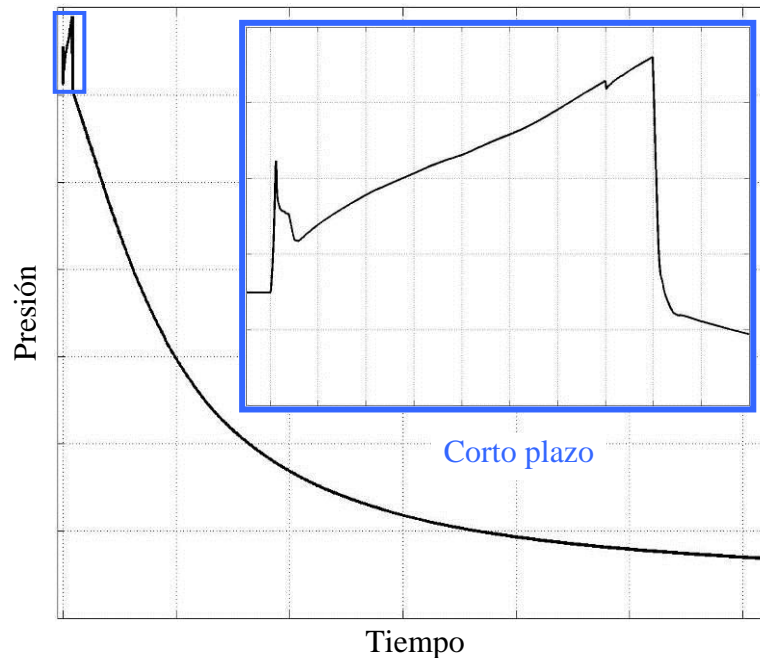


Figura 4.3-2: Evolución típica cualitativa de la presión para un accidente de pérdida de fuente fría

A continuación se muestra (*Figura 4.3-3*) la evolución de las temperaturas más representativas del primario, para los distintos modelos de domo y en el corto plazo del accidente.

En esta figura se le asigna a las curvas un color distinto para cada modelo de domo, y un tipo de trazo distinto para cada zona del primario, de hecho, en líneas de trazos, se muestra la evolución de la temperatura de saturación, la cual claramente se corresponde con la evolución de la presión típica mostrada en la *Figura 4.3-2*.

Lo que se puede observar es que son más lentas las evoluciones de presión (o de temperatura de saturación) en los modelos más simples. Esto se debe a que en los mismos es más marcado el problema de la sobrestimación de la condensación en la zona de interfase del domo, forzando al equilibrio termodinámico entre el líquido y el vapor que se encuentran en contacto en donde esté la interfase. Esto produce que, en comparación con el modelo más detallado, se utilice más parte de la potencia proveniente del desbalance para calentar y evaporar líquido, y por lo tanto, a la presurización en sí le corresponde una menor proporción de la potencia del núcleo.

También se observa que el modelo domo 2 es aún más lento que el domo 1, lo cual se debe a que, en estado estacionario, el primero se encuentra más lejos de la saturación que el segundo, y por lo tanto tarda más en saturarse la rama caliente (lo cual está representado mediante la línea llena más oscura, y cuya leyenda dice "Domo"), lo que lleva a una demora en la nueva generación de vapor, que es lo que produce la máxima

tasa de presurización en estos modelos, ya que hasta que no provenga vapor desde el núcleo, el primario aumenta su presión por la pura expansión del mismo (efecto pistón). La zona del primario que más contribuye con la expansión del mismo, es el downcomer, ya que posee un gran volumen y con la menor temperatura del sistema.

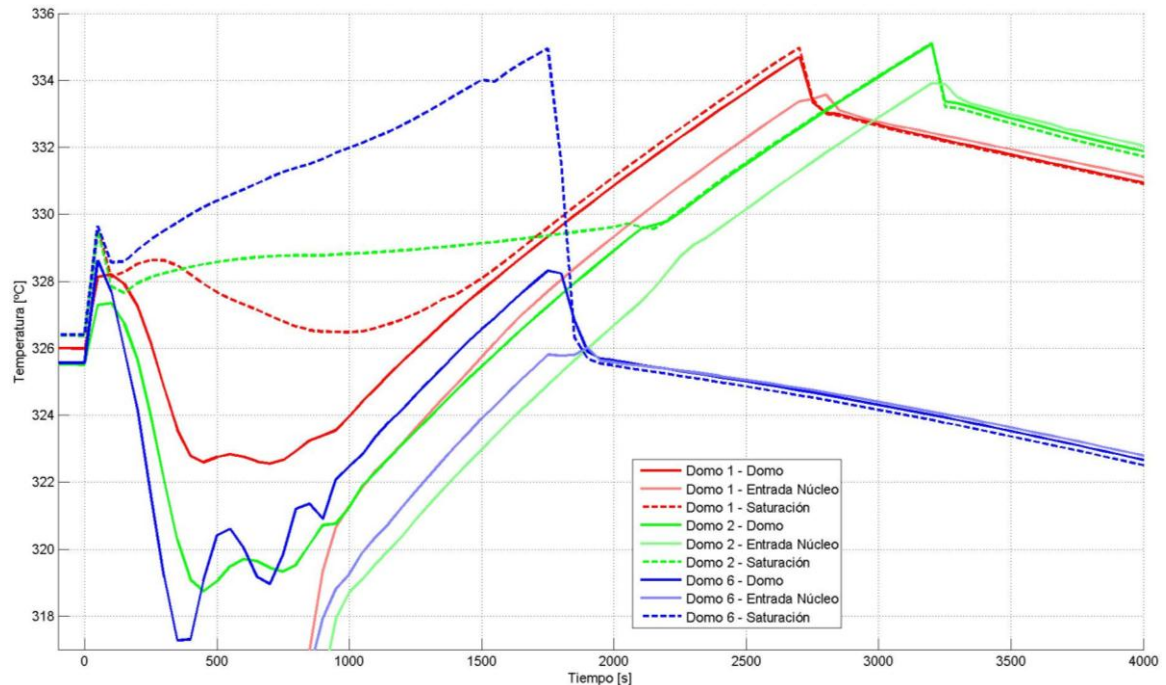


Figura 4.3-3: Evolución de las temperaturas más representativas del primario para los distintos modelos de domo

Finalmente, esta figura sirve también para entender porqué al entrar el Condensador de Aislamiento, primero ocurre un descenso brusco de la presión, y luego continúa con una tasa menor de despresurización. Si se sigue, por ejemplo, la evolución del modelo domo 6 (curvas azules), se puede apreciar que la pendiente de despresurización (línea de puntos) comienza a frenarse cuando se igualan la temperatura de saturación con la de la rama caliente (o chimenea, o entrada del domo, línea llena oscura), y el frenado sigue hasta que se igualan las temperaturas de saturación con la de entrada del núcleo (o rama fría, línea llena clara), lo cual significa que se saturó todo el downcomer, y por lo tanto todo el primario.

Una vez que se satura todo el sistema, el mismo evoluciona de esta manera, ya que el Condensador de Aislamiento funciona principalmente condensando vapor, y retornándolo como líquido saturado (ya que los coeficientes de transferencia de calor entre una pared fría y el vapor en condensación son mucho mayores que entre la misma pared y líquido puro [39]). Además, la relativamente poca potencia (respecto de la del reactor en operación normal) que extrae el Condensador de Aislamiento y genera el núcleo hace que (por dinámica del reactor) el salto de temperatura en el núcleo (y por lo tanto en el Condensador de Aislamiento) sea prácticamente nulo. Pero como la principal fuente de vapor en el sistema es el núcleo, y el mismo posee relativamente baja potencia cuando está apagado (prácticamente la de decaimiento, ya que posee poca inercia térmica), entonces la única forma que tiene el mismo de generar vapor, es que el líquido se encuentre lo más cercano a saturación posible, de manera tal de poder generar vapor con esa baja potencia, y de producir el efecto denominado *flashing*, de ser necesario.

Por lo tanto, como se observa, la dinámica del reactor junto con la del sistema de emergencia, hacen que el sistema evolucione de forma saturada hacia el largo plazo. Cabe aclarar que también se supone que no opera ningún otro sistema que provea agua subenfriada, como sería un sistema de seguridad (como es el de inyección de emergencia) o un sistema de control y proceso (como es el de control de inventario).

También se pudo comprobar que, para todas las simulaciones, las piletas del Condensador de Aislamiento aún tenían agua cuando terminaba el período de gracia para el cual, por diseño el Condensador de Aislamiento, tiene que cubrir el accidente.

4.3.3 - Inconvenientes con los modelos de domo de gran volumen

Al comparar las variables más significativas, se encontró que sucedían anomalías en la zona de los condensadores del Condensador de Aislamiento para los modelos de domo 1 y 2, de hecho se observó que la eficiencia del Condensador de Aislamiento (potencia extraída por los condensadores versus la presión del primario) no copiaba la forma que se esperaba que tenga, como la obtenida en los resultados del Condensador de Aislamiento aislado (*Figura 5.2-1*) o con el modelo domo 6.

Cuando se indagó en este problema, se observó que los condensadores se encontraban inundados, lo cual es producido principalmente por un problema en el régimen de flujo que predice RELAP en la zona superior del domo durante el accidente, ya que si bien durante el estado estacionario, el código predice un régimen de flujo estratificado, ni bien se activa el Condensador de Aislamiento (y por lo tanto comienza a extraer vapor desde la zona superior del domo), el régimen de flujo, en ambos modelos pasa a ser del tipo *slug*. Como este régimen de flujo es una mezcla de líquido con burbujones de vapor (en vez de formarse un nivel bien definido como sucede en la estratificación vertical), entonces el domo envía una mezcla de líquido y vapor hacia el Condensador de Aislamiento (en vez de enviar vapor puro), lo que produce un incremento considerable de las fricciones en los condensadores (ya que las fricciones en dos fases son mucho mayores que en una fase [40]), provocando que tenga que incrementarse el nivel de líquido en la línea vertical de descarga para aumentar la fuerza boyante, a tal punto de inundarlos.

Dado que la transferencia de calor es mucho más efectiva durante la condensación, que durante el enfriamiento del líquido [39], entonces cuando se inundan los condensadores, toda la zona inundada pasa ser como una zona donde prácticamente no se transfiere calor (a los fines prácticos, comparando con donde sí sucede la condensación), provocando de cierta manera una reducción del área efectiva por donde se transfiere calor desde el primario hacia las piletas del Condensador de Aislamiento. Esto trae como consecuencia que la eficiencia del Condensador de Aislamiento ya no dependa solamente de la presión del primario durante la evolución saturada del accidente, sino que también dependa del nivel de líquido dentro de los condensadores.

Para intentar solucionar este inconveniente de modelado, se probó atacar directamente a la raíz del problema, que era la predicción de un régimen de flujo inadecuado en la zona superior del domo (ya que un régimen del tipo *slug* es esperable dentro de un caño, pero

no dentro de un gran domo). Este problema proviene principalmente del hecho de utilizar, en transitorios, mapas de flujos obtenidos en estados estacionarios. Pero como eso no se puede cambiar fácilmente, se optó por intentar cambiar ligeramente los modelos con problemas.

El problema se lo atacó pensando en subdividir verticalmente a la zona superior (o de interfase, ya que coinciden), de manera de separar la zona donde está la interfase de la zona donde se conecta el Condensador de Aislamiento, formando de esta manera una especie de “casquito” en el modelo, que sirva de *buffer* para la entrada del Condensador de Aislamiento y al cual se conecta el mismo. De esta manera, para el modelo de domo 1, que antes tenía un sólo volumen, ahora pasaría a tener 2 volúmenes, y por lo tanto quedaría igual al modelo desarrollado en el 99. Y en el caso de modelo domo 2, ahora pasaría a tener 3 volúmenes conectados verticalmente.

En ambos modelos, se probó utilizar como altura divisoria entre el volumen con la interfase y el “casquito” todas las alturas para las cuales se hicieron las 8 divisiones en el modelo domo 3 y posteriores, ya que de esta manera era más fácil realizar los cálculos en las planillas para la gestión de la nodalización, porque simplemente era agrupar componentes del modelo domo 3.

Pero en ninguna de las pruebas realizadas para los submodelos de los modelos domo 1 y 2 se consiguió cambiar esta predicción en el régimen de flujo, observándose en todos los casos que aún seguía yendo líquido hacia los condensadores del Condensador de Aislamiento. Por lo que se concluye que al problema este se lo debería atacar a su vez desde otro punto de vista, aparte del relacionado con el tamaño del volumen donde se encuentra la interfase en el domo.

En definitiva, se decidió convivir con este fenómeno y utilizar nomás el modelo domo 1 y 2 como se venía trabajando, tomándolo simplemente como un problema de modelado, lo cual representará un origen de incerteza causado por el *user effect*. El convivir con este efecto sirve como ejemplo para ver el efecto de aquellas incertezas que existen en el modelado y que los desarrolladores del modelo no logran eliminarlas, porque quizás nunca se percataron de su existencia, logrando así pasar los filtros de juicio de ingeniería y validaciones del modelo.

4.3.4 - Verificación de las realimentaciones de reactividad

Posteriormente se decidió indagar en la influencia que tiene la inclusión en el modelo de las realimentaciones neutrónicas de reactividad, las cuales están relacionadas con los cambios en la reactividad del núcleo que introducen las variaciones de la temperatura del combustible y de la densidad del moderador (que para el reactor modelado coincide con el refrigerante).

La razón por la cual se quiere analizar esto es para adquirir experiencia en la influencia que tiene este parámetro en la confiabilidad del Condensador de Aislamiento. Según los resultados que se obtengan se tomará la decisión de incluirlos o no en el análisis final de la confiabilidad.

La razón por la cual se puede elegir o no incluir las realimentaciones viene dada principalmente por la actuación o no del sistema de control de reactividad del reactor, ya que se pueden postular las siguientes dos situaciones extremas:

- Un perfecto control de la reactividad por parte del sistema de control, con lo cual se está suponiendo que la velocidad de respuesta del sistema de control es mucho mayor que los tiempos característicos de las realimentaciones para el accidente postulado. Con esto se modela que el reactor se mantiene a potencia constante hasta el momento de actuación del sistema de extinción rápido del mismo.
- Sin control de reactividad por parte por parte del sistema de control, con lo cual se está suponiendo que se invierten los roles de los tiempos respecto del caso anterior, y por lo tanto el sistema de control es demasiado lento como para atajar los cambios de reactividad inducidos por las variaciones termodinámicas del sistema durante el accidente. Para esto se modela que la potencia se pueda acomodar libremente de acuerdo a las variaciones de reactividad introducidas por los coeficientes especificados.

Claramente la realidad caerá entre estas dos situaciones, pero no se puede precisar más cerca de cual estará ya que aún no se encuentran diseñadas las lógicas del sistema de control de reactividad.

Cabe aclarar que en este análisis se postula la actuación del SCRAM (o sea la extinción del reactor), y que los coeficientes aplicados solamente tienen importancia previamente a la entrada del sistema de extinción, ya que luego se supone que la reactividad negativa introducida por el SCRAM es mucho mayor que los cambios de reactividad que hayan podido introducir los coeficientes de realimentación.

Para esto se utilizó el mismo modelo integral con el domo 6_2 que el utilizado para el caso anterior, pero sin los gases no condensables, donde se modeló que existan o no las realimentaciones de reactividad.

Los valores de las realimentaciones de reactividad por temperatura del combustible y densidad del refrigerante, fueron obtenidos del grupo de neutrónica que trabaja en el diseño de esa área del reactor.

Los resultados de las simulaciones donde se comparó la presencia o no de las realimentaciones se muestran a continuación.

En la *Figura 4.3-4* se aprecia la evolución de la presión para ambos casos, donde se observa que cuando están programadas las realimentaciones en el modelo, el sistema se presuriza más rápido.

Este comportamiento no era el esperado, ya que se suponía que al mantener con mayor potencia al reactor, el mismo iba a acumular más energía y por lo tanto su presurización iba a ser mayor. Pero la explicación a la mala intuición se observa en la *Figura 4.3-5*, en donde se muestra la evolución de la potencia para ambos casos, y se aprecia que, como se esperaba, al actuar las realimentaciones negativas se produjo una disminución de la potencia del reactor, pero esto produce una demora en el disparo del SCRAM, provocando que en definitiva el área entre las curvas sea mayor post el cruce de las mismas que antes de este. Esto se traduce en que es mayor la diferencia de energía

generada post SCRAM que previo a este, y por lo tanto es también mayor la energía depositada en el refrigerante, provocando que sea peor en el caso con realimentaciones.

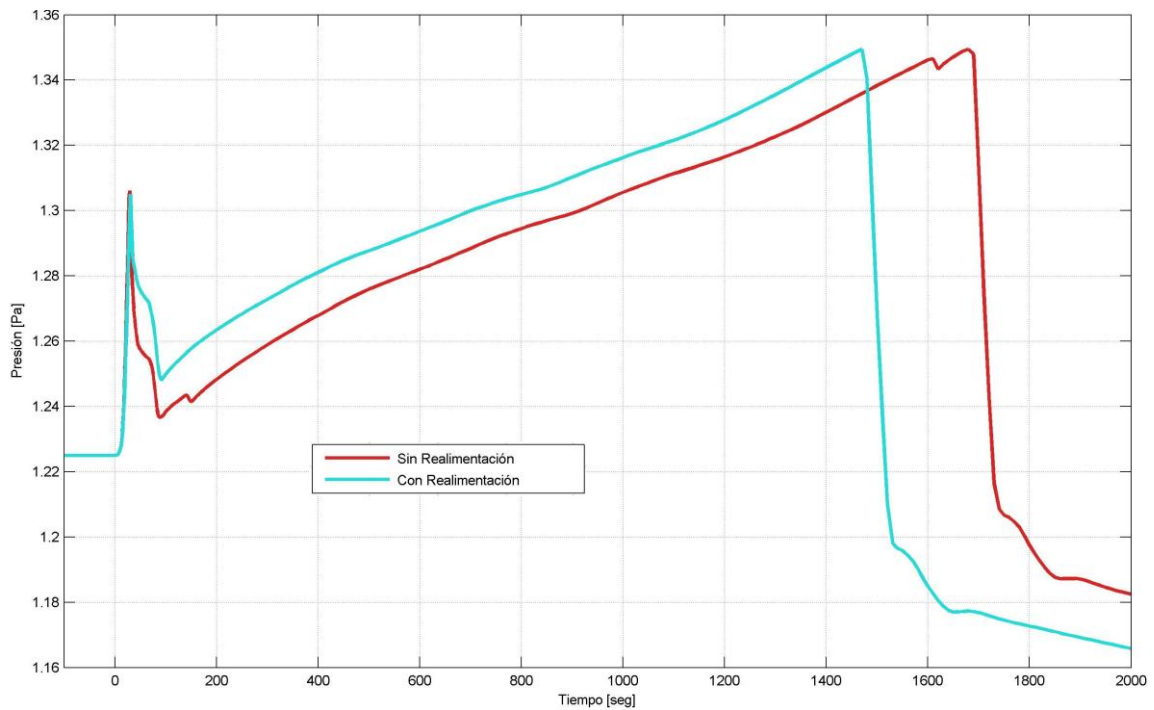


Figura 4.3-4: Evolución de la presión suponiendo al reactor controlado por el sistema de control o por las realimentaciones de reactividad

Esta mayor energía depositada también se ve claramente en la evolución de la entalpía que tiene el refrigerante, y el lugar más limpio para ver esto es en la temperatura del downcomer, ya que en el mismo siempre hay líquido puro. Por lo tanto, en la *Figura 4.3-6* se muestra la evolución de la temperatura del downcomer a la entrada y a la salida del mismo y para ambos casos. En la misma se aprecia que todo el downcomer (ya que como es prácticamente adiabático, mostrando a la entrada y la salida se puede inferir lo que sucede entre medio) se calienta más rápido en el caso que se modelan las realimentaciones de reactividad.

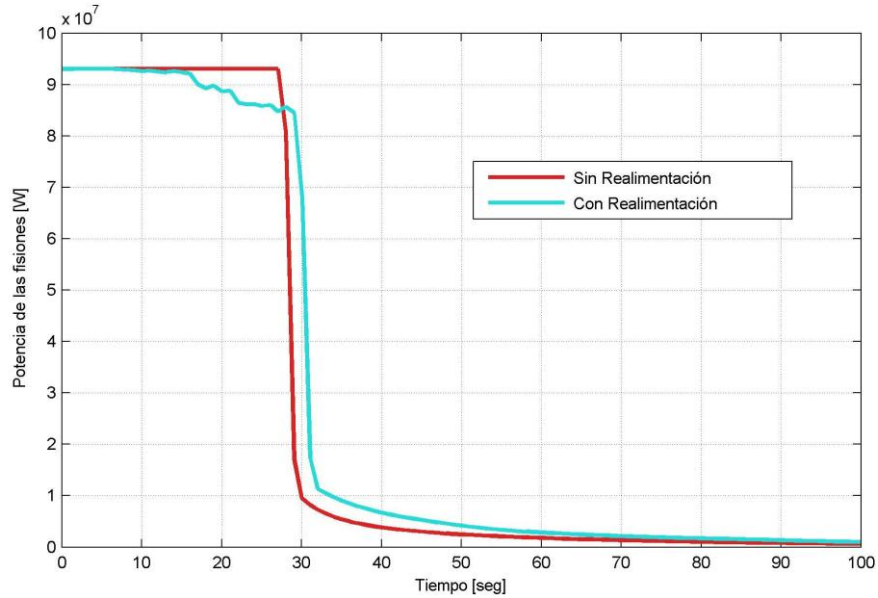


Figura 4.3-5: Evolución de la potencia suponiendo al reactor controlado por el sistema de control o por las realimentaciones de reactividad

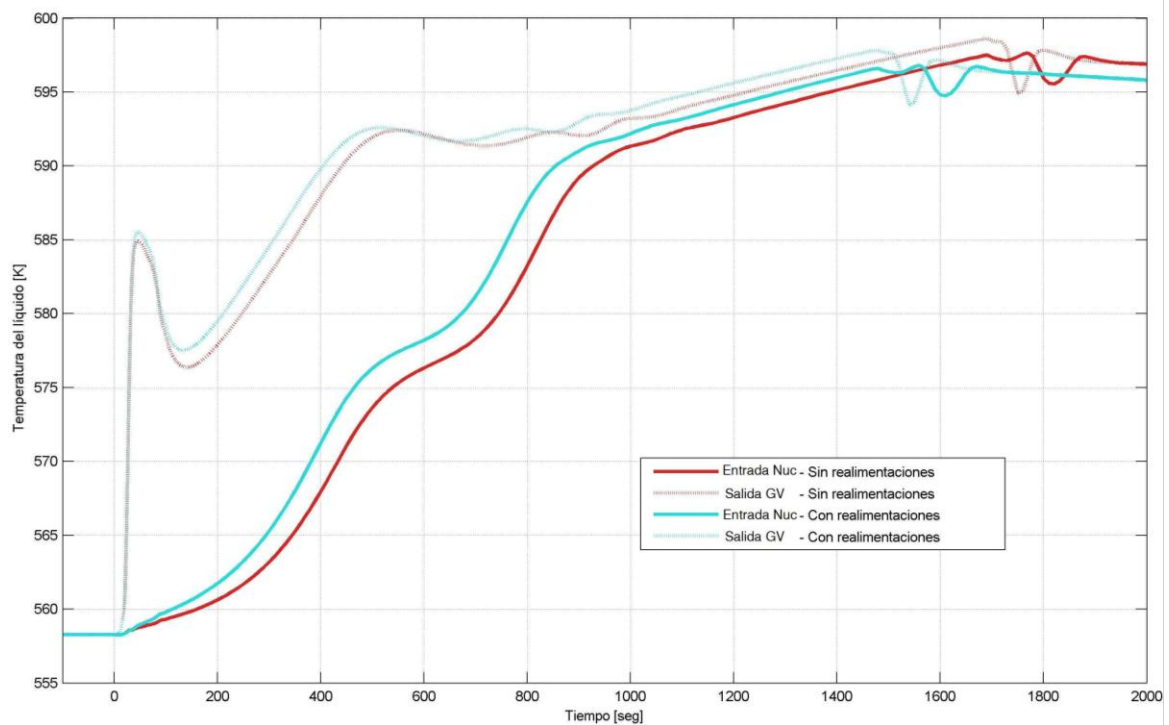


Figura 4.3-6: Evolución de la temperatura del downcomer suponiendo al reactor controlado por el sistema de control o por las realimentaciones de reactividad

Pero si bien se observa que desde el punto de vista de la presión, es peor suponer las realimentaciones de reactividad, desde otro punto de vista puede ser peor el no suponer las realimentaciones. Este es el caso de la temperatura de vaina (la cual está relacionado (junto a otras variables, como caudal del primario y potencia del núcleo) con el margen al flujo crítico de calor, o DNB), ya que está más comprometido el caso en que no se modelen las realimentaciones, como se observa en la *Figura 4.3-7*, en donde se alcanzan mayores temperaturas de vaina (siendo que las temperaturas de refrigerante

para esos tiempos son prácticamente iguales). Por esto también siempre es importante definir cuál es el observable que se está utilizando para medir la influencia de algunos parámetros.

Por lo tanto, se observa que las realimentaciones de reactividad entre el núcleo y las temperaturas del combustible y de densidad del refrigerante tienen una influencia no despreciable en el modelado.

4.3.5 - Agregado de los gases no condensables a los modelos integrados

La siguiente complicación con la que se tuvo que trabajar fue con la implementación de los gases no condensables en el modelo del reactor completo.

A este problema no se lo pudo atacar de la misma manera que cuando se trabajó con el Condensador de Aislamiento aislado, ya antes al domo se lo modelaba directamente como una condición de contorno al cual se le imponía una determinada concentración de gases no condensables. Pero ahora, en cambio, se debe lograr que en todo el primario se distribuya alguna concentración prefijada de estos gases.

En este caso se trabajó solamente con el modelo domo 6_2, ya que no fue necesario realizar ensayos en los otros modelos de domo.

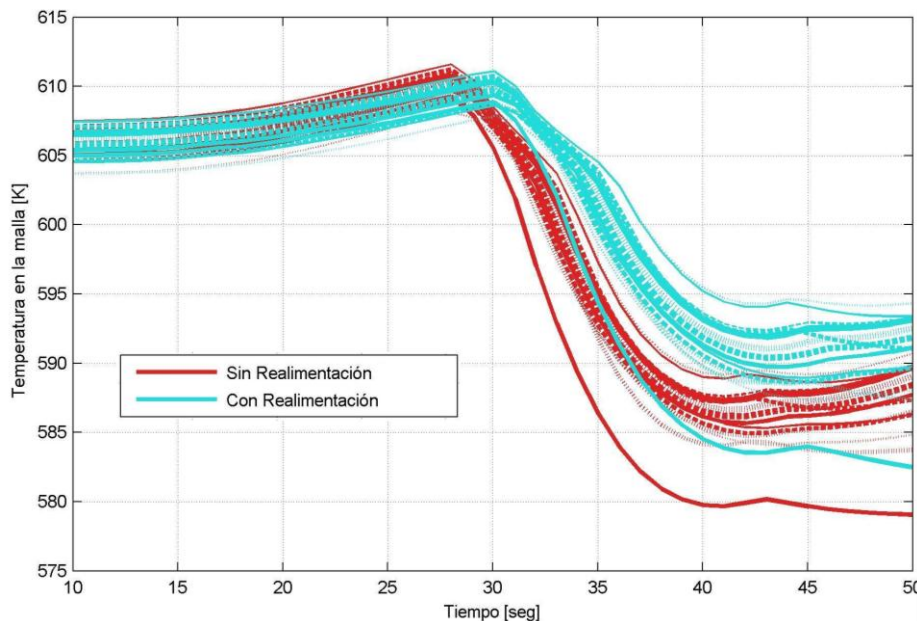


Figura 4.3-7: Evolución de las temperaturas del combustible suponiendo al reactor controlado por el sistema de control o por las realimentaciones de reactividad

Para solucionar este problema, se optó por implementar una especie de controlador de gases no condensables en el sistema.

Para esto era necesario de alguna manera poder controlar la inyección, extracción e inventario en el primario de los gases no condensables.

Lo primero que se implementó fue el control del inventario de los gases no condensables. Esto se realizó de dos maneras distintas. Por un lado se hizo la integral del caudal neto de gases no condensables (gnc) que ingresaban y salían del primario, lo cual es la manera más simple de llevar el control del inventario, ya que son relativamente pocas las uniones que pueden inyectar o extraer masa del primario, y a estas se les había que hacer un producto de una serie de variables propias que da RELAP.

Y la otra manera que se implementó, fue “a lo bruto”, o sea sumando la concentración de gases no condensables que había en cada uno de los volúmenes del primario.

Si bien la segunda manera es mucho más tediosa de implementar (fueron más de 1000 líneas de *input*, frente a menos de 50 líneas que costó la primera), al realizarlo de dos maneras independientes, se obtuvo la tranquilidad que se estaban haciendo bien las cosas, y además que en RELAP al menos se conserva la masa de gases no condensables.

Luego se implementó la forma de extraer los gases no condensables del primario. Para ello se decidió extraerlos desde el volumen superior del domo, donde se espera que, en estado estacionario, no haya líquido, sino que solamente vapor más gnc. El problema es que si bien se puede especificar el caudal másico de la mezcla que se extrae, no se puede especificar cuál de los gases (vapor o gnc) se extrae, sino que salen juntos, ya que como se dijo antes, RELAP modela el transporte de los gases no condensables asignándole la misma velocidad y temperatura que el vapor. Por lo tanto se decidió que, para afectar lo menos posible al estado estacionario, se reinyecte el mismo caudal que se extrajo, pero con vapor puro en el mismo lugar donde se extrajo la mezcla, y con las mismas condiciones termodinámicas, de esta manera es como si se estaría simulando un especie de filtro de gnc.

Finalmente, para inyectar los gases no condensables en el primario, se decidió por inyectarlos puros con un caudal lo suficientemente bajo como para que perturbe lo menos posible al estado estacionario.

La única dificultad que se presentó con la inyección, fue con el lugar donde realizarla, ya que inicialmente se decidió por hacerlo en la zona de interfase del domo, pero se observó que parte de los gnc se transportaba junto con el vapor de regreso hacia los GV, pero ni bien el vapor se condensaba, los gases no condensables quedaban atrapados en esta zona (ya que el código no tiene otra manera de transportarlos), y por lo tanto se producía un efecto no esperado de acumulación. Para solucionar esto se optó por inyectarlos directamente en la parte superior del domo, de manera tal que no se mezcle con el vapor que desciende hacia los generadores de vapor.

Por lo tanto, el controlador programado funcionaba midiendo la concentración de gases no condensables en el primario (mediante la división de la masa de gnc y la masa de agua), y si era menor que lo esperado, procedía a inyectar más gases, y si era mayor, procedía a extraerlos.

Con el controlador funcionando, se probó establecer alguna concentración dada, y se verificó que la misma se distribuyó uniformemente en toda la zona donde hay vapor en el domo, lo cual sucedió en parte gracias a los caudales de recirculación de vapor existentes en el domo.

El siguiente paso fue el de modelar la liberación de los gases no condensables que había disuelto en el líquido. Esto se plantea, porque la solubilidad de los gases no condensables en el líquido depende de la presión y la temperatura del mismo, y como estos varían durante un accidente, entonces es de esperar que la masa de gnc en el líquido varíe durante un transitorio, actuando como una fuente o sumidero de estos gases para el vapor del primario.

Claramente este fenómeno no es modelado por RELAP, y por lo tanto se tuvo que tener en cuenta por separado.

Lo que se hizo fue crear otra especie de controlador, donde existe otro sistema de inyección y de extracción, en el cual los caudales de los mismos dependían de la masa de gases no condensables que se deberían liberar o capturar en el líquido, y teniendo en cuenta que además existe una cantidad máxima de gnc que se puede extraer el líquido, la cual es la que existe en estado estacionario en el mismo.

Para resolver el problema de la dinámica de la liberación y captura de los gases no condensables, se trabajó como si el sistema estuviese siempre en equilibrio. Entonces es como si se divide en dos posibles contribuciones. Por un lado, si el sistema no cambia su presión ni su temperatura, pero si se le extrae un cierto caudal de gnc del vapor, entonces en una aproximación a primer orden se puede decir que el mismo caudal de gnc pasará del líquido al vapor, para reponer lo extraído.

La otra contribución es cuando no se está extrayendo gnc del vapor, pero si se está modificando la temperatura y o presión del líquido. Para resolver este problema se puede utilizar la constante de Henry, la cual fue obtenida del grupo de procesos del Centro Atómico Constituyentes de la CNEA, y es como la mostrada en la *Figura 4.3-8*.

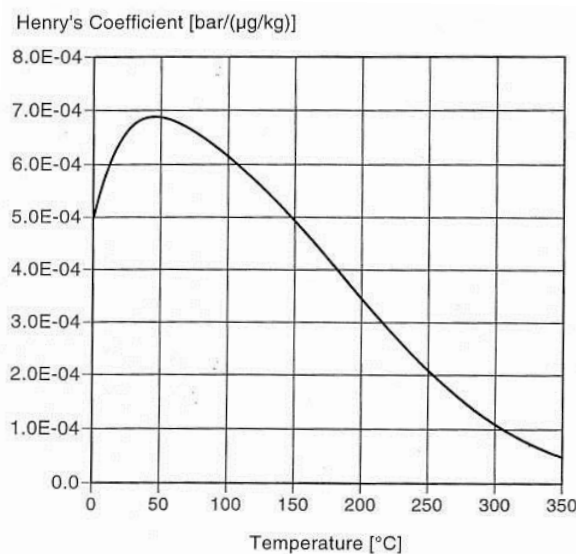


Figura 4.3-8: Constante de Henry para el hidrógeno [41].

La ventaja que posee esta curva, es que, como fue utilizada, da una relación directa, para estado estacionario, entre la presión y la concentración de gases no condensables, mediante la ecuación:

$$P_{PV} = Hy * C_l \quad (\text{ec. 4.3-1})$$

Donde:

- P_{PV} es la presión parcial de vapor (donde la presión total de los gases es igual a la suma de la presión parcial de cada una de las especies de gases (y vapores) presentes)
- H_y es la constante de Henry
- C_l es la concentración de gases no condensables disueltos en líquido y en equilibrio

Y de donde fácilmente se puede deducir cual es la derivada temporal de la concentración, o sea, básicamente el caudal con el que se liberan los gnc del líquido, mediante la siguiente ecuación:

$$\frac{\partial C_l}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{P_{PV}}{H_y} \right) = \frac{\partial P_{PV}}{\partial t} \frac{1}{H_y} - \frac{P_{PV}}{H_y^2} \frac{\partial H_y}{\partial t} = \left(\frac{\partial P_{PV}}{\partial t} - C_l \frac{\partial H_y}{\partial T_l} \frac{\partial T_l}{\partial t} \right) \frac{1}{H_y} \quad (\text{ec. 4.3-2})$$

Donde:

- T_l es la temperatura del líquido
- H_y y $\frac{\partial H_y}{\partial T_l}$ pueden ser calculados e introducidos en RELAP como tablas
- Y el resto de las variables pueden ser calculadas directamente desde RELAP

Cabe aclarar que para que sea válida la aplicación de esta fórmula, es necesario que las evoluciones sean suficientemente “suaves” como para poder considerar sucesivos estados estacionarios (situación en la cual es válido aplicar la constante de Henry). Si bien no se calcularon los números adimensionales necesarios para corroborar esta suposición, se decidió trabajar de todas formas con esta ecuación (de la misma forma que se usan otras ecuaciones como sucesivos estados estacionarios en ciertas partes del RELAP, como por ejemplo, las correlaciones que fueron medidas en condiciones de flujo estacionario y completamente desarrollado), ya que brinda una primera aproximación al problema (y que de hecho posee suficientes complicaciones como para desalentar intentar trabajar con, por ejemplo, cinética química).

Y de esta manera, teniendo en cuenta las dos contribuciones al caudal de gases no condensables desde el líquido hacia el vapor, se puede implementar “fácilmente” para RELAP el código necesario en el *input* para tener en cuenta este efecto, donde, por ejemplo, se tuvo que incluir una tabla con la constante de Henry en función de la temperatura, y otra de su derivada.

4.4 - Conclusiones del capítulo

4.4.1 - Sobre el modelado del Condensador de Aislamiento aislado

Se realizó un modelo en RELAP del Condensador de Aislamiento del reactor, donde el primario del reactor fue representado con condiciones de contorno de presión con algún título termodinámico, con el objetivo de que las simulaciones tarden menos tiempo en correr.

Se comprobó el correcto planteo de las condiciones de contorno mediante simulaciones representativas.

Se vio que es fundamental la implementación de un venteo en el sistema, ya que los gases no condensables afectan directamente a la eficiencia del sistema.

Se observó también que RELAP posee los modelos suficientes como para distinguir las diferencias en cómo se definen las conexiones del colector de salida. En particular, se pudo determinar que esto tiene una fuerte influencia en la relación entre el agua y los gases no condensables que salen por el venteo.

También se implementó una forma automática de definir la concentración de gases no condensables en la entrada del Condensador de Aislamiento en función de la presión del mismo, ya que en RELAP esta concentración se define a través de la fracción de vacío, temperatura y presión del fluido.

Por otro lado, no se detectaron diferencias importantes (de la potencia extraída) entre el sistema sin gases no condensables disueltos, y el sistema con H₂ disuelto más el venteo propuesto.

Como trabajos futuros se ve la necesidad de evaluar otra forma de ventear que no libere tanto vapor, ya que junto con el H₂ también se libera parte del vapor y/o líquido que aún no pudo condensarse (de hecho el flujo que sale por la línea de venteo posee menos del 5% en masa de gases no condensables), lo cual produce una pérdida de inventario, que sumado al encogimiento del primario por enfriamiento y bajo la hipótesis de no actuación de los sistemas de procesos, implica una disminución del nivel dentro del recipiente de presión que puede llevar a la actuación de otro sistema de seguridad como es el SIE, produciendo una dependencia funcional entre dos sistemas de seguridad

Finalmente se recomienda investigar más los fenómenos que ocurren en la línea vertical de condensados, ya que no se obtuvo un comportamiento esperado, con respecto a la estratificación del líquido en el mismo. Y si bien esta no estratificación podría ser beneficiosa en cuanto a la presencia de no condensables, ya que los mismos son arrastrados por la línea de descarga (y por lo tanto no se acumulan en los condensadores), no se le puede dar crédito, ya que caudales inferiores por la línea vertical de descarga terminan finalmente produciendo la estratificación.

4.4.2 - Sobre el modelado del Domo

Claramente, el resultado más importante que se obtuvo en la etapa de modelado del Domo, es que se consiguió converger a un modelo del mismo que capture la fenomenología de autopresurización con la menor cantidad necesaria de volúmenes de control. Donde existen dos modelos que son marcadamente envolventes del resto de los modelos, existiendo una muy baja dispersión en los resultados obtenidos para el resto de los modelos.

El proceso de modelado fue muy valioso para ayudar a comprender el fenómeno de autopresurización.

Se decidió que el modelo domo 6_2 es el más complejo que necesita utilizarse para las siguientes etapas de la tesis.

Se observó que realmente existe una fuerte dependencia entre el Domo y el resto del primario.

Se terminó de realizar el acople de todo el primario completo con los tres modelos de Domo.

También se obtuvieron los estados estacionarios para los tres modelos de Domo e integrados al resto del primario, los cuales fueron un buen punto de verificación del correcto modelado.

4.4.3 - Sobre las pruebas en el modelo integral

Se logró integrar satisfactoriamente todas las zonas del reactor con sus sistemas de seguridad y auxiliares que se modelaron.

Se definió el escenario para el cual se va a evaluar la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, y se obtuvo una primera aproximación al comportamiento que tiene el reactor integrado ante la situación accidental definida.

Al realizar las simulaciones del accidente utilizando los distintos modelos de domo acoplados al resto del primario, se observó que existen inconvenientes en el régimen de flujo que predice RELAP que habría en el domo en el caso de modelos de grandes volúmenes de control.

Además se observó que las realimentaciones de reactividad pueden llegar a ser un parámetro importante en el análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento.

Finalmente se logró implementar satisfactoriamente una manera de incluir los gases no condensables en el modelo integrado del reactor.

Capítulo 5 - Análisis de la influencia de los gases no condensables en el Condensador de Aislamiento

Una vez que se realizaron todos los modelos necesarios, el siguiente paso fue el de realizar las simulaciones y analizar los resultados.

Por ello, en este capítulo se utiliza el modelo del Condensador de Aislamiento en forma aislada que se desarrolló, con el fin de analizar en forma determinística las fenomenologías que introduce la presencia de gases no condensables en dicho sistema, y a su vez caracterizar la eficiencia que posee el sistema de venteo implementado. El objetivo de este estudio es el de comprender algunas características y comportamientos que posee este sistema de seguridad pasivo, como a su vez diseñar e implementar un sistema para acotar el efecto de los gases no condensables que deterioran los requerimientos del Condensador de Aislamiento.

Además se utiliza el modelo integral con el fin de analizar, también en forma determinística, como influye la presencia de estos gases no condensables en la confiabilidad del Condensador de Aislamiento durante un accidente de pérdida de fuente fría. Este análisis permitirá decidir si resulta necesario incluir a estos gases en el estudio que se realiza en el siguiente capítulo.

5.1 - Evaluación del estado estacionario

La primera forma en la que se analizó la influencia de los gases no condensables en el Condensador de Aislamiento fue mediante la evaluación de la eficiencia en la remoción del calor por parte del sistema y en estado estacionario ante la variación de determinados parámetros claves. Para ello, primero se verificó que estuviese bien ajustado y funcionando el modelo, y luego se pasó a realizar una serie de corridas paramétricas utilizando una serie de *scripts* desarrollados para este fin.

Inicialmente se analizó, en estado estacionario, la influencia de los gases no condensables, ya que de esta manera se puede discriminar mejor las fenomenologías que se producen a causa de la presencia de estos gases. Esta forma de análisis sirve para obtener información muy útil que permite tener un entendimiento del comportamiento del sistema, y además evita la necesidad de realizar estudios de algunos transitorios, cuyas simulaciones requieren mayor tiempo de cálculo, y muchas veces se enmascaran algunas fenomenologías.

A continuación se muestran los resultados obtenidos de realizar paramétricos del área del venteo (o su equivalente en diámetros del mismo, ya que este posee un sólo orificio circular), concentración de gases no condensables y presión del sistema primario en la zona de vapor del Domo del reactor. Cada uno de ellos en los máximos rangos de operación y con 200 puntos de discretización.

Se tomaron estos parámetros como significativos ya que durante un transitorio, se espera que la presión y la concentración de gases no condensables varíen considerablemente. Y por otro lado, claramente el diámetro del venteo es un parámetro muy importante desde el punto de vista del diseño.

En cambio, otro parámetro que podría querer evaluarse, por ejemplo, podría ser la altura de líquido a la salida del Condensador de Aislamiento, ya que ésta también varía durante un transitorio de enfriamiento. Pero como se vio en [31], esta altura lo que principalmente modifica es la altura del nivel de líquido en la línea vertical de condensados, la cual es, por diseño, siempre menor que la altura total de la misma, y por lo tanto nunca llega a inundar los condensadores, ergo, la potencia transferida no se ve afectada por este parámetro, y por lo tanto, este resulta ser secundario.

5.1.1 - Variación paramétrica del Área del Venteo

A continuación se pasa a mostrar en la *Figura 5.1-1* los resultados obtenidos de esta corrida, donde se eligieron “pequeños” diámetros de venteo, y a una presión nominal de operación, con una concentración de 10^{-3} kilogramos de gases no condensables por cada kilogramo total de gases (los cuales también son los valores nominales de operación).

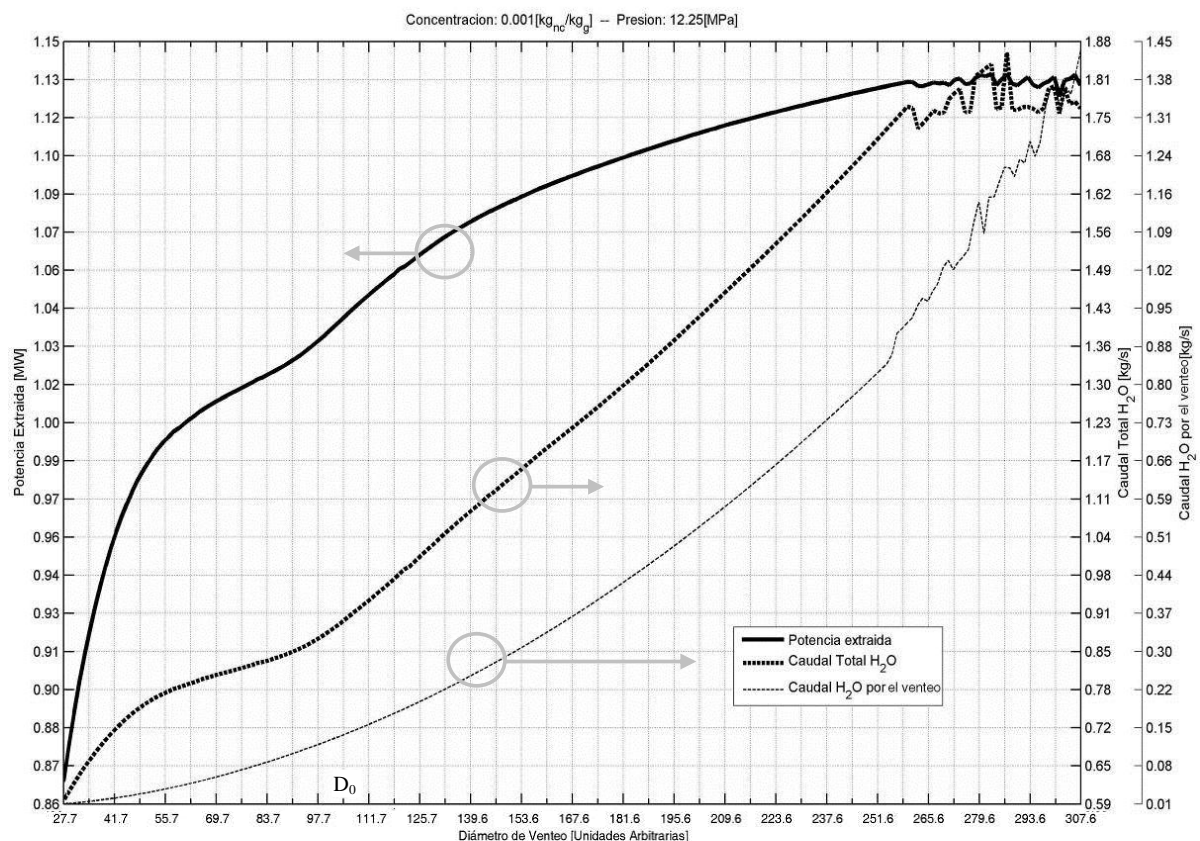


Figura 5.1-1: Paramétrico modificando el área del venteo.

En esta figura se puede apreciar que a medida que se aumenta el diámetro del venteo, aumenta la potencia extraída por el sistema. Esto se debe principalmente a que mayores

áreas implican menor concentración de gases no condensables en los condensadores, y por ende una mejor transferencia de calor en los mismos. Y por otro lado se suma el efecto secundario que mayores área de venteo implican mayores caudales por los condensadores, y por lo tanto esto también mejora la transferencia de calor.

En la figura, también se puede apreciar que mayores áreas implican mayores cantidades de inventario de agua que se pierde por el venteo. Esto sucede así porque claramente una mayor área permite un mayor caudal por este orificio con flujo estrangulado. Y por otro lado, como hay menos concentración de gases no condensables, entonces es mayor la fracción de agua respecto de Hidrogeno que fluye por la purga.

También se observa que para los diámetros más grandes simulados, se produce un cambio en el comportamiento del caudal que sale por el venteo. Esto se debe principalmente a que, para esos diámetros (mayores a $250[UA]$), comienza a salir también agua en forma líquida por la misma, como se observaba en la *Figura 4.1-5*.

Se puede apreciar que para diámetros muy chicos, el Condensador de Aislamiento ya no puede evacuar la cantidad de potencia necesaria para cumplir con las condiciones de diseño (1 MW por módulo), por lo tanto se eligió un diámetro de D_0 como para tomar algún margen de seguridad, y garantizar que al menos se está extrayendo 1MW de potencia por cada módulo.

El gran problema que se ve en este punto es que para el diámetro elegido, del total de agua (vapor) que ingresa al sistema, el 15 % está siendo perdido por el venteo. Por lo tanto se ve la necesidad de evaluar mejor este tema en el futuro.

Ahora bien, una manera por la que se podría reducir este diámetro, es dándole crédito a la potencia que es evacuada por el venteo, ya que por la misma se extrae energía a través de la entalpía del líquido, del vapor y del gas no condensable que circula por el venteo.

Entonces, con este objetivo en mente es que se graficó en la *Figura 5.1-2* cuánto influye esta potencia extra evacuada. Lo que se puede apreciar en la misma, es que no es despreciable esta potencia evacuada, y por lo tanto se puede asegurar que los cálculos posteriores (suponiendo el diámetro D_0) serán conservativos.

Se quiere aclarar que se utilizará un diámetro D_0 , de todas maneras (y no uno menor) ya que no se sabe si este va a ser el diseño definitivo del venteo, o si se utilizará un sistema alternativo.

5.1.2 - Variación paramétrica de la Concentración de Gases no Condensables en el Domo del reactor

Luego, con el diámetro de venteo ya elegido, se prosiguió a realizar un paramétrico variando la concentración de gases no condensables que posee la condición de contorno P1.

Dado que se espera que estas concentraciones sean inferiores a $10^{-3} [kg_{nc} / kg_{vapor}]$, entonces se eligió al intervalo de concentraciones $[10^{-4} - 2 \cdot 10^{-3}]$.

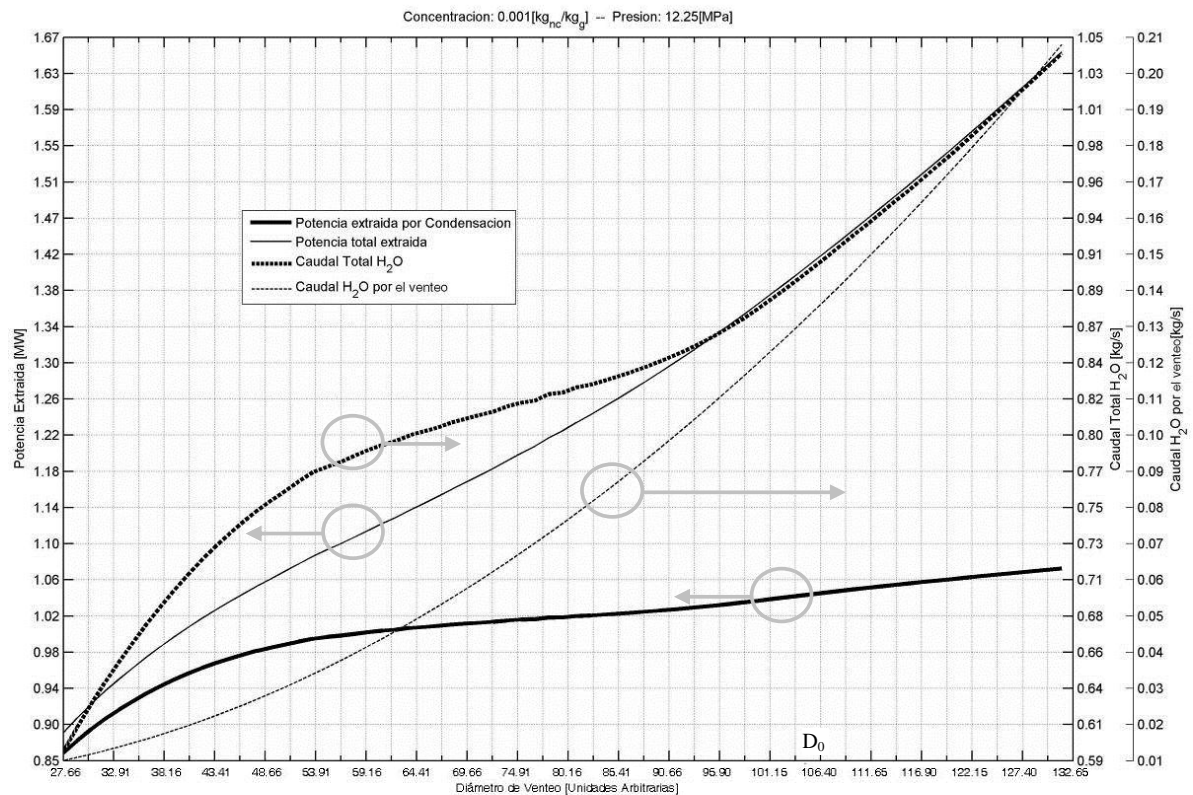


Figura 5.1-2: Paramétrico modificando el área del venteo.

Los resultados obtenidos son mostrados en la *Figura 5.1-3*. En la misma se observa que el sistema en realidad tiene relativamente poca sensibilidad a este parámetro, dado que la potencia varía menos del 10 % en todo el rango.

Por un lado, se puede ver que como era de esperar, cuanto mayor es la concentración de gases no condensables en la entrada del Condensador de Aislamiento, mayor será la concentración de los mismos en los condensadores y por lo tanto menor será la potencia extraída por los mismos.

Por otro lado se observa que cuanto mayor sea la concentración de gases no condensables que tiene el vapor que es ingresado al Condensador de Aislamiento, mayor será la concentración de los mismos en el colector de salida, y por lo tanto la mezcla que salga por el venteo se encontrará menos rica en agua, lo cual lleva a que se pierda menos inventario del primario.

Pero también se puede ver que en forma relativa cada vez se pierde más inventario, ya que disminuye el caudal de agua total que es ingresado principalmente por dos motivos. Una causa es que simplemente disminuye la fracción de agua respecto de no condensables que ingresa al Condensador de Aislamiento. Y la otra causa es que cuanto menor sea la potencia extraída, menor es el caudal de condensados.

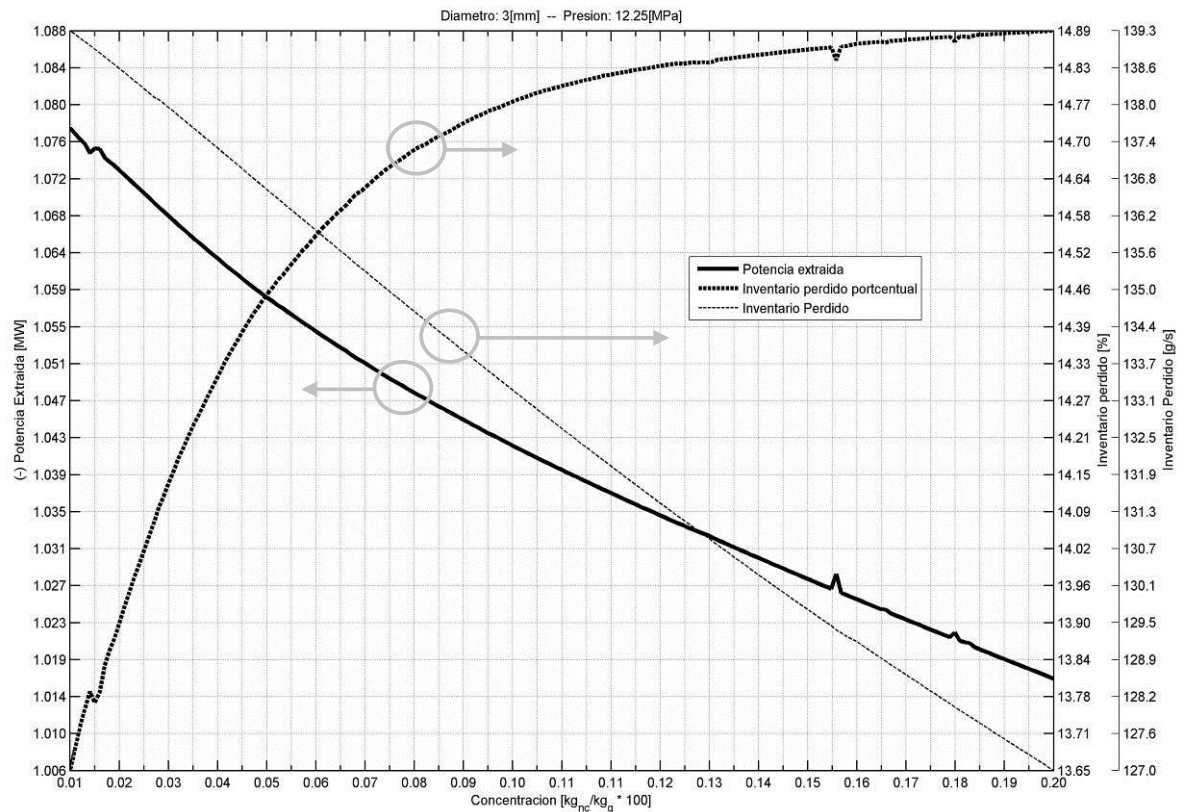


Figura 5.1-3: Paramétrico modificando la concentración de la fuente de fluidos del sistema.

5.1.3 - Variación paramétrica de la Presión del Domo del reactor

Finalmente se evaluó la eficiencia del sistema respecto de la presión global o de entrada del mismo.

Los resultados de esta corrida son mostrados en la *Figura 5.1-4*, donde se puede apreciar la potencia extraída, el caudal total de agua que ingresa al Condensador de Aislamiento, y la cantidad de agua que es removida a través del venteo.

Se puede ver que la eficiencia del sistema aumenta al aumentar la presión total del mismo, lo cual se debe principalmente a que aumenta la temperatura de saturación del agua en el Condensador de Aislamiento, y por lo tanto aumenta la diferencia de temperatura con el agua de su pileta. De hecho, se ve que la forma que tiene la curva de eficiencia de la potencia extraída respecto de la presión total del Condensador de Aislamiento es muy parecida a la de la curva de Temperatura de saturación vs Presión (*Figura 5.1-5*).

Como la potencia extraída aumenta con la presión, entonces se observa que el caudal total que circula por el Condensador de Aislamiento aumenta con la misma forma, ya que el mismo depende fuertemente de esta potencia. Esto se debe a los acoples característicos en este tipo de circuitos de circulación natural.

En cambio, el caudal de vapor que es extraído por la purga, se puede apreciar que no sigue la misma forma que la potencia extraída, lo cual induce a pensar que no hay un acople muy fuerte entre la potencia extraída y el caudal por el venteo.

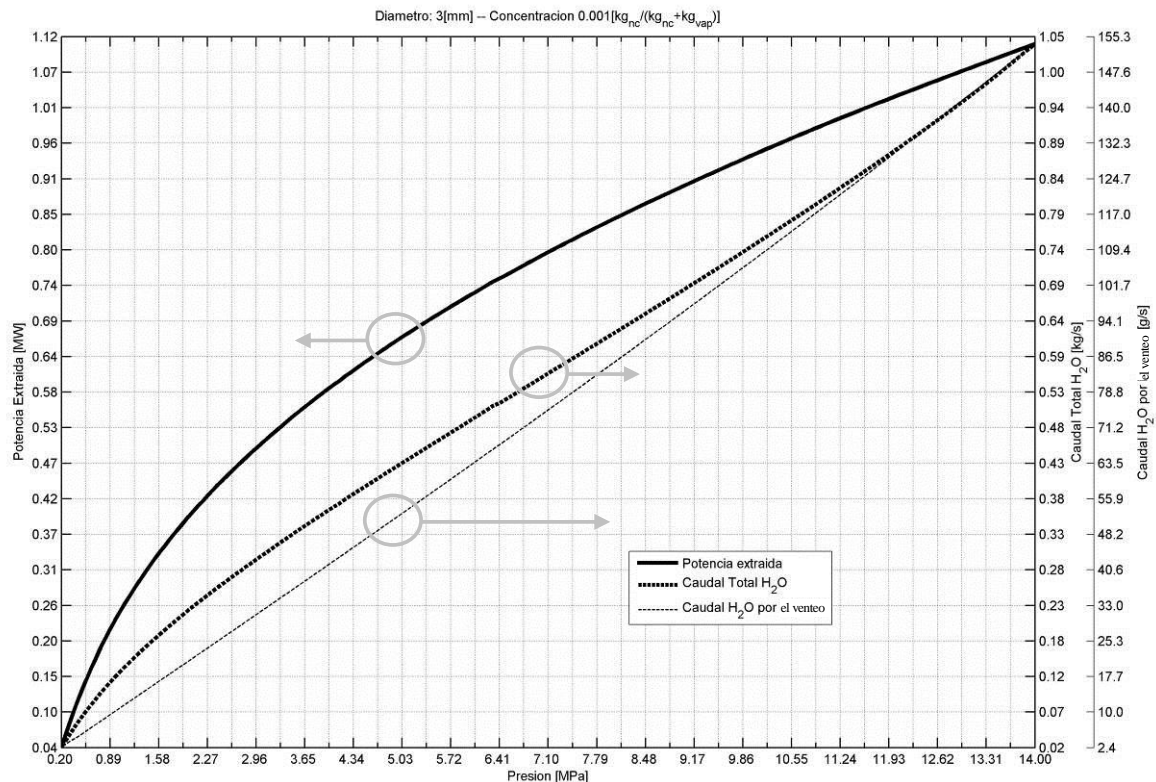


Figura 5.1-4: Paramétrico modificando la presión del sistema.

Esto se puede deber principalmente al hecho que esta salida se encuentra estrangulada, y por lo tanto la velocidad de escape será muy parecida a la velocidad del sonido correspondiente al estado del fluido en el colector de salida.

Esta teoría se refuerza si también se observa la *Figura 5.1-5*, donde se aprecia que el flujo de líquido que sale por el venteo en función de la presión de entrada del Condensador de Aislamiento es muy parecido a la dependencia del producto de la densidad del vapor saturado por la velocidad del sonido del vapor saturado con la variación de la presión.

La razón por la que no se reportan los caudales de gases no condensables, es porque son simples de deducir de las curvas mostradas, ya que el caudal de gases no condensables que ingresa es proporcional al caudal de vapor que ingresa (la proporcionalidad está dada por la concentración). Y el caudal de gases no condensables que sale por el venteo es el mismo que ingresa al Condensador de Aislamiento, ya que se ha alcanzado un estado estacionario (y por ende no hay acumulación de gases en ningún lado), y este es el único lugar por donde pueden salir.

Por otro lado, esta corrida sirve también para tener un punto de comparación con el sistema sin la presencia de gases no condensables, y consecuentemente, con trabajos anteriores realizados por otras personas [30 y 31].

Para mostrar la comparación con los resultados previos a la consideración de los gases no condensables, se realizó la Figura 5.2-1.

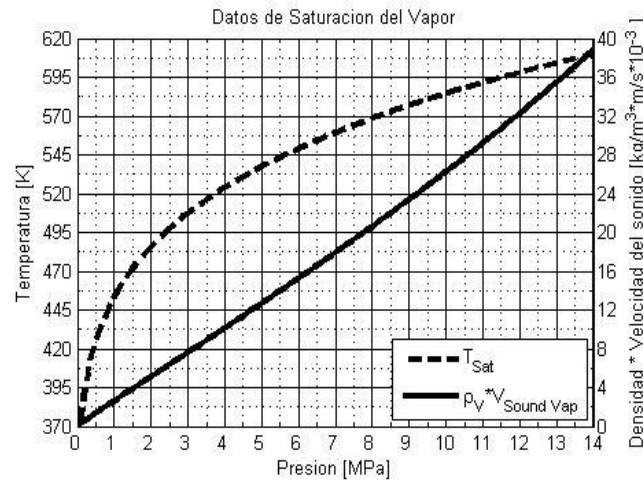


Figura 5.1-5: Curva para el vapor saturado. Se muestra la presión versus la temperatura de saturación y versus el producto de la velocidad del sonido por la densidad.

En esta figura se aprecia que se pudo plantear una solución al problema de los gases no condensables que no modifique considerablemente la eficiencia del sistema.

Se puede observar que a presiones menores que 11MPa, aparentemente la solución propuesta posee una muy leve mejora de la eficiencia, que se puede deber a que circula un caudal extra de refrigerante del primario por los condensadores, el cual es luego extraído por la purga. Pero a presiones mayores, se ve como el efecto de una menor temperatura de saturación (debido a que la presión parcial de vapor es menor) y un coeficiente de transferencia de calor degradado producen que la eficiencia del sistema propuesto sea inferior a la del sistema sin gases no condensables.

Pero claramente las diferencias de eficiencias son seguramente mucho menores que las incertezas que se manejan, y por ende es recomendable no asignarle ningún crédito a estos comportamientos en análisis posteriores.

5.2 - Análisis de la respuesta temporal del sistema

Una vez realizadas las corridas paramétricas en estado estacionario, se realizó a un breve estudio del comportamiento temporal del sistema, ya que hasta entonces solo se vio el estado estacionario del mismo. No se realizaron corridas paramétricas de transitorios, ya que los tiempos de cálculo serían inmanejables, y con el estudio que se muestra a continuación ya se obtuvo la información que se estaba buscando.

Este análisis se hizo, porque se vio la necesidad de estudiar el comportamiento del sistema ante las variaciones temporales del caudal con que son ingresados al sistema los gases no condensables.

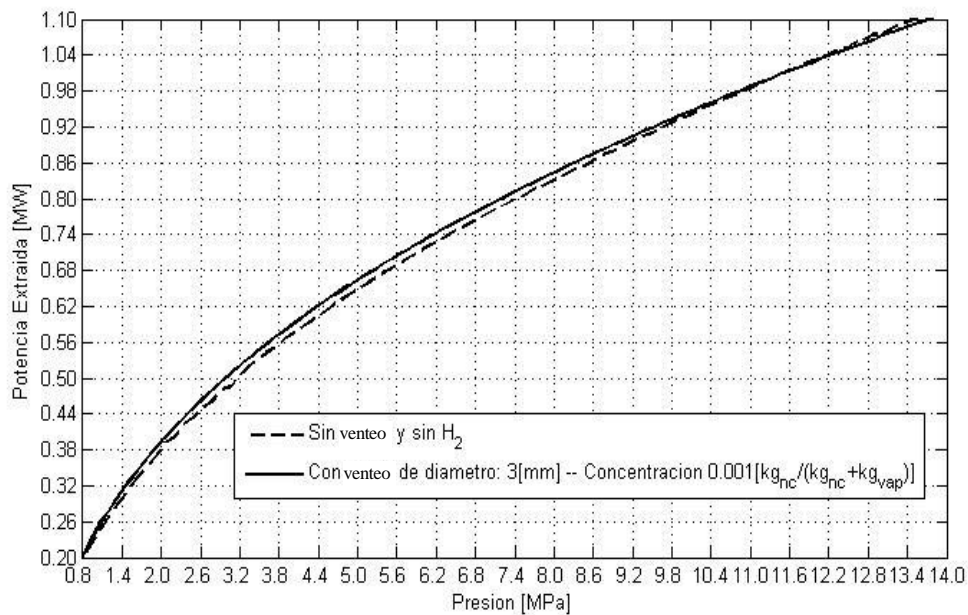


Figura 5.2-1: Comparación del rendimiento del sistema ante el modelado o no de la presencia de gases no condensables.

Este estudio se ve motivado por las siguientes circunstancias:

- Durante la evolución del accidente propuesto, las condiciones del primario del reactor irán modificándose constantemente, a tal punto que, por ejemplo, cuando baje la temperatura del mismo, se liberaran más gases no condensable retenidos en la fase líquida, ya que cambian las constantes de equilibrio, y por otro lado, el inventario de gases no condensables en el sistema va a ir disminuyendo, ya que esta es la función del venteo.
- Si además se agrega el caso de un LOCA pequeño, y con la necesidad de extracción de calor por el Condensador de Aislamiento y con la consecuente entrada de los acumuladores (SIE), se agrega la posibilidad (ante falla de válvulas de retención luego de finalizada la descarga) del ingreso del Nitrógeno que es utilizado para presurizar los acumuladores.

Por lo tanto, se realizaron una serie de simulaciones para observar la eficiencia que tiene en el venteo en remover los gases no condensables del sistema primario. Dado que con el modelo del Condensador de Aislamiento aislado se tiene un mayor control sobre las condiciones en las que se simula al mismo, se realizó primero una simulación con este modelo, y luego se realizaron otras simulaciones con el modelo integrado del reactor.

Además, dado que el inventario de gases proveniente de los acumuladores se encuentra acotado, se modeló que solamente una cierta cantidad de masa es ingresada al sistema. Por lo tanto, el caudal que es ingresado externamente (simulando el proveniente de los gases de presurización del Sistema de Inyección de Emergencia) tiene la forma de un pulso rectangular, cuya integral y momento de inicio son los controlados.

5.2.1 - Modelo aislado del Condensador de Aislamiento

En este modelo, dado que el primario no está modelado, se propusieron dos escenarios posibles, la inyección repentina de un segundo caudal de gases no condensables a través de Q3 (simulando la inyección de los gases provenientes del SIE), y la disminución repentina de la concentración de gases no condensables en P1 (simulando la desgasificación del primario).

Por lo tanto la cronología de los sucesos propuestos resulta la siguiente: una vez que el sistema alcance su estado estacionario, se da inicio a la inyección de los gases no condensables extras. Luego, una vez inyectado toda la masa preestablecida de Nitrógeno, se procede a cancelar este caudal extra. Finalmente, una vez que el sistema alcance nuevamente su estado estacionario, se procede a anular bruscamente la concentración de gases no condensables en la condición de contorno P1, que representa la fuente del sistema.

Se decidió utilizar una presión de trabajo de 1.5MPa , ya que esta es la presión a la cual recién actúa el SIE.

Los resultados obtenidos son presentados en las *Figura 5.2-2*, *Figura 5.2-3*, *Figura 5.2-4* y *Figura 5.2-5*.

En la *Figura 5.2-2* se observa la evolución temporal de la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento. Se puede apreciar que el sistema responde rápidamente a las perturbaciones introducidas, por lo que se espera que una vez acoplado al resto del primario, este no sea el sistema que domine los tiempos característicos de los transitorios que se analicen. También se puede ver que, como era de esperarse, a medida que se incrementa el inventario de gases no condensables en el sistema, disminuye la eficiencia para extraer calor de este, y viceversa.

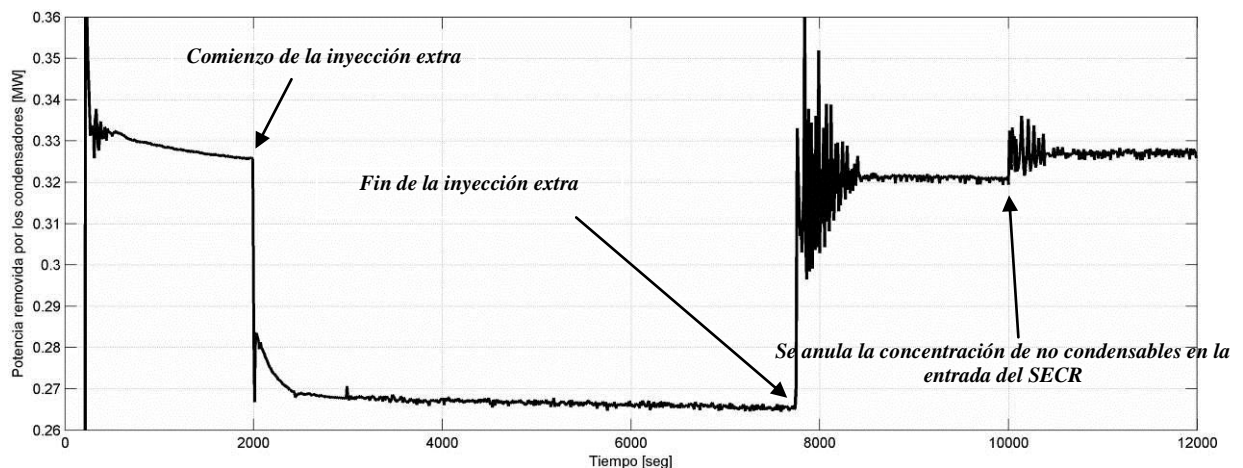


Figura 5.2-2: Potencia removida por el sistema durante las variaciones de la concentración de gases no condensables en el mismo.

Por otro lado, en la *Figura 5.2-3* se muestran los caudales de gases no condensables que ingresan al Condensador de Aislamiento, los que salen por la línea de venteo, y los que son inyectados por el SIE.

Se aprecia claramente que, como el único lugar por donde pueden salir los mismos es por la línea de venteo (ya que no pueden seguir por la línea de descarga de condensados), entonces, en estado estacionario, el caudal que ingresa al Condensador de Aislamiento es igual al que sale por el venteo.

En la *Figura 5.2-4*, se muestra la evolución temporal de la concentración de gases no condensables en dos puntos de interés de la línea vertical de descarga, y en el colector de salida.

Se puede apreciar como la concentración de gases no condensables se adapta rápidamente a los cambios de concentración en la entrada del Condensador de Aislamiento. Esta respuesta dinámica observada lleva a suponer que el Condensador de Aislamiento seguirá correctamente a una evolución más suave que pueda poseer la concentración de gases no condensables durante el progreso de algún accidente propuesto.

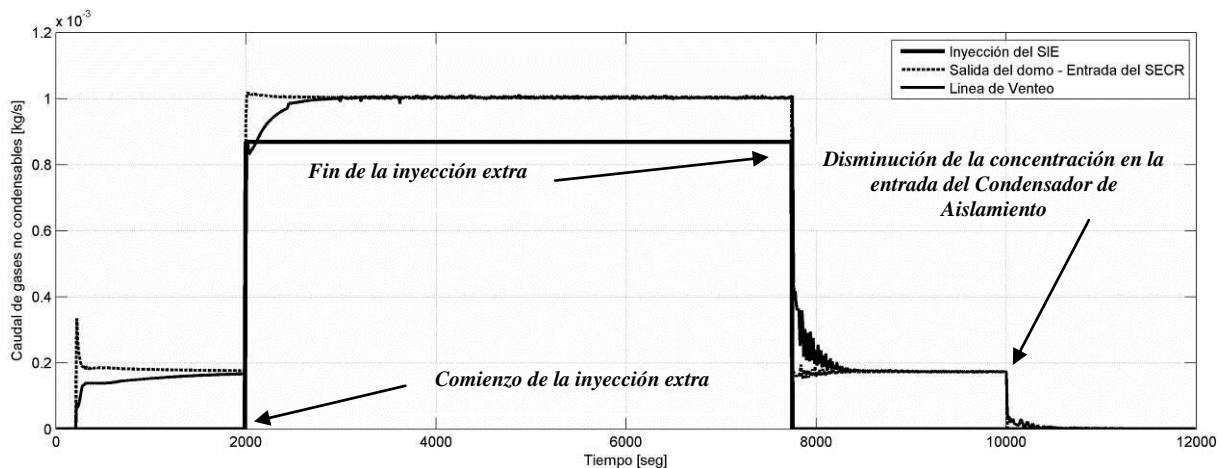


Figura 5.2-3: Caudal de gases no condensables en distintos puntos de interés del Condensador de Aislamiento.

Por lo tanto, se comprueba nuevamente que el sistema responde rápidamente a las perturbaciones que se le impuso, con lo cual es de esperarse que pueda seguir fielmente al resto de la planta.

En esta figura también se puede apreciar que aparentemente quedan atrapados gases no condensables en la zona de la línea vertical de descarga, ya que se puede observar una concentración no nula de los mismos en esta zona del Condensador de Aislamiento, a pesar de haberse cesado la inyección de gases no condensables en la entrada del Condensador de Aislamiento ($t > 10000 \text{seg}$).

Este comportamiento se puede deber a una falencia en los modelos que utiliza RELAP, ya que el mismo supone que todas las fases gaseosas se mueven a la misma velocidad, y por lo tanto los gases no condensables no pueden irse por convección ni para arriba (porque el vapor está bajando desde el colector de salida hacia la línea vertical de descarga), ni para abajo (porque se encuentra formado un nivel de líquido en esta zona del sistema, y por lo tanto el vapor no puede atravesar esta frontera). Y como el código

no posee otro método para transportar este gas (como ser por ejemplo la solubilidad de gases en líquido), entonces no le queda otra opción más que retenerlo en esta zona.

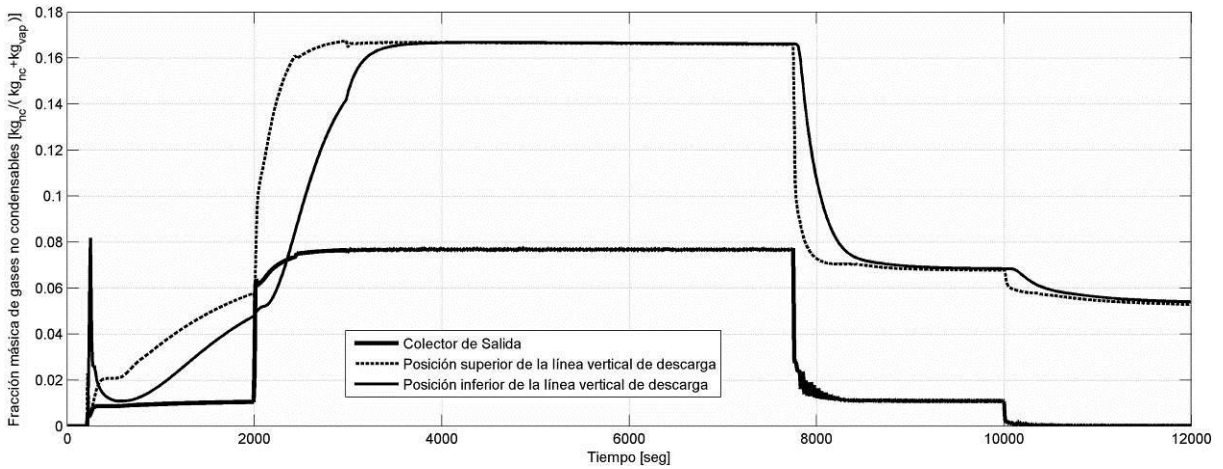


Figura 5.2-4: Fracción másica de gases no condensables en varios puntos de interés.

Si bien esto no afecta al funcionamiento del sistema, sería deseable buscar la forma de ver qué sucede realmente en esta zona del Condensador de Aislamiento.

Complementariamente, en la Figura 5.2-5, se aprecia la distribución espacial de la densidad de gases no condensables (producto de la fracción másica de gases no condensables por la densidad del vapor), y puede observarse que el lugar donde existe una mayor concentración de los mismos (sin considerar la línea vertical de descarga de condensados) es en el colector de salida.

Por otro lado, también se puede observar que el código predice que mas allá de donde está formado el nivel de líquido (penúltimo volumen de la línea vertical de condensados), no se encuentran gases no condensables.

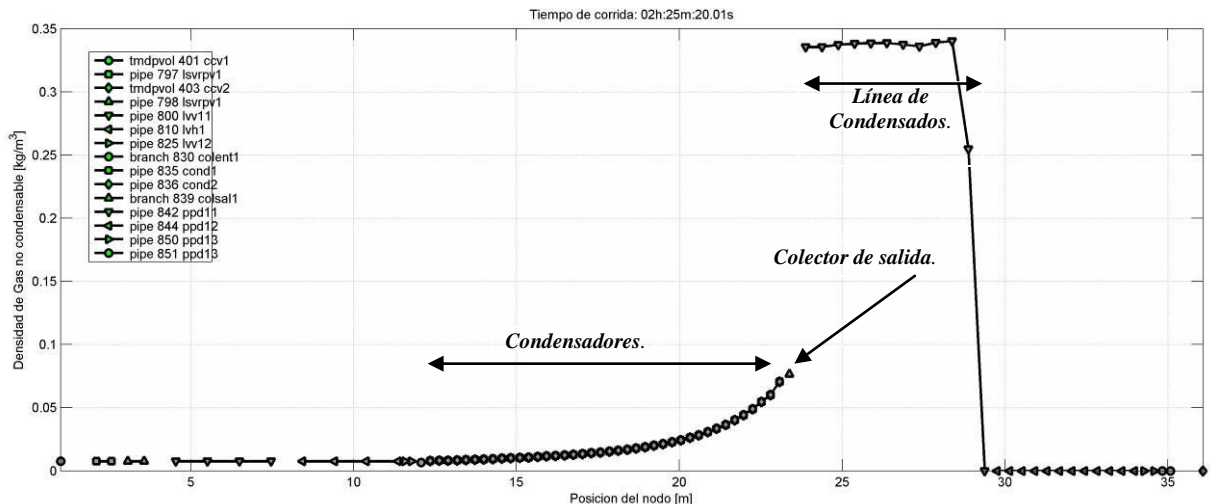


Figura 5.2-5: Distribución de la densidad de gases no condensables en el Condensador de Aislamiento.

En esta figura también se aprecia que en estado estacionario, la concentración de gases no condensables va aumentando continuamente a lo largo del condensador, ya que al ir avanzando por el mismo, cada vez hay menos vapor por haberse condensado.

5.2.2 - Análisis de los gases no condensables en el modelo integrado

Una vez que se observó, mediante el modelo simple, el eficiente venteo de los gases no condensables, a continuación se procedió a verificar si este comportamiento se mantenía en el modelo del Condensador de Aislamiento integrado al resto del primario.

Por lo tanto, en este modelo se utilizaron los componentes que se habían programado con el fin de permitir la inyección de gases no condensables extras en el Domo, y se simuló la inyección extra de gases no condensables durante un accidente de pérdida de fuente fría, emulando lo que sucedería con los gases provenientes del SIE.

Estos gases extras son inyectados una vez que se limpian los gases que hay en el sistema primario en estado estacionario, de manera de poder discernir entre estos gases, y los extras inyectados.

Con el fin de probar la velocidad con la que se extraen los gases no condensables mediante el venteo, se probaron dos velocidades de inyección, como se puede apreciar en la *Figura 5.2-6*, donde se muestra el caudal de inyección de los gases no condensables extras en el domo. Como se aprecia, ambos inyectan la misma masa de gnc, pero con distintas velocidades.

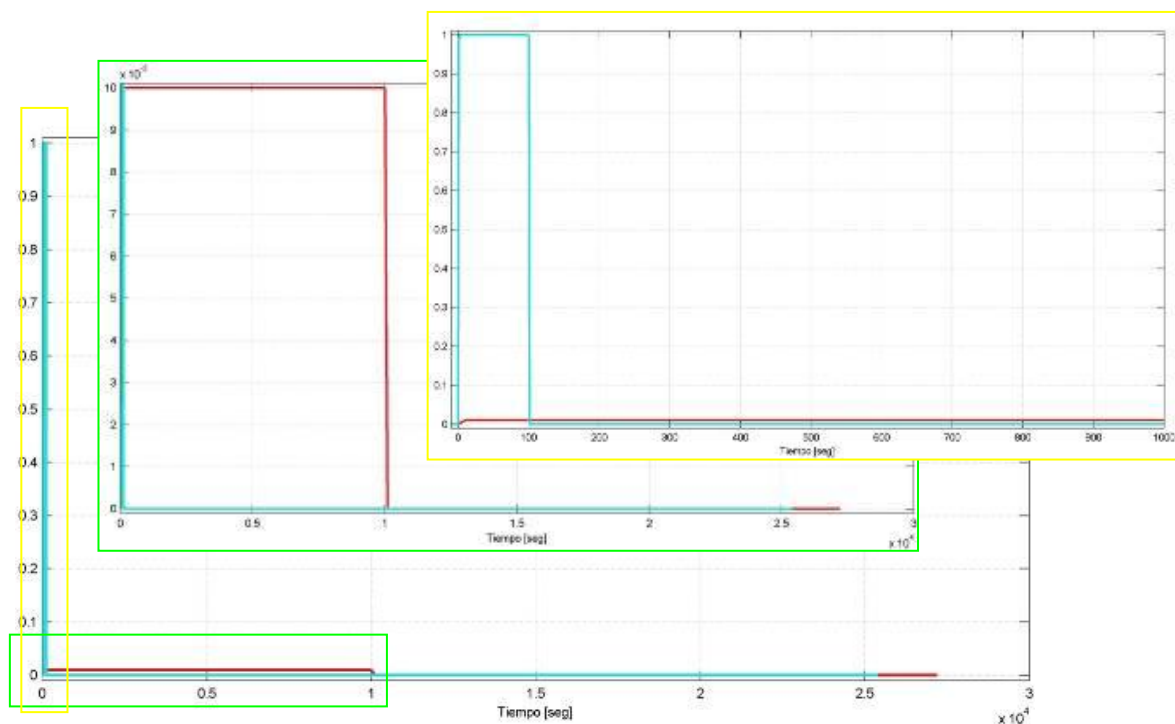


Figura 5.2-6: Caudal de inyección del extra de gases no condensables. En celeste el de mayor tasa, y en rojo el menor.

En la *Figura 5.2-7* se observan los resultados de la evolución de la concentración de gases no condensables, donde claramente se obtuvo el mismo resultado que se había predicho en el modelo aislado del Condensador de Aislamiento, en donde se observó que el venteo del mismo producía un rápido limpiado de los gases no condensables.

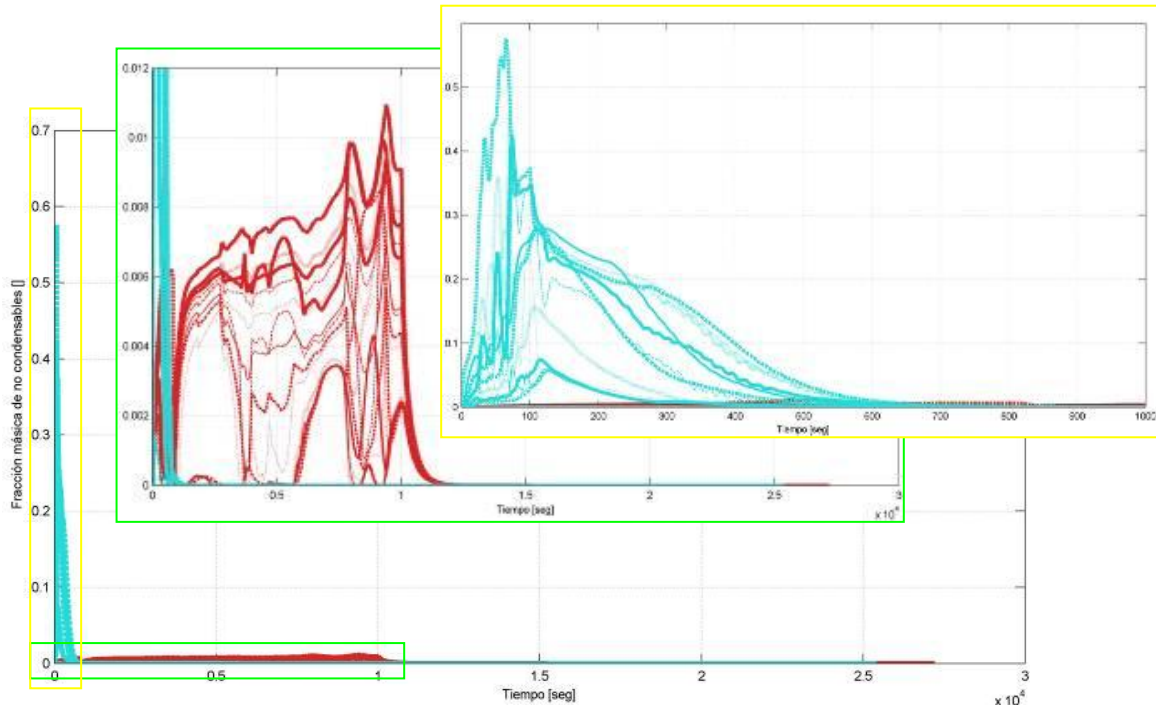


Figura 5.2-7: Fracción másica de gases no condensables en los volúmenes del domo

5.3 - Estudio de la influencia en el primario que produce la pérdida de inventario

Otro aspecto que también interesa es las repercusiones que trae aparejado la pérdida de refrigerante por la línea de venteo.

Claramente, uno de los parámetros más afectados es el nivel del líquido dentro del Recipiente de Presión del Reactor (RPR). De hecho, esto podría convertirse en una situación muy crítica si este nivel desciende por debajo de la altura donde termina el núcleo del reactor (cuyo volumen equivalente para el refrigerante es de aproximadamente $13m^3$).

Por lo tanto, a continuación se evaluó cómo evoluciona este nivel para el caso de un accidente de pérdida de fuente fría (ya que es el accidente base para el cual fue diseñado el Condensador de Aislamiento), en donde en principio es un accidente para el cual perder inventario del refrigerante del primario no debería ser un factor determinante.

Para realizar este estudio se vio que resultaba conveniente utilizar otro modelado del reactor, el cual es un modelo simplificado del primario realizado para el trabajo mostrado en [33].

Este modelo había sido realizado para evaluar el comportamiento del reactor en el caso de un accidente de pérdida de refrigerante (LOCA). Para esto se había modelado muy simplificado el primario del reactor, y se planteó al Condensador de Aislamiento como una condición de contorno que extrae vapor del mismo, y reingresa líquido saturado al mismo (utilizando la dependencia del caudal por el Condensador de Aislamiento en función de la presión, como la que se aprecia en la *Figura 5.1-4*). También estaba modelada una descarga del primario hacia la contención del Reactor (a presión atmosférica) a través de una válvula cuya área se podía elegir.

Entonces, utilizando este modelo, se tomó inicialmente un caso base, donde se utilizó la evolución de la presión a largo plazo para esta secuencia accidental, y se supuso, entre otras cosas, que actuaba una redundancia completa del Condensador de Aislamiento (o sea 2 de los módulos), y que no había presencia de gases no condensables en el sistema (consecuentemente tampoco estaba activada la línea de venteo), por lo tanto se impuso que no se active la descarga a la atmósfera.

Este caso base sirvió para ver como es la evolución del nivel de líquido cuando no hay pérdida de refrigerante.

Luego se analizaron los casos donde sí se pierde refrigerante por la línea de venteo, ya que ahora se supone que hay gases no condensables en el sistema, y por lo tanto es necesario la actuación del venteo. Para poder estudiar esta situación se hizo que el área por la cual se pierde el refrigerante sea igual a 2 o 4 veces el área de la línea de venteo, donde en cada uno de los casos se condensaba mediante las condiciones de contorno un caudal equivalente a 2 y 4 veces el caudal de uno de los módulos del Condensador de Aislamiento, respectivamente.

Los resultados obtenidos son mostrados en la *Figura 5.3-1*.

Se puede apreciar, que si no se considera que existen los gases no condensables y la línea de venteo, entonces el núcleo no llega a descubrirse. Pero dado que se supuso que no actúa ningún otro sistema de emergencia ni de procesos, entonces el nivel del refrigerante del primario del reactor disminuye aproximadamente un 16%, debido puramente a la contracción del mismo al pasar de tener líquido saturado a 12.25MPa al principio del transitorio, a estar en 1.1MPa para cuando termina el mismo. O sea, se puede apreciar la contracción del sistema por el cambio de densidad del líquido saturado.

Pero en cambio, si se supone que hay gases no condensables en el refrigerante del primario del reactor, entonces es necesario activar la línea de venteo, y por lo tanto se perderá inventario del refrigerante por la misma.

Lo que se puede apreciar es que afortunadamente ni aun con los 4 módulos activados se llega a empezar a descubrir el núcleo para cuando termina el período de evaluación prefijado.

Este comportamiento se explica fácilmente si se muestra la evolución de la presión durante el accidente propuesto (*Figura 5.3-2*), donde se evidencia que en los casos donde se está extrayendo inventario del refrigerante, se produce una despresurización mucho más veloz.

Este cambio en la variación de la presión se debe principalmente a que por donde se pierde inventario, también se está extrayendo energía del sistema en forma de entalpía del agua saturada, y por lo tanto, la potencia efectiva extraída que produce el desbalance para despresurizar el sistema, es la que corresponde a los módulos activos del Condensador de Aislamiento más la que se va por la línea de venteo.

Luego, una despresurización más veloz implica que habrá menores caudales por la línea de venteo (como se aprecia en la *figura 16*), lo cual trae aparejado que la integral en el tiempo será menor, y con ello que se perderá menos masa total para cuando transcurran las 48 horas del accidente.

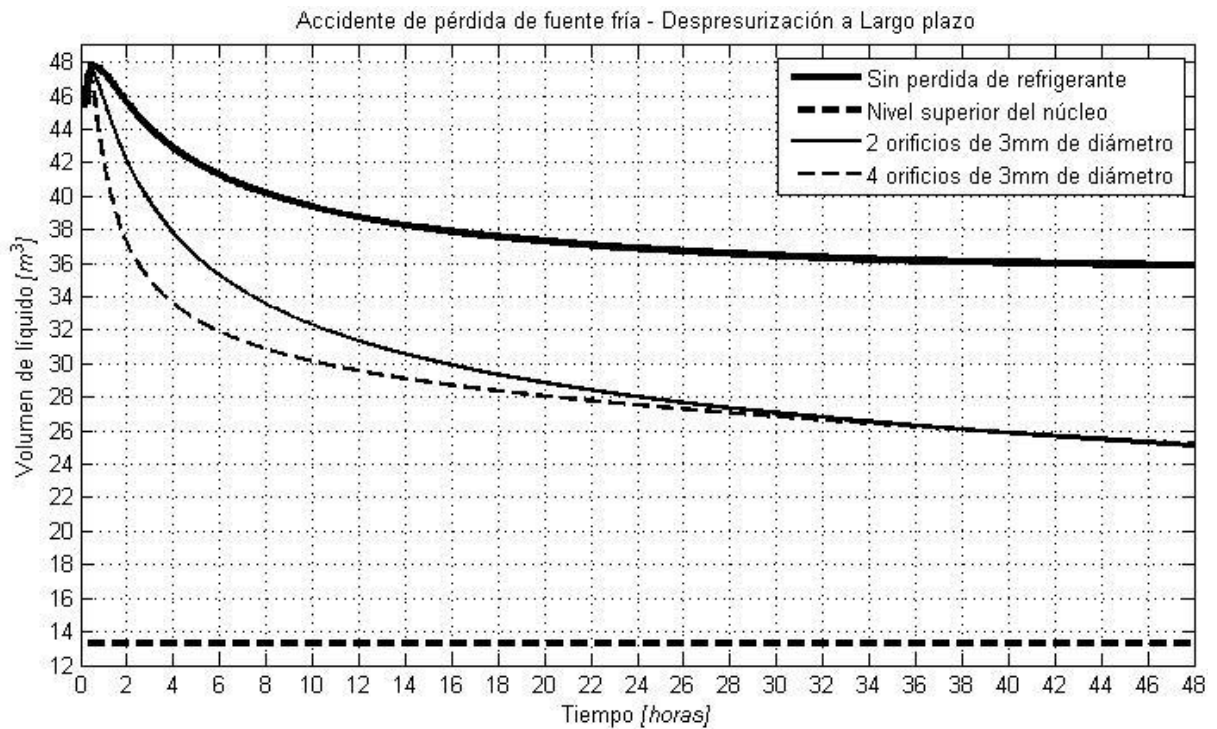


Figura 5.3-1: Evolución temporal del volumen de refrigerante para un accidente de LOHS sin considerar la línea de venteo, y considerándola, donde además se supuso la actuación de 2 o 4 módulos del Condensador de Aislamiento.

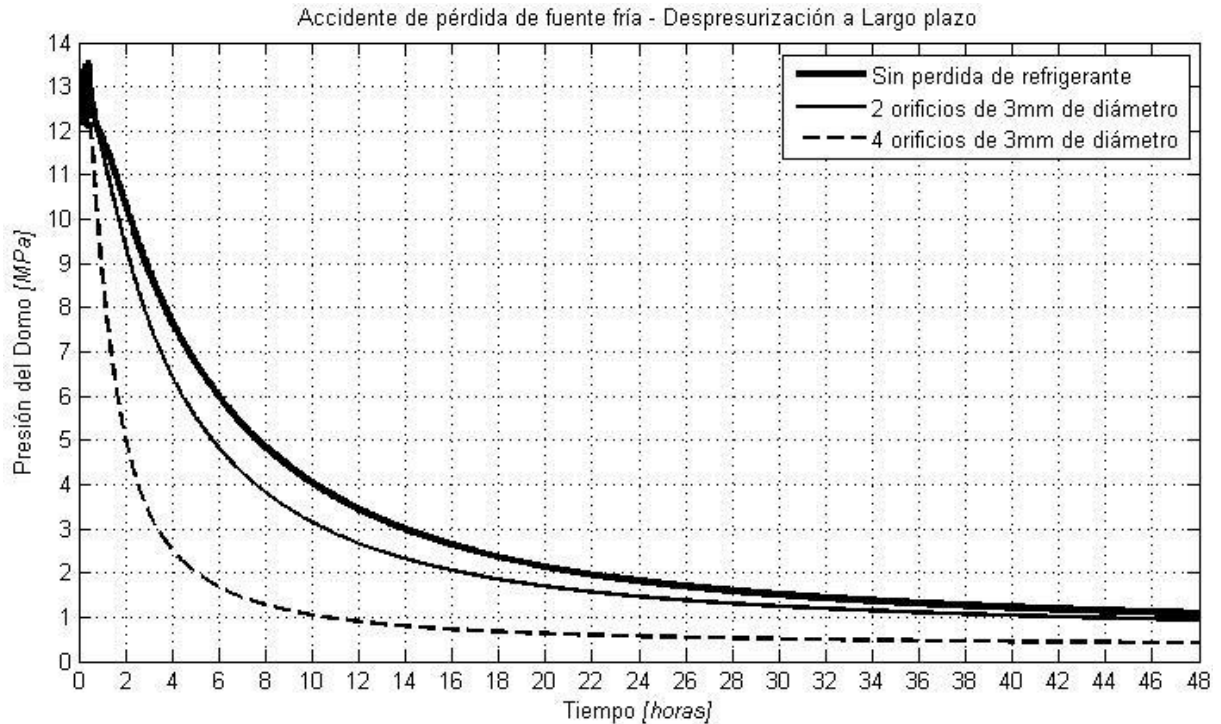


Figura 5.3-2: Evolución temporal de la Presión en el domo del RPR para un accidente de LOHS sin considerar la línea de venteo, y luego considerándola, donde además se supuso la actuación de 2 o 4 módulos del Condensador de Aislamiento.

5.4 - Análisis de la necesidad de incluir los gases no condensables en el estudio probabilístico

Luego de programar todo lo relacionado con los gases no condensables, se procedió a realizar una simulación en RELAP del accidente de pérdida de fuente fría

Posteriormente de verificar la eficacia del venteo, y el correcto modelado de las gases no condensables en el domo, se procedió a comparar como resultan las simulaciones para el modelo domo 1, 2 y 6_2 cuando se incluía la presencia de gases no condensables más la actuación del venteo del Condensador de Aislamiento, y cuando no se simulaban los gnc ni el venteo.

Se decidió realizar este análisis ya que los gases no condensables introducen complicaciones adicionales en las simulaciones, y aumentan la inestabilidad del código, con lo cual dificultaría realizar cientos de simulaciones, como se requiere que se realicen en el estudio probabilístico. Por lo tanto se decidió comprobar si era posible no incluirlos en los modelos que se utilicen en esos estudios.

Los resultados obtenidos pueden apreciarse en la *Figura 5.4-1*, en donde se observa que si bien la presencia de los gases no condensables disminuyen la eficiencia de los condensadores del Condensador de Aislamiento, el hecho que actúe el venteo produce un incremento en el caudal que circula por los condensadores, compensando sobradamente la pérdida de eficiencia del Condensador de Aislamiento que produjeron los gnc.

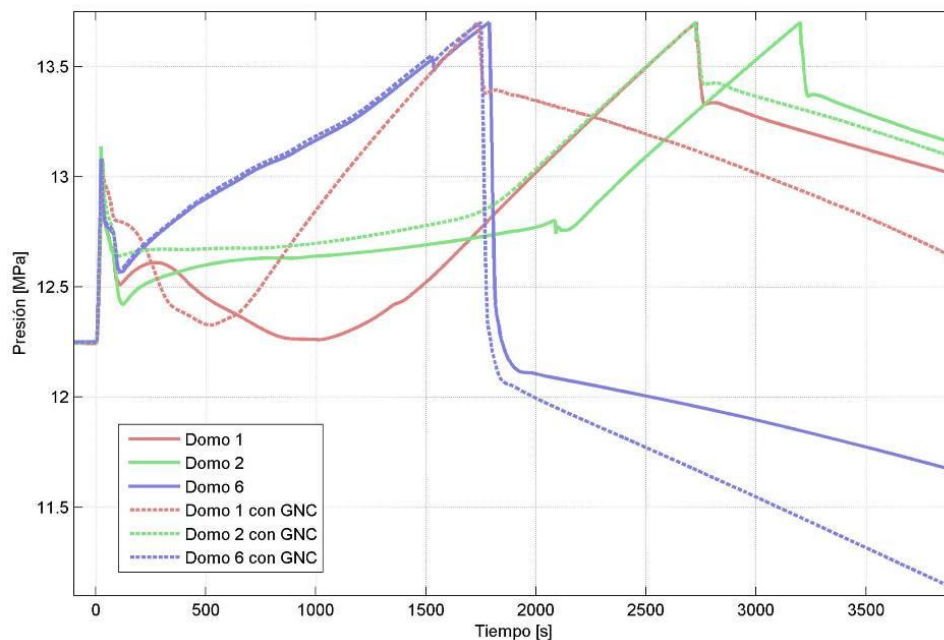


Figura 5.4-1: Comparación de la evolución de la presión del primario para la simulación de pérdida de fuente fría para los modelos de domo propuestos y considerando o no la actuación del venteo más la presencia de gases no condensables.

Esto se concluye así, porque una vez que actúa el Condensador de Aislamiento (lo cual sucede luego del flanco descendente de más a la derecha para cada evolución), se observa que cuando está el venteo y los gases no condensables (línea de puntos), se obtiene una mayor tasa de despresurización que cuando no se modela el venteo ni los gases no condensables (línea llena).

Para estas simulaciones, se eligió una concentración de gases no condensables de 10^{-3} , la cual se espera que sea la concentración más probable de los mismos en estado estacionario.

Pero dado que no se obtuvo más información respecto de las distribuciones de probabilidad de las concentraciones de gnc que puede haber en el primario (en el vapor ni en el líquido), sumado al hecho que se vio que resulta conservativo no considerar la actuación del venteo junto con la ausencia de los gases no condensables, entonces se decidió no incluir a los gases no condensables en los estudios de las incertezas que afectan a la confiabilidad del Condensador de Aislamiento. Esto también se motiva por el hecho que se desconoce las posibles complicaciones que pueda llegar a tener el código cuando se realicen las corridas paramétricas, ya que el RELAP incluye el modelado de los gases no condensables como una capacidad extra, pero para el cual no está del todo comprobado su verosimilitud.

5.5 - Conclusiones del capítulo

Se vio la sensibilidad de la potencia extraída y otras variables a los cambios de presión, concentración de Hidrógeno, y diámetro del venteo. Siendo esta última la que hay que

prestarle más atención ya que es el parámetro más sensible, y es además el parámetro a definir en el diseño.

Se estudió la respuesta del Condensador de Aislamiento ante la variación del inventario de gases no condensables que es ingresado al sistema, pudiéndose comprobar que el sistema, en general, responde rápidamente a las perturbaciones introducidas, ya que el venteo remueve eficazmente los gases no condensables del sistema primario.

También resulta necesario, para complementar el trabajo, evaluar otras correlaciones de transferencia de calor más específicas para la condensación en tubos horizontales con presencia de gases no condensables, ya que por ahora se utilizaron solamente los modelos internos que posee RELAP, pero esta es un área en la cual aún no existe mucha experiencia a nivel mundial (entre los escasos trabajos que hay, se puede recalcar uno realizado por un grupo Alemán [35] en una facilidad experimental que es similar al Condensador de Aislamiento) y por lo tanto es un tema muy delicado de abordar.

Posiblemente, también resulte necesario comparar estos resultados con otras técnicas de cálculos o con resultados experimentales, ya que la fenomenología de condensación con presencia de gases no condensables es un campo en el cual no existe mucha experiencia. Se aclara esto porque RELAP utiliza la suposición de que los gases no condensables se encuentran en equilibrio termodinámico con el vapor, y que estos además viajan a la misma velocidad que el vapor, pero en este caso posiblemente no sea del todo cierta esta suposición, ya que se va produciendo continuamente un empobrecimiento de vapor en la mezcla de gases a medida que este se condensa en los condensadores, lo cual puede resultar en una mezcla heterogénea de vapor y gases no condensables. Además, hay que recalcar que RELAP no modela gases no condensables disueltos en el líquido.

Se observó que no modelar los gases no condensables en las corridas paramétricas resulta ser conservativo, con lo cual se decidió no implementarlos en los modelos para esos análisis, a pesar de haber implementado satisfactoriamente que los modelos tengan la capacidad de incluirlo. Esta decisión se refuerza además ya que se observó que podía traer aparejado inconvenientes extras (y por lo tanto se decidió que en la primera etapa de realizar las corridas paramétricas ya iba a haber muchas otras complicaciones), y que no se consiguieron a tiempo todos los datos correspondientes del diseño de la planta real.

Mediante un análisis simple se observó que aparentemente el venteo no provocaría el descubrimiento del núcleo en caso de un accidente de pérdida de fuente fría sin la actuación de algún otro sistema que reponga el inventario de agua del primario.

Capítulo 6 - Análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento

Luego de haber evaluado en forma determinística la influencia de los gases no condensables en el Condensador de Aislamiento, a continuación se pasará a realizar un análisis probabilístico para determinar la contribución, a la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, que tiene el efecto de las incertezas asociadas tanto al diseño, fabricación y operación de la planta, entre otras.

Para poder determinar la confiabilidad se definió un procedimiento basado en la metodología RMPS, y que es explicado en el presente capítulo basándose en un *diagrama de flujo*.

En este capítulo se describen los distintos trabajos que se tuvieron que realizar para poder completar el procedimiento propuesto.

La metodología propuesta consiste básicamente en elegir un conjunto de parámetros que sean influyentes en degradar la función del sistema de seguridad elegido, y luego se eligen aleatoriamente y a la vez un valor para cada uno de los parámetros. Luego, mediante este conjunto de valores obtenidos del sorteo, se los introduce en un modelo de la planta y se observa si el sistema de seguridad pudo cumplir con la misión que le fue asignada, mediante la comparación de un observable con un valor o criterio límite, relacionado con la falla o éxito de dicho sistema. Finalmente, se repite el proceso de sorteo más evaluación del éxito del sistema tantas veces como sea necesario, para determinar la confiabilidad del Condensador de Aislamiento con algún grado de confianza determinado.

Por otro lado, se mejora la precisión en la estimación de la confiabilidad obtenida mediante la utilización de una superficie de respuesta ajustada en base a los resultados obtenidos de las corridas paramétricas, y mediante una optimización de la misma utilizando un proceso de realimentación entre las simulaciones con el código y los cálculos del indicador de performance (el cual mide lo lejos que estuvo de fallar el sistema durante el accidente propuesto) con la superficie.

Además, para la evaluación de la confiabilidad hubo que desarrollar diversas herramientas de software que son descriptas en el Apéndice A -.

Si bien, gran parte del trabajo realizado se basó en la experiencia que había en el grupo de trabajo (en particular en el realizado en el marco de trabajo del *Coordinated Research Program* de la Organización Internacional de Energía Atómica denominado *Natural "Circulation Phenomena, Modelling, and Reliability of Passive Systems that Utilize Natural Circulation"*, y del cual se está generando el *Technical Document* correspondiente [61]), hubo un gran aporte (por parte del maestrando) en determinados conceptos que fueron desarrollados en esta tesis, en particular en mejorar la estimación de la confiabilidad mediante un proceso iterativo que permite generar dicha superficie

de respuesta optimizada, y mediante el agregado de parámetros que no se habían incluido anteriormente.

La metodología será aplicada a los tres modelos de domo más representativos que se eligieron en base a lo desarrollado en la sección - 4.2.3 -. El objetivo de aplicar la metodología a tres modelos de domo distintos es para mostrar la influencia que tiene el usuario del código.

6.1 - Diagrama de flujo de la metodología seguida en este trabajo

Dado que el objetivo de este trabajo no era el de aplicar fielmente la metodología RMPS, sino que utilizar esta metodología como guía, entonces el *diagrama de flujo* que se utilizó en este trabajo difiere del de la metodología mencionada.

Básicamente, el diagrama de flujo que se propone es una simplificación del mostrado anteriormente, en función de los recursos y objetivos de la tesis. Lo que se buscó es dar más énfasis al modelado y simulación del sistema. Además se implementó una manera innovadora de mejorar la precisión de los resultados que se obtienen con la metodología, la cual fue ideada por el autor de la tesis.

En la *Figura 6.1-1* se muestra el *diagrama de flujo* propuesto y utilizado en este trabajo, en donde se puede apreciar que tiene sus similitudes y diferencias respecto del de la metodología RMPS, mostrado en la *Figura 2.6-2*.

Las principales diferencias que se pueden apreciar, es que en la metodología propuesta se condensaron algunos pasos, y se eliminaron aquellos relacionados con datos experimentales (con lo cual se acepta que los modelos del código de cálculo utilizado son una representación precisa de la realidad).

Además se agregó un proceso iterativo que mejora de manera económica (desde el punto de vista computacional) la precisión del valor de confiabilidad que se obtiene con la metodología propuesta.

A continuación se describen brevemente los pasos propuestos a seguir por este *diagrama de flujo*.

6.1.1 - Paso 1 del diagrama de flujo

Este paso es prácticamente igual al análogo de la metodología RMPS.

Está relacionado con la caracterización del sistema, para lo cual se requiere un buen entendimiento del mismo.

Esta parte del paso se encuentra cubierta con el Capítulo 3 -.

Además, aquí es cuando se define el escenario en el cual se va a evaluar la confiabilidad del sistema, que para el caso de la tesis, el escenario propuesto es el de pérdida de fuente fría, cuyas características globales se describieron en la sección 4.3.2 -.

En el presente capítulo se define el criterio de falla para el escenario propuesto mediante el cual se definirá si el sistema cumplió o no con su misión, para la combinación de parámetros propuesta.

Como este criterio de falla es discreto, entonces en este paso también resulta necesario definir un indicador de performance que sea continuo, de manera tal de poder aplicar los análisis de sensibilidad, y para poder calcular los coeficientes correspondientes de las superficies de respuesta. Este indicador de performance debe ser conservativo y poder discriminar correctamente a los casos que cumplen el criterio de falla de los que no lo hacen.

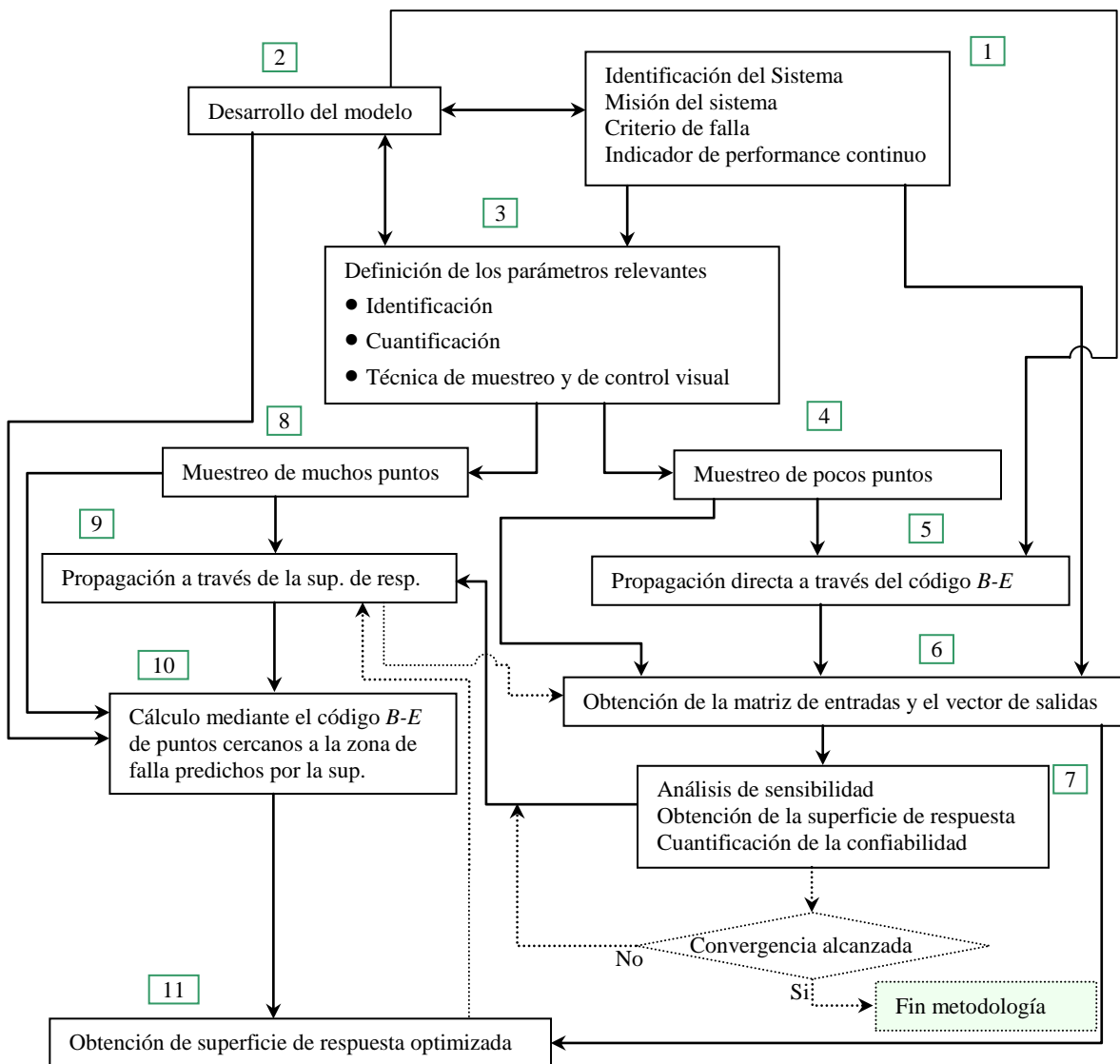


Figura 6.1-1: Diagrama de flujo utilizado para la cuantificación de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento

6.1.2 - Paso 2 del diagrama de flujo

Este paso también es análogo al de la metodología RMPS.

El objetivo de este paso es el de realizar el modelo del sistema en el código de cálculo elegido. Este modelo será luego la herramienta principal mediante la cual se va a realizar el análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento. La realización del modelo está mostrada en el - Capítulo 4 -.

Este paso es fuertemente dependiente de lo que se defina en el paso anterior, pero a su vez, según las capacidades del código y del modelo desarrollado es que se van a definir el criterio de falla y el indicador de performance.

6.1.3 - Paso 3 del diagrama de flujo

El objetivo de este paso es el de definir a los parámetros que serán sorteados en el análisis de la confiabilidad del sistema.

Claramente, la primera etapa en este paso es la de identificar a cada uno de los parámetros que son más importantes. Para esto normalmente se recurre a análisis de sensibilidad, sumado a juicio de expertos.

El conjunto de parámetros que resulten son totalmente dependientes del escenario y del criterio de falla que se elija. A su vez, también depende de las capacidades que posea el modelo a desarrollar, el cual además será acondicionado para que sea sensible a los parámetros que se elijan, como por ejemplo la modificación del código fuente de RELAP que se tuvo que realizar por causa de dos de los parámetros elegidos y que es explicada en la sección - A.6 -.

Una vez que ya se tiene identificado a los parámetros más relevantes, la siguiente etapa es la de asignarle los rangos de variación, como a su vez sus distribuciones de probabilidades. Para esto se suele recurrir a manuales de operación, criterios de diseño, planos de fabricación, estándares y demás recursos de ingeniería.

Finalmente, la última etapa es la de definir la técnica de muestreo que se utilizará para sortear a los valores de los parámetros, y la técnica de visualización para realizar el control de la bondad del sorteo de los valores.

6.1.4 - Paso 4 del diagrama de flujo

Este paso simplemente consiste en realizar el sorteo de todos los parámetros a la vez, de manera tal de tener bien definido el conjunto de valores de cada uno de los parámetros que se utilizará en las simulaciones que se realicen con el modelo desarrollado en el código de cálculo tipo *best-estimate*.

Normalmente se sortean del orden de 100 valores para cada parámetro, ya que para cada valor se realiza una simulación en el código, la cual suele ser muy costosa en términos del tiempo de cálculo.

6.1.5 - Paso 5 del diagrama de flujo

Este paso consiste en realizar las simulaciones con el modelo desarrollado, y utilizando los valores sorteados en el paso anterior.

Simplemente el introducir cada uno de los valores sorteados en el modelo ya suele ser un proceso muy tedioso y extensivo, por lo tanto en este paso se utilizó una de las herramientas desarrolladas (y mostrada en la sección A.2 -), la cual automatiza este proceso.

A su vez, la realización de las simulaciones en si también es un proceso complicado, especialmente por el procedimiento estándar que hay que utilizar para realizar cada una de ellas. Para aumentar la velocidad y la confiabilidad en esta etapa y para el control de ellas es que también se desarrollaron herramientas, las cuales son comentadas en las secciones A.3 -, A.4 - y A.5 -.

6.1.6 - Paso 6 del diagrama de flujo

Una vez que se simularon todos los casos (en donde en cada caso se utilizaba, para cada uno de los parámetros, uno de sus respectivos valores que resultaron del sorteo), el siguiente paso es el de obtener para cada caso el valor de su indicador de performance continuo y si verificó o no el criterio de falla.

A su vez, se recopilan todos los valores de los parámetros utilizados en cada caso.

Estos dos conjuntos de datos es toda la información que se requiere de las simulaciones para el resto de los análisis.

6.1.7 - Paso 7 del diagrama de flujo

Con los valores recopilados en el paso anterior, se procede a evaluar la confiabilidad del sistema, utilizando la información del número de casos que fallaron y el número de casos de los que no, y el formalismo de Wilks. En la sección - 2.6.2.10 - se mostró que para calcular la confiabilidad de los resultados, se utiliza la ecuación $\beta = 1 - \alpha^N$, donde α es la confiabilidad o el complemento de la probabilidad de falla, β es la confianza y N es el número de corridas.

Luego se realiza un análisis de sensibilidad utilizando los valores de los parámetros y de indicador de performance obtenido para cada caso. En esta tesis se decidió realizar un análisis de primer orden, y se calcularon los coeficientes que son explicados más adelante. Con los mismos se realiza un ranking de los parámetros, según su influencia en el indicador de performance.

Finalmente se obtienen los coeficientes respectivos de la superficie de respuesta elegida, que en esta tesis se decidió por utilizar un hiperplano, y por lo tanto estos coeficientes son obtenidos casi directamente de los coeficientes calculados en el análisis lineal de sensibilidad.

6.1.8 - Paso 8 del diagrama de flujo

Este paso es equivalente al que se realiza en el paso 4, siendo lo único que se cambia el número de casos que se sortean, siendo en este trabajo del orden del millón.

Visiblemente esta cantidad de casos es impensable de simularlos mediante el modelo desarrollado, ya que demandaría muchos años en tiempo de cálculo. Por lo tanto, el objetivo de este volumen de datos es para ser introducidos en una superficie de respuesta, en donde el tiempo de cálculo es muy reducido, ya que simplemente tiene que aplicar el conjunto de valores de los parámetros en una ecuación lineal. Claramente no hay magia respecto de la diferencia de tiempos de cálculo entre la superficie de respuesta y el del modelo del código de cálculo, ya que la misma se debe simplemente a la cantidad de información que aporta cada uno de las técnicas de cálculo, siendo que la superficie de respuesta solamente devuelve el valor del indicador de performance, mientras que las simulaciones dan las evoluciones temporales de cientos de miles de variables.

6.1.9 - Paso 9 del diagrama de flujo

En este paso se aplica el conjunto de valores obtenidos en el paso anterior a la superficie de respuesta del paso 7, obteniéndose así el indicador de performance para cada uno de los casos.

Nuevamente cada uno de los casos se conforma con el sorteo de todos los parámetros a la vez, y por lo tanto, para esa combinación de valores de los parámetros, se obtiene el indicador de performance correspondiente.

El conjunto de valores que se obtiene se utiliza para calcular la sensibilidad del sistema, para asignarle la importancia a los parámetros y para calcular la confiabilidad del sistema de seguridad, utilizando nuevamente los pasos 6 y 7.

6.1.10 - Paso 10 del diagrama de flujo

Este y el siguiente paso son el resultado del desarrollo de un proceso de optimización de la precisión de la superficie de respuesta, y los cuales fueron ideados por el autor de la tesis.

Según los indicadores de performance obtenidos en el paso anterior, se eligen aquellos casos que estén más cerca de la zona donde está el valor límite para el indicador de performance.

A estos casos elegidos se los simula en el modelo desarrollado en el código tipo *best-estimate* y se obtiene el verdadero valor del indicador de performance (ya que el obtenido mediante la superficie de respuesta es una aproximación de este).

De esta manera se obtiene un nuevo conjunto de valores de parámetros de entrada con sus respectivos indicadores de performance.

El objetivo de elegir los valores cercanos a la zona de falla es para mejorar la precisión de la superficie de respuesta en las inmediaciones de esa zona, ya que normalmente las simulaciones iniciales dan valores relativamente lejos de esa zona, y por lo tanto la superficie de respuesta está extrapolando cuando se le pide que calcule alguna combinación de valores que dé cercano al entorno del valor límite del indicador de performance.

6.1.11 - Paso 11 del diagrama de flujo

En este paso se utiliza el conjunto de valores de entrada (o sea los parámetros más relevantes) y de salida (o sea el indicador de performance) que se obtuvieron en el paso anterior, y se los añade al conjunto de valores obtenidos en el paso 6

A este nuevo conjunto combinado se lo utiliza para obtener una nueva superficie de respuesta que es optimizada para mejorar la precisión en la predicción del indicador de performance en las inmediaciones donde se encuentra el límite entre que falla o no el sistema de seguridad.

Con esta nueva superficie de respuesta obtenida se vuelve al paso 9, realimentando de esta manera el proceso de obtención del ranking de los parámetros y de la confiabilidad del sistema de seguridad.

La realimentación continúa hasta que se verifique que se alcanza una convergencia, para lo cual se va comparando en cada iteración de la realimentación, los valores que se obtienen con los pasos 6 y 7, respecto de los que se obtuvieron en las iteraciones pasadas con los mismos pasos del *diagrama de flujo*.

6.2 - Definiciones varias

A continuación se describirá cual es el escenario que se propuso para realizar el análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento.

En esta sección además se detallará como fue la elección del indicador de performance lo cual, al igual que el escenario, es requerido en el paso 1 del *diagrama de flujo* diseñado para este trabajo.

También se mostrará la forma de calcular los coeficientes que se implementan en las superficies de respuesta utilizadas en los pasos 7 y 11 del *diagrama de flujo*.

6.2.1 - Escenario propuesto

La confiabilidad de un sistema no es un parámetro intrínseco de dicho sistema, sino que depende del escenario incidental en que debe actuar y del criterio de éxito definido, por lo tanto no sólo es necesario definir bien el sistema, sino que es fundamental precisar cuál es el escenario y el criterio de aceptación.

El escenario es la situación accidental durante la cual se va a demandar al sistema de seguridad y la misión u objetivo del sistema es la función que debe cumplir.

El sistema se describió anteriormente en el Capítulo 3 -, en donde se mostraron las características más globales del todo el reactor, y se detalló con un poco más de profundidad el sistema de seguridad pasivo en estudio, que es el Condensador de Aislamiento.

La situación accidental que se utilizará es un accidente de pérdida de fuente fría, cuyo fenomenología global es descrita en la sección 4.3.2 -, y es el accidente que fue utilizado como base de diseño por los elaboradores del Condensador de Aislamiento.

El objetivo general del Condensador de Aislamiento es el de despresurizar el sistema primario mediante la remoción del calor generado y almacenado en el mismo, mediante la utilización de la convección natural y un sumidero de calor cuya disposición favorece a este efecto. Además debe poder sostener al reactor en una situación estable y segura durante un período de gracia designado.

Por lo tanto, para poder cuantificar el éxito del Condensador de Aislamiento en cumplir su misión, se definió como criterio de éxito a que éste evite la actuación de las válvulas de seguridad del sistema primario del reactor, es decir que la presión del sistema primario sea menor que la presión definida como *set point* de apertura de las mismas.

6.2.2 - Elección del Indicador de performance y forma de calcular su estimador

Para poder aplicar la superficie de respuesta, es necesario definir algún observable que sea continuo, ya que el decir que se abra o no la válvula de seguridad (como se utiliza el criterio de falla para determinar inicialmente la confiabilidad) resulta ser una función discreta.

La búsqueda de un observable suficientemente útil y simple ya fue realizada anteriormente en el grupo donde se trabajó, y por lo tanto aquí sólo se resumirán los resultados a los que llegaron en la etapa de su definición.

El primer observable que se puede pensar en utilizar como “indicador de *performance*” es la diferencia entre la presión máxima alcanzada durante el transitorio y la presión de apertura de la válvula de seguridad. Claramente este observable es continuo y simple, pero presenta un grave inconveniente, el cual es que posee un comportamiento del tipo umbral, ya que sólo se vuelve sensible cuando la presión máxima alcanzada es mayor que la presión de disparo del Condensador de Aislamiento (sino siempre da la diferencia entre la presión de disparo del Condensador de Aislamiento y la de la válvula).

Luego se buscó en trabajar con la entalpía del primario, aprovechando el hecho que el primario trabaja saturado cuando actúa el Condensador de Aislamiento. La ventaja en trabajar con la energía es que no posee un salto brusco en su evolución en el momento en que ingreso el Condensador de Aislamiento, como lo tiene la presión (y como se vio que se produce para saturar el sistema que estaba subenfriado), ya que la energía se incrementa o aumenta suavemente de acuerdo a los desbalances de potencia, como se aprecia en la evolución cualitativa mostrada en la *Figura 6.2-1*.

En esta figura se muestra, a modo de ejemplo, como sería la evolución del sistema para 4 casos hipotéticos, en donde la diferencia entre ellos es que sólo se cambia la eficiencia del Condensador de Aislamiento.

Arriba de todo se aprecia la evolución de la potencia neta del sistema sin tener en cuenta la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento (y la cual es prácticamente la potencia de decaimiento), y además la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento, la cual es prácticamente constante a corto plazo, ya que depende principalmente de la presión. Debajo de esta curva se aprecia la evolución de la entalpía (o energía, total es cualitativo) del refrigerante del primario para los 4 casos. Y finalmente la evolución de su presión.

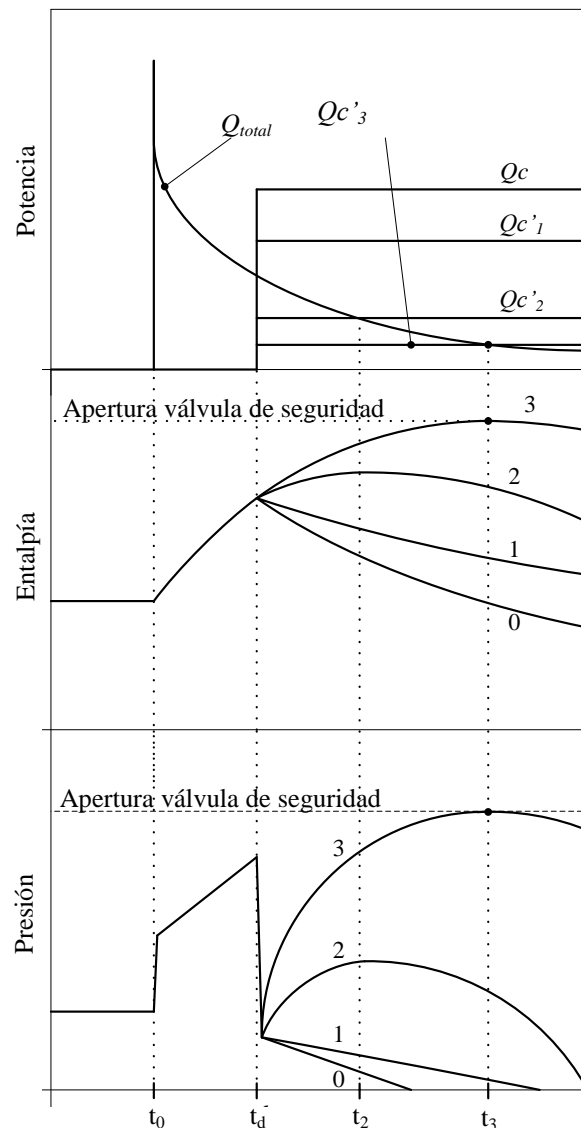


Figura 6.2-1: Evolución cualitativa de la potencia neta y la del Condensador de Aislamiento, de la entalpía del refrigerante de primario y de su presión para 4 casos hipotéticos de eficiencia del Condensador de Aislamiento.

Se aprecia que para el caso 0 y el 1, la potencia extraída es siempre mayor que la entregada, y por lo tanto el sistema se despresuriza y disminuye su energía continuamente una vez que ingresó el Condensador de Aislamiento.

Pero para el caso 2, el Condensador de Aislamiento extrae menos potencia que lo que entrega el sistema hasta un tiempo t_2 . Por lo tanto, hasta este tiempo el sistema se

presuriza y aumenta su entalpía. Acá se observa porque es mejor trabajar con la entalpía en vez de con la presión, ya que para este caso, la presión máxima sigue siendo la de disparo del Condensador de Aislamiento (y por lo tanto aún no se superó el umbral), y en cambio la energía máxima se observa luego de la entrada del Condensador de Aislamiento.

Finalmente, para el caso 3, la potencia extraída es menor que la entregada durante el tiempo justo como para que se produzca la apertura de la válvula de seguridad, donde se aprecia que tanto la energía como la presión alcanzan el valor equivalente al de disparo de la válvula

Como se observa, el utilizar la diferencia entre la energía máxima alcanzada por el sistema, y la necesaria para que se abra la válvula parecería ser más factible que utilizar las presiones, pero se sigue con el fenómeno de umbral, ya que no permite discernir entre el caso 0 y 1.

Finalmente, el indicador que se obtuvo es un poco más complejo aún, pero ya no posee el problema del umbral. El mismo consiste en medir cuanto hace falta reducir la eficiencia del Condensador de Aislamiento para que se produzca la apertura de la válvula de seguridad. La diferencia entre este indicador y el anterior, es análoga a la que existe entre las definiciones de DNBR y CPR [71] (que son criterios de seguridad para la integridad de la vaina combustible y están relacionados con el flujo crítico de calor).

Para poder implementar este indicador (y calcular así un estimador del mismo, ya que para el valor “real” habría que hacer las simulaciones reduciendo la eficiencia del Condensador de Aislamiento) es necesario hacer una serie de aproximaciones, las cuales parecerían ser suficientemente buenas. Las principales son:

- La potencia entregada por el sistema depende primordialmente del tiempo y, por ejemplo, de la presión. Lo cual es bastante cierto ya que el principal contribuyente es la potencia de decaimiento, salvo en el lapso entre que se inicia el accidente y se produce el SCRAM.
- El sistema evoluciona totalmente saturado. Lo cual como se vio en capítulos anteriores también resultaba ser una buena aproximación, luego de la actuación del Condensador de Aislamiento.
- No se pierde masa durante el transitorio. Lo cual es totalmente cierto ya que no se postuló un accidente de pérdida de refrigerante, y si se postuló la no apertura de la válvula de venteo del Condensador de Aislamiento.
- La eficiencia del Condensador de Aislamiento sólo depende de la presión. Esto es una buena aproximación siempre y cuando no se inunden los condensadores del Condensador de Aislamiento.

Con estas suposiciones, la evolución de la entalpía del primario resulta:

$$H_{\max} = H_I + \int_0^{t_{\max}} Q_{total} dt - \int_{td}^{t_{\max}} Q_{SECR} dt \quad (\text{ec. 6.2-1})$$

Donde:

- H_{\max} es la entalpía máxima que alcanza el sistema.
- H_I es entalpía inicial al comienzo del accidente.
- Q_{total} es la potencia total entregada al refrigerante sin contar la del Condensador de Aislamiento.
- Q_{SECR} es la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento.
- t_{\max} es el tiempo al cual se alcanza la entalpía máxima.
- td es el tiempo al cual actúa el Condensador de Aislamiento.

Siendo que Q_{total} y su integral se las puede pedir directamente que las calcule el RELAP durante la simulación del transitorio, al igual que H_I .

El cálculo de la estimación del indicador de performance se puede simplificar un poco más si se sigue utilizando las aproximaciones previas, sumado a una aproximación lineal de la dependencia entre la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento y la presión del sistema:

$$H_{\max} = H_I + [\text{int } Q(t_{\max}) - \text{int } Q(0)] - f \left[P1 \int_{td}^{t_{\max}} P(t) dt + P0(t_{\max} - td) \right] \quad (\text{ec. 6.2-2})$$

Donde:

- $\text{int } Q(t)$ es la integral de Q_{total} entre 0 y t .
- $P1$ y $P0$ son respectivamente la pendiente y la ordenada al origen obtenidos del ajuste lineal entre la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento y la presión del primario. Estos parámetros se pueden obtener en cada transitorio para el lapso de tiempo en el cual el sistema evoluciona prácticamente saturado mientras actúa el condensador de Aislamiento
- $P(t)$ es la evolución de la presión.
- f es el estimador del indicador deseado.

Por lo tanto, si por ejemplo se tiene una evolución como en el caso 0 de la *Figura 6.2-1*, la idea es ir reduciendo el valor de f (el cual comienza en 1) hasta obtener una evolución como en el caso 3, pasando por los otros dos casos seguramente.

Entonces, con las suposiciones realizadas y mediante la ecuación anterior, ya se puede implementar un algoritmo que calcule un estimador del indicador de performance f . Inclusive al cálculo del indicador se lo implementó como un post-procesamiento, con lo cual se pueden realizar diversas pruebas de como implementar al mismo, sin tener la necesidad de realizar de nuevo las corridas paramétricas. Pero para poder realizar el cálculo del indicador luego de terminar las corridas, fue necesario crear diversas *control vars*, como por ejemplo las que calculan la entalpía, volumen y masa total del primario, otra que calcule la potencia intercambiada con el primario sin contar la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento, y su integral, y otra que calcule la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento.

Ahora bien, a la ecuación anterior se la puede seguir simplificando, y por lo tanto se obtienen nuevas sub-versiones para calcular el indicador.

En el grupo donde se trabajó [61], se había decidido por implementar las siguientes aproximaciones:

- Dependencia de orden 0 entre la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento y la presión del primario
- t_{max} es el tiempo para el cual la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento es la misma que el neto del resto de las potencias intercambiadas con el primario.

La ventaja de aplicar estas dos suposiciones, es que el cálculo del indicador se realiza en forma casi directa con muy pocas iteraciones, ya que simplemente se despeja la f de la ecuación, y el resto de las variables son conocidas, ya que H_{max} es la entalpía que tiene el sistema para cuando abriría la válvula de seguridad (que se calcula fácilmente utilizando las tablas de saturación del agua con las entalpías y densidades de líquido y vapor, sumado a una conservación de masa y el empleo del título termodinámico), y t_{max} se obtiene como el tiempo para el cual se igualan la potencia neta y el producto de f por la potencia media extraída por el Condensador de Aislamiento.

Pero con estas aproximaciones se vio que resulta bastante conservativo este estimador del indicador de performance, por lo tanto se decidió colocar un poco más de esfuerzo en la forma de calcularlo, quitando las dos últimas aproximaciones impuestas.

El problema al volver a la aproximación de orden 1 para la eficiencia del Condensador de Aislamiento en función de la presión, es que resulta necesario calcular, en cada iteración del indicador f , la nueva evolución de la presión que tendría el sistema si la eficiencia del Condensador de Aislamiento fuese reducida en un factor f , ya que es necesario calcular la integral temporal de la presión, como se observa en la ecuación anterior. Pero este inconveniente es fácil de resolver si se supone que una vez que entra el Condensador de Aislamiento, el primario evoluciona en forma saturada, ya que la nueva evolución del sistema se puede calcular utilizando la potencia entregada al primario, la nueva eficiencia del Condensador de Aislamiento (con lo cual se hace la diferencia y se estima la energía entregada al sistema durante cada paso temporal), las tablas de saturación del agua, el resto de las *control vars* armadas (masa, entalpía, volumen, etc.) y planteando una simple conservación de la energía y de la masa.

En la *Figura 6.2-3* se muestran los resultados de unas etapas del cálculo para uno de los casos en el que se tuvo que calcular el indicador de performance utilizando esta técnica. A la izquierda, en esta figura, se ve las evoluciones de la presión. En negro se muestra la evolución real de la presión, la cual fue obtenida de la simulación con RELAP.

Luego en azul se muestra la evolución de la presión calculada a mano (mediante el *script* realizado), utilizando como condiciones iniciales del cálculo algún punto obtenido de las simulaciones y que sea post actuación del Condensador de Aislamiento (para asegurarse que el sistema esté lo más saturado posible se utilizaba algunos segundos después del disparo). Se observa que en dicha curva, se realizan cálculos avanzando el tiempo a partir del momento de la evolución elegido como punto de partida (esto se hacía para todos los casos estudiados, a fin de corroborar visualmente la

correcta predicción de la evolución de presión), pero además se realizan cálculos retrocediendo el tiempo hasta el momento en el que se disparó el Condensador de Aislamiento (como se aprecia en el zoom realizado). El cálculo tiempo atrás se realizó para poder tener un punto de partida para las evoluciones de presión que se calculen luego reduciendo la eficiencia del Condensador de Aislamiento, ya que no se podía utilizar la presión obtenida de la curva real, porque el primario nunca se encuentra saturado en los instantes iniciales luego de la actuación del Condensador de Aislamiento.

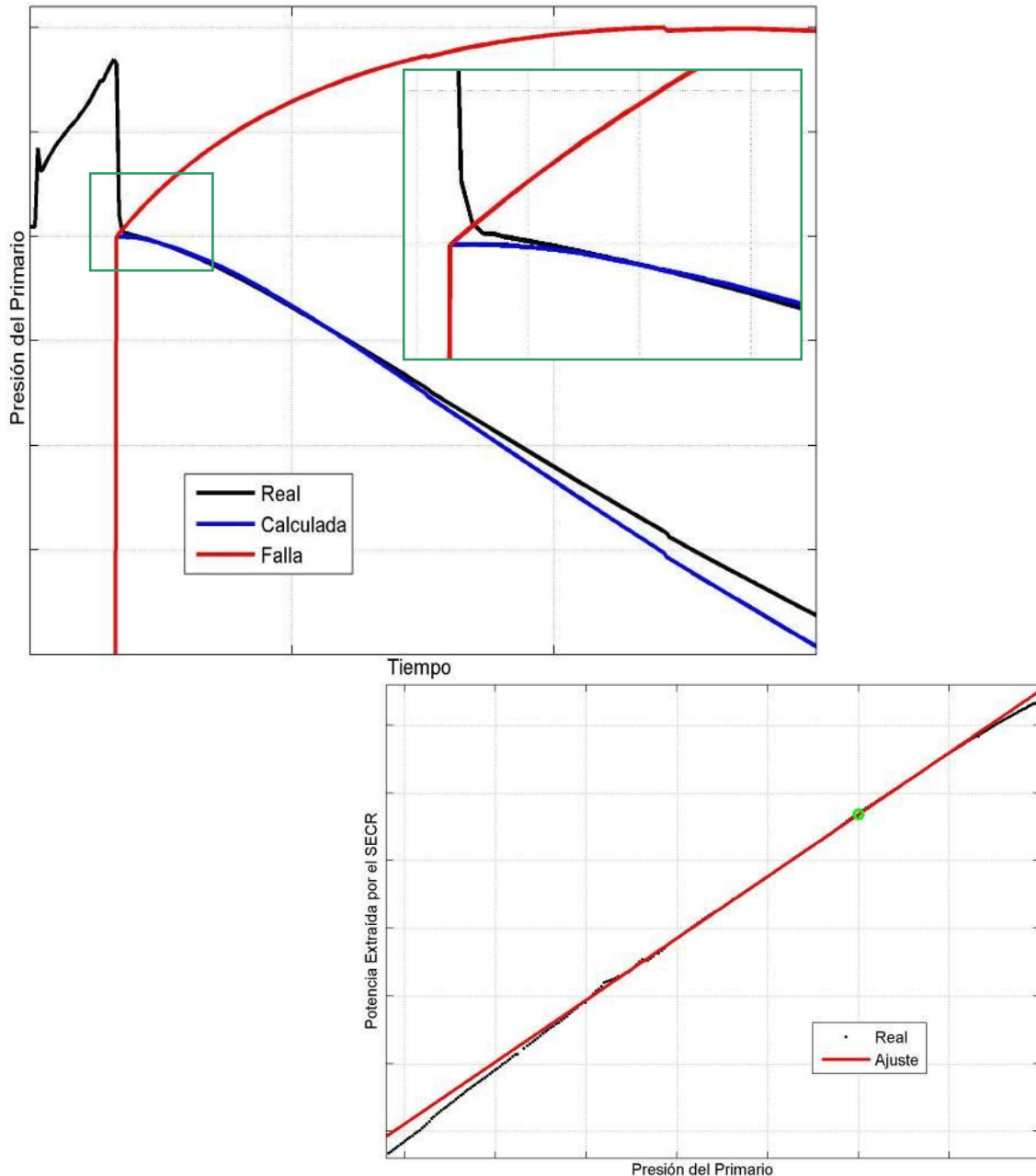


Figura 6.2-2: Ejemplo de algunas etapas de cálculo del indicador de performance. Izq.: Comparación entre la evolución real de la presión, su aproximación suponiendo saturado y la resultante para cuando falla. Der.: Comparación entre la eficiencia real del Condensador de Aislamiento y la aproximación lineal alrededor del punto mostrado.

Finalmente se muestra en rojo la evolución que tendría la presión (predicha mediante el cálculo a mano) si se redujese lo suficiente la eficiencia del Condensador de Aislamiento como para que se abra la válvula de seguridad.

A la derecha de esta figura se muestra el resultado del ajuste lineal que se le realizaba a la eficiencia obtenida del Condensador de Aislamiento en función de la presión, para el caso ejemplificado en la figura. También se muestra con un punto verde la presión (la cual fue la misma en todos los cálculos de los indicadores que se realizaron) que se elegía como centro del intervalo para realizar el ajuste lineal.

Cabe aclarar que dado que en las simulaciones sólo se corría el corto plazo (para no generar archivos de salida de RELAP inmensos, para que sean más rápidas las simulaciones, y principalmente porque en este trabajo sólo interesaba este período) entonces había veces que el indicador de performance quedaba subestimado, porque los cálculos a mano predecían que la presión máxima ocurría en el último instante de la simulación (siendo que posiblemente con un factor f un poco más grande, la presión máxima ocurriría luego de terminado el período de la simulación). Esto en realidad era un problema de que se quedaba sin puntos para la potencia entregada (por terminarse el período simulado), y por lo tanto no podía extender los cálculos más allá de estos tiempos. Para solucionar esto simplemente se realizaba un ajuste exponencial al último tramo de la potencia entregada, y luego se extrapolaban los valores.

Hay que mencionar también que todo el proceso de cálculo del indicador de performance se realizaba automáticamente, sin intervención alguna del operador, el cual solo presenciaba los gráficos (del estilo de los mostrados anteriormente) para corroborar el correcto funcionamiento, y los cuales eran generados para cada uno de los casos.

Para analizar la eficiencia que posee el indicador de performance, se realizaron aparte una serie de corridas paramétricas (se utilizó el mismo procedimiento que el utilizado en las 303 corridas para el cálculo de la confiabilidad (100 por modelo de domo, más sus respectivos casos nominales), aprovechando que ya estaban puestas a punto todas las herramientas) disminuyendo los factores que multiplican a los coeficientes de transferencia de calor entre los condensadores y el refrigerante (interno, condensación) y las piletas (externo, ebullición) hasta hacer que se satisfaga el criterio de falla. De esta manera se sabía exactamente cuánto había que reducir la eficiencia del Condensador de Aislamiento para que falle según el criterio establecido. A estas corridas se le aplicó la nueva (usando la ecuación 6.2-2) y la vieja (como lo utilizaban en el trabajo en el que se basó esta parte de la tesis) forma de calcular el estimador del indicador de performance, y se los comparó con el verdadero indicador de performance (obtenido como el cociente entre la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento para el caso que falló y la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento en cada caso). Los resultados obtenidos son mostrados en la *Figura 6.2-3*.

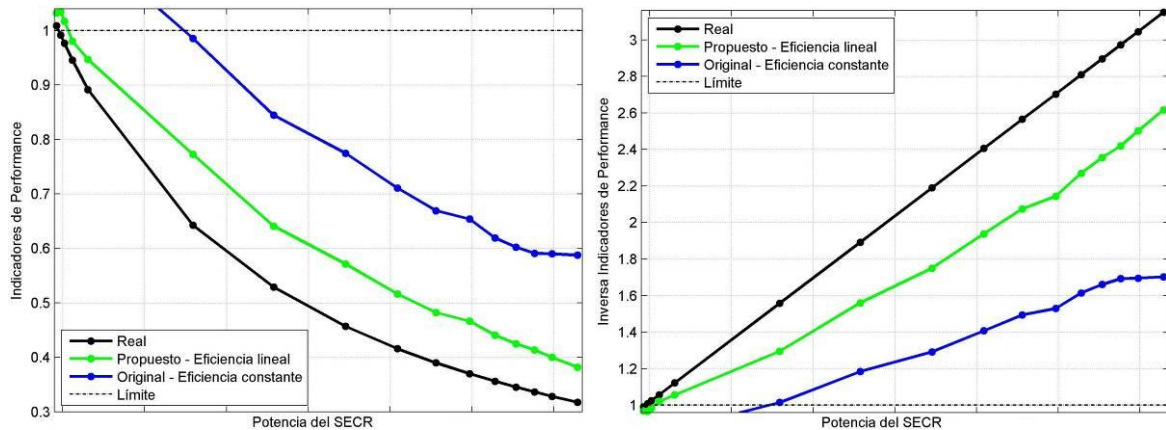


Figura 6.2-3: Comparación de las distintas formas de calcular el indicador de performance propuesto. Izq. Estimadores y valor real del Indicador propuesto. Der. Inversa de los casos de la izquierda.

En esta figura se muestra, a la izquierda la comparación de los indicadores, colocándose en el eje de las abscisas el valor obtenido para cada forma de calcular el indicador de performance, y en el eje de las ordenadas la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento para la misma presión de referencia que se utilizó en todos los cálculos. En negro se muestra el indicador real, el cual posee un comportamiento del tipo $1/x$ (ya que se lo calcula directamente como una constante sobre la potencia extraída). Luego en verde se observa el resultado de la forma propuesta para calcular el indicador, donde se aprecia que sigue muy de cerca al indicador real, acercándose más cuanto más cercano a la unidad esté el mismo. También se aprecia que esta forma de calcular es siempre conservativa. Finalmente se ve que la forma en la que se calculaba anteriormente el indicador de performance era muy conservativa, pero que también sigue las mismas tendencias que el indicador verdadero.

En la derecha de la figura se muestra la inversa del indicador de performance, en donde se observa que el indicador real posee un comportamiento lineal (como era de esperarse ya que el indicador real posee un comportamiento $1/x$). Satisfactoriamente también se aprecia que la nueva forma de calcular posee un comportamiento lineal y que converge prácticamente a la misma potencia extraída por el Condensador de Aislamiento cuando el indicador tiende a uno, lo cual es muy bueno como herramienta de predicción precisa.

Cabe aclarar que se muestra al indicador de performance en función de la potencia extraída por el Condensador de Aislamiento y no en función de sus parámetros con incerteza, ya que la variación de los parámetros afecta directamente a la eficiencia del sistema de seguridad pasivo. Por lo tanto, mostrar la eficiencia es una manera muy efectiva de parametrizar y condensar la información. O sea, se puede resumir que, para las suposiciones que se están manejando, la eficiencia del Condensador de Aislamiento es una función multivariable (múltiples entradas y una única salida) de los parámetros con incerteza, y que el Indicador de Performance es función únicamente de la eficiencia del Condensador de Aislamiento.

6.2.3 - Forma de calcular los coeficientes utilizados en el modelo lineal para generar la superficie de respuesta

Una vez que se obtuvo el indicador de performance para cada una de las corridas, se puede pasar a realizar otra serie de estudios aprovechando las bondades matemáticas de este indicador.

El primero de ellos es el de clasificar los parámetros de acuerdo a su influencia en el indicador.

Para ello se utilizaron los métodos de análisis lineales más comúnmente utilizados, donde principalmente se supone una relación lineal entre los parámetros y el observable, de manera tal que cumplan una relación del estilo:

$$\hat{y} = b_0 + \sum_{i=1}^N b_i x_i \quad (\text{ec. 6.2-3})$$

Donde:

- \hat{y} es la aproximación lineal del observable y (indicador de performance).
- b_0 representa la ordenada al origen del hiperplano.
- b_i es el coeficiente de regresión del parámetro i .
- x_i es el valor del parámetro i .
- N es el número de parámetros con incerteza.

Básicamente se usaron dos formas de obtener la importancia de los parámetros, una es mediante los coeficientes de regresión estandarizados (SRC por sus siglas en inglés)[57] y los coeficientes de correlación parciales (PCC por sus siglas en inglés)[58], los cuales deberían ordenar de la misma manera a los parámetros [59]. Para poder validar la hipótesis de la relación lineal, se utilizan los denominados coeficientes de determinación del modelo (R^2) y su versión análoga realizando una transformación mediante el ranking de los valores de los parámetros [57].

Los coeficientes de regresión estandarizados se calculan mediante la estandarización del valor de los parámetros y del observable, y luego calculando los coeficientes de regresión usando los valores estandarizados.

Para estandarizar los valores, hay que restarles el valor medio del parámetro correspondiente, y dividirlo por su desviación estándar, los cuales son calculados de la manera más común, o sea, tomando todos los valores que hay de un parámetro, y sacándole su promedio aritmético, y su desviación estándar clásica respecto de este valor medio. La forma que obtiene el hiperplano es:

$$\frac{\hat{y} - \bar{y}}{\sigma_y} = \sum_{i=1}^N \tilde{b}_i \frac{x_i - \bar{x}_i}{\sigma_{x_i}} \quad (\text{ec. 6.2-4})$$

Donde:

- y y x_i son respectivamente el valor medio de todas las simulaciones del observable y del parámetro i .
- σ representa análogamente la desviación estándar.
- \tilde{b}_i es el coeficiente estandarizado de regresión del parámetro i .

Para calcular los coeficientes de regresión, se utiliza la misma técnica que para calcular los parámetros de un ajuste lineal unidimensional, o sea, usando mínimos cuadrados, con lo cual el problema se traduce simplemente en minimizar una ecuación respecto de los coeficientes estandarizados.

La ventaja de utilizar los coeficientes estandarizados, es que los mismos se independizan de las unidades de los parámetros, lo cual es una gran ventaja para poder compararlos, ya que, por ejemplo, existen parámetros que son del orden de 10^6 unidades, y otros del orden de 10^{-3} de otras unidades. El hecho que todos los números sean del mismo orden de magnitud también ayuda desde el punto de vista de la implementación numérica del método, ya que en un momento dado hay que invertir una matriz, y se vio que esto ayuda a que la misma esté bien condicionada.

Los coeficientes de regresión estandarizados (\tilde{b}_i) están relacionados con los no estandarizados (b_i) por medio de la ecuación $\tilde{b}_i = b_i \frac{\sigma_{xi}}{\sigma_y}$, con lo cual una vez que se obtienen los coeficientes estandarizados, ya se tiene resuelta la ecuación más simple del hiperplano (o sea la no estandarizada).

En cambio, los coeficientes de correlación parciales son distintos conceptualmente a los descriptos anteriormente, ya que estos lo que tienen en cuenta son la relación lineal que hay entre el observable y solamente uno de los parámetros, sin tener en cuenta los efectos del resto de ellos.

Para calcular el coeficiente de correlación parcial del parámetro i se utilizan primero las siguientes regresiones:

$$\bar{x}_i = c_{j0} + \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^N c_{jk} x_k ; \quad \bar{y}_i = d_{j0} + \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^N d_{jk} x_k \quad (\text{ec. 6.2-5})$$

Donde la primera regresión tiene en cuenta la influencia del resto de los parámetros sobre el parámetro i , y la segunda ecuación tiene en cuenta la influencia del resto de los parámetros sobre el observable, sin tener en cuenta el efecto del parámetro i .

Y luego se obtiene el coeficiente de regresión lineal entre los valores $(x_i - \bar{x}_i)$ (que representan el valor del parámetro i al cual se le quitaron los efectos o influencias del resto de los parámetros en el mismo, o sea las correlaciones con los demás parámetros) y los nuevos observables $(y_i - \bar{y}_i)$ (que representa el observable que se tendría si el mismo fuese sensible únicamente al parámetro i), siendo el coeficiente que se calcule finalmente el buscado coeficiente de correlación parcial.

Para calcular el coeficiente de determinación del modelo se utiliza la siguiente ecuación [58]:

$$R^2 = \frac{\sum_{l=1}^{N_s} (\hat{y}_l - \bar{y})}{\sum_{l=1}^{N_s} (y_l - \bar{y})} \quad (\text{ec. 6.2-6})$$

Donde:

- N_s es el número de simulaciones o casos.

Este coeficiente provee una medida de la capacidad que tiene el modelo lineal de predecir los valores obtenidos del observable mediante las simulaciones [60].

Además se obtiene otra versión de este coeficiente (denominada \bar{R}^2), donde \hat{y} es el resultado de otra regresión que se realiza, en la cual se utilizan los valores transformados de los parámetros. La transformación de espacio consiste en que para cada uno de los parámetros, se realiza un ranking de sus valores sorteados, y posteriormente se reemplaza el valor del parámetro por su posición en el ranking. De esta manera se intentan eliminar no linealidades en los parámetros.

Cabe aclarar que si bien se calcularon otros indicadores de bondad de los ajustes lineales, se decidió por no reportarlos ya que, durante el proceso de optimización de la superficie, se obtiene de manera diversa un claro indicador de la precisión de la superficie. Este indicador es la correspondencia que existe entre el valor obtenido mediante la evaluación de la superficie de respuesta y el obtenido posteriormente con la simulación en el código de cálculo.

A su vez, esta correspondencia permite validar a la superficie de respuesta, si se toma como una fiel representación de la realidad al modelo desarrollado para el código de cálculo.

6.3 - Procedimiento de definición de los parámetros

A continuación se mostrará cómo fue que se realizó el proceso de selección de los parámetros que serán utilizados para el estudio de confiabilidad.

Luego se mostrará cómo se definieron los valores que se le asignaron en cada simulación a cada uno de ellos.

6.3.1 - Elección de los parámetros

Como se comentó cuando se nombraban las distintas metodologías de análisis de incerteza que existen, la mayoría de ellas, y en especial la metodología RMPS (que es en la que se basa este trabajo), requieren que se realice una elección concienzuda de los parámetros que serán objeto del estudio. Inclusive, para utilizar la metodología RMPS,

se requiere que se definan, además, las distribuciones de probabilidad de los valores que pueden adoptar cada uno de los parámetros.

Por lo tanto, la siguiente etapa del trabajo se dedicará a la selección y caracterización de los parámetros que luego se analizarán como influyen en el rendimiento del Condensador de Aislamiento. Por lo general esta es una etapa muy delicada del procedimiento, ya que si no se elige correctamente el conjunto de parámetros, se puede llegar a omitir fenomenologías que resultan fundamentales en el resultado final,

La gran ventaja que se posee para este aspecto, es la experiencia que se posee en el grupo donde se trabajó, ya que para trabajos anteriores [61] habían tenido que realizar la elección de los parámetros más importantes que afectan a la eficiencia del Condensador de Aislamiento, durante un accidente de pérdida de fuente fría, y donde se tomaba como indicador del éxito, de la actuación del Condensador de Aislamiento, la no apertura de las válvulas de seguridad del primario.

Por lo tanto, a continuación se describen los parámetros que se extrajeron de los trabajos previos, y luego se pasará a nombrar a los parámetros introducidos en esta tesis.

Por lo general, en el análisis que se realizó en el grupo de trabajo anteriormente [61], se observó que los parámetros que más influían, en la posible falla del Condensador de Aislamiento en evitar la apertura de las válvulas de alivio, eran aquellos relacionados con la acumulación de energía en el primario (tanto en el refrigerante como en las paredes de las estructuras), lo cual se ve reflejado en muchos de los parámetros que se describirán a continuación. Esto es así, porque lo que se busca, al elegir los parámetros, es que produzcan que el balance de potencia, entre la generada y la removida del refrigerante, tienda a hacer que el mismo aumente su entalpía.

6.3.1.1 - Identificación de los parámetros

Entonces los parámetros que fueron previamente seleccionados, por la experiencia obtenida en el grupo, son:

- **Potencia de operación:** Esta es la potencia total entregada por el núcleo en forma nominal, o sea, en estado estacionario. Este parámetro puede variar ya sea por errores de calibración en los instrumentos de medición, como por las fluctuaciones propias del sistema de control, que tiende a mantener dicha potencia dentro de una banda de operación. Este factor puede contribuir a que al líquido le llegue más energía, ya que, por ejemplo, cuanto mayor sea esta, mayor será la producción, en el núcleo, de los radio nucleídos cuyo decaimiento participan en la potencia de decaimiento. Pero por otro lado, previo al accidente, o sea en estado estacionario, cuanto mayor sea la potencia generada, mayor será el salto de temperatura en el núcleo (suponiendo el resto de las variables, como la presión, constante) y por lo tanto el downcomer se encontrará más subenfriado, resultando en que el primario tenga menor energía acumulada.
- **Demora en el SCRAM:** Este parámetro está relacionado con la demora que puede tener la electrónica en la detección, procesamiento y transporte de la señal de disparo, sumado a la inercia del sistema de disparo en sí (ya que hay que recordar que, el comienzo de la caída de las barras, recién se hace efectivo cuando se venza toda la

inercia de líquido que acciona los mecanismos de las barras de extinción del reactor). Cuanto más se demore en comenzar a entrar las barras, más energía se acumulará en el primario, por ser mayor el tiempo en el cual el reactor se encuentra a plena potencia sin los Generadores de Vapor.

- Tiempo total de caída de barras: Claramente cuanto más lenta sea la caída de barras, nuevamente, mayor será el tiempo que esté generando potencia el reactor, y por lo tanto mayor será la acumulación de energía.
- Factor de la potencia de decaimiento: Este factor es el que se le aplica internamente a la curva de decaimiento que utiliza el RELAP, la cual es calculada mediante la norma ANSI/ANS-5.1-1979 para los actínidos. Este factor sirve para tener en cuenta las posibles discrepancias que puedan existir entre la curva real de decaimiento de los combustibles del reactor, y las medidas para obtener la ANS79 [27]. Claramente, al aumentar este factor, se incrementará proporcionalmente toda la curva de decaimiento, lo cual produce un aumento en la energía que depositan los combustibles en el refrigerante, y que influye principalmente post extinción del reactor.
- Presión nominal del reactor: Esta es la presión a la que se encuentra el primario en estado estacionario. Una mayor presión implica una mayor entalpía inicial del refrigerante durante el accidente, ya que el primario, en estado estacionario, tiende a estar cercano a saturación. Nuevamente, este parámetro puede variar ya sea por la calibración de la cadena de medición como por las fluctuaciones propias del sistema de control, ya que tenderá a mantenerlo en una cierta banda de operación.
- *Set point* de presión del SCRAM: Este valor está referido a la presión a la cual se dispara la señal de actuación del primer sistema de extinción de reactor. Este valor puede correrse del nominal debido a problemas de calibración del sistema, o por ejemplo debido a la presencia de histéresis para traducción de la señal de presión a la señal eléctrica. El efecto que trae aparejado este parámetro es muy similar al que tiene la demora en la señal de SCRAM.
- *Set point* de presión del Condensador de Aislamiento: Este valor es equivalente al anterior, pero para el disparo, de la señal que produce la apertura de la válvula, que activa finalmente al Condensador de Aislamiento.
- Nivel de agua en el domo del reactor: Este parámetro está relacionado con el nivel de agua que hay dentro del primario en el momento de iniciarse el accidente. Este parámetro puede variar tanto por problemas en la calibración de los sensores, como por variaciones naturales, ya que el sistema que controla el nivel, lo hace dentro de una banda de operación. En principio, un mayor inventario de agua se corresponde con una mayor acumulación de energía, ya que se aumenta la masa de agua que hay en el sistema.
- Caudal másico del primario: Este parámetro está relacionado con el caudal de agua que circula por el primario. Este parámetro puede variar fuertemente, ya que el mismo no es medido durante la operación del reactor, sino que es calibrado durante la fase de puesta en marcha del mismo, pero su variación se encuentra acotado, ya que en realidad van a existir muchas variables que van a delatar un fuerte corrimiento del mismo de su punto nominal de operación por diseño. Como se vio antes, en este reactor que está todo acoplado, un aumento en el caudal de agua afecta directamente a la temperatura media del sistema, ya que disminuye el salto de temperatura en el núcleo (y recordando que la temperatura a la salida es siempre prácticamente la de saturación), y por lo tanto, termina afectando a la entalpía inicial acumulada en el refrigerante.

- Temperatura de las piletas del Condensador de Aislamiento: Esto está relacionado con la temperatura a la que se encuentran las piletas donde están sumergidos los condensadores del Condensador de Aislamiento. Esta temperatura puede variar considerablemente, ya que, durante la operación normal del reactor, existen fugas de calor desde el primario hacia las mismas, provocando el calentamiento de las mismas. Por lo tanto existe un sistema que se dedica a mantener su temperatura dentro de una banda de operación. Una mayor temperatura de estas piletas implica una menor eficiencia del Condensador de Aislamiento.
- Espesor de los tubos de los condensadores del Condensador de Aislamiento: Esto se refiere al espesor que pueden llegar a tener las paredes de los tubos de los condensadores del Condensador de Aislamiento, lo cual afecta al radio externo de los mismos, ya que el radio interno se supone por diseño que no puede variar (por eso se llaman tubos). Claramente los espesores pueden variar debido al proceso de fabricación, donde las desviaciones que existan dependen de las tolerancias que se impongan. Esto afecta principalmente a la conductividad de los tubos, lo cual, por diseño, tiene mucho peso en la conductividad equivalente entre el primario y las piletas.
- *Fouling* en los condensadores: Esto tiene que ver con el ensuciamiento, por diversas causas, que se puede producir en las paredes externas de los tubos de los condensadores. Esto afecta a la conductividad de los mismos, sobre todo, porque las películas que se forman poseen baja conductividad.
- Fugas térmicas en el domo: Esto está referido especialmente a las condensaciones que ocurren, en estado estacionario, en el domo. Claramente las incertezas que existen acá son muy grandes, ya que las mismas dependen de las transferencias de calor entre el vapor y el agua de los mecanismos, y del aislamiento que se coloque en las paredes externas del recipiente de presión. Como se vio anteriormente, la condensación de vapor que exista afecta directamente a las condiciones de subenfriamiento del reactor.
- *Set point* de las válvulas de seguridad: Esto tiene que ver con la presión de apertura de estas válvulas. Las incertezas en juego son las mismas que en el resto de los *set points*. Este factor puede ser importante, porque cuanto menor sea la presión de disparo, se estará reduciendo directamente la presión máxima, que se le permite al Condensador de Aislamiento, para revertir la presurización del primario antes de que falle.

Los parámetros que se agregaron son los siguientes:

- Factor aplicado a la correlación de condensación: Este está relacionado con el factor de corrección, que se le aplica al coeficiente de transferencia de calor por condensación que predice el código, en el lado interno de los tubos de los condensadores del Condensador de Aislamiento. El mismo puede variar, simplemente, porque la forma de calcular los coeficientes que tiene el código es mediante correlaciones empíricas, las cuales llevan encima todas las incertezas de calibración de los instrumentos, sumado a los errores en los ajustes. Al reducir el coeficiente predicho por el código, se está penalizando la transferencia de calor por los condensadores del Condensador de Aislamiento, como se observó en las pruebas iniciales realizadas cuando se modificaba el código fuente (*Figura A.6-1*).
- Factor aplicado a la correlación de ebullición: Este está relacionado con el factor de corrección, que se le aplica al coeficiente de transferencia de calor por condensación que predice el código, en el lado externo de los tubos de los condensadores del

Condensador de Aislamiento. Las causas de su variación e implicancias son equivalentes al parámetro anterior.

- Coeficientes de realimentación de reactividad: Estos coeficientes están relacionados con las realimentaciones neutrónicas que producen, en la reactividad del sistema, los cambios de temperatura del combustible y de densidad del moderador. Esto puede variar de acuerdo a las incertezas en el cálculo de los coeficientes de reactividad, sumado a un posible mal funcionamiento del sistema de control de reactividad, lo cual puede producir que estos coeficientes valgan algún valor entre 0 (perfecto funcionamiento del sistema de control) y el valor obtenido por cálculo de los mismos (cuando no funciona el sistema de control). Como se observó anteriormente (en la sección - 4.3.4 -), la presencia de las realimentaciones produce una mayor acumulación de la energía.

6.3.1.2 - Distribuciones de los parámetros

Una vez que se identificaron los parámetros más relevantes, la siguiente etapa es la de definir los valores nominales de los mismos, como sus rangos máximos de variación y distribuciones de probabilidad.

Respecto de los parámetros que se obtuvieron de trabajos previos, no se hizo una modificación de los valores que se habían obtenido, sino que simplemente se hizo una revisión de los criterios utilizados para definirlos, ya que los mismos fueron obtenidos principalmente mediante el juicio de muchos expertos y de datos de diseño reales para la construcción y operación de la central nuclear.

Se observó que solamente se utilizan distribuciones Normales, o LogNormales, por lo tanto se pasará de describir brevemente a las mismas.

La distribución Normal es ampliamente utilizada en estadística y en mediciones experimentales, y posee múltiples propiedades y bondades que ya son muy conocidas [45]. Normalmente se las utiliza en aquellos parámetros que son resultados de mediciones experimentales o de procesos de fabricación, y donde se espera que tenga la misma probabilidad de tener valores mayores al nominal, que menores al mismo y los cuales tengan una muy baja probabilidad de estar alejados mucho más allá de dos o tres desviaciones estándar.

La distribución Log-Normal también es muy conocida y utilizada (aunque no tanto como la Normal), y por lo tanto se encuentra muy estudiada [44]. Donde una de sus particularidades es que no posee simetría, y además decae muy lentamente luego de llegar a su moda, por lo que la probabilidad de encontrar valores muy alejados de varias desviaciones estándar (calculada como normal) no es tan reducida. Esta distribución nace de aquellas variables aleatorias, cuyo logaritmo de sus valores poseen una distribución Normal. Generalmente están asociados a procesos que son el producto de muchas variables independientes.

Las características utilizadas de estas funciones son mostradas en la siguiente tabla:

	Normal	LogNormal
Distribución	$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}}$	$f(x) = \frac{1}{x\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(\ln(x)-\mu)^2}{2\sigma^2}}$
Valor Nominal	$x_{nominal} = \mu$	$x_{nominal} = e^{(\mu-\sigma^2)}$
Extremo Superior	$x_{max} = \mu + 2\sigma$	$x_{max} = e^{(\mu+2\sigma)}$ con extremo inferior libre $x_{max} = e^{(\mu+1.6449\sigma)}$ con extremo inferior igual a cero
Extremo Inferior	$x_{min} = \mu - 2\sigma$	$x_{min} = e^{(\mu-2\sigma)}$
Función acumulada	$F(x) = \frac{1}{2} \operatorname{erf}\left(\frac{x-\mu}{\sqrt{2}\sigma}\right)$	$F(x) = \frac{1}{2} \operatorname{erf}\left(\frac{\ln(x)-\mu}{\sqrt{2}\sigma}\right)$
Inversa de la función acumulada	$F^{-1}(y) = \mu + \sqrt{2}\sigma * \operatorname{erf}^{-1}(2y)$	$F^{-1}(y) = e^{\mu + \sqrt{2}\sigma * \operatorname{erf}^{-1}(2y)}$

Tabla 6.3-1: Características utilizadas de las distribuciones Normal y Log-Normal

Donde se aprecia que las distribuciones poseen las definiciones clásicas, que se las puede encontrar en cualquier texto de estadística.

El valor nominal, para el caso de la Normal o Gaussiana, es el valor más probable de la misma, y que además coincide con la media y la mediana. En cambio, para el caso de la LogNormal se utiliza la moda, o sea, el valor máximo de la distribución.

Para calcular el valor superior e inferior en la distribución normal, se utilizó el criterio de cubrir simétricamente (alrededor del valor nominal) dos desviaciones estándar (σ), de manera de cubrir el 95% de los casos. Pero para el caso de la distribución LogNormal, se utiliza un criterio equivalente al de la Normal, pero en el espacio logarítmico natural, con lo cual, dejan de ser simétricos los extremos. De hecho, cuando se fija por criterio que el extremo inferior tiene que ser cero, entonces cambia la forma de calcular el extremo superior. En los casos donde no se fijaba el extremo inferior a cero, por juicio de expertos, se forzó el valor del extremo superior, y se dejó libre al del inferior, ya que no se podían satisfacer ambos criterios a la vez.

Una vez que se supo como calcular los parámetros característicos de las distribuciones que se iban a utilizar, se procedió a definir cuáles eran los rangos en los que iban a variar cada uno de los parámetros, y sus valores nominales. Para esto se utilizaron los criterios y cálculos obtenidos de las etapas de ingeniería realizadas en el proyecto. Para los valores nominales, se basó en aquellos que se espera que tenga por diseño la central en estado estacionario y en la construcción de sus componentes. Los rangos fueron obtenidos de las bandas de control que tenga en operación normal el reactor y de las tolerancias especificadas para su fabricación y mantenimiento.

Los valores que se asignaron finalmente a cada uno de los parámetros son los mostrados en la *Tabla 6.3-2*.

Parámetros		Valor Nominal	Rango		Distribución Propuesta	mu	sigma
Nombre	ID		mínimo	máximo			
Potencia Operacional	1	1.000E+8	9.500E+7	1.050E+8	Normal	1.000E+8	2.500E+6
Retardo en SCRAM	2	1.0000	0.6840	1.6000	LogNormal	0.0451	0.2124
Tiempo total de caída de barras	3	2.2000	1.3189	4.4000	LogNormal	0.8792	0.3012
Factor de la potencia de decaimiento	4	1.0000	0.8461	1.2000	LogNormal	0.0076	0.0873
Presión nominal del reactor	5	1.225E+7	1.205E+7	1.245E+7	Normal	1.225E+7	1.000E+5
Set point de presión del SCRAM	6	1.300E+7	1.287E+7	1.313E+7	Normal	1.300E+7	6.500E+4
Set point de presión del Condensador de Aislamiento	7	1.370E+7	1.356E+7	1.384E+7	Normal	1.370E+7	6.850E+4
Nivel de agua en el RPR	8	1.2340	0.9255	1.5425	Normal	1.2340	0.1543
Caudal másico del primario	9	420.0	394.8	445.2	Normal	420.0	12.6
Temperatura de las piletas del Condensador de Aislamiento	10	45.0	25.5550	100.0	LogNormal	3.9230	0.3411
Espesor de los tubos de los Condensadores del Condensador de Aislamiento	11	8.737E-3	7.776E-3	9.698E-3	Normal	8.737E-3	4.805E-4
Fouling en los condensadores	12	4.989E-5	0.0000	4.989E-4	LogNormal	-9.0894	0.9035
Fugas en el Domo	13	1.0000	0.0000	2.0000	Normal	1.0000	0.5000
Set point de las válvulas de seguridad	14	1.400E+7	1.386E+7	1.414E+7	Normal	1.400E+7	7.000E+4
Correlación de ebullición nucleada	15	1.0000	0.5000	1.5000	Normal	1.0000	0.2500
Correlación de condensación	16	1.0000	0.5000	1.5000	Normal	1.0000	0.2500
Coefficiente de realimentación de reactividad	17	1.0000	0.0000	1.0500	LogNormal	8.494E-4	0.0291

Tabla 6.3-2: Valores definidos para cada una de las distribuciones de los parámetros

Donde la mayoría de los rangos y valores nominales fueron los mismos que los elegidos en los trabajos que se realizaron anteriormente en el grupo [61].

Para el caso de los coeficientes que se aplican a las correlaciones de transferencia de calor, se realizó una búsqueda bibliográfica, en donde se encontró que, por lo general, las incertezas de los mismos son de un 20% (o sea, la desviación estándar) [46, 47, 48, 49, 50, 51, 52, 53, 54 y 55]. Por lo tanto se decidió asignarle un 25%. Además se les asignaron una distribución normal, ya que son resultados de experimentos con características típicas de este tipo de distribución.

Finalmente, en el caso de las realimentaciones de reactividad, como se supuso que el mismo puede variar entre 0 (o sea un sistema de control de reactividad mucho más rápido que la dinámica neutrónica intrínseca de la planta) y el valor obtenido por el grupo de neutrónica del proyecto en el cual se está desarrollando el diseño del reactor (o sea el caso inverso al anterior, y suponiendo despreciables a las incertezas en los coeficientes), y además se observó que aparentemente era peor considerar que no actúa el sistema de control, entonces se decidió asignarle una distribución lognormal centrada más cerca del valor del coeficiente de realimentación, y que tenga algunas oportunidades de ser cercano a cero.

6.3.2 - Muestro de los parámetros

Una vez que se definieron todos los parámetros, junto con sus valores nominales, rangos de variación y distribuciones caracterizadas, se procedió con el proceso de sorteo de los valores que se le asignará a cada uno de los parámetros en cada una de las simulaciones.

6.3.2.1 - Técnica empleada

Como se dijo antes, para el estudio de confiabilidad del sistema utilizando la metodología RMPS, solamente se requieren de 100 simulaciones, y en donde para cada simulación se sortean todos los parámetros a la vez. Por lo tanto, para cada parámetro se sortearon 100 números aleatorios para ser utilizados en las simulación (paso 4 en el *diagrama de flujo* propuesto para este trabajo), y luego un millón más de números aleatorios extras para ser utilizados con la superficie de respuesta que se obtenga (paso 8).

Para realizar el sorteo se utilizó la técnica más común que existe, la cual es esquematizada en la *Figura 6.3-1*, y consiste en generar primero un número aleatorio mediante una distribución uniforme entre 0 y 1 (realizando, por ejemplo, un sorteo con la técnica de Muestro Aleatorio Simple, o SRS por sus siglas en inglés), y luego utilizar la inversa, de la función acumulada de la distribución de probabilidades del parámetro, para asignarle al número sorteado un valor en el espacio del parámetro.

Se utiliza la distribución uniforme y la función acumulada en el proceso del sorteo, porque es una forma muy efectiva y correcta de vincular una distribución uniforme con cualquier distribución de probabilidades, como se aprecia en la *Figura 6.3-1*, ya que las áreas bajo las curvas de densidad de probabilidades de la distribución uniforme y la distribución del parámetro son las mismas (recordando que las áreas bajo la curva representan la probabilidad de obtener un valor menor o igual al buscado). La necesidad de utilizar la distribución uniforme es para poder implementar, en los *softwares* de programación, una manera universal de generar números aleatorios.

Para el proceso de sorteo de los números en la distribución uniforme, se intentó inicialmente utilizar la técnica denominada “Hiper cubo Latino”, mediante la cual ciertos estudios demostraron que posee mejor capacidad de predecir sucesos de baja probabilidad [13].

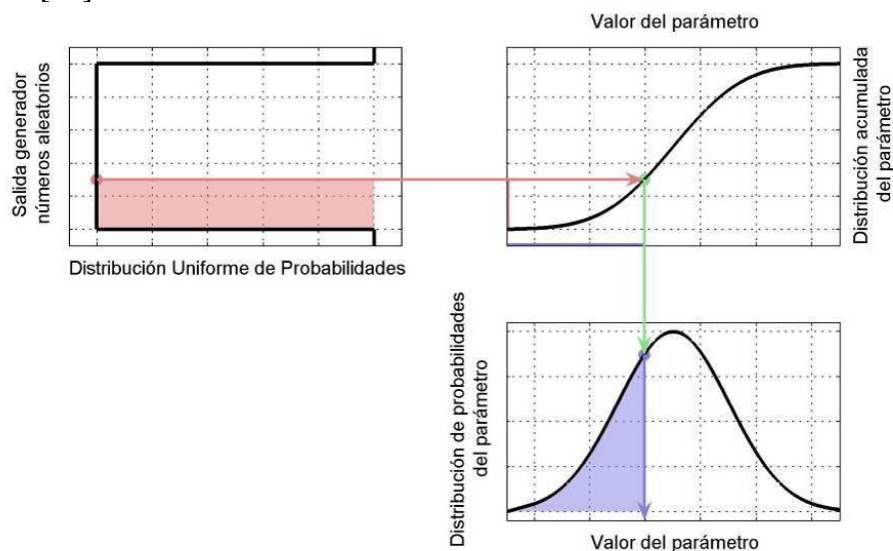


Figura 6.3-1: Ejemplo del proceso de vinculación entre el valor obtenido del sorteo en una distribución uniforme y el valor correspondiente en la distribución del parámetro

En la *Figura 6.3-2* se muestra una de las pruebas que se hicieron para comparar la técnica clásica de sorteo denominada *random* y esta técnica denominada *Latin Hypercube*. Esta comparación consistió en ver, gráficamente, las bondades de la nueva técnica, donde se realizaron 7 experiencias (una por cada color), donde en cada una se sortearon 25, 50 y 100 valores con cada una de las técnicas. La función que se sorteaba es mostrada en la misma figura, y la cual simula una función de respuesta de dos parámetros como entradas, y a cada uno de los parámetros se le asignó simplemente una distribución uniforme. En la figura se aprecia como claramente esta nueva técnica posee una mejor representación de las probabilidades acumuladas obtenidas para las 7 experiencias, aún en el caso que se sortearon sólo 25 valores. Esto es así porque, de alguna manera, la técnica le da más oportunidades de salir sorteado a los valores de baja probabilidad (característica clásica de las técnicas de muestreo estratificadas), permitiendo que en el sorteo se obtengan valores en la zona donde es más horizontal la curva.

Pero la técnica de muestreo aleatoria posee dos grandes ventajas frente a esta nueva técnica, la cuales son que posee un mayor estudio teórico en el campo de las probabilidades y estadísticas de su comportamiento y nobleza para el estudio que se va a llevar a cabo en este trabajo, y que además permite extender la muestra en caso de ser necesaria, teniendo que simplemente sortear la cantidad de nuevos valores que se desee, lo cual no es posible si se utiliza un muestreo del tipo hipercubo latino.

Entonces, en definitiva, no se decidió mejorar la metodología RMPS en este sentido, principalmente por la segunda ventaja del muestreo aleatorio, ya que si alguna de las 100 simulaciones que se realizarán llegase a fallar, entonces resulta necesario extender la muestra si se quiere seguir obteniendo la misma probabilidad de falla con la misma confianza.

Por otro lado, se tuvo que tener cuidado con el hecho de que las distribuciones de probabilidad de los parámetros se encontraban truncadas, y por lo tanto, sus funciones acumuladas también lo estaban, llevando a que sean prohibidos los valores entre cero y el límite inferior de la función acumulada, y aquellos entre su límite superior y uno. Esto se solucionó fácilmente renormalizando, mediante una ecuación lineal, los valores obtenidos con el generador de números aleatorios del *software* de programación utilizado (que se encontraban entre cero y uno), para que posean valores entre los valores extremos de la función acumulada de las distribuciones de probabilidad de cada parámetro.

Finalmente, cabe aclarar que al momento de generar los números aleatorios, se tuvo el cuidado de utilizar una semilla bien definida, lo cual es importante para lograr repetitibilidad en los resultados que se obtengan. Las semillas son una característica que poseen los generadores de números pseudos aleatorios implementados en los *softwares* de programación, ya que los números son generados partiendo de un algoritmo.

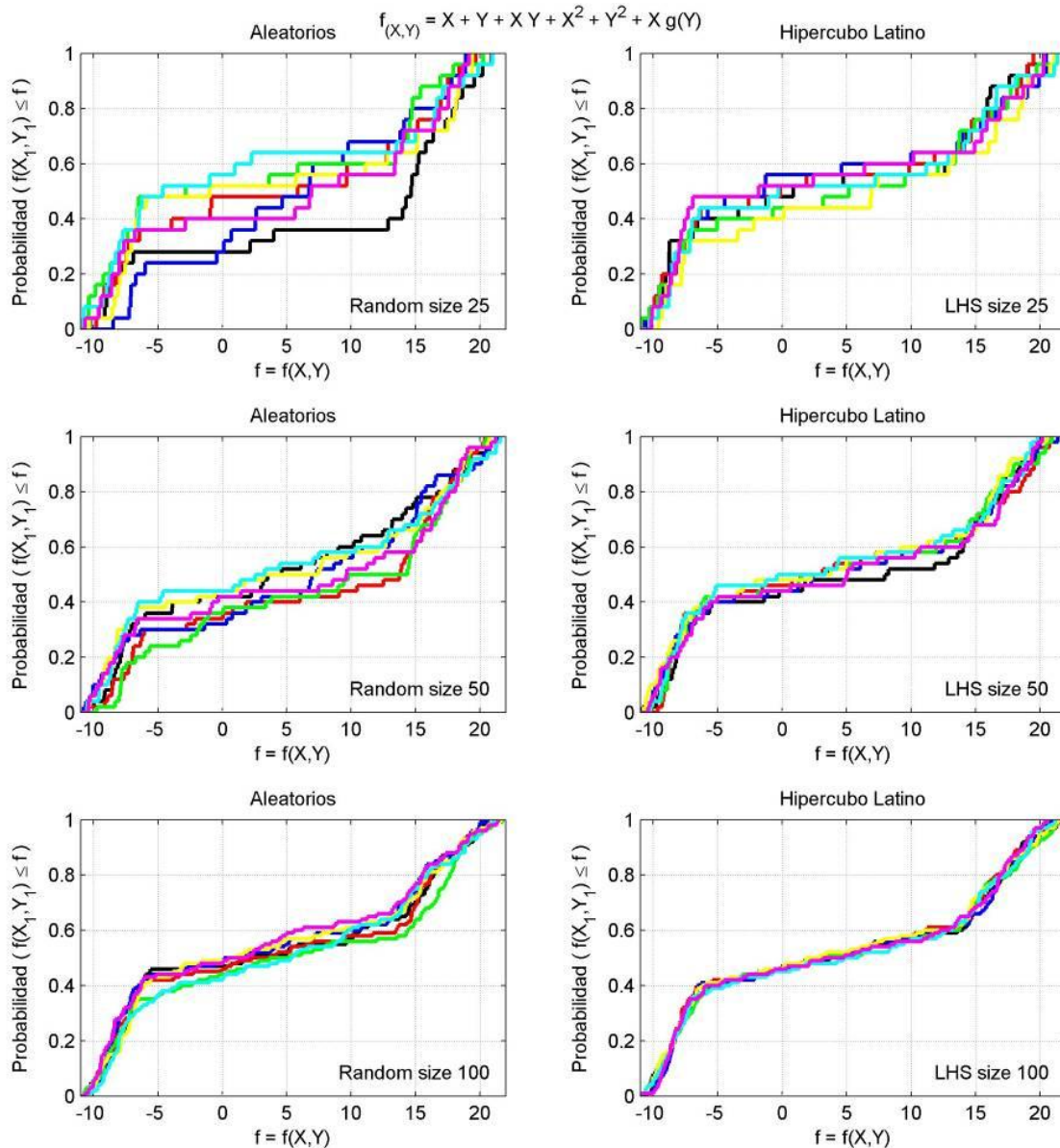


Figura 6.3-2: Comparación entre la técnica de sorteo random y la Latín Hipercube.

6.3.2.2 - Verificación de la bondad en la distribución de los valores obtenidos

Una vez definida la técnica de muestreo a emplear, se procedió a realizar el sorteo de los valores para cada uno de los parámetros.

Dado que son muchos los valores que se obtuvieron (1700 solamente para el caso de las 100 muestras), es impensable mostrarlos a todos en forma de tabla, y además carece de sentido práctico.

En vez de eso, se utilizó una técnica gráfica encontrada, para mostrar la bondad del muestro realizado, la cual es denominada *Cobweb plots*, y que consiste en dibujar un eje por cada uno de los parámetros utilizados, donde cada uno de los ejes es dibujado verticalmente, y uno al lado del otro. Luego, para cada una de las corridas realizadas, se marca con un punto el valor que posee el parámetro o el resultado para esa corrida sobre

el eje correspondiente, y luego se procede a unir con una línea recta entre ejes cada uno de estos puntos. Además se muestra sobre cada uno de los ejes, un histograma de los valores obtenidos para cada uno de los parámetros.

La idea de este tipo de gráfico es la de ver una “maraña” de líneas lo más uniforme posible, sin que existan zonas huecas, lo cual evidenciaría una falta de combinaciones por probar.

El resultado de este tipo de gráficos para el caso de 100 muestras es el mostrado en la *Figura 6.3-3*, donde se puede apreciar en la zona inferior el gráfico Cobweb propiamente dicho, y donde se observa que no existen prácticamente zonas huecas, o sea, que no sean atravesadas por alguna línea. Por otro lado, en la zona superior del gráfico se muestran los histogramas que se obtuvieron para cada uno de los parámetros (como gráfico de barras en azul, y superpuesto a este una curva roja que representa la distribución teórica que debería tener cada parámetro), donde además se respetan los mismos límites superiores e inferiores que los utilizados para los ejes en la zona del gráfico Cobweb, y que son los mismos que los límites expresados en la *Tabla 6.3-1*.

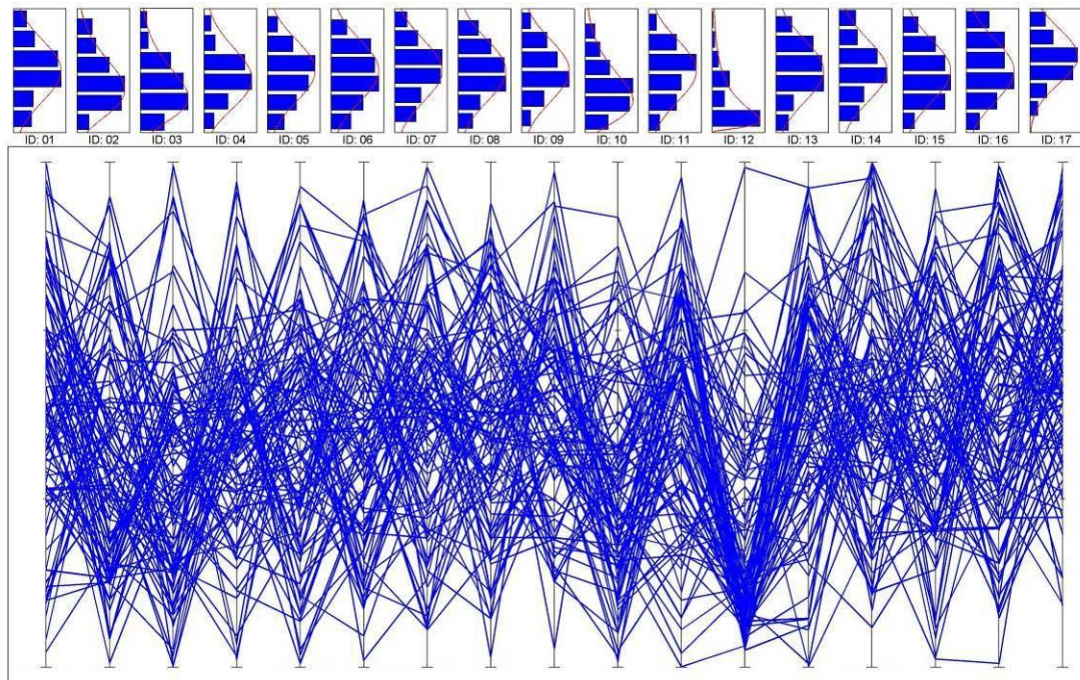


Figura 6.3-3: Gráfico Cobweb de los 100 valores que resultaron del sorteo de los 17 parámetros

Luego, en la *Figura 6.3-4* se muestra el mismo tipo de gráfico, pero para el caso de un millón de muestras. En este caso claramente se cubren mucho mejor todas las zonas mediante el gráfico Cobweb, ya que esto era de esperarse por lo observado en el gráfico anterior. Para el caso de los histogramas, al haber muchas más muestras que en el caso anterior, también se aprecia que ahora mejoraron considerablemente los gráficos, y cada histograma copia fielmente la forma teórica de su correspondiente distribución de probabilidades.

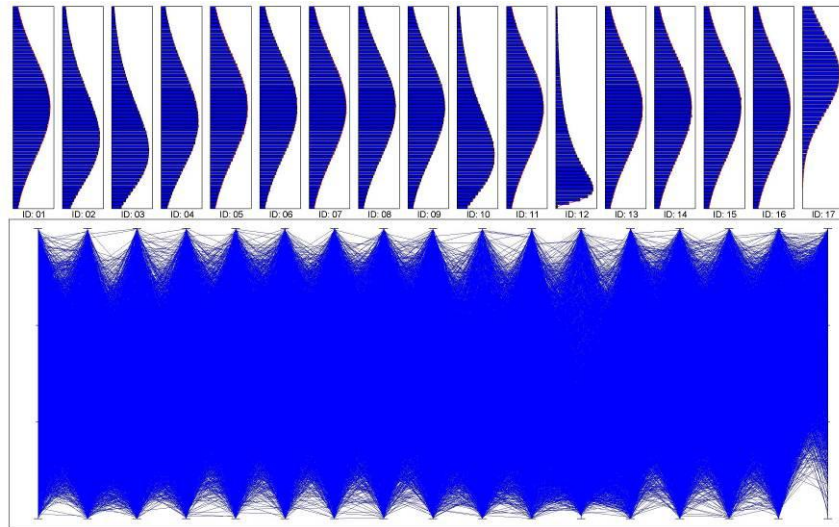


Figura 6.3-4: Grafico Cobweb para las un millón de muestras de los 17 parámetros

Estos dos últimos gráficos son muy buenos indicadores de que se realizaron correctamente los sorteos de los valores para cada uno de los parámetros.

6.4 - Propagación directa de las incertezas mediante el código best-estimate

A continuación se mostrarán los resultados que se obtuvieron al realizar la propagación de las incertezas mediante la aplicación directa del código tipo *Best-Estimate*. Para ello se tuvo que introducir en el modelo desarrollado a los valores de los parámetros obtenidos en el paso anterior y para los tres modelos de domo (domo 1, domo 2 y domo 6_2 o también llamado domo 6), teniendo de esta manera 300 simulaciones, las cuales fueron realizadas aplicando las herramientas explicadas en el Apéndice A -.

Como en el resto del trabajo, existen una gran cantidad de gráficos generados para corroborar cada una de las afirmaciones que se escribieron y cada uno de los sucesivos pasos que se hicieron, pero como se consideran que simplemente son trabajos o resultados auxiliares, no se vio la necesidad de volcar en este escrito cada uno de estos gráficos. Por lo tanto, a continuación se mostrará simplemente la evolución de la presión de todos los casos, la cual se puede apreciar en la *Figura 6.4-1*.

En esta figura se observa que se sigue manteniendo los comportamientos globales descritos en el capítulo 4.3.2 - en donde se vio que el modelo domo 6_2 es el que presurizaba más rápido, por permitir el subenfriamiento del sistema durante la presurización, y que el modelo domo 2 era más lento que el domo 1 por comenzar el accidente más subenfriado.

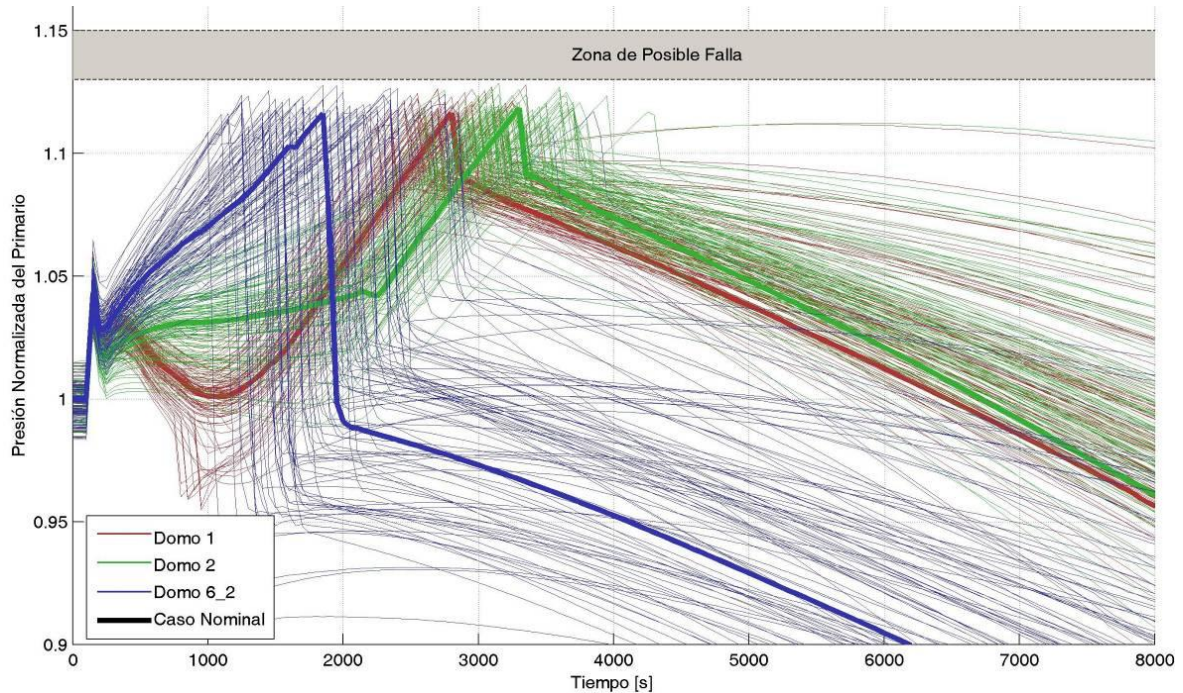


Figura 6.4-1: Evolución de la presión para los 100 casos de los tres modelos de domo.

Sin embargo, también puede apreciarse que, según el caso (o sea según la combinación de los valores de los parámetros que resultó en el sorteo), ocurre que el modelo domo 6_2 es más lento para presurizarse que otro caso del modelo domo 1 o 2, ya que el momento en el que ocurre la presión máxima se cruza entre los distintos casos y modelos.

El resultado más importante que se observa acá, es que en ninguno de los casos modelados, el sistema sobrepasa la presión de disparo del Condensador de Aislamiento, y que solo un caso para el domo 1 y otro para el domo 2 relativamente se acercan a dicha presión post disparo del mismo. Esto significa que nunca se llegó a la presión de apertura de la válvula de seguridad (marcado en el gráfico como “zona de posible falla”), ya que ésta, por diseño, siempre posee una presión superior que la de disparo del Condensador de Aislamiento.

Por lo tanto se obtiene que la confiabilidad del Condensador de Aislamiento es del 97.05% con una confianza del 95%, de acuerdo a la teoría de Wilks [16], implementada en el paso 7 del *diagrama de flujo* presentado anteriormente.

A pesar de que ninguno de los casos falló, aún se puede extraer más información de las corridas realizadas, gracias a la definición de un indicador de performance continuo, lo cual era una condición necesaria para poder aplicar las herramientas de análisis lineal que se utilizaron en este trabajo. Entonces, a continuación se muestran los resultados obtenidos en el análisis lineal, de acuerdo al paso 7 del *diagrama de flujo* propuesto.

6.4.1 - Indicadores obtenidos

Aplicando el indicador de performance propuesto, a las corridas paramétricas que se realizaron para los distintos modelos de domo, se obtuvieron los resultados mostrados en la *Figura 6.4-2*. Como se había intuido anteriormente, mirando todas las evoluciones de las presiones, en ninguna de las corridas se alcanzó a satisfacer el criterio de falla especificado para el Condensador de Aislamiento.

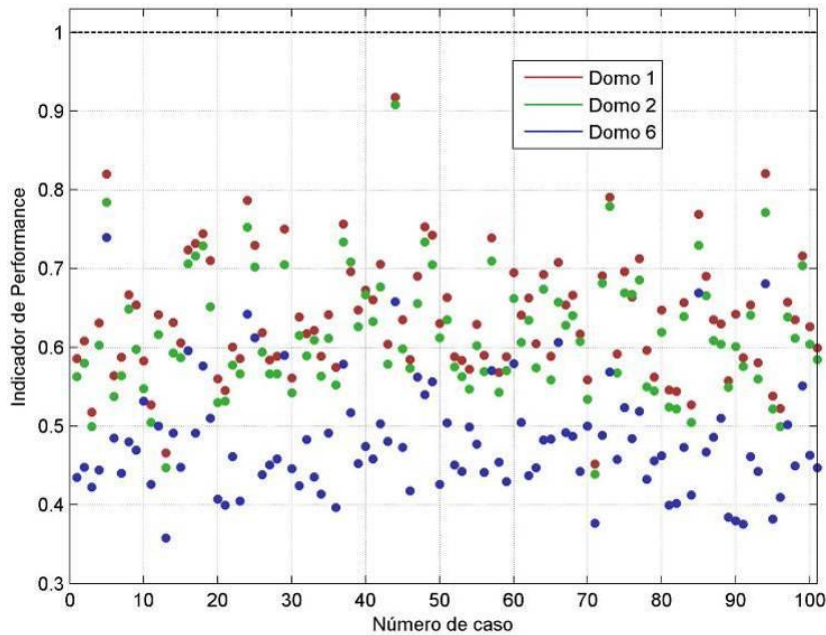


Figura 6.4-2: Indicadores de performance obtenidos para las 100 corridas y para los tres modelos de domo

6.4.2 - Cálculo de los coeficientes de sensibilidad

A continuación se pasan a mostrar los coeficientes de sensibilidad obtenidos de las simulaciones de los tres modelos de domo y sus 100 corridas paramétricas.

El objetivo de estos coeficientes es el de comparar la influencia que tienen los diversos parámetros elegidos sobre el observable (que mide la eficiencia que tuvo el Condensador de Aislamiento en cumplir su función). A su vez estos coeficientes permiten cuantificar las diferencias que se obtienen al variar los modelos de domo.

Primero se muestran, en la *Tabla 6.4-1*, los coeficientes de determinación de las regresiones lineales realizadas con los resultados de las corridas paramétricas para los tres modelos de domo.

En la misma se aprecia que existe una buena relación lineal entre los parámetros y el indicador de performance, ya que todos los valores están muy por encima de 0.7 (el cual es el valor mínimo que se aconseja que posean estos valores [57]).

Estos resultados permitieron obtener una mayor confianza en las capacidades de predicción que poseían las superficies de respuesta que se obtuvieron.

	Domo 1	Domo 2	Domo 6_2
R^2	0.985	0.981	0.967
\bar{R}^2	0.931	0.935	0.927

Tabla 6.4-1: Coeficientes de determinación de de las regresiones lineales para los tres modelos de domo

A continuación se muestra, en la *Tabla 6.4-2*, los coeficientes obtenidos para cada uno de los parámetros, para cada modelo de domo. A su vez, en la *Figura 6.4-3* se realizó una representación gráfica de los mismos. Cabe aclarar que en la *Tabla 6.5-9* se muestra una condensación de los ranking de los parámetros que se obtuvieron para los modelos domo1, domo 2 y domo 6 utilizando los Coeficientes de Regresión Estandarizados (SRC).

En la misma se muestran, tanto los coeficientes, como el ranking obtenido para cada uno de los parámetros y de acuerdo a los dos tipos de coeficientes calculados

	ID	Domo 1				Domo 2				Domo 6_2			
		SRC		PCC		SRC		PCC		SRC		PCC	
		Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank
Potencia Operacional	1	0.271	4	0.828	4	0.272	3	0.797	3	0.192	5	0.573	5
Retardo en SCRAM	2	-0.007	16	-0.039	16	0.007	17	0.034	17	-0.035	13	-0.129	13
Tiempo total de caída de barras	3	0.012	15	0.065	15	0.014	16	0.066	16	-0.021	16	-0.074	16
Factor de la potencia de decaimiento	4	0.705	1	0.965	1	0.702	1	0.957	1	0.570	2	0.894	2
Presión nominal del reactor	5	-0.049	12	-0.259	12	-0.051	12	-0.241	12	-0.033	14	-0.122	14
Set point de presión del SCRAM	6	0.048	13	0.237	13	0.022	14	0.100	14	0.004	17	0.013	17
Set point de presión del Condensador de Aislamiento	7	0.084	10	0.407	10	0.102	10	0.433	9	0.051	10	0.178	10
Nivel de agua en el RPR	8	0.089	9	0.416	9	0.164	6	0.602	6	-0.151	6	-0.463	6
Caudal másico del primario	9	0.044	14	0.224	14	0.038	13	0.174	13	0.038	12	0.132	12
Temperatura de las piletas del Condensador de Aislamiento	10	0.080	11	0.397	11	0.085	11	0.377	11	0.046	11	0.162	11
Espesor de los tubos de los Condensadores del Condensador de Aislamiento	11	0.112	8	0.505	8	0.103	8	0.435	8	0.126	7	0.404	7
Fouling en los condensadores	12	0.622	2	0.957	2	0.574	2	0.939	2	0.753	1	0.937	1
Fugas en el Domo	13	-0.300	3	-0.840	3	-0.267	4	-0.775	4	-0.074	9	-0.246	9
Set point de las válvulas de seguridad	14	-0.137	6	-0.600	6	-0.133	7	-0.546	7	-0.082	8	-0.288	8
Factor aplicado a la Correlación de Ebullición	15	-0.216	5	-0.767	5	-0.219	5	-0.735	5	-0.215	4	-0.624	4
Factor aplicado a la Correlación de Condensación	16	-0.114	7	-0.506	7	-0.103	9	-0.426	10	-0.294	3	-0.712	3
Factor aplicado al Coeficiente de Realimentación de Reactividad	17	0.003	17	0.015	17	-0.015	15	-0.072	15	-0.022	15	-0.077	15

Tabla 6.4-2: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo.

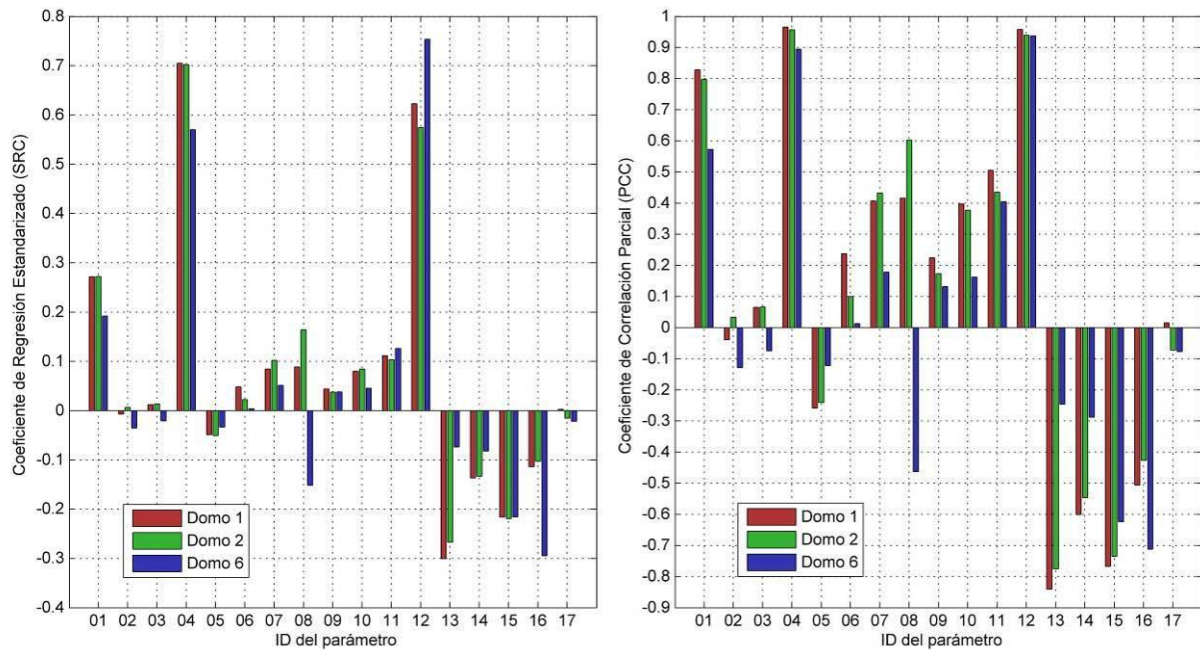


Figura 6.4-3: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo.

Si se compara en esta tabla el ranking obtenido, para cada modelo de domo utilizando los SRC o los PCC, se puede apreciar que, por lo general, ambos coeficientes asignan el mismo puesto a cada parámetro, salvo una excepción en donde simplemente se permutaron las posiciones de dos parámetros entre sí (el factor aplicado a la correlación de condensación y el *set point* de presión del Condensador de Aislamiento para el modelo domo 2), lo cual se debe a un problema numérico ya que los coeficientes de esos dos parámetros eran muy similares entre sí.

Por otro lado, se puede apreciar, comparando las posiciones predichas en el ranking para los parámetros, que los puestos no coinciden en general entre los tres modelos. Sin embargo, entre el modelo domo 1 y 2, las posiciones prácticamente coinciden para todos los parámetros, intercambiándose ligeramente de posiciones algunos de ellos. Con lo cual se puede concluir que estos dos modelos poseen prácticamente la misma relación entre el indicador de performance y los parámetros elegidos. Esto da un indicio que para los transitorios, influyen menos las incertezas relacionadas con el estado estacionario, ya que en el estado estacionario, estos dos modelos de domo daban resultados envolventes del resto de los modelos de domo.

Luego, si se comparan las posiciones de los parámetros en el modelo domo 1 y 2 con las posiciones obtenidas para el modelo domo 6, se puede apreciar que hay como tres zonas de importancia en los parámetros (lo cual se aprecia también en la *Figura 6.4-3*), donde en la primera zona están los puestos 1 y 2, luego viene otra zona con los puestos del 3 al 9 (donde se aprecia que se van intercambiando las posiciones entre el domo 1 y 2 y el domo 6), y luego viene la tercera zona con el resto de los parámetros (y los cuales ya son casi todos un orden de magnitud más chicos que los de la primera zona). Inclusive, para el parámetro número 8 (nivel de agua en el RPR) se observa que curiosamente cambia el signo del coeficiente (y es al único de los más importantes que le sucede

esto), con lo cual significa que su influencia en el indicador es contraria entre los modelos domo 1 y 2 y el modelo domo 6.

Por otro lado se observa que el parámetro 16 (factor aplicado a la condensación) tiene un cambio muy marcado de importancia entre los modelos Domo 1 y 2 al modelo Domo 6_2, siendo que en este último modelo, este parámetro adquiere relativamente alta importancia. Este cambio se puede deber a que, durante el transitorio y para los modelos domo 1 y 2, hay presencia de líquido en los condensadores del Condensador de Aislamiento, desde las entradas de los mismos (mientras que en el modelo domo 6, en el colector de entrada del Condensador de Aislamiento se encuentra vapor puro). Esto produce que en la transferencia de calor, desde el primario hacia las piletas, participe una mayor proporción de líquido (ya que las estructuras de calor transfieren calor con el vapor y con el líquido dentro del Condensador de Aislamiento), y por lo tanto esto produce que sea relativamente menor la tasa de condensación, teniendo por lo tanto menos importancia el coeficiente de transferencia de calor respectivo.

También se aprecia que las fugas en el domo cambian su importancia entre el domo 1 y 2 y el domo 6. Se vieron varias causas que contribuyen a que sea más importante en el domo 1 y el 2, pero las más significativas están relacionadas principalmente con el hecho de que las fugas de calor por las paredes del Recipiente de Presión finalmente representan un sumidero de calor, lo cual ayuda al SECR en su tarea de extraer calor. Lo que se observa es que en los modelos de domo 1 y 2, las presurizaciones son más lentas que en el modelo domo 6, con lo cual, es mayor el tiempo en el que las fugas en el domo son prácticamente el único sumidero de calor, produciendo que las incertezas que haya en sus coeficientes sean más importantes. Esto se justifica observando la energía que se evacua en forma de fugas durante los transitorios obtenidos, viéndose que para un mismo caso (o sea, una misma combinación de parámetros), para los modelos domo 1 y 2 es mucho mayor la energía evacuada al final del transitorio que para el domo 6.

Una causa, pero menos relevante, que hace que cambie la importancia del nivel de agua, es que el volumen de vapor que haya al principio del accidente es influyente de maneras distintas en cada uno de los modelos de domo, ya que si este volumen es mayor, en el modelo domo 1y2, entonces es mayor la transferencia de calor y masa entre el líquido y el vapor en el domo, y por lo tanto estará más forzada aún la saturación del mismo. En cambio, en el modelo domo 6, un mayor volumen de vapor inicial provoca un mayor colchón para resistir la expansión del refrigerante. En ambos casos se retrasa la entrada del Condensador de Aislamiento (pero por fenómenos distintos), y por lo tanto la acumulación inicial de energía.

Ahora bien, otra forma de cambiar este colchón de vapor inicial es mediante la fracción de vacío que hay en el estado estacionario en el refrigerante del primario, en donde las burbujas colapsan casi instantáneamente al extinguirse las fisiones en el núcleo. Y la fracción de vacío en la chimenea y el núcleo puede ser cambiada con las fugas en el domo.

El cambio de la respuesta del indicador de performance frente a las variaciones del nivel colapsado (Parámetro 8) que existe entre pasar del modelo domo 1 o 2 al modelo domo 6, se debe a que en los dos primeros modelos, el efecto de la mala predicción de los regímenes de transferencia de calor interfacial en el domo está jugando un papel importante. Se aprecia que, en estado estacionario, al aumentar el nivel de líquido

colapsado, básicamente se disminuye la fracción de vacío en el gran volumen que contiene a la interfase, y por lo tanto disminuye levemente los coeficientes de transferencia de calor entre el vapor y el líquido, ya que el mismo se calculaba utilizando el dato de la fracción de vacío mencionada. Esto produce que se disminuya la demanda de vapor desde el núcleo, y por lo tanto tiene el mismo efecto que cuando se reducen las fugas térmicas en el domo, para el estado estacionario.

En cambio, para el modelo domo 6, en donde este efecto se encuentra acotado por ser muy pequeño el volumen donde se está la interfase, entonces pasa a tener más peso el aumento del inventario de refrigerante y la reducción del colchón de vapor (para contener al efecto pistón), causados por un aumento del nivel.

Finalmente se quiere recalcar, que como en los trabajos anteriores realizados en el grupo, los parámetros más importantes resultan ser el *fouling* en los condensadores y el factor en la potencia de decaimiento. Además, un resultado muy satisfactorio, en cuanto a la completitud del trabajo, es que en el modelo Domo 6_2, los factores aplicados a los coeficientes de ebullición y condensación en los condensadores (que fueron propuestos en este trabajo) resultaron tener mucha importancia.

6.5 - Aplicación de las superficies de respuesta

En la sección anterior se obtuvo, para satisfacción del autor de la tesis, que ninguno de los casos modelados falló, o estuvo cerca de hacerlo. Y mediante la teoría de Wilks, se obtuvo que la confiabilidad del sistema, ante el escenario y criterio de falla propuesto, sea mayor al 95% con un 95% de confianza.

Pero surge la pregunta de cuánto más alta se puede afirmar que es la confiabilidad del Condensador de Aislamiento. La forma más directa de averiguarlo es mediante el incremento del número de casos que se simulan, pero esto puede llegar a ser impensable desde el punto de vista del tiempo de cálculo que se necesitan, ya que para realizar solamente las 300 simulaciones, se necesitó alrededor de una semana con todas las herramientas y procedimientos desarrollados ya puestos a punto, por lo tanto es impracticable realizar del orden de un millón de simulaciones (ya que se espera que este sea el número necesario de simulaciones a realizar, basándose en que se quiere comparar la confiabilidad funcional con la clásica, y que el orden de magnitud de esta última es de 10^{-6}).

Por lo tanto se decidió mejorar la precisión de los resultados obtenidos aplicando los siguientes pasos (del 8 al 11) que se propusieron en la metodología desarrollada, y que es mostrada mediante el *diagrama de flujo*.

La principal herramienta en esta parte de la metodología consiste en generar una superficie de respuesta con los resultados obtenidos de las simulaciones, y mediante la misma intentar predecir la confiabilidad del sistema, utilizando a la superficie obtenida como emulador de la realidad, en lugar del modelo de planta (RELAP). El principal atributo de este modelo sustituto es el “bajo costo” en término de capacidad de cálculo requerida.

6.5.1 - Propagación mediante la superficie de respuesta obtenida de las simulaciones directas

Aprovechando las bondades matemáticas del indicador de performance propuesto, y las regresiones lineales calculadas entre los valores de los parámetros y el observable, se realizó un estudio que consistió en utilizar la superficie de respuesta generada para reemplazar al RELAP, ya que la misma (vista como caja negra equivalente al RELAP, que recibe los valores de los parámetros y devuelve el indicador de performance) promete ser un buen modelo equivalente para emular al sistema, principalmente porque los coeficientes de determinación del modelo dieron valores muy cercanos a uno.

Dado que realizar el cálculo del indicador de performance, a partir de un conjunto de valores para los parámetros de entrada, mediante la superficie de respuesta es órdenes de magnitud más rápido que realizarlo con RELAP (lo cual simplemente se debe a que tiene que aportar mucha menos información), entonces se puede incrementar considerablemente el número de casos a simular para intentar obtener valores más altos de confiabilidad del Condensador de Aislamiento.

Por lo tanto se utilizaron los millones de valores para cada parámetro, generados anteriormente para el paso 8 del *diagrama de flujo*, para alimentar al nuevo “modelo” del reactor.

Inicialmente se probó utilizar directamente los coeficientes SRC de las regresiones del indicador de performance, mostrados anteriormente para cada modelo de domo. Pero luego se observó que se llegarían a resultados incorrectos si se utilizan estas superficies de respuesta, ya que básicamente se está realizando una extrapolación de los resultados hacia los valores de indicador igual a uno mediante una recta tangente a la curva $1/x$ mostrada en la *Figura 6.2-3* (la cual muestra al indicador de performance en función de la eficiencia del Condensador de Aislamiento, que es la variable que condensa la información de los valores de los parámetros, ya que estos afectan a la misma), con lo cual se obtendrían valores subestimados (ya que la extrapolación con la tangente, predice que se obtiene la falla con valores menores de eficiencia del Condensador de Aislamiento).

Pero la solución a este problema se puede observar en la misma figura, ya que la inversa del indicador posee un comportamiento lineal, y que además al realizar las extrapolaciones da resultados conservativos.

Por lo tanto se decidió realizar un ajuste lineal entre los parámetros y la inversa del indicador de performance (donde nuevamente se verificó la hipótesis de linealidad, como se aprecia en la *Tabla 6.5-1*), obteniéndose los coeficientes mostrados en la *Tabla 6.5-2*.

	Domo 1	Domo 2	Domo 6_2
R^2	0.982	0.982	0.962
\bar{R}^2	0.931	0.935	0.927

Tabla 6.5-1: Coeficientes de determinación de las regresiones lineales con la inversa del indicador de performance para los tres modelos de domo

	ID	Domo 1				Domo 2				Domo 6_2			
		SRC		PCC		SRC		PCC		SRC		PCC	
		Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank
Potencia Operacional	1	-0.267	4	-0.794	4	-0.265	4	-0.791	4	-0.192	5	-0.546	5
Retardo en SCRAM	2	-0.019	16	-0.096	16	-0.029	13	-0.143	13	0.020	15	0.069	15
Tiempo total de caída de barras	3	-0.026	14	-0.125	14	-0.030	12	-0.146	12	0.000	17	-0.001	17
Factor de la potencia de decaimiento	4	-0.737	1	-0.961	1	-0.735	1	-0.961	1	-0.631	2	-0.900	2
Presión nominal del reactor	5	0.024	15	0.119	15	0.027	14	0.132	14	0.037	12	0.125	12
Set point de presión del SCRAM	6	-0.040	12	-0.180	12	-0.015	16	-0.067	16	-0.010	16	-0.030	16
Set point de presión del Condensador de Aislamiento	7	-0.080	11	-0.355	11	-0.095	11	-0.410	11	-0.044	11	-0.142	11
Nivel de agua en el RPR	8	-0.093	10	-0.396	10	-0.165	6	-0.607	7	0.168	6	0.474	6
Caudal másico del primario	9	-0.031	13	-0.142	13	-0.020	15	-0.095	15	-0.034	13	-0.110	13
Temperatura de las piletas del Condensador de Aislamiento	10	-0.094	9	-0.416	9	-0.103	10	-0.446	10	-0.054	10	-0.178	10
Espesor de los tubos de los Condensadores del Condensador de Aislamiento	11	-0.152	7	-0.583	7	-0.139	8	-0.547	8	-0.165	7	-0.474	7
Fouling en los condensadores	12	-0.580	2	-0.941	2	-0.539	2	-0.932	2	-0.712	1	-0.921	1
Fugas en el Domo	13	0.354	3	0.854	3	0.321	3	0.829	3	0.101	8	0.307	8
Set point de las válvulas de seguridad	14	0.164	6	0.629	6	0.163	7	0.625	6	0.088	9	0.287	9
Factor aplicado a la Correlación de Ebullición	15	0.197	5	0.701	5	0.200	5	0.705	5	0.215	4	0.596	4
Factor aplicado a la Correlación de Condensación	16	0.137	8	0.536	8	0.130	9	0.514	9	0.320	3	0.716	3
Factor aplicado al Coeficiente Realimentación de Reactividad	17	-0.009	17	-0.045	17	0.011	17	0.053	17	0.028	14	0.092	14

Tabla 6.5-2: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos entre la inversa del indicador de performance y los parámetros, para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo.

Como se aprecia en esta última tabla, los rankings obtenidos cambiaron ligeramente respecto de los obtenidos al hacer el ajuste con el indicador de performance, en vez de con su inversa. Pero, nuevamente, los que estaban en la primera zona del ranking, no cambiaron su posición, en cambio los que estaban en la segunda zona hubo algunos que permutaron los puestos entre sí, y entre los que estaban en la tercera zona hubo un mayor mezclado.

Una vez que se obtuvieron los nuevos coeficientes de la regresión lineal, se procedió a hacer la extrapolación, mediante la extensión del número de casos de los 100 que se habían hecho originalmente a 1 millón.

Mediante la superficie de respuesta y el millón de casos, se predice que, para el modelo domo 1, fallarán 8875 casos, frente a los 83 casos que se predecían que fallaban

utilizando la superficie de respuesta obtenida sin invertir el indicador de performance. Por lo tanto acá se observa la fuerte subestimación que se podía producir si no se tenía este cuidado.

En cambio para el modelo domo 2, se predicen 4965 casos que fallarán (frente a 4 casos), mientras que para el modelo domo 6_2, 1407 casos lo harán (frente a ninguno).

Este resultado es muy diferente al que se había obtenido en los trabajos anteriores [61], en donde utilizando la superficie de respuesta y un millón de casos, no se obtuvo alguno que falle. Las diferencias en los resultados obtenidos se deben a diversas causas, entre las que se recalcan que los modelos de reactor son distintos, y a su vez se penalizó considerablemente la eficiencia del Condensador de Aislamiento (al no activar el venteo y al reducir su eficiencia nominal de diseño), además de que se agregaron nuevos parámetros de peso considerable al estudio. Otro aspecto de mucha importancia que difiere del trabajo anterior, es que en aquella ocasión, se utilizó al indicador de performance sin invertir para calcular la superficie de respuesta, lo cual tenía como consecuencia una subpredicción en el número de casos que fallan, como se verá también más adelante.

Para visualizar la distribución de los casos que fallaron, se realizó la *Figura 6.5-1*, en donde se grafica el valor del indicador de performance calculado mediante la superficie de respuesta en función del número de caso, para los tres modelos de domo. Además a cada punto se le asigna un color rojo en caso de que violen el criterio de falla (o sea que de mayor o igual a uno el observable), y con color azul en caso de que no lo haga. Cabe aclarar que los puntos rojos poseen un mayor diámetro que los puntos azules, lo cual se hizo así para poder encontrar fácilmente a los casos que fallan, pero puede llegar a dar la sensación de que aumenta la densidad de puntos al superarse la unidad.

En la misma se aprecia que, para los tres modelos, los casos que fallan se encuentran uniformemente distribuidos, como era de esperarse dada la aleatoriedad de los valores sorteados para cada parámetro.

También se observa que el modelo domo 6_2 se encuentra más alejado, en promedio, del criterio de falla (la zona más densa de la nube de puntos se encuentra más abajo), lo cual da un resultado a favor de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, ya que este es el modelo más creíble de los tres (porque los otros dos modelos penalizan al Condensador de Aislamiento, al enviarle líquido a su entrada por un problema de predicción del código).

El hecho que se hayan encontrado casos que fallen no es para nada desalentador desde el punto de vista de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, ya que de por sí su confiabilidad es mucho mayor que la mayoría de los sistemas activos de seguridad que poseen los reactores en funcionamiento hoy en día en el mundo.

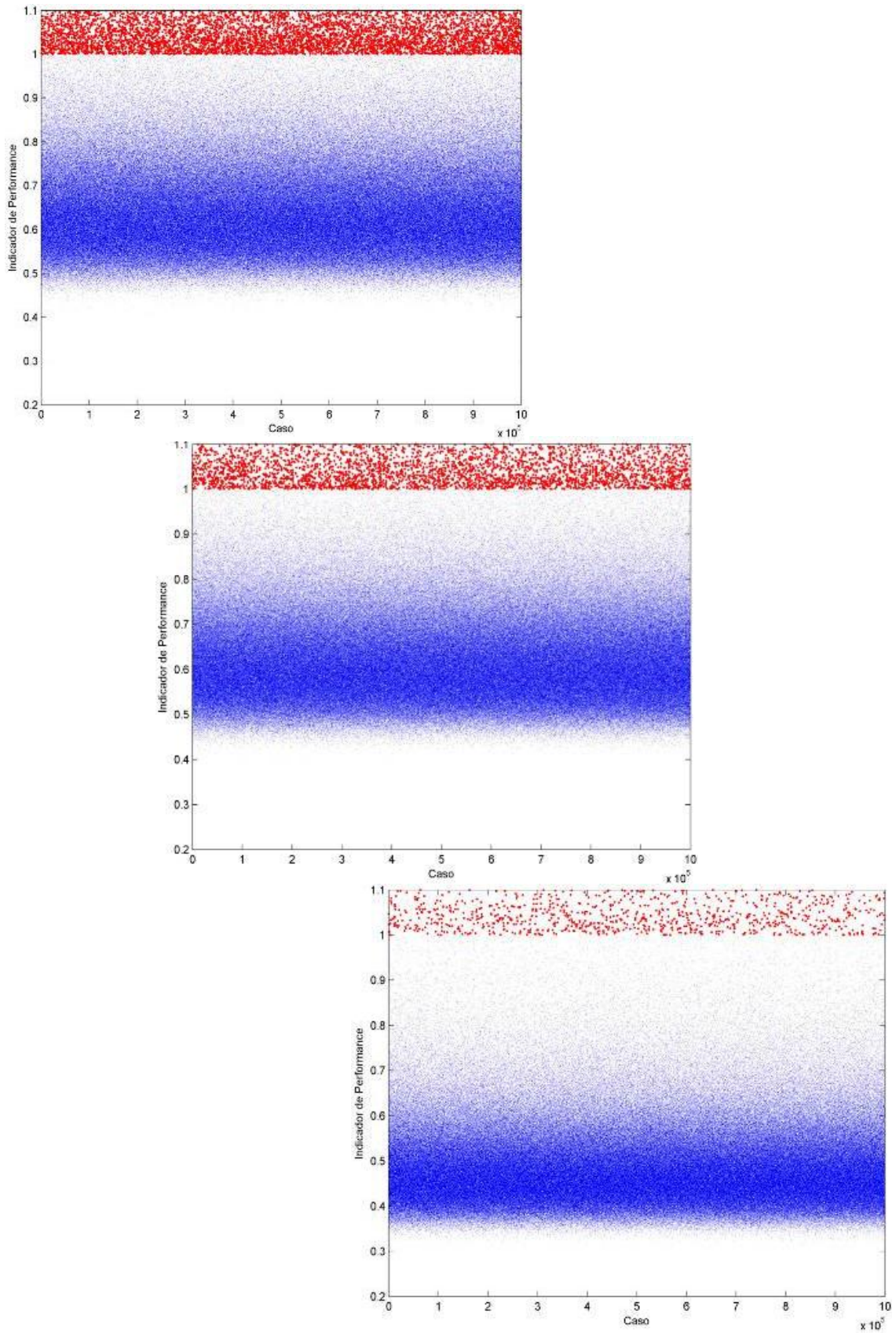


Figura 6.5-1: Valor del indicador de performance calculado mediante la superficie de respuesta generada y el millón de casos sorteados, en función del caso. Iqz.: Modelo domo 1. Centro: Modelo Domo 2. Der.: Modelo domo 6_2

6.5.2 - Resultados luego de la realimentación con las extrapolaciones

Antes de evaluar la confiabilidad del Condensador de Aislamiento con la fórmula de Wilks y los resultados obtenidos en el capítulo anterior, se decidió indagar más en el problema del relativamente alto número de casos que fallan. Para esto se utilizaron los pasos 10 y 11 (con su realimentación hacia el paso 9) del *diagrama de flujo* propuesto para la metodología de análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento.

Lo que se buscó es intentar de estimar cuantos de los casos que la superficie de respuesta predecía que fallaban, en realidad fallarían si se los simulara con el RELAP.

Para ello se tomaron los 8 (fueron 8 por una cuestión de disponibilidad de procesadores) peores casos (del millón) predichos para cada modelo, y se los simuló con el RELAP, aprovechando que se tenía bien pulido todo el procedimiento para realizar corridas paramétricas.

Para los casos simulados con el modelo domo 1 y 2, se verificó que efectivamente fallaban los casos elegidos. Pero sorpresivamente, para el modelo domo 6, sólo dos de ellos lo hicieron, mientras que el resto de los casos estuvieron más o menos cerca de hacerlo, pero nunca llegaron a alcanzar el criterio de falla.

Cabe aclarar que se supone que para el estudio estocástico de la confiabilidad no se pierde la aleatoriedad (como lo pide el formalismo de Wilks) al elegir “a dedo” los casos para mejorar la superficie de respuesta, porque justamente estos casos elegidos son así utilizados de manera selectiva únicamente en la generación de la superficie de respuesta, o sea, en la generación del modelo que va a emular la planta. En cambio, cuando se realiza la estimación del número de casos que va a fallar mediante la utilización de la superficie de respuesta (y que es donde se aplica el formalismo de Wilks), se sigue usando el millón de casos obtenidos originalmente de forma completamente aleatoria.

O sea, que el problema de la aleatoriedad se traslada a otro plano, como ser en cuestionarse si no hay inconvenientes en que se intersecten los conjuntos de puntos de los casos que se utilizaron para generar la superficie de respuesta, con los casos usados en la evaluación de la confiabilidad mediante la superficie de respuesta. O si no existe inconvenientes de que no sean completamente aleatorios los casos usados para generar la superficie de respuesta; lo cual se supone que no produce problemas dado que los coeficientes de determinación de las regresiones son suficientemente elevados, y además, en realidad, los puntos que fueron elegidos, en sí fueron obtenidos de forma aleatoria.

6.5.2.1 - Primera realimentación

La sobrestimación que dio la superficie de respuesta en el número de casos que fallarían (causado por la falta de precisión de la misma en la región cercana a la falla), llevó a plantearse la pregunta de que si se podía mejorar la capacidad de predicción de la

superficie de respuesta, si se la realimentaba a la misma con los resultados de nuevas simulaciones. A priori esta pregunta posee una respuesta afirmativa, ya que claramente cuanto más información se le agregue al modelo, mejor capacidad de predicción tendrá.

Pero además se decidió no agregarle casos al azar, sino que agregarle aquellos casos que estén lo más cerca posible de la falla, pero sin superarla, ya que la forma de calcular el indicador no fue pensada para cuando se alcanza el criterio de falla, porque en ese momento, en las simulaciones, se produce la apertura de la válvula de seguridad, provocando una variación de la masa de refrigerante del primario, situación que no es tomada en cuenta dentro de las ecuaciones del cálculo del indicador.

Se busca que sean casos lo más cercano al criterio de falla, porque es en esa zona donde se quiere mejorar la capacidad de predicción de la superficie de respuesta.

Por lo tanto, para los modelos domo 1 y 2 se buscaron los casos que la superficie de respuesta prediga que el indicador de performance posea un valor cercano a uno, y donde finalmente se seleccionaron casos distintos para cada modelo de domo, como era de esperarse. En cambio, para el modelo domo 6 se utilizaron los casos con mayor indicador de performance, ya que se los había simulado en RELAP previamente y por lo tanto se sabía cuales casos no fallaban.

Una vez que se eligieron los 8 casos para cada modelo de domo, se procedió a simularlos en RELAP, y se obtuvieron sus respectivos indicadores de performance (para los casos que no fallaron, ya que a los que fallan no se les puede calcular, como se dijo antes).

Luego, estos nuevos indicadores de performance fueron agregados al conjunto de indicadores que se tenía (o sea los 100 primeros casos), como así también los valores de los parámetros de los casos seleccionados.

Con todos estos nuevos datos, se procedió a realizar una nueva regresión lineal entre la inversa de todos los indicadores de performance, que se obtuvieron mediante las simulaciones con RELAP (y no los indicadores obtenidos utilizando las superficies de respuesta exclusivamente), y sus respectivos valores de los 17 parámetros.

Los coeficientes obtenidos son mostrados en la *Tabla 6.5-3* y la *Tabla 6.5-4*.

En esta primera tabla se puede apreciar que se sigue cumpliendo la hipótesis de linealidad al utilizar la regresión.

	Domo 1	Domo 2	Domo 6_2
R^2	0.979	0.981	0.973
\bar{R}^2	0.936	0.941	0.922

Tabla 6.5-3: Coeficientes de determinación de las regresiones lineales con la inversa del indicador de performance para los tres modelos de domo, luego de la primera realimentación.

	ID	Domo 1				Domo 2				Domo 6_2			
		SRC		PCC		SRC		PCC		SRC		PCC	
		Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank
Potencia Operacional	1	-0.190	4	-0.664	4	-0.191	4	-0.686	4	-0.086	5	-0.322	5
Retardo en SCRAM	2	0.018	14	0.083	14	0.004	17	0.021	17	0.031	12	0.128	12
Tiempo total de caída de barras	3	0.002	17	0.011	17	0.009	16	0.043	16	0.030	13	0.122	13
Factor de la potencia de decaimiento	4	-0.579	1	-0.931	1	-0.593	1	-0.942	1	-0.411	2	-0.838	2
Presión nominal del reactor	5	0.029	13	0.132	13	0.043	13	0.209	13	0.043	9	0.173	9
Set point de presión del SCRAM	6	-0.009	16	-0.040	16	0.025	14	0.114	14	0.041	11	0.160	11
Set point de presión del Condensador de Aislamiento	7	-0.077	10	-0.321	10	-0.086	9	-0.372	9	-0.020	17	-0.079	17
Nivel de agua en el RPR	8	-0.091	8	-0.360	8	-0.149	5	-0.554	6	0.073	7	0.268	7
Caudal másico del primario	9	-0.055	12	-0.238	12	-0.047	12	-0.216	12	-0.043	10	-0.166	10
Temperatura de las piletas del Condensador de Aislamiento	10	-0.062	11	-0.273	11	-0.074	10	-0.335	10	-0.029	14	-0.113	14
Espesor de los tubos de los Condensadores del Condensador de Aislamiento	11	-0.100	7	-0.400	7	-0.093	8	-0.397	8	-0.069	8	-0.264	8
Fouling en los condensadores	12	-0.474	2	-0.896	2	-0.451	2	-0.897	2	-0.538	1	-0.879	1
Fugas en el Domo	13	0.237	3	0.724	3	0.226	3	0.734	3	0.029	15	0.111	15
Set point de las válvulas de seguridad	14	0.119	6	0.481	6	0.131	7	0.539	7	0.073	6	0.285	6
Factor aplicado a la Correlación de Ebullición	15	0.143	5	0.554	5	0.143	6	0.571	5	0.120	4	0.429	4
Factor aplicado a la Correlación de Condensación	16	0.084	9	0.343	9	0.073	11	0.313	11	0.188	3	0.569	3
Factor aplicado al Coeficiente de Realimentación Reactividad	17	-0.015	15	-0.068	15	0.012	15	0.056	15	0.026	16	0.105	16

Tabla 6.5-4: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos entre la inversa del indicador de performance y los parámetros, para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo luego de la primera realimentación.

En esta segunda tabla, se observa que nuevamente se siguen obteniendo los mismos comportamientos que los observados al pasar de una regresión a otra, en lo que respectan a las zonas de importancia en el ranking de los parámetros.

Finalmente, a las nuevas superficies de respuesta obtenidas, se le ingresaron nuevamente los 1 millón de casos que se habían utilizado, para alimentar a la superficie de respuesta obtenida anteriormente (con sólo 100 casos), a fin de comprar la evolución en la capacidad de predicción.

Para el caso del modelo domo 1, se obtuvo satisfactoriamente que la cantidad de casos que predice que fallan, se reduce de 8875 a 2193. Esta reducción se comprobó que de alguna manera tenía sentido, ya que los casos que se eligieron para este modelo de domo (y para el domo 2 también), en realidad habían sido elegidos seudo al azar entre los que estaban levemente por encima de uno (o sea aquellos que la superficie de respuesta anterior predecía que iban a fallar por poco), y ahora se observó que la nueva

superficie de respuesta predijo bien el comportamiento de esos casos (ya que la mayoría de ellos no fallaron cuando se les realizó la simulación en RELAP).

La elección de esos casos se realizó de esta manera, ya que se intuía que los resultados obtenidos para estos dos modelos de domo eran muy conservativos, porque en el momento de calcular los indicadores de performance de las simulaciones RELAP para los modelos de domo 1 y 2, se observó que la eficiencia del Condensador de Aislamiento no seguía los patrones que se esperaban (dependencia prácticamente lineal y positiva con la presión), lo cual era esperable recordando que en estos modelos se producía la inundación de los condensadores (agregando otro parámetro más a la eficiencia), y por lo tanto para estos dos modelos de domo se utilizó una dependencia de orden cero en la eficiencia del Condensador de Aislamiento (para lo cual se programó una rutina dentro de los cálculos del indicador de performance que automáticamente compruebe la bondad del ajuste lineal en la eficiencia del Condensador de Aislamiento, y si no era bueno el ajuste, tomaba el valor medio de los puntos medidos), ya que se había observado que realizando esta aproximación, se obtenían resultados conservativos en el cálculo del observable.

Para el caso del modelo domo 2, la reducción de los casos que predicen las superficies de respuesta que fallan fue de 4965 a 1183. Para lo cual nuevamente se comprobó una mejora en la capacidad de predicción de la regresión lineal, como en el modelo domo 1.

Finalmente, para el caso del modelo domo 6, la reducción fue de 1407 a 20 casos solamente.

6.5.2.2 - Segunda realimentación

Dado los resultados satisfactorios que se obtuvieron al realimentar las superficies de respuesta, se decidió hacer una vez más este proceso de realimentación.

Nuevamente se eligieron 8 casos más para cada modelo de domo, utilizando el mismo criterio que antes, sumado a que los casos sean distintos a los ya utilizados.

Para el caso de los modelos domo 1 y 2, fue más simple de realizar la elección, ya que con las nuevas superficies de respuesta cambiaron los casos cuyo indicadores de performance se encontraban superando levemente al valor uno.

En cambio, para el modelo domo 6, no cambió considerablemente el orden de los casos con peor indicador de performance, por lo tanto se tuvo que elegir entre ellos los que no se habían simulado todavía.

Al realizar las simulaciones de los nuevos casos, se observó que para el domo 6 ninguno de ellos alcanzó el criterio de falla (con lo cual sigue habiendo sólo 2 casos que se comprobaron que fallaron realmente). En cambio, para los modelos domo 1 y 2, se encontraron que muchos casos fallaron (cerca de la mitad), con lo cual hubo que elegir algunos nuevos casos más con indicadores de performance un poco menores, a fin de poner obtener un poco más de información para agregarle a la nueva superficie de respuesta (ya que como se dijo antes, los casos que fallan no sirven para los cálculos del indicador). El hecho que se hayan encontrado muchos casos que fallaron, hace suponer

que se había mejorado considerablemente la capacidad de predicción de las superficies de respuesta.

Una vez que se realizaron todas las simulaciones con RELAP para los nuevos casos a modelar, se procedió a calcular sus indicadores de performance, donde se observó que para algunos casos el indicador calculado a partir de las simulaciones daba mayor a uno, a pesar de que se tenía la certeza de que no fallaban (aunque si estaban extremadamente cerca de hacerlo). Esto se debe a que son levemente conservativos los cálculos del indicador de performance que se realizan, y por lo tanto finalmente se aceptaron estos resultados.

Luego de obtener los indicadores para los nuevos casos, se agregaron estos resultados a los que ya se tenían para todas las simulaciones realizadas satisfactoriamente con RELAP anteriormente.

Posteriormente se calcularon los nuevos coeficientes para las regresiones de cada modelo de domo, obteniéndose los resultados mostrados en la *Tabla 6.5-5* y la *Tabla 6.5-6*.

En la primera tabla se muestra que nuevamente se verifica la hipótesis de linealidad propuesta para las regresiones. Mientras que en la segunda tabla, se observa que los parámetros prácticamente no cambiaron de posición en el ranking respecto de los puestos obtenidos para la superficie de respuesta anterior, con lo cual da a entender una convergencia en el procedimiento de realimentación.

	Domo 1	Domo 2	Domo 6_2
R^2	0.982	0.985	0.976
\bar{R}^2	0.941	0.945	0.930

Tabla 6.5-5: Coeficientes de determinación de las regresiones lineales con la inversa del indicador de performance para los tres modelos de domo, luego de la segunda realimentación.

Finalmente se utilizaron estas últimas superficies de respuestas generadas para obtener una vez más los indicadores de performance de los un millón de casos y para cada modelo de domo.

En esta oportunidad, las reducciones fueron: para el domo 1 de 2193 a 1416, para el domo 2 de 1183 a 784, y para el domo 6 de 20 a 3.

La reducción que más llama la atención es la obtenida para el domo 6, donde se comprobó que la superficie de respuesta ya convergió a su máxima capacidad, porque de los tres casos que predice que fallan, dos si lo hacen en las simulaciones, y la tercera es la que, en las simulaciones que se habían realizado, estaba más cercano de fallar.

	ID	Domo 1				Domo 2				Domo 6_2			
		SRC		PCC		SRC		PCC		SRC		PCC	
		Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank	Valor	Rank
Potencia Operacional	1	-0.169	4	-0.647	4	-0.158	4	-0.659	4	-0.087	5	-0.350	5
Retardo en SCRAM	2	0.015	15	0.073	15	0.004	17	0.020	17	0.011	17	0.047	17
Tiempo total de caída de barras	3	0.002	17	0.008	17	0.013	16	0.069	16	0.024	13	0.107	13
Factor de la potencia de decaimiento	4	-0.536	1	-0.925	1	-0.545	1	-0.938	1	-0.381	2	-0.816	2
Presión nominal del reactor	5	0.034	13	0.169	12	0.042	12	0.223	12	0.020	15	0.087	15
Set point de presión del SCRAM	6	-0.002	16	-0.011	16	0.034	14	0.172	14	0.032	11	0.134	10
Set point de presión del Condensador de Aislamiento	7	-0.073	9	-0.325	8	-0.079	9	-0.372	9	-0.026	12	-0.108	12
Nivel de agua en el RPR	8	-0.076	8	-0.323	9	-0.126	6	-0.529	6	0.058	6	0.231	7
Caudal másico del primario	9	-0.035	12	-0.164	13	-0.037	13	-0.192	13	-0.033	9	-0.137	9
Temperatura de las piletas del Condensador de Aislamiento	10	-0.062	11	-0.289	11	-0.065	10	-0.320	10	-0.022	14	-0.094	14
Espesor de los tubos de los Condensadores del Condensador de Aislamiento	11	-0.090	7	-0.388	7	-0.080	8	-0.385	8	-0.057	7	-0.232	6
Fouling en los condensadores	12	-0.452	2	-0.888	2	-0.418	2	-0.889	2	-0.519	1	-0.864	1
Fugas en el Domo	13	0.206	3	0.701	3	0.182	3	0.693	3	0.032	10	0.134	11
Set point de las válvulas de seguridad	14	0.112	6	0.480	6	0.109	7	0.501	7	0.051	8	0.216	8
Factor aplicado a la Correlación de Ebullición	15	0.129	5	0.542	5	0.127	5	0.559	5	0.103	4	0.396	4
Factor aplicado a la Correlación de Condensación	16	0.070	10	0.316	10	0.057	11	0.273	11	0.173	3	0.562	3
Factor aplicado al Coeficiente Realimentación de Reactividad	17	-0.020	14	-0.090	14	0.014	15	0.074	15	0.015	16	0.062	16

Tabla 6.5-6: Coeficientes de las regresiones lineales obtenidos entre la inversa del indicador de performance y los parámetros, para las corridas paramétricas realizadas con los tres modelos de domo luego de la segunda realimentación.

6.5.3 - Comparación de los resultados

A continuación se pasará a comparar los resultados obtenidos, en cada una de las realimentaciones realizadas para mejorar las superficies de respuesta de cada modelo.

Para ello se realizó la *Figura 6.5-2*, donde se muestra la distribución de probabilidad (en realidad proporcional a ellas, ya que le falta dividir por el ancho de cada una de las zonas o *bins* en las que fue dividido el histograma) de todos los indicadores de performance obtenidos mediante las superficies de respuesta calculadas.

Lo primero que se puede apreciar, es que todas las curvas obtenidas poseen una forma del tipo Lognormal, lo cual se debe principalmente a que los dos parámetros que más peso tienen en el valor del observable (Factor de la potencia de Decaimiento y el *Fouling* en los condensadores), poseen una distribución del mismo tipo.

Luego se aprecia que para cada modelo de domo (todas las distribuciones de un mismo modelo de domo poseen el mismo color) se obtiene una moda (valor más probable) marcadamente distinta, lo cual se puede correlacionar con la confiabilidad obtenida para cada modelo (para estos casos, cuanto mayor es la moda, mayor es la probabilidad de falla).

Además se ve claramente, para un mismo modelo de domo, como al realizar la primera realimentación de la superficie de respuesta, hubo un cambio sustancial en la forma de la distribución, ya que la misma tendió principalmente a disminuir su dispersión y a aumentar levemente su moda. Pero al realizar la segunda realimentación, el cambio ya fue mucho menor, con lo cual da a entender que se está convergiendo en el proceso.

La razón por la que se deforman de esa manera las distribuciones de probabilidad al ir mejorando la precisión de los coeficientes se debe de esta forma se logra disminuir la altura de las “colas” de las distribuciones, que es la zona donde se está optimizando a las superficies de respuesta, reduciendo así gradualmente el grado de conservadurismo en la predicción del número de casos que sobrepasan el valor del indicador de performance igual a la unidad. Además, el valor de la moda (o máximo de las distribuciones), que poseen estos resultados, representan el caso nominal (recordando que, por suposición, la moda de las distribuciones de los parámetros coincide con sus valores nominales), lo cual fue corroborado al calcular el Indicador de Performance de la simulación RELAP del caso nominal. El “pivoteo” que tienen las curvas al cambiar levemente su valor de la moda, a medida que se realimenta la superficie, tiene que ver con que se está cambiando el foco donde se centran los valores muestreados; pero el valor de la moda difiere en menos de un 3% entre todas las realimentaciones y el valor real del Indicador.

Por otro lado, en esa figura también se muestra la distribución obtenida con la superficie de respuesta que fue obtenida mediante la regresión realizada a los indicadores sin invertir, donde se aprecia que luego de alcanzar el máximo, estas distribución decaen a cero más rápidamente, que las obtenidas de las regresiones invirtiendo los indicadores (cualesquiera de ellas, para un mismo modelo de domo). Y dado que para el estudio realizado importa el comportamiento cuando los indicadores pasan la unidad (la cual está siempre muy por encima de la moda de cada distribución), en donde la distribución obtenida sin invertir ya se encuentra por debajo de todas las otras, entonces se observa que no es conservativo aplicar las regresiones a los indicadores sin invertir.

Otra forma de ver esto, es viendo el contenido de probabilidad que está entre 0 y 1 (o sea, en la zona segura) para cada una de las distribuciones, en donde, para cada modelo de domo, se aprecia que, si no se invierten los indicadores de performance, entonces se sobreestima el número de casos que caen dentro la zona segura y, por lo tanto, se subestima la probabilidad de falla.

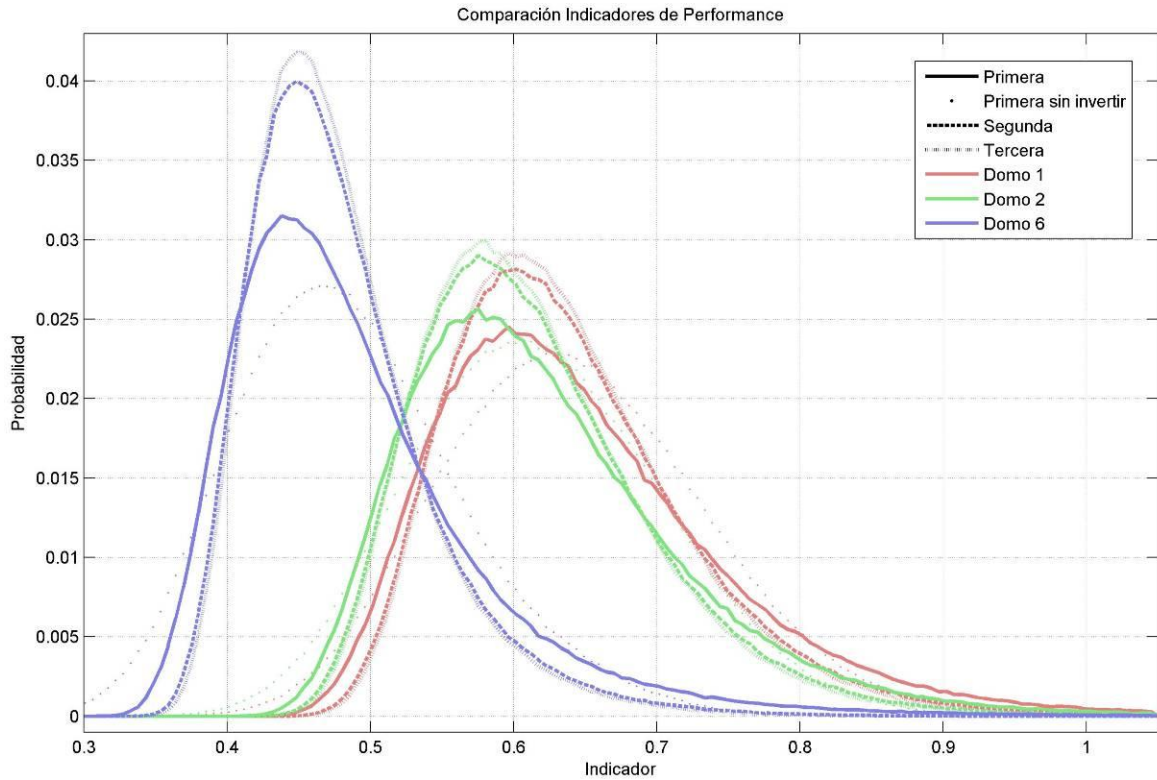


Figura 6.5-2: Distribuciones de probabilidad de los indicadores obtenidos con cada una de las superficies de respuesta calculada para los tres modelos de domo.

En la *Figura 6.5-3* se muestra un detalle de la *Figura 6.5-2* en la zona de mayor interés para el trabajo, o sea, para valores del indicador por encima de la unidad. En esta figura se está viendo las denominadas “colas” de las distribuciones, y se observa que para un mismo modelo de domo, las curvas nunca se cruzan, y van disminuyendo a medida que se mejoran las superficies de respuesta.

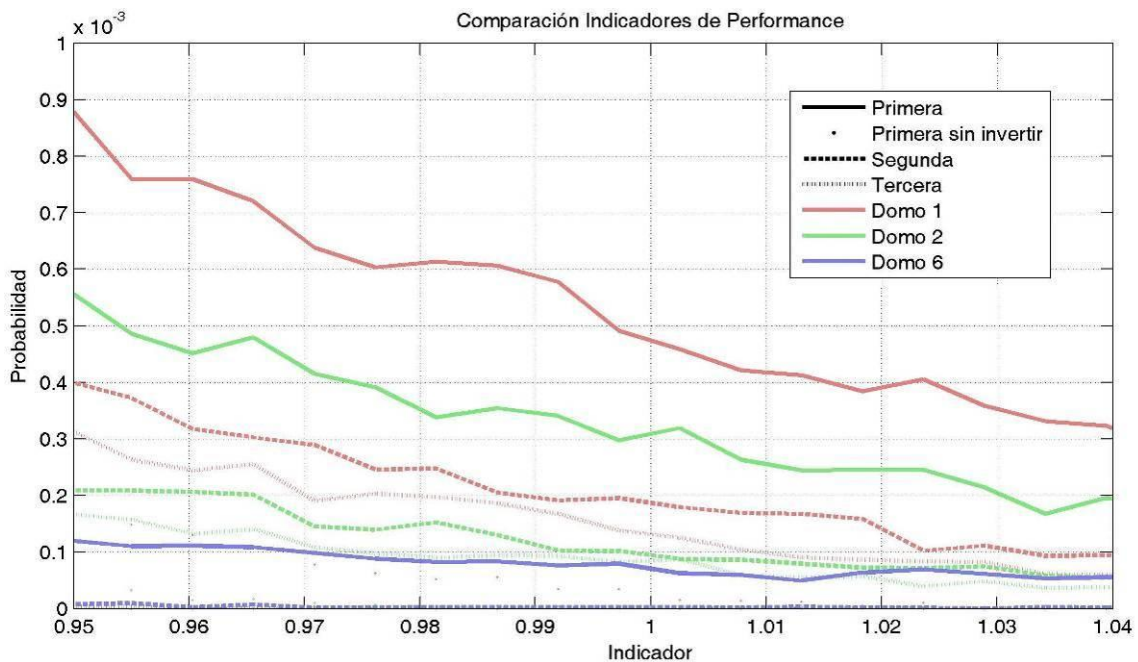


Figura 6.5-3: Detalle de la *Figura 6.5-2* para la zona de indicadores mayores que uno.

De hecho, si se realiza una integral de esas curvas, desde un valor dado de indicador de performance hacia el más infinito (o sea la integral hacia la derecha de un dado punto), se obtiene una curva con el número de casos que poseen el valor del indicador de performance mayor o igual a uno dado. Esta curva es el complemento de la función acumulada de la densidad de distribuciones de probabilidades, y es mostrada en la *Figura 6.5-4*.

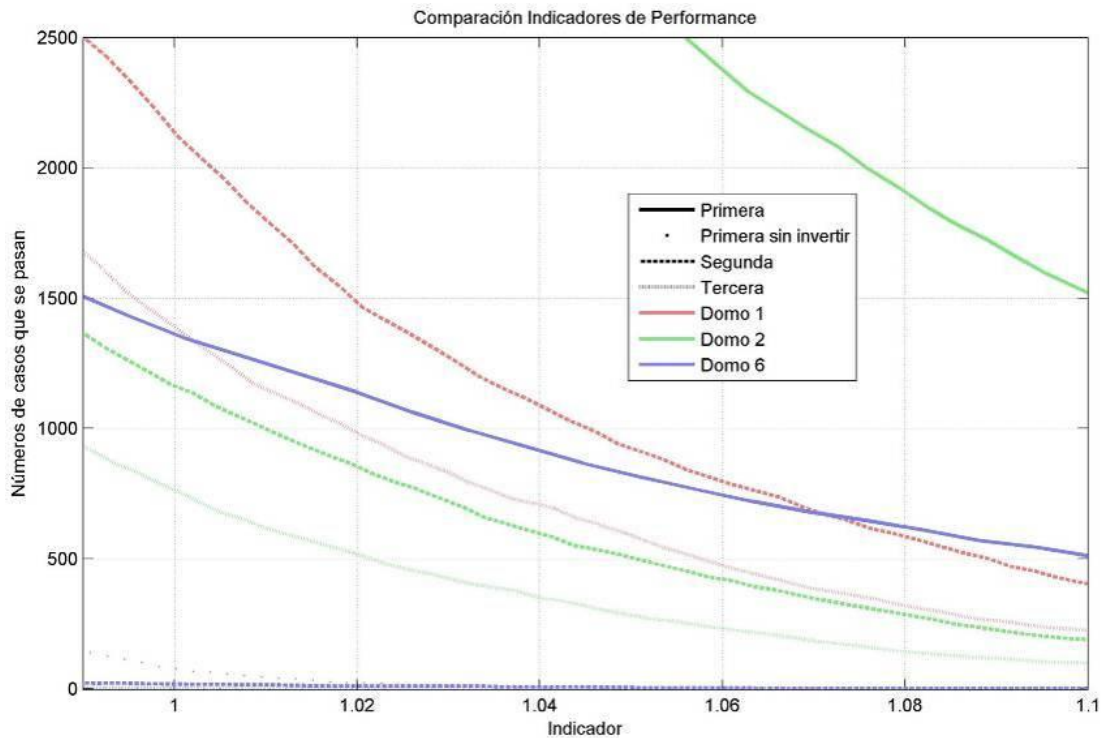


Figura 6.5-4: Números de casos que sobrepasan un dado valor de indicador, en función del valor del indicador para todos los observables obtenidos mediante superficies de respuesta. Detalle para valores del indicador mayores a uno y donde se vean las curvas de las últimas realimentaciones realizadas.

Para el caso del estudio realizado, estas curvas son importantes mirarlas para el valor del indicador de performance igual a uno. Pero si de alguna manera se puede estimar, para cada modelo de domo, una equivalencia entre el indicador de performance real, y el estimado o calculado, se podría llegar a estimar mejor el número de fallas para cada modelo (lo cual daría valores menores de falla, ya que es conservativo el estimador que se utilizó para predecir el valor real del indicador).

Pero dado que la forma de calcular que se empleó es la mejor a la que se pudo llegar, entonces se reporta a continuación el valor de cada una de esas curvas para un valor del indicador igual a uno.

En la misma se aprecia la marcada mejoría que se obtuvo en los resultados de todos los modelos, al realizar la primera realimentación de las superficies de respuesta (o sea, al pasar de la primera a la segunda extrapolación), y que para la segunda realimentación aún se aprecia una mejoría, pero más leve.

Además se puede apreciar el error en la predicción que se realizaría si se hubiese utilizado la superficie de respuesta obtenida sin invertir los indicadores. Donde en particular para el domo 6, esa predicción dice que no hay casos que fallen, mientras que se verificó, mediante simulaciones en RELAP, que en realidad dos casos sí fallan.

	Domo 1	Domo 2	Domo 6_2
Corrida paramétrica (100 casos)	0	0	0
Primera Extrapolación (10 ⁶ casos)	83	4	0
Primera Extrapolación invirtiendo el indicador (10 ⁶ casos)	8875	4965	1407
Segunda Extrapolación invirtiendo el indicador (10 ⁶ casos)	2193	1183	20
Tercera Extrapolación invirtiendo el indicador (10 ⁶ casos)	1416	784	3

Tabla 6.5-7: Números de casos que fallan para cada una de las etapas de cálculo realizadas

Por otro lado, dado que se decidió no seguir mejorando las superficies de respuesta, se pasó a calcular cual es la confiabilidad del Condensador de Aislamiento para cada modelo utilizando las últimas regresiones realizadas y la fórmula de Wilks.

Para poder utilizar esa fórmula, es necesario saber la cantidad de casos totales que hay, la cantidad de casos que fallaron, y la confianza que se desea tener en la probabilidad que se obtenga.

La cantidad de casos totales es un millón, y el número de los que fallaron se obtiene de las predichas por cada superficie de respuesta. Este último parámetro se utiliza para saber de qué orden es la estadística que se va a utilizar, ya que de acuerdo a la teoría de estadística ordenada no paramétrica, los casos simulados ya no son de orden N como cuando no fallaba ningún caso, sino que son de orden $N-m$, con m el número de casos que fallaron y N el número de casos totales.

El único parámetro que queda libre es el nivel de confianza que se desea, y como es muy arbitrario elegir alguna, se decidió calcular la probabilidad de falla (que es uno menos la confiabilidad) en función de este parámetro, obteniéndose el resultado mostrado en la *Figura 6.5-5*.

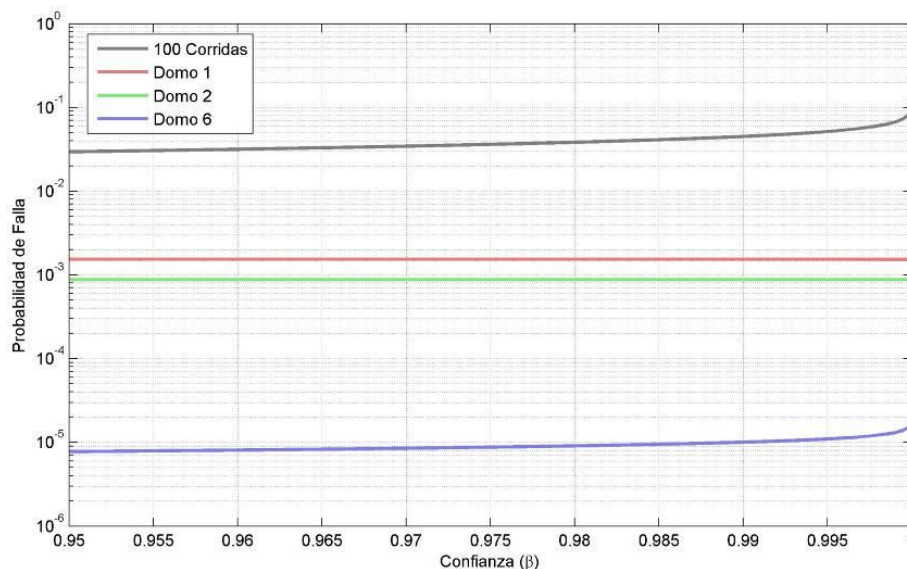


Figura 6.5-5: Probabilidad de falla en función de la confianza deseada para los resultados. Para las 100 corridas originales se muestra el único resultado de los tres modelos de domo. Las otras tres curvas son para un millón de casos.

En esta figura se muestra la probabilidad de falla en función de la confianza que se desee tener en los resultados. En gris se aprecia los resultados de los 100 casos originales simulados con RELAP para los tres modelos de domo (ya que en todos ellos ninguno falló). Luego se muestran las curvas de los resultados obtenidos para cada modelo de domo para los un millón de casos calculados mediante las últimas superficies de respuesta obtenidas.

Se puede apreciar que a medida que se aumenta la confianza, también lo hace la probabilidad de falla. Pero, hasta los niveles de confianza calculados (que fueron de $1-10^{-7}$), no se observó que las probabilidades de falla se incrementen lo suficiente como para que superen a la probabilidad de falla de otro modelo de domo (aunque sea a niveles de confianza distintos).

Además en la *Tabla 6.5-8* se muestran los resultados numéricos obtenidos para algunos niveles de confianza para los tres modelos de domo utilizando un millón de casos.

	Confianza [%]				
	95	99	99.9	99.99	99.999
Domo 1	1.532e-003	1.532e-003	1.532e-003	1.532e-003	1.532e-003
Domo 2	8.766e-004	8.767e-004	8.768e-004	8.768e-004	8.768e-004
Domo 6	7.753e-006	1.004e-005	1.306e-005	1.591e-005	1.866e-005

Tabla 6.5-8: Probabilidad de falla en función de la confianza para los resultados obtenidos del un millón de casos utilizando las últimas superficies de respuesta obtenidas para cada modelo de domo.

Se puede apreciar que para el modelo domo 6 (el cual es marcadamente el más preciso de los tres), a pesar de solicitar niveles de confianza muy elevados, la probabilidad de falla del Condensador de Aislamiento es del orden de 10^{-5} .

Finalmente, a modo de facilitar al lector el análisis de cómo se va modificando el ranking de los parámetros, según la superficie de respuesta obtenida, es que se realizaron las *Tabla 6.5-9* y *Tabla 6.5-10*. En la primera de ellas, se ordenaron los parámetros según su posición en el ranking, lo cual es muy útil para discernir cuáles son los parámetros más importantes, y para analizar cómo se van desplazando las posiciones de acuerdo a si se utiliza el indicador directo o el inverso para ajustar los resultados de las corridas directas con el código, y de acuerdo al número realimentación realizado para optimizar la superficie de respuesta.

Por otro lado, en la otra tabla se muestra a la izquierda un diagrama, en donde se identifica claramente el cambio de posición que tuvo cada parámetro según la superficie de respuesta obtenida, y a la derecha otro diagrama mostrando el cambio de posición de los parámetros en el ranking según el modelo de domo, para la superficie más optimizada para cada modelo.

A continuación se realizó una clasificación de los parámetros según el principal origen de sus incertezas, a fin de intentar intuir cuál es el campo cuyo desconocimiento más contribuye a la falla del Condensador de Aislación.

Además, a cada uno de los principales orígenes que se detectaron, se le asignó un puntaje para cada modelo de domo. El puntaje de los orígenes fue calculado como la suma de los puntos que obtuvo cada parámetro, dividido el número de parámetros. Y el

puntaje que se le asignó a cada parámetro fue de 17 para el que tenía la posición 1 en el ranking, y de 1 al que tenía la posición 17 en el ranking.

Los resultados obtenidos son los mostrados en la *Tabla 6.5-11*.

Ranking	Domo 1				Domo 2				Domo 6_2			
	A	B	C	D	A	B	C	D	A	B	C	D
1	4	4	4	4	4	4	4	4	12	12	12	12
2	12	12	12	12	12	12	12	12	4	4	4	4
3	13	13	13	13	1	13	13	13	16	16	16	16
4	1	1	1	1	13	1	1	1	15	15	15	15
5	15	15	15	15	15	15	8	15	1	1	1	1
6	14	14	14	14	8	8	15	8	8	8	14	8
7	16	11	11	11	14	14	14	14	11	11	8	11
8	11	16	8	8	11	11	11	11	14	13	11	14
9	8	10	16	7	16	16	7	7	13	14	5	9
10	7	8	7	16	7	10	10	10	7	10	9	13
11	10	7	10	10	10	7	16	16	10	7	6	6
12	5	6	9	9	5	3	9	5	9	5	2	7
13	6	9	5	5	9	2	5	9	2	9	3	3
14	9	3	2	17	6	5	6	6	5	17	10	10
15	3	5	17	2	17	9	17	17	17	2	13	5
16	2	2	6	6	3	6	3	3	3	6	17	17
17	17	17	3	3	2	17	2	2	6	3	7	2

Tabla 6.5-9: Ranking de todos los parámetros obtenidos mediante la técnica de Coeficientes de Regresión Estandarizados (SRC) para todos los modelos de domo. A: Ajuste respecto del indicador, B: Ajuste respecto de la inversa del indicador, C: ídem B pero con la primera realimentación, D: ídem B pero con la segunda realimentación

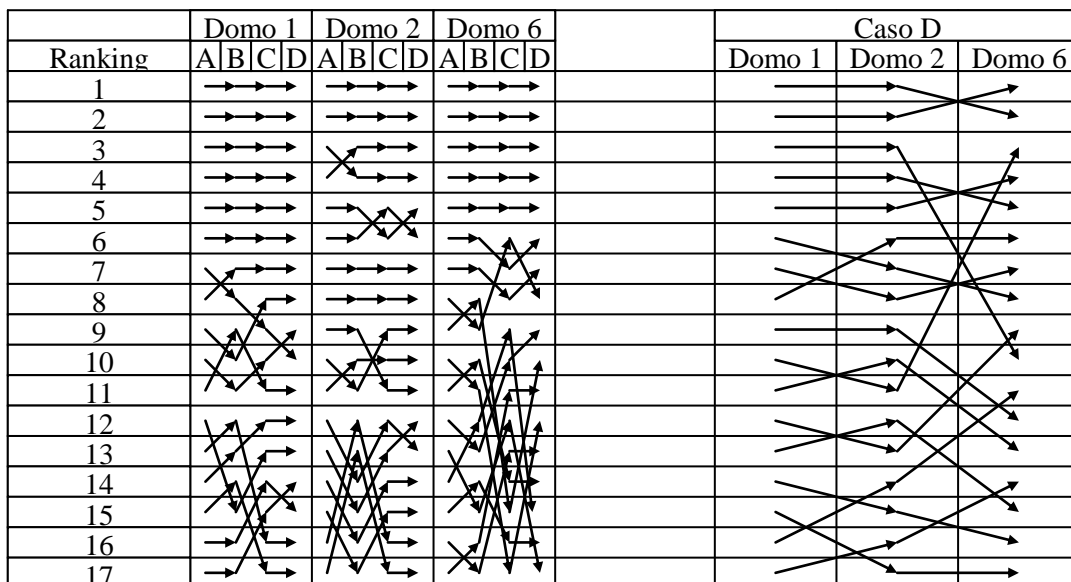


Tabla 6.5-10: Diagrama de las direcciones en las que se desplazan los parámetros en el ranking según la Tabla 6.5-9.

Principal origen de las incertezas	ID's de los parámetros	Puntaje obtenido		
		Domo 1	Domo 2	Domo 6
Construcción y Calibración	2, 3, 6, 7, 9, 11, 14	6.3	6	7
Estado operativo y mantenimiento	1, 5, 8, 10, 12	10.4	11.2	9.8
Conocimiento de la física	4, 13, 15, 16, 17	11.4	11	11

Tabla 6.5-11: Clasificación de los parámetros según la principal fuente de sus incertezas.

En esta tabla se aprecia que las incertezas provenientes del desconocimiento en las etapas de construcción y calibración son las menos influyentes, y en cambio las provenientes de diversos campos de la física son los más influyentes.

6.6 - Conclusiones

Se definió el procedimiento a utilizar para obtener el aporte a la confiabilidad, desde el punto de vista de la función termo-hidráulica, del Condensador de Aislamiento que produce la presencia de incertezas en las etapas de ingeniería que requiere dicho sistema de seguridad pasivo. El procedimiento fue mostrado mediante la elaboración de un *diagrama de flujo*.

Se definieron el escenario (accidente de pérdida de fuente fría) y el criterio de falla (apertura de la válvula de seguridad) para poder evaluar la confiabilidad del Condensador de Aislamiento.

Para el accidente propuesto se observó que existe una grave falencia en el régimen de flujo que se predice en la zona del Domo para los modelos domo 1 y 2. No se pudo terminar de solucionar este inconveniente, así que se decidió seguir trabajando con estos modelos ya que se obtienen resultados interesantes, teniendo el cuidado de que esto le baja la credibilidad a los resultados que se obtengan con los mismos.

Se definieron también los parámetros que se iban a simular, para lo cual hubo un proceso de selección inicial, y luego de búsqueda de los valores necesarios para definir las distribuciones de probabilidades de cada uno de ellos.

Los parámetros que se utilizaron para evaluar la confiabilidad del Condensador de Aislamiento se los pueden enmarcar en 4 áreas, las cuales son: las provenientes de los efectos del usuario, las provenientes de la falta de absoluto conocimiento en determinados fenómenos físicos, las provenientes de la operación y mantenimiento del reactor nuclear, y aquellas provenientes de la construcción y calibración (o commissioning) del reactor.

Se observó que se pudo modificar satisfactoriamente al código fuente de RELAP, para darle al mismo la capacidad de ser sensible a algunos de los parámetros que se le deseaban incluir al estudio de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, ya que la eficiencia de los mismos resultó perturbada por estos parámetros.

Se implementó una metodología para sortear los valores, y que los mismos sean implementados en las simulaciones de RELAP. La metodología empleada fue dividida

en varios pasos, y en donde en cada uno de ellos se establecieron, además, criterios de control y validación, a fin de asegurar una máxima confiabilidad y robustez al mismo.

Se pudieron realizar satisfactoriamente las 300 simulaciones, en menos de dos semanas gracias a todas las herramientas desarrolladas que optimizaron cada una de las etapas del proceso.

Se pudieron implementar satisfactoriamente las herramientas que ofrece la metodología RMPS para mejorar la precisión de los cálculos de confiabilidad utilizando un muy bajo costo computacional y de horas hombre, como así también para determinar cuáles son los parámetros más importantes.

Los dos parámetros, de los elegidos, que resultaron más importantes para la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, ante el escenario y criterio de falla propuesto, son el factor de decaimiento y el *fouling* en los condensadores. Este es el resultado que también se había obtenido en trabajos anteriores.

Se comprobó que también resultan influyentes los parámetros nuevos implementados, que están relacionados con las incertezas en las correlaciones utilizadas para calcular los coeficientes de transferencia de calor en los condensadores, tanto en un régimen de ebullición (que ocurre del lado pileta) como en condensación (que ocurre del lado tubo). Mientras que el relacionado con las realimentaciones de reactividad resultó ser poco importante.

También se observó, que en general, los parámetros relacionados con lo que ocurre en el muy corto plazo, terminan no teniendo peso para la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, como ser los relacionados con los parámetros de disparo de los sistemas (salvo el de las válvulas de seguridad que ocurre al largo plazo). En cambio, aquellos parámetros que afectan directamente a los condensadores del Condensador de Aislamiento o al estado estacionario del sistema, por lo general están en la zona de los que afectan medianamente, excepto el caudal del primario, el cual posee poca influencia.

Se pudo verificar la buena capacidad de predicción que se obtiene utilizando la metodología RMPS, ya que se verificó (para el modelo domo 6) que se pueden detectar casos aislados (o muy infrecuentes) que lleven a la falla del Condensador de Aislamiento.

Lo que se pudo apreciar, es que cuanto mayor es la complejidad de los modelos de domo propuestos, mejor es la confiabilidad del Condensador de Aislamiento que se obtiene.

Se pudo comprobar además que el indicador de performance elegido funcionó satisfactoriamente, inclusive para los modelos de domo 1 y 2, en los cuales, debido a la inundación de los condensadores, se perdía el comportamiento esperado en la eficiencia del Condensador de Aislamiento.

Queda abierta la inquietud de que si no habría que cambiar el criterio para calcular las distribuciones de cada uno de los parámetros, ya que se las había calculado considerando el 95% de la población en el espacio de los parámetros, y se están obteniendo resultados con más del 99.99% de la población en el espacio del observable.

Con los resultados resumidos en la *Tabla 6.5-8* se puede apreciar como los efectos del usuario pueden hacer variar considerablemente los resultados que se obtengan del análisis, ya que como se observa, la probabilidad de falla puede llegar a incrementarse hasta 2 órdenes de magnitud entre utilizar el modelo domo 1 o el domo 6. Si bien en este caso este efecto del usuario podría haberse eliminado, muchas veces sucede que no se pueden ni siquiera detectarlos.

Se vio que a medida que se aumenta la complejidad del modelo aumenta la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, y que para el modelo de domo más complejo (Domo 6), aún para niveles elevados de confianza, la confiabilidad es del orden de 10^{-5} . Si se compara este valor con la confiabilidad obtenida por parte de un estudio probabilístico de seguridad clásico, en donde se tiene en cuenta la probabilidad de falla de cada uno de sus componentes, se observa que la probabilidad de falla o indisponibilidad del Condensador de Aislamiento es del orden de 10^{-5} también [62], con lo cual se observa que resulta importante realizar este tipo de análisis como complemento al Análisis Probabilístico de Seguridad clásico.

Finalmente se obtuvo que las incertezas que más peso tienen en la precisión de los cálculos de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, son las provenientes del modelado, luego viene el desconocimiento en determinados aspectos físicos (como ser los coeficientes de transferencia de calor, o las curvas de decaimiento). Posteriormente están las incertezas provenientes del estado operativo de la planta, y por último las referidas a la construcción y calibración de la planta.

Conclusiones generales

En este trabajo se hizo un análisis determinístico, de la influencia que tiene la presencia de gases no condensables en el rendimiento de un sistema de seguridad pasivo para la remoción del calor residual, del tipo condensadores de aislamiento, de una central nuclear de potencia. A su vez se ejecutó un análisis de la influencia que tiene la presencia de incertezas en los parámetros que existen en una central nuclear, en degradar la confiabilidad del mismo sistema de seguridad pasivo estudiado determinísticamente.

En el Capítulo 2 - se realizó una introducción a la problemática relacionada con la presencia de incertezas en diversos parámetros, relacionados con las etapas de ingeniería que poseen los sistemas de seguridad pasivos.

Se observó que las incertezas poseen múltiples orígenes, de los cuales la mayoría de ellos son muy difíciles de reducirlos con el estado actual del conocimiento que existe, y por lo tanto resulta necesario considerarlas en los análisis de seguridad.

Para considerarlas se puede usar un enfoque determinístico, en donde se busca cubrir las consecuencias de las incertezas tomándose márgenes conservativos, o la otra opción es la de utilizar un enfoque probabilístico, en donde se busca aplicar técnicas para cuantificarlas y analizar su influencia en los sistemas que componen un reactor nuclear.

En particular se vio que el satisfactorio funcionamiento de los sistemas de seguridad pasivos, es especialmente susceptible a estas incertezas, y por lo tanto es importante considerarlas.

El problema de las incertezas en los sistemas de seguridad pasivos es conocido desde hace muchos años, y por lo tanto existen diversas técnicas y metodologías para analizarlas. Se apreció que hay una metodología denominada RMPS que es suficientemente versátil, completa, novedosa y accesible como para ser utilizada, al menos parcialmente, en una tesis de maestría. Por lo tanto se decidió utilizar a la misma como guía para analizar, mediante técnicas estadísticas, la confiabilidad de un Condensador de Aislamiento, a través del estudio de la influencia de las incertezas de ciertos parámetros sobre la incerteza de un observable relacionado con dicha confiabilidad.

Esta técnica se basa en realizar simulaciones de una situación accidental utilizando un modelo desarrollado para un código de cálculo termo-hidráulico de simulación de transitorios de planta del tipo *best-estimate*, en donde en cada una de las simulaciones se varían todos los parámetros con incertezas a la vez y según sus distribuciones de probabilidades. El número de simulaciones es dependiente del grado de confianza que se desee tener en la confiabilidad buscada.

En el Capítulo 3 - se realizó una descripción de los sistemas con los que se trabajaron, los cuales resultaban ser las condiciones de contorno del trabajo.

Se describieron, en forma global, las principales características del reactor nuclear modelado, el cual se destaca por ser innovativo, ya que posee características pasivas en diversos sistemas y componentes, es autopresurizado y el caudal del primario se establece por convección natural.

También se detalló exhaustivamente el Condensador de Aislamiento, al cual se le evaluó tanto su comportamiento con respecto a la presencia de gases no condensables, como la influencia de las incertezas en su confiabilidad.

Finalmente se mencionó el código de cálculo, en el que se realizó el modelo computacional del reactor nuclear con su Condensador de Aislamiento.

Una vez que se definieron los sistemas con los que se trabajó, se procedió en el Capítulo 4 - a modelarlos en el código de cálculo.

Por un lado se modeló de manera aislada al Condensador de Aislamiento, para ser utilizado en el estudio determinístico de la influencia de los gases no condensables. Este modelo se comprobó que fue lo suficientemente rápido en tiempo de cálculo, y con la capacidad de incluir a estos gases.

Se estudió como afecta al rendimiento la presencia de estos gases, y se analizó numéricamente una solución para limpiarlos del sistema, la cual fue la utilización de un venteo. Se comprobó que esta solución adoptada satisfizo los requerimientos impuestos, donde los principales de ellos son la eficacia en limpiar los gases no condensables del sistema primario del reactor (la cual fue medida mediante la degradación en la eficiencia del Condensador de Aislamiento que se obtenía, y mediante la velocidad de respuesta) y la acotación de la pérdida de inventario que se produce (la cual fue medida utilizando el criterio de evitar el descubrimiento del núcleo durante un accidente de pérdida de fuente fría).

Por otro lado se modeló, de manera integral, al sistema primario del reactor (o sea lo que se encuentra dentro del Recipiente de Presión) y el Condensador de Aislamiento, para ser utilizado en el estudio probabilístico de los efectos que tiene en la confiabilidad, del mencionado sistema de seguridad, las incertezas que existen en los parámetros de la central nuclear y de su modelo (e.g. coef. transferencia), que pueden afectar la función pasiva de acuerdo al escenario seleccionado para el estudio.

En este modelo se obtuvieron tres modelos representativos del Domo del reactor, los cuales fueron luego utilizados para estudiar la influencia que tiene los efectos del usuario del código, considerándolo como otra fuente de incerteza. Para obtener estos tres modelos, se realizó un modelado progresivo, partiendo desde el modelo más simple posible, y se fue aumentando la complejidad hasta que se observó convergencia en los indicadores de calidad de modelo que se utilizaron.

Se realizó una verificación, para los modelos de domo, de los valores obtenidos en el estado estacionario, comparándolos con los valores recopilados de modelos anteriores realizados en el grupo de trabajo y de parámetros de diseño.

Además, mientras se efectuaban las pruebas finales de los modelos integrales del reactor, en particular las simulaciones del accidente de pérdida de fuente fría, se observó una falencia importante en los resultados que predecía el código de cálculo, para los modelos más simples de domo, respecto del régimen de flujo en esta zona del reactor. Este comportamiento se decidió aprovecharlo como un ejemplo de error de modelado (o sea un efecto del usuario del código de cálculo), y se hizo como si no se hubiese descubierto este inconveniente, decidiéndose por lo tanto utilizarlos de todas maneras.

Cabe aclarar que en todos los modelos realizados, se automatizó lo más que se pudo todos los ajustes que normalmente se deben hacer por medio de procedimientos iterativos, como ser por ejemplo el ajuste del caudal y la presión del primario (los cuales, en los modelos desarrollados, se ajustan internamente en el código de cálculo, gracias a los controladores programados que utilizan las denominadas *control vars*) o las condiciones de contorno del modelo de Condensador de Aislamiento aislado (las cuales se ajustan mediante un procedimiento externo al código, ya que no es simple la forma en la que se especifican la concentración de gases no condensables en el código).

Finalmente, otras de las pruebas que se hizo, en esta etapa de verificación del modelo, fue el de analizar la influencia que tiene las realimentaciones de reactividad por densidad del moderador y temperatura del refrigerante. Se observó que la consideración de las mismas perturba al transitorio propuesto, y por lo tanto se optó por considerarlas como uno más de los parámetros con incertezas que afectan a la confiabilidad del Condensador de Aislamiento.

Una vez que se tuvieron los modelos funcionando y verificados, se procedió a utilizar, en el Capítulo 5 -, al modelo de Condensador de Aislamiento aislado, con el fin de analizar la influencia que tienen los gases no condensables en el funcionamiento de este sistema de seguridad pasivo.

Inicialmente se realizó un estudio paramétrico modificando el área de la válvula de venteo, pudiéndose obtener así el área optimizada, mediante una relación de compromiso entre la degradación de la eficiencia del Condensador de Aislamiento para extraer calor, y el inventario del primario que se pierde por el venteo. Posteriormente se verificó que el inventario perdido, por el venteo durante un accidente de pérdida de fuente fría, se encuentra suficientemente acotado como para evitar el descubrimiento del núcleo.

Una vez que se definió esta área, se procedió a realizar un estudio paramétrico, variando la presión y la concentración de gases no condensables dentro del Condensador de Aislamiento. Se observó una fuerte dependencia de la eficiencia del mismo respecto de estos dos parámetros. El paramétrico de presión sirvió además como punto de control respecto de los modelos que se habían desarrollado anteriormente en el grupo donde se trabajó, y además para verificar que la solución propuesta del venteo es lo suficientemente eficiente como para considerar despreciable la degradación de la transferencia de calor, que se produce entre el primario y las piletas del Condensador de Aislamiento.

También se realizaron estudios de la dinámica introducida por el venteo, ya que se analizó, tanto con el modelo aislado como con el modelo integrado, la velocidad con la que los gases no condensables son limpiados del sistema primario. Se comprobó que la velocidad con la que se ventean es suficientemente superior, como para que los mismos no dominen los tiempos característicos de los transitorios de pérdida de fuente fría.

Finalmente se utilizó al modelo integrado para analizar si además resulta necesario incluir a los gases no condensables dentro del estudio de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, basándose en las incertezas de los parámetros. Se observó que no es necesario incluirlos en este estudio, ya que se realizaron varias simulaciones para asegurar que la omisión de los mismos resulta conservativa si además no se considera la actuación del venteo.

Una vez que se concluyó con el estudio determinístico de la influencia de los gases no condensables en la eficiencia del Condensador de Aislamiento, se procedió con el Capítulo 6 -, en donde se realizó el análisis del aporte, a la degradación de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, que producen las incertezas existentes en todas las etapas de ingeniería que le corresponden al mismo.

Para poder realizar este análisis, se estructuró la forma de trabajar basándose en la metodología RMPS. Dado que por diversas razones no se podía seguir fielmente a esta metodología (entre las cuales está que no era el objetivo de la tesis), entonces se creó un *diagrama de flujo* de los pasos que se siguieron para poder obtener el resultado buscado. En el mismo se observa que además se agregaron procedimientos que no eran considerados en la metodología original, y que los mismos están destinados a mejorar la precisión de los resultados obtenidos.

En este trabajo se pudo transitar por prácticamente todas las etapas necesarias para determinar la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, a excepción de las relacionadas con mediciones experimentales y su uso en validaciones. Esto lleva a considerar que se ha realizado un trabajo suficientemente completo, formativo y enriquecedor en este aspecto.

El resto del capítulo consistió en seguir el *diagrama de flujo* propuesto, de manera tal de ir completando progresivamente los puntos que no se completaron en los capítulos anteriores (como ser la definición del sistema y el modelado de éste).

Se definió el escenario en el cual luego se evaluó la confiabilidad del Condensador de Aislamiento. El accidente simulado fue una pérdida de fuente fría, y el criterio de falla se definió como la actuación de la válvula de seguridad del primario, ya que la misión del Condensador de Aislamiento, por diseño, es la de reducir la presión del sistema primario durante el mencionado accidente.

Dado que el criterio de falla es discreto, el mismo no sirve para los análisis de sensibilidad y para la generación de las superficies de respuestas, entonces resultó ser necesario definir una versión del criterio de falla que sea continua, y la cual se llamó indicador de performance. El indicador propuesto, básicamente mide la cantidad que debe reducirse la eficiencia del Condensador de Aislamiento para que se produzca la

apertura de la válvula de seguridad. El mismo se definió de manera tal que cuando valga uno, se cumple el criterio de falla, y para valores entre cero y uno no se cumple el criterio de falla. Se implementó una rutina de cálculo de post procesamiento para estimar de manera conservativa dicho indicador.

Se hizo una revisión de los parámetros más importantes que se consideraron en el trabajo previo que se realizó en el grupo donde se trabajó, de manera tal de verificar las distribuciones que se les asignaron en aquella ocasión. En base a esto se realizó una discusión de expertos para definir las distribuciones de los nuevos parámetros propuestos.

Inicialmente se realizaron cien simulaciones con cada modelo de domo, en donde para cada simulación se sortearon todos los parámetros a la vez, según las distribuciones definidas.

Con estas simulaciones, se obtuvo que en ningún caso falló el Condensador de Aislamiento, y por lo tanto la confiabilidad obtenida es del 95% con un 95% de confianza. Además se obtuvo que los dos parámetros más importantes que afectan a la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, son el *fouling* en las paredes externas de los condensadores y el factor de la potencia de decaimiento. A su vez se observó que dos de los parámetros nuevos introducidos (y para los cuales se tuvo que modificar el código fuente del código de cálculo de manera tal de hacerlo sensible a éstos) resultaron estar entre los más importantes. En cambio la realimentación de reactividad resultó ser uno de los parámetros menos importantes.

Con los resultados de las simulaciones, se ajustó un hiperplano para que pueda ser utilizado como reemplazo del código de cálculo tipo *best-estimate*, el cual posee la ventaja de ser órdenes de magnitud más veloz para calcular el indicador de performance, en función de los valores de los parámetros de entrada.

Inicialmente se utilizó para el ajuste, el indicador de performance, pero se observó que este posee una relación funcional que va con la inversa de la potencia de extracción (que condensa, mediante una única variable, la información de los valores que poseen todos los parámetros con incerteza), y por lo tanto una extrapolación lineal daría resultados no conservativos. Se decidió entonces ajustar la Superficie de Respuesta con la inversa del indicador de performance.

Para mejorar la precisión de los resultados obtenidos con la superficie de respuesta, se vislumbró que los puntos simulados se encontraban relativamente lejos de la zona donde se produce la falla del Condensador de Aislamiento, y como se intentaban predecir valores en esa zona, entonces se estaba utilizando a la superficie de respuesta para extrapolar resultados. Por lo tanto convenía simular puntos más cercanos a esa región, y para saber cómo obtener puntos aleatorios en esa zona, se utilizaron aquellos del sorteo de un millón de casos que la superficie de respuesta predecía que se encontraban en la región de interés.

De esta manera se produjo un proceso de realimentación para optimizar a la superficie de respuesta, en donde se utilizaba a las simulaciones para generar una superficie de respuesta, a la cual se la utilizaba para saber cuáles nuevos puntos simular para poder, a su vez, generar una nueva superficie de respuesta.

Cuando comenzaron a converger los resultados, se decidió por no seguir con las iteraciones, y finalmente se obtuvieron las siguientes confiabilidades con los niveles de confianza mostrados.

	Confianza [%]				
	95	99	99.9	99.99	99.999
Domo 1	1.532e-003	1.532e-003	1.532e-003	1.532e-003	1.532e-003
Domo 2	8.766e-004	8.767e-004	8.768e-004	8.768e-004	8.768e-004
Domo 6	7.753e-006	1.004e-005	1.306e-005	1.591e-005	1.866e-005

En donde se ve que a medida que se aumenta la complejidad del modelo aumenta la confiabilidad del Condensador de Aislamiento, y que para el modelo de domo más complejo (Domo 6), aún para niveles elevados de confianza, la confiabilidad es del orden de 10^{-5} . Si se compara este valor con la confiabilidad obtenida por parte de un estudio probabilístico de seguridad clásico, en donde se tiene en cuenta la probabilidad de falla de cada uno de sus componentes, se observa que la probabilidad de falla o indisponibilidad del Condensador de Aislamiento es también del orden de 10^{-5} (bajo la hipótesis de la actuación de 2 de sus 4 módulos); con lo cual se observa que resulta importante realizar este tipo de análisis como complemento al APS clásico.

Una duda que podría surgir en la propuesta de incluir a la “confiabilidad funcional” en el APS es como solucionar el inconveniente de que el resultado de este análisis es dependiente del accidente propuesto, siendo que los árboles de falla aparentemente no lo son. Pero consultando a expertos en la realización de Análisis Probabilísticos de Seguridad se vio que los árboles de falla en realidad pueden ser dependientes de la secuencia accidental, teniendo que tener el cuidado de usar la probabilidad adecuada en la secuencia correcta. Si se lo usa de esta manera, entonces el resultado de la “confiabilidad funcional” entraría dentro de una compuerta *or* para sumarse a la confiabilidad total del Condensador de Aislamiento en el árbol de fallas.

Otra alternativa puede ser no incluir a la “falla funcional” del sistema de seguridad pasivo en el árbol de fallas, sino que hacerlo en el árbol de eventos, como una cabecera más de este, en donde se pregunta por el éxito de que el Condensador de Aislamiento cumpla con su función, a pesar de las diversas incertezas que existen. Y aún más, el análisis de incertezas podría ser más completo e incluir la posibilidad que actúen diversas combinaciones de número de redundancias del sistema de seguridad pasivo, y agregar cada una de estas combinaciones como cabeceras del árbol de eventos. Y divagando un poco más, hasta se puede cambiar el concepto de cabeceras discretas (actúa una, dos, etc. redundancias) por alguna especie de cabecera continua, ya que mediante el análisis realizado, se obtiene la distribución de probabilidades del indicador de performance, el cual está relacionado con la lejanía de fallar que tiene el Condensador de Aislamiento. Pero claro, estas opciones merecen un estudio mucho más profundo, el cual no es el objetivo de ese trabajo.

Se observó que todas las herramientas desarrolladas fueron sumamente útiles para realizar estos análisis, ya que disminuyeron considerablemente los tiempos necesarios para realizarlos.

Con los resultados resumidos en la tabla anterior se puede apreciar como los efectos del usuario pueden hacer variar considerablemente los resultados que se obtengan del análisis, ya que como se observa, la probabilidad de falla puede llegar a incrementarse hasta 2 órdenes de magnitud entre utilizar el modelo domo 1 o el domo 6. Si bien, en este caso, este efecto del usuario podría haberse eliminado, muchas veces sucede que no pueden ni siquiera ser detectados.

Se obtuvo que las incertezas que más peso tienen en la precisión de los cálculos de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento son las provenientes del modelado, luego viene el desconocimiento en determinados aspectos físicos (como ser los coeficientes de transferencia de calor, o las curvas de decaimiento). Posteriormente están las incertezas provenientes del estado operativo de la planta, y por último las referidas a la construcción y calibración de la planta.

Apéndice A - Herramientas que fueron creadas para ser utilizadas en los análisis

A continuación se pasará a describir brevemente algunas de las herramientas utilizadas, que hubo que crear o mejorar para poder desarrollar el modelo del reactor y en particular del domo, como así también para poder realizar las simulaciones y el análisis de los resultados realizados en este trabajo.

Algunas de las herramientas aquí descritas fueron desarrolladas con el objetivo que también puedan ser utilizadas por todos los integrantes de la División donde se realizó la Tesis, por lo tanto, se tuvo que incluir en el criterio de diseño de las mismas, la versatilidad y amigabilidad con el usuario.

Claramente se tuvo que programar muchas más herramientas y bloques de códigos complementarios que las que se comentarán a continuación, pero el objetivo de este capítulo es simplemente el de dar a conocer las más relevantes, como así también los resultados finales, y no todo el camino que hubo que recorrer para poder hacerlas funcionales y confiables, ya que esta es una tesis de ingeniería nuclear y no de sistemas informáticos.

A.1 - Plataforma para Gestionar la creación de la Nodalización del modelo del Reactor

En el grupo de Seguridad Nuclear de la Comisión Nacional de Energía Atómica, que opera en el Centro Atómico Bariloche se desarrolló una “Plataforma Integral de Gestión de Nodalización para Modelos de Planta de Reactores para el código de simulación de transitorios y secuencias accidentales, RELAP” [72], la cual fue utilizada para diversos trabajos realizados en el grupo, como ser los desarrollos de modelos para la *Central Nuclear Atucha 2* y para el loop de ensayos termohidráulicos *CAPCN* (Circuito de Alta Presión y Convección Natural) [73].

Una de las principales ventajas que posee el uso de esta planilla (que a su vez funciona como base de datos), es que los cálculos que se efectúen para realizar la nodalización pueden ser fácilmente rastreados posteriormente, lo cual da una mayor solidez a los resultados obtenidos como así también posibilita una posterior auditoria. Estas virtudes, como otras tantas fueron comprobadas cuando se la utilizó en los trabajos mencionados.

A continuación se pasará a describir brevemente el principio de funcionamiento de la plataforma y los criterios de diseño utilizados.

A.1.1 - La plataforma utilizada

La plataforma tiene la principal finalidad de ofrecerle al usuario, un método simple y efectivo de generar los archivos de *input* para el código de cálculo que se utilizará en las simulaciones. Por otro lado sistematiza la documentación del proyecto, en lo referido a la generación de modelos de planta.

El sistema incluye el ingreso de los datos de geometría y procesos, su procesamiento para magnitudes derivadas, el procesamiento de los datos para desarrollo de una nodalización, planillas pre-armadas para los componentes de modelado del código RELAP y la generación automática del archivo de entrada para dicho código. Establece un sistema de identificación y seguimiento de los datos y de la nodalización, que brinda calidad a la generación del archivo del modelo y permite auditar al mismo. Posee una serie de macros que agilizan y automatiza el tratamiento de los datos con el objetivo de minimizar posibles errores.

Los criterios de diseño de la Plataforma de gestión integral son:

- Los datos relativos al sistema deben ser introducidos sólo una única vez en una planilla que funcionará como base de datos.
- Deberán existir hojas en donde se registre el procesamiento de los datos y que funcionarán como la memoria de cálculo de la nodalización
- Cada dato o variable deberá estar definida con un nombre, en el lugar de su ingreso o cálculo, y dicho nombre deberá ser usado toda vez que se utilice dicho dato o variable.
- Deberán existir hojas individuales para cada componente que modela el código Relap, cuya información estará vinculada con las hojas de ingreso de datos o de cálculo o procesamiento de información
- La generación del input en formato exigido por el código Relap deberá ser automática, existiendo una hoja en donde el mismo se pueda visualizar en forma integral
- El sistema deberá estar diseñado de forma tal de facilitar la generación automática de la documentación de los trabajos realizados.

Con estos criterios se consigue minimizar los posibles errores que se suelen producir en la entrada de datos y su utilización posterior, y se facilita el rastreo o seguimiento del origen de la nodalización de la planta. Una ventaja relevante es que permite la actualización automática de todos los parámetros dependientes de un dado dato de entrada, con lo cual se facilita la modificación del modelo.

Esta plataforma de gestión está montada sobre la base del programa Excel, ya que permite el manejo de la información en forma de tablas de manera natural. Al mismo tiempo permite la programación de rutinas en lenguaje VBA llamadas macros.

A.1.2 - Mejoras implementadas en la plataforma

En la plataforma con que se trabajaba, generalmente no era necesario que muchos usuarios accedan simultáneamente a un mismo dato, ya que los sistemas y componentes del reactor podían dividirse y aislarse, y por lo tanto había una sola persona trabajando

con un set de datos a la vez. Esto trae aparejado el inconveniente que no permite simultaneidad de acceso a un dato.

Otro inconveniente que se observó al utilizar dicha plataforma, es que no había un control centralizado de cómo se cargaban y actualizaban los datos primarios obtenidos de informes, planos y demás documentaciones técnicas.

Por ello, para solucionar estos aspectos no contemplados en la versión que se utilizaba de la Plataforma, es que se decidió encarar de una manera ligeramente diferente la organización de la información en la misma.

Lo que se optó finalmente por hacer fue dividir, por un lado, todo lo que sean los datos básicos y colocarlos en un archivo único e independiente, y por otro lado, tener tantos archivos de planillas de cálculos como zonas se dividiera el Reactor a modelar, y en los cuales se realizarán los cálculos necesarios para nodalizar, como así también la nodalización propiamente dicha y la generación del *input* para RELAP.

El esquema conceptual de cómo se distribuyen los archivos sería como el observado en la *Figura A.1-1*.

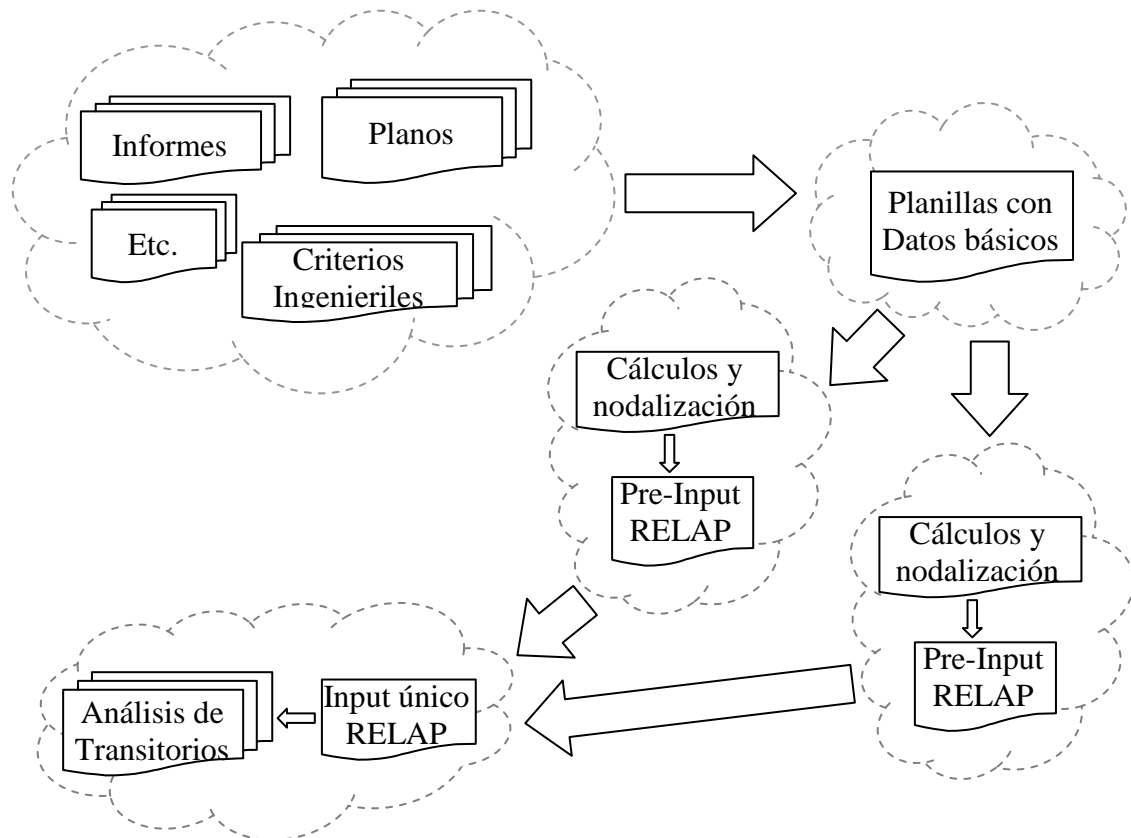


Figura A.1-1: Esquema conceptual de la organización de la información en los archivos y grupos de trabajo

Donde cada subconjunto está constituido por grupos de personas que trabajan en alguna de las etapas del proyecto en el cual se está desarrollando el diseño del reactor, e inclusive pueden pertenecer a distintas divisiones o grupos de trabajo.

Una vez que se ideó la forma de trabajo, se observó que resultaba vital que las personas que estén trabajando en los cálculos y nodalizaciones posean siempre los datos actualizados. Pero dado que no había un sistema automático e integral de actualización de los datos del proyecto, se planteó como objetivo básico que al actualizar manualmente los datos en la planilla de datos básicos, los mismos se refresquen automáticamente en las planillas de cálculos y nodalizaciones.

Para lograr esto, inicialmente se pensó en que periódicamente se copien todas las hojas que posea el libro con los datos básicos en cada uno de los libros de cálculo y nodalización.

Pero esto traía aparejado principalmente dos inconvenientes. Por un lado no se encontró la manera de que se copien las imágenes embebidas que tenían cada hoja. Y por otro lado, el proceso de copia *celda a celda* entre libros distintos resultaba ser relativamente lento.

Por esto es que se buscó otra forma de vincular los datos, y lo que se encontró es que *Excel* posee la capacidad de leer *celdas* de otros libros, aunque estos estén cerrados, haciendo que los valores entre los libros quedan vinculados entre sí, y no solamente copiados, aprovechándose además, de esta manera, una función interna del programa.

Por lo tanto, finalmente se optó por vincular los datos entre sí, haciendo que los datos utilizados para hacer los cálculos, vean directamente los valores que están en el libro de Datos Básicos.

Pero utilizar directamente la sentencia para vincular datos, a un libro externo en las ecuaciones que lo necesiten, presentaba principalmente dos inconvenientes. Uno es que la misma es relativamente larga, y por lo tanto, al escribirlas en las ecuaciones, estas quedaban muy complicadas de leer posteriormente. Y el otro inconveniente es que, al cambiar el nombre del archivo donde están los datos básicos, traería aparejado muchos problemas para actualizar los nombres en las ecuaciones.

Entonces, para solucionar estos inconvenientes, se decidió por implementar en el libro de cálculos una hoja dedicada exclusivamente a leer los datos del libro de datos básicos, y a su vez a bautizar a estas variables de manera tal que tengan el mismo nombre en ambos libros. De esta manera se obtuvieron la siguiente serie de ventajas:

- Cuando se llamen a las variables en alguna ecuación, estas poseerán un nombre corto, y a su vez igual a los que poseen en el libro de Datos Básicos. Esto hace que virtualmente sea como si se trabajara con un solo libro.
- En el libro de cálculos queda bien separado y diferenciado lo que son vínculos a otros libros, del resto de la Plataforma para Nodalizaciones.
- Resulta muy simple modificar el nombre del libro en donde están los Datos Básicos gracias a una simple macro desarrollada para este fin.

Entonces, finalmente la forma en la que fluyen los datos en la plataforma es como se observa en la *Figura A.1-2*.

En la misma se puede apreciar un ejemplo de cómo se utiliza algún dato básico, como ser una de las alturas que se reporta en un plano elaborado por el grupo de mecánica.

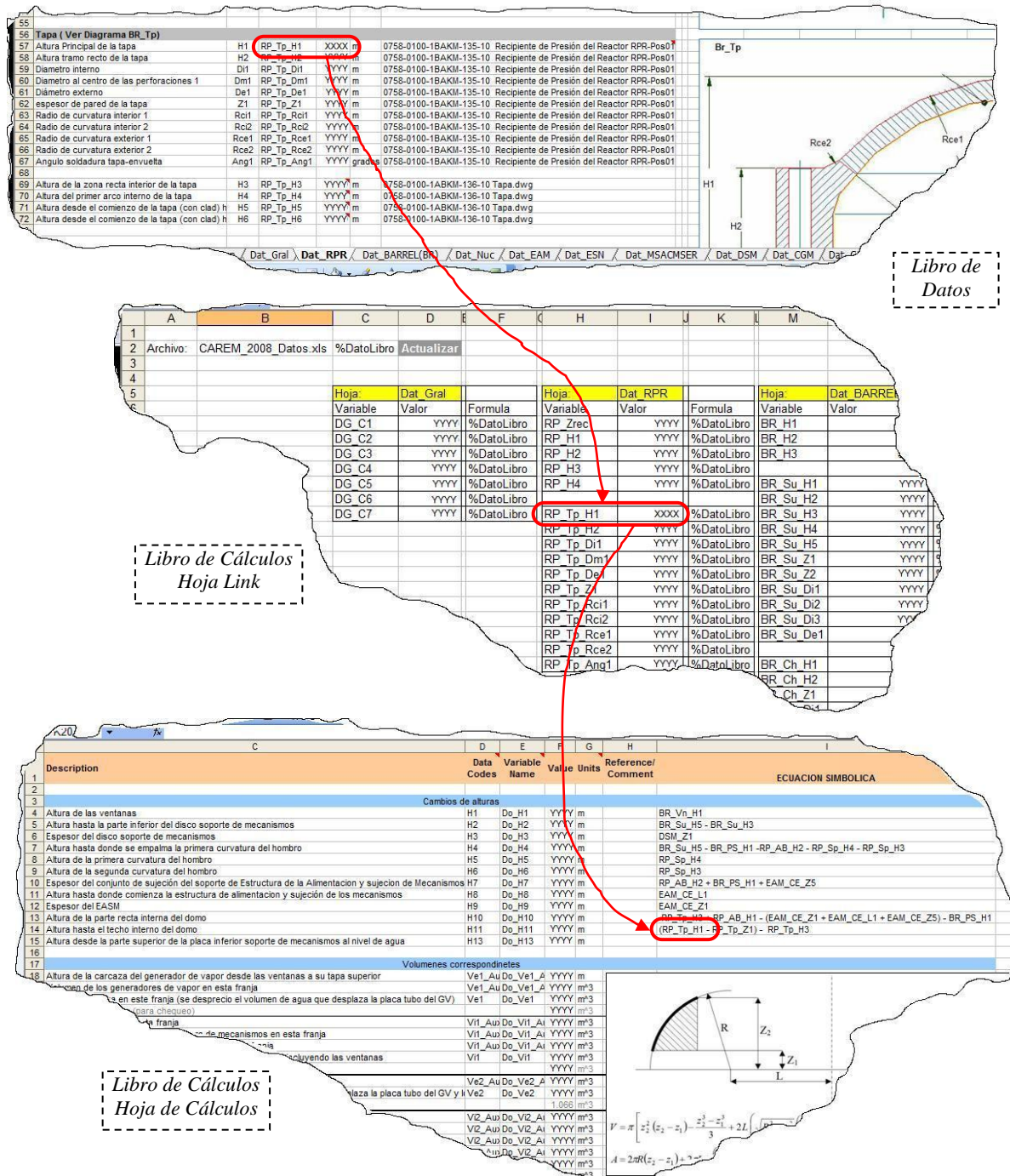


Figura A.1-2: Ejemplo de cómo fluye la información entre el libro de Datos Básicos y los cálculos realizados para la nodalización.

Se observa que del plano correspondiente se tomó el valor de la cota *H1*, la cual es mostrada en la figura embebida en la hoja *Dat_RPR*, que se encuentra en el libro de Datos Básicos (donde en el ejemplo el archivo se llama *Datos.xls*).

Luego este valor es leído por la hoja denominada *Link*, la cual se encuentra en el libro de Cálculos y Nodalización. Además, este valor es “bautizado” con el mismo nombre que poseía la variable en el otro libro (en el ejemplo el nombre de la variable es *RP_Tp_H1*).

Finalmente, este valor es llamado con el mismo nombre que tenía en el libro de Datos Básicos, en una fórmula donde se está calculando alguna altura pertinente a la nodalización que se utilizará luego.

Cabe aclarar que el archivo de Datos Básicos trabaja en un modo especial denominado *compartido y con control de cambios*, la cual es una funcionalidad del *Excel* que sirve para cuando un archivo va a ser accedido por múltiples usuarios en simultáneo. De esta manera, cuando los usuarios estén trabajando en sus libros correspondientes de Cálculos y Nodalización, podrán tener abierto, en simultáneo por varios usuarios a la vez, el libro de Datos Básicos para poder buscar los nombres y diagramas de las variables que necesiten.

Además se desarrollaron otra serie de macros para gestionar los nombres de las variables.

Se pudo verificar que la macro funciona correctamente para cada una de las situaciones para la que fue pensada.

Se comprobó que la misma posee una gran velocidad de ejecución, aún cuando tiene que actualizar todos los vínculos.

Se corroboró su gran utilidad, ya que el usuario no tiene que preocuparse por copiar los datos desde la planilla de datos básicos, ya que virtualmente las puede llamar directamente desde su libro de Cálculos y Nodalizaciones como si todo estuviese en el mismo libro.

Se observó que la actualización de los valores es suficientemente veloz, lo cual es importante ya que esto se realiza cada vez que se abre el archivo de Cálculos y Nodalizaciones

A.2 - Pre-procesador de los Inputs para las corridas paramétricas

Con el objetivo de realizar estudios de la confiabilidad de sistemas de seguridad pasivos, mediante la propagación de las incertezas, es necesario realizar análisis paramétricos. Estos consisten en realizar una serie de corridas, en donde en cada una de ellas se modifica un determinado conjunto de parámetros, siendo este conjunto prefijado e invariante en las distintas corridas. Estos parámetros van adquiriendo diversos valores en cada corrida, siendo el valor que adoptan dependientes del estudio que se está realizando.

Si, por ejemplo, el conjunto de parámetros fuese de 10 elementos, entonces en cada corrida hay que escribir, como mínimo, el valor de estos 10 parámetros. Si a esto se suma que, fácilmente, se pueden realizar del orden de 100 corridas, entonces se ve que hay del orden de 1000 valores que habría que ingresar a mano.

Claramente este es un proceso muy tedioso, que requiere un alto nivel de sistematicidad, y muy susceptible a cometer errores.

Entonces, dado que la computadora fue concebida para realizar procesos repetitivos, es que se decidió implementar un *script* que realice el reemplazo de los valores

correspondientes en cada corrida, y de esta manera aumentar la confiabilidad en el proceso de asignación de valores.

Como las entradas (*inputs*) en el código de cálculo utilizado (RELAP) se realizan mediante archivos de texto, en donde se definen las geometrías, propiedades y demás características del modelo del reactor que se está utilizando, entonces se buscó la forma de poder manipular estas entradas directamente, en forma automática y previo a la ejecución de la corrida, sin tener la necesidad de crear, por ejemplo, nuevas interfaces con el código para poder interactuar con el mismo en tiempo real.

Por lo tanto, se decidió utilizar el lenguaje de programación MatLab, para poder manipular las entradas (que finalmente son archivos de texto) ya que dicho lenguaje tiene la capacidad de trabajar con este tipo de archivo. Además se utilizó este lenguaje de programación porque es el que estaba disponible en el Instituto, es con el que se encuentra más familiarizado el autor de la tesis, y es en el que se programó los demás bloques de la cadena de pre-procesamiento, post-procesamiento y diversos códigos de soporte con los que se hacía, por ejemplo, la verificación de las distintas etapas de cálculo.

Para lograr que el *script* creado sepa donde introducir cada uno de los valores, se optó por utilizar la metodología que se describe a continuación.

Primero se crea un *input* que posea todo lo necesario para poder realizar una de las simulaciones, al cual se le denomina “pre *template*”. Al mismo se le asignan los valores nominales de cada uno de los parámetros que luego variarán en cada corrida. Luego se realiza una simulación con esta entrada, y se verifica que se obtengan los resultados esperados, y además que el modelo sea lo suficientemente robusto como para que no fallen las simulaciones.

Posteriormente se procede a reemplazar, con “palabras claves” o *key-words*, los valores nominales de los parámetros que se han introducido en el pre *template*, generándose finalmente el “input base” o *template*. Por ejemplo, si uno de los parámetros fuese la potencia del reactor, y su valor nominal es 100, entonces en algún lugar del pre *template* debería estar escrito el número “100” (al menos una vez, como por ejemplo en donde se define la potencia neutrónica del reactor, la cual posee una posición específica, en la “tarjeta” correspondiente del *input* del modelo para RELAP). Entonces para hacer el *template*, se reemplaza, a mano, el número “100” por la palabra “POTENCIA”, pasando a ser la palabra “POTENCIA” el *key-word* del parámetro “potencia del reactor”.

De esta manera, al *script* se le da como entrada una lista de palabras claves y de sus valores numéricos correspondientes, y el nombre del archivo *template* y del archivo de *input* con el que se va a realizar la corrida.

Cuando se realizaron las corridas paramétricas, el contenido del *template* dependió de la complejidad del modelo, ya que, por ejemplo, cuando se trabajó con un modelo aislado del Condensador de Aislamiento, el *template* tuvo incluido el modelo completo; en cambio, cuando se trabajó con el modelo integrado del reactor, el *template* era simplemente un archivo de *restart* que tenía solamente los componentes y demás entradas que se correspondiesen a los parámetros elegidos, y por lo tanto la simulación se iniciaba con un archivo que ya tenía todo el modelo completo y había alcanzado el estado estacionario.

A.3 - Lanzadores de corridas

El RELAP fue diseñado para que corra una sola instancia del mismo a la vez por máquina. Pero actualmente las computadoras cuentan con múltiple núcleos, y además es posible la accesibilidad a varias computadoras a la vez, conectadas a través de una red para datos.

Entonces, aprovechando esta disponibilidad de procesamiento que hay en el grupo donde se hizo la tesis, es que se buscó la forma de poder hacer varias corridas en simultáneo.

Lo primero que se observó, es que si bien un ejecutable (y toda su estructura de archivos, como ser las tablas de propiedades del agua que utiliza) puede ser utilizado para hacer una sola corrida por vez, varios ejecutables en carpetas separadas sí pueden ser utilizados para que realicen simulaciones en simultáneo. Por lo tanto, se crea una estructura de directorios, donde se hacen tantas carpetas como corridas en simultáneo se quiera hacer, y dentro de cada carpeta se coloca toda la estructura de archivos necesarias para hacer una simulación con el RELAP (*input*, *outputs*, ejecutables, binarios, tablas, etc.). A su vez, esta estructura de archivos también se crea en las computadoras en donde se quieran hacer las corridas en forma remota, para aprovechar los procesadores de dichas máquinas.

Luego se crearon una serie de *bat's* (ejecutables escritos en código *batch* para el sistema operativo *DOS*) para realizar la gestión de las corridas locales y las remotas, siendo necesario, para estas últimas, recurrir a una serie de programas especiales para ejecutar programas en otras computadoras y poder matar los procesos si fuese necesario.

Una vez que se encontró una forma confiable y robusta de ejecutar las simulaciones (tanto locales como remotas), se procedió a crear un *script* que realice en forma automática la gestión de las corridas, y se encargue de repartirlas a los procesadores disponibles, y de luego recolectar los resultados. De esta manera se reducían considerablemente los tiempos muertos que existen entre que se termina una simulación, se toma conocimiento de que esto sucedió, se recopilan los resultados y luego se lanza una nueva corrida. Optimizando así el procedimiento, lo cual fue muy necesario, especialmente cuando se requirió hacer del orden de 600 simulaciones.

En la *Figura A.3-1* y *Figura A.3-2*, se muestran dos capturas de pantalla que se realizaron para mostrar ejemplos de cómo se veían en funcionamiento los *bat's* y el *script* mencionados.

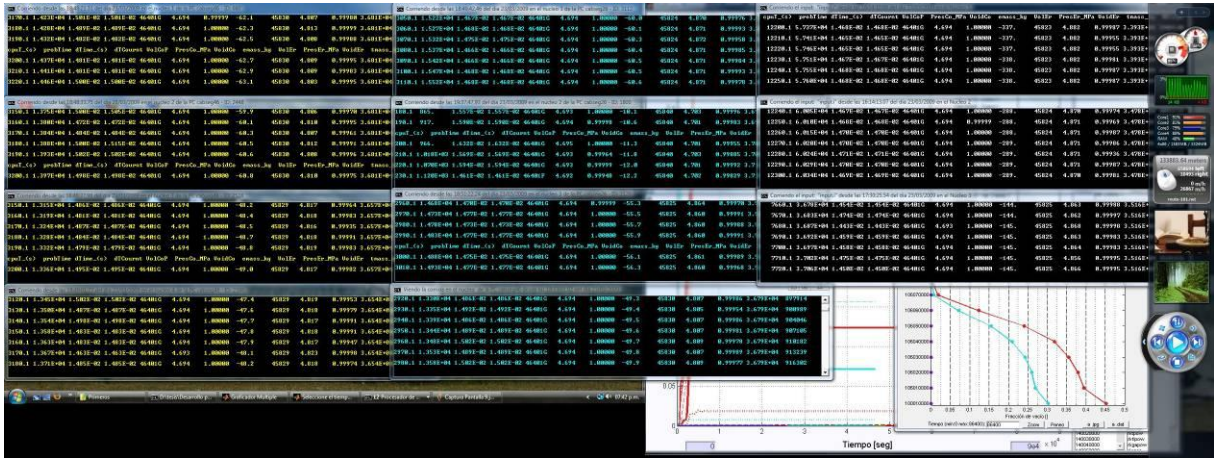


Figura A.3-1: Ejemplo de una situación donde se realizaban en simultáneo 11 simulaciones, 8 en dos PC's remotas, y 3 locales. A su vez se analizaban sus tendencias en tiempo real.

Habilitado	PC	Núcleo	Responde	Comentario	Comando	1 CPU	<1 CPU>	PID	Cancelar	Input
☑	CABSE044	11	Si	Si	000:28:03	000:33:04	000:00:00	726	Ahora	Demo1_v3_26
☑	CABSE044	12	Si	Si	000:27:58	000:32:50	000:00:00	480	Ahora	Demo1_v3_26
☑	CABSE044	13	Si	Si	000:28:43	000:32:41	000:00:00	1756	Ahora	Demo1_v3_27
☑	CABSE044	14	Si	Si	000:27:02	000:32:31	000:00:00	1328	Ahora	Demo1_v3_28
☑	CABSE044	15	Si	Si	000:28:39	000:32:21	000:00:00	712	Ahora	Demo1_v3_29
☑	CABSE044	16	Si	Si	000:27:54	000:32:21	000:00:00	1820	Ahora	Demo1_v3_30
☑	CABSE044	17	Si	Si	000:27:57	000:32:21	000:00:00	1616	Ahora	Demo1_v3_31
☑	CABSE044	18	Si	Si	000:27:57	000:32:21	000:00:00	1688	Ahora	Demo1_v3_32
☑	CABSE018	11	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	12	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	13	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	14	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	15	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	16	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	17	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	18	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	19	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	20	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	21	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	22	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	23	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	24	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	25	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	26	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	27	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	28	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	29	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	30	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	31	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	32	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	33	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	34	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	35	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	36	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	37	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	38	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	39	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	40	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	41	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	42	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	43	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	44	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	45	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	46	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	47	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	48	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	49	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	50	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	51	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	52	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	53	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	54	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	55	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	56	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	57	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	58	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	59	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	
☑	CABSE018	60	Si	No	000:00:00	000:00:00	000:00:00		Ahora	

Figura A.3-2: Ejemplo del script para gestionar automáticamente las múltiples corridas funcionando, en donde se estaban realizando 16 corridas en simultáneo entre 3 PC's.

Para saber el número de simulaciones simultáneas que era conveniente lanzar en cada una de las PC disponibles, se ideó un *benchmark* en donde se lanzaban desde 1 a 9 corridas simples simultáneas en cada una de las PC, y luego se comparaba los tiempos de cálculo de cada corrida (en función del número de corridas simultáneas que se estaban realizando). Los resultados obtenidos se muestran en la *Figura A.3-3*. En la misma se aprecia que la serie Q de Intel (la cual posee *quad core*, o sea 4 procesadores), mantiene el rendimiento hasta las 4 simulaciones en simultáneo, por lo tanto ese fue el número de corridas simultáneas que se eligió para las computadoras con esos procesadores. En cambio, los de la serie i7 de Intel (que poseen 4 procesadores + *hyper-threading*) soportan hasta 8 simulaciones en simultáneo teniendo un rendimiento igual que los de la serie Q con 4 corridas simultáneas.

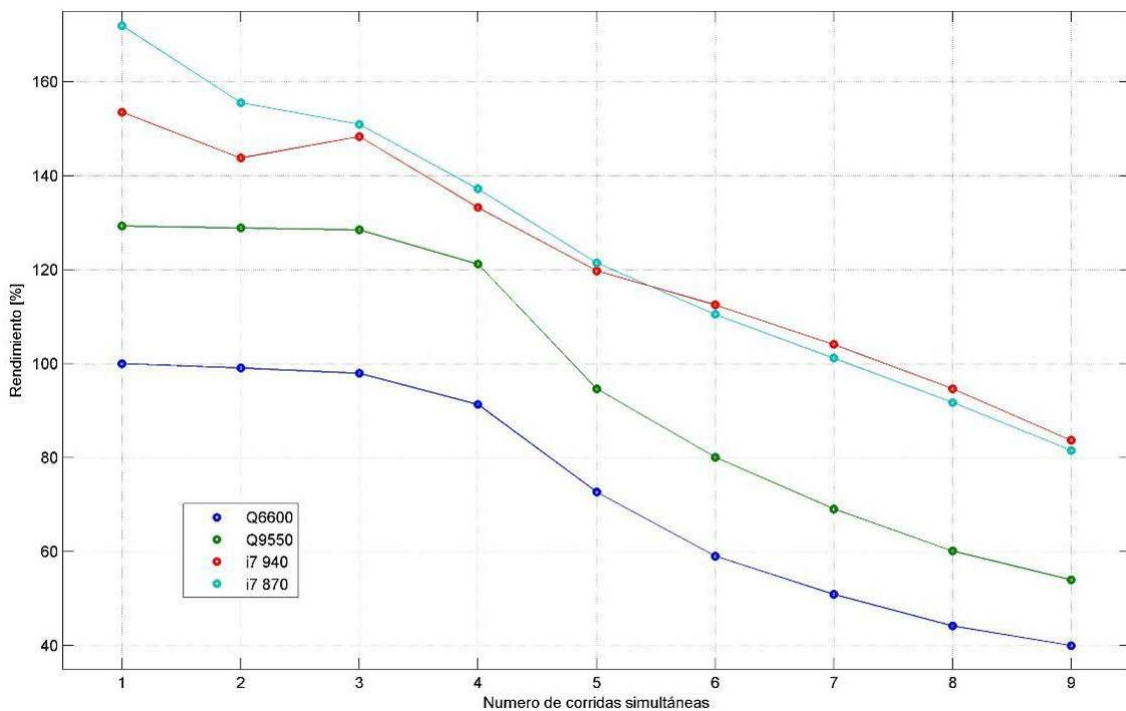


Figura A.3-3: Comparación de la eficiencia de distintos procesadores para realizar simulaciones en simultáneo.

A.4 - Post-procesadores

Para poder analizar los resultados que se obtenían de las corridas con RELAP, se realizaron una serie de post procesadores o graficadores.

Esto fue motivado principalmente porque, al ser el RELAP un código tan antiguo, el mismo es bastante duro de manipular, ya sea para introducirle los datos como para leer los resultados. El mismo carece de interfaces gráficas, y se maneja principalmente con archivos de texto y con un archivo binario.

La manera estándar de ver los resultados obtenidos de la simulación es mediante el archivo de salida (*output*), y solicitándole a posterior (una vez finalizada la corrida) que devuelva una especie de tabla con los valores de ciertas variables (las cuales son especificadas por el usuario) en función del tiempo.

En el archivo de *output*, se imprimen como “texto sin formato” los valores de muchísimas variables de interés (prefijadas por los programadores del RELAP) cada un determinado período prefijado en el *input* de la corrida. Por lo tanto, una vez realizada la corrida, no se puede modificar la periodicidad con lo que se imprimieron los resultados en el output, ya que esto fue realizado en tiempo de cálculo.

La otra forma de solicitar los resultados, se realiza una vez finalizada la corrida. Lo que se debe hacer es mediante un nuevo *input* (mucho más simple, de aproximadamente tantas líneas como variables se quieren solicitar, el cual es llamado *strip*) se llama de nuevo al código, y el mismo extrae las variables solicitadas de un archivo binario, que es donde se encuentra toda la información de la corrida. Si bien, utilizando esta técnica se posee mucha mayor resolución temporal y se utiliza para graficar los resultados con

las tablas obtenidas, la misma se puede volver muy tediosa si se quiere ir indagando en muchas variables distintas sucesivamente, ya que por cada conjunto de nuevas variables que se quiera ver, se va a tener que repetir el procedimiento de generar el input, llamar al código, e importar los resultados en el programa de graficación.

Por esto es que se decidió automatizar el proceso de graficación de las evoluciones temporales mediante interfaces gráficas.

La primera aproximación que se hizo fue para poder graficar el perfil de alguna variable, ya que este es el proceso más tedioso de todos, porque al graficar un perfil, lo que hay que hacer es, para un tiempo dado y todos los nodos elegidos (ya sean uniones o volúmenes), mostrar el valor de alguna variable en función de la posición. Por lo tanto, lo que se buscó fue automatizar el proceso de búsqueda de la posición del nodo (para lo cual se leía directamente desde el archivo de *input*, y se procesaba la información de las longitudes, inclinación, formas de unirse, etc.), la generación del archivo de *strip*, y la llamada al código. Con este graficador se obtuvo buenos resultados para lo que fue utilizado, que era en la obtención de perfiles dentro del Condensador de Aislamiento, ya que se los podía generar y exportar con tan solo unos pocos *click's*. Pero se vio que tenía serias limitaciones cuando el sistema se volvía más complejo, sobre todo porque requería un poco de manipulación dentro del código cuando se cambiaba de modelo. Además tenía la desventaja que seguía dependiendo de la generación de estos archivos de *strip* y de la ejecución del código, con lo cual no permitía ver los resultados mientras aun se corría la simulación, y era relativamente lento, ya que tenía que leer el valor de la variable deseada para todos los tiempos de la simulación (además de para todos los nodos requeridos).

Para solucionar esto, se buscó la forma de independizarse de los archivos de *strip*, y lo que se encontró en uno de los manuales de RELAP [28], fue la forma de leer directamente la información desde el archivo binario con los resultados de la simulación. Por lo tanto, una vez que se supo como era el formato dentro del mismo, se procedió a generar dos funciones en MatLab, una de ellas destinada a leer toda la información referida al “encabezado” (que sirve básicamente para la gestión de la información dentro del archivo), y la cual es llamada por única vez cuando el usuario elige un nuevo archivo de *restart* (el binario), y otra función que lea directamente los valores de las variables, basándose en la información que se obtuvo con la primera función.

Los valores en esos binarios se encuentra básicamente en una forma de tabla, en donde los renglones son los distintos tiempos, y las columnas son las variables de cada componente. Por lo tanto, mediante la primera función se extraía la correspondencia entre las columnas y los nombres de las variables y componentes, y luego cuando se deseaba algún valor, se llamaba a la segunda función, diciéndole directamente que celdas de la matriz tenía que leer, lo cual es mucho más veloz que pedirle al RELAP que primero muestre los valores de toda una columna, para luego elegir el valor de alguna fila (tiempo).

De esta forma, se pueden acelerar significativamente el tiempo de lectura, especialmente cuando se deseaba graficar algún perfil. Y otra ventaja que trajo el hecho de trabajar

directamente con el archivo binario (independizándose así del ejecutable de RELAP), fue que se permitió leer la información mientras se realizara la simulación.

De esta manera, el resto del trabajo para realizar los graficadores fue el de realizar un entorno gráfico que le facilite al usuario trabajar con estas dos funciones.

Se realizaron diversos entornos gráficos con distintos objetivos.

El primero de estos entornos es para trabajar con un sólo archivo de *restart* a la vez. Con el mismo se elige el archivo con el que se quiera trabajar, y una vez hecho esto, el mismo muestra una lista con todas las variables que encontró dentro del archivo. Cuando el usuario elige alguna variable, el entorno muestra en otra lista, todos los componentes que poseen la variable elegida. Luego el usuario elige todos los componentes para los cuales quiere ver la evolución temporal, y procede a graficarlo mediante un *click* más. Al gráfico hecho, se lo puede exportar como imagen o como texto, o realizar el perfil para algún tiempo dado (el cual puede ser exportado también). Además posee filtros de tiempos, para leer solamente los tiempos que uno desee, y así acelerar el proceso. Tiene un buscador de componentes mediante filtros, lo cual facilita mucho el proceso de selección. Por otro lado, también permite graficar automáticamente distintas variables a la vez (teniendo en cuenta la dificultad que representa simplemente las diferencias en las escalas), y diversas funciones más para la manipulación de la información y los gráficos.

Otro de los entornos es muy similar al primero, pero en vez de tener la capacidad de graficar varias variables a la vez, posee la opción de graficar distintos archivos a la vez.

El tercero de los graficadores está más bien pensado para ver las distribuciones espaciales de las variables, en vez de sus evoluciones temporales. El mismo es más complejo de utilizar, pero posee mucha potencialidad. Su funcionamiento se basa en relacionar una figura geométrica (hecha por ejemplo como una imagen “jpg”, y que representa algún componente del reactor) con algún componente de RELAP, y pudiéndole asignar un color a su interior en función de un mapa de colores y del valor que posea alguna variable elegida. Mediante este graficador se pueden obtener como “fotos” del estado del reactor para un tiempo dado, mostrando, a la vez y mediante colores, el valor que poseen todos los componentes que fueron modelados. Claramente, como se pueden mostrar las fotos, también permite armar videos.

Finalmente, se hizo un cuarto graficador, que tiende a ser una mezcla del primero con el tercero, ya que muestra, mediante una superficie, la evolución de alguna variable en función de la posición y del tiempo.

El primero de estos graficadores es actualmente muy utilizado por el grupo donde se realizó la tesis, ya que se pudo comprobar su gran versatilidad, robustez y velocidad a la hora de analizar los resultados de las corridas, lo cual fue obtenido, en parte, gracias a que ellos, a la vez, fueron depuradores del programa.

También se generaron diversos *scripts* en MatLab para poder graficar situaciones más específicas, como cuando se tuvo que analizar los resultados de más de 100 simulaciones en simultáneo.

A.5 - Procedimiento utilizado para realizar las simulaciones paramétricas para el análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento

Para definir finalmente cada uno de los archivos de *input* que se iban a utilizar para realizar las simulaciones con el código RELAP, fue necesario crear un procedimiento muy bien definido, a fin de tener la mayor sistematicidad y automatización posible, como a su vez la de implementar puntos y criterios de verificación para comprobar la correcta realización de cada paso. Por lo tanto a continuación se pasará a contar cual fue el procedimiento utilizado (y es ejemplificado mediante la *Figura A.5-1*).

Lo primero de todo fue definir un modelo definitivo del reactor a utilizar, ya que aún se encontraba en proceso de desarrollo, por ser el mismo un modelo que continuamente se estaba validando y mejorando por parte de la División de Seguridad Nuclear para su empleo en el IPS. Por lo tanto se tuvo que congelar el mejor modelo disponible a la fecha.

Una vez que se tuvo el modelo definitivo del reactor, fue necesario crear tres versiones del mismo, a fin que cada uno posea implementado un modelo de domo distinto. Los modelos de domo utilizados fueron los denominados Domo 1, Domo 2 y Domo 6_2.

A su vez, se implementaron diversas *control vars*, que posee el RELAP para realizar cálculos internamente, los cuales servirían después para verificar el comportamiento global del sistema, como a su vez para calcular posteriormente “cuán lejos” de fallar estuvo el sistema, de acuerdo al criterio de falla propuesto en la sección 6.2.1 -.

Además fue necesario implementar sistemas de control internos, para que el reactor se acomode automáticamente a los parámetros de estado estacionario que se definan mediante los parámetros elegidos anteriormente, como ser por ejemplo la presión y el caudal del refrigerante del primario.

Una vez que se terminó de escribir todas las implementaciones en cada uno de los tres *inputs*, se procedió a realizar un corrida con cada uno de ellos sin postular la falla de ningún sistema, a fin de que el reactor alcance el denominado “estado estacionario”, en el cual todas las variables tienden a estabilizarse al valor que le corresponde para las condiciones normales de operación del reactor. Esto es necesario porque al definir cada uno de los componentes del reactor en el archivo de *input*, a los mismos se le asigna valores aproximados que deberían tener en estado estacionario, y por lo tanto es tarea del código hacer converger todos ellos a su valor real. Cabe mencionar que se tardaba un día real de corrida solamente en alcanzar estos estados estacionario, y por lo tanto era impensable hacer que se alcance el estado estacionario partiendo de cero para cada uno de las 100 corridas necesarias. Estos estados estacionarios servían de modelo base para cada uno de los tres modelos de domo (domo 1, 2 y 6_2).

Posteriormente, la idea es que para cada una de las 100 combinaciones de los parámetros existentes, y para cada modelo de domo, se alcance un nuevo estado estacionario, el cual partía del estacionario base obtenido en el paso anterior, y llegaba al nuevo estacionario que quedaba definido por los valores que le correspondían a cada parámetro para esa simulación. Una vez que se tuvo cada uno de estos estados estacionarios (donde cada uno tardaba solamente del orden de 10 minutos reales en correr), se procedía a iniciar la simulación del accidente de pérdida de fuente fría para cada uno de las 300 combinaciones de domo-parámetros existentes, utilizando sus respectivos archivos de estados estacionarios.

Otra de las ventajas de dividir en estas etapas, es que los archivos de *input* para alcanzar el segundo estado estacionario y el archivo de *input* del accidente, eran mucho más simples que el archivo de *input* del estado estacionario original, ya que solo tenían las líneas necesarias para definir los valores de los parámetros (porque el resto del reactor había sido definido en los archivos del primer estado estacionario), con lo cual era, por ejemplo, más fácil de encontrar posibles errores.

Además se tuvo el cuidado de que los archivos de *input* de estas dos últimas etapas no fuesen dependientes del modelo de domo, ya que en ninguna de las líneas de código de estos archivos se colocó algún número relacionado a algún modelo de domo en particular. Con esto se eliminaba la necesidad de tener cuidado respecto del modelo de domo cuando se generaban estos archivos de *input*.

Para crear cada uno de los 100 archivos de *input* para alcanzar el nuevo estado estacionario (y en los cuales por primera vez se introducían en el modelo algún valor relacionado con las corridas paramétricas), se utilizó el pre-procesador comentado brevemente en el capítulo “herramientas utilizadas”, con lo cual se creó un *template* con todas las líneas necesarias para introducir cada uno de los parámetros, y en los lugares específicos de estas líneas en donde tenía que ir el valor del parámetro, se escribía el *key-word* correspondiente, para que luego el pre-procesador reemplace automáticamente al mismo por el valor necesario. Además el pre-procesador asignaba un nombre de archivo distinto al *input* de cada una de los 300 casos, y creaba una copia (con el mismo nombre pero distinta extensión) del archivo de *restart* con el estado estacionario del modelo de domo correspondiente.

Para el caso de los *inputs* que iniciaban el accidente, se realizaba un procedimiento equivalente.

Cabe aclarar que para que el pre-procesador pueda introducir correctamente los parámetros en un formato que entienda el RELAP para el modelo desarrollado, hubo que realizar una etapa de pre-acondicionamiento automática de cada uno de los 100 valores de cada parámetro, en donde se realizaron cuentas extras con los mismos y se los dejó en un formato que entienda el pre-procesador.

Esto fue necesario, porque, por ejemplo, la realimentación de reactividad en RELAP se introduce como un coeficiente distinto para cada uno de los nodos que representan al combustible, el cual tiene en cuenta el coeficiente de realimentación de reactividad calculado por el grupo de neutrónica y además un factor de peso que está relacionado con la distribución axial de potencia, y a cada uno de estos coeficientes por nodo, se tuvo que multiplicar por el factor correspondiente para esa corrida paramétrica; por lo

tanto, para este caso, para cada simulación, el valor respectivo del coeficiente de reactividad obtenido del sorteo y de su distribución de probabilidad se convertía en tantos números como nodos axiales tenía el combustible.

También hay que recalcar que se verificó que todos los estados estacionarios se encontraban convergidos, y que además respetaban los valores de los parámetros respectivos. Esto era fácil de verificar ya que se habían programado las *control vars* necesarias para que den el error porcentual entre el valor deseado de algún parámetro y el valor real que tenía durante el estacionario.

A continuación se muestra, a modo de ejemplo, un diagrama del proceso de creación de los archivos.

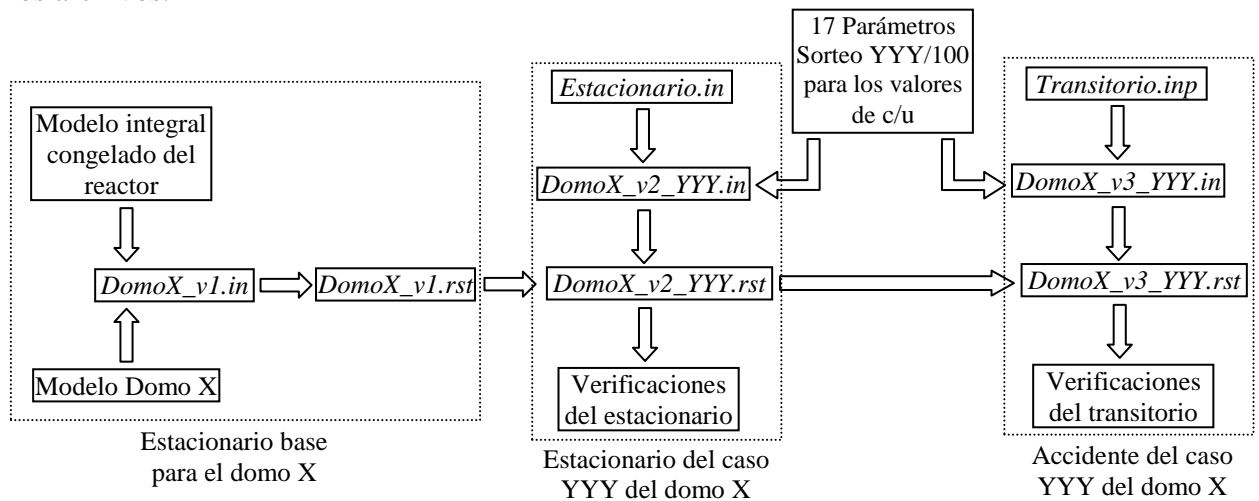


Figura A.5-1: Diagrama del proceso de creación de los archivo para la obtención de los resultados para el caso YYY (de 001 a 100) del modelo de domo X (1, 2 y 6)

Recordando que por cada corrida de RELAP se obtienen 4 archivos, y que para cada modelo de domo hubo 1 corrida para obtener el estacionario base, 101 corridas para el estacionario de cada caso (los 100 paramétricos más el caso nominal), y otras 101 corridas para el transitorio, se puede tener una idea de la complejidad en la gestión de toda esta información.

A.6 - Modificación del código fuente de RELAP

Otro trabajo que se tuvo que realizar en paralelo al desarrollo del modelo, fue el de la modificación de una zona muy puntual del código fuente de RELAP.

Esto se tuvo que realizar para poder afectar directamente, mediante un factor, a los coeficientes de transferencia de calor que predice el código en las paredes internas y externas de los condensadores del Condensador de Aislamiento, ya que en este trabajo se pretende incluir a estos coeficientes en el análisis de la confiabilidad del Condensador de Aislamiento

El código no está originalmente preparado para ofrecer esta capacidad, ya que cuando se deja que él mismo calcule estos coeficientes, lo hace de acuerdo a los modelos que tiene programado.

Una manera de afectar estos coeficientes, sería calculando a mano previamente las correlaciones que utiliza el código, y luego introducirlas en forma de tablas y con los factores deseados, para que los utilice a estos valores en vez de los que calcularía por con sus modelos. Claramente esta opción no es muy viable, ya que resulta muy conveniente utilizar el código como vino programado, porque así fue como ha sido validado.

Otra forma sería modificando las áreas de transferencia, pero esto afectaría a los espesores en juego también (para conservar la masa), con lo cual trae aparejado otros efectos que pueden enmascarar la fenomenología de utilizar solamente un coeficiente mayor o menor que el predicho por RELAP en cada iteración.

Por lo tanto, la opción más confiable, y además enriquecedora académicamente, resulta ser la de aplicar directamente el factor que se desee al coeficiente de transferencia de calor que calcule RELAP, mediante sus modelos programados y validados.

Estos factores que se desean aplicar, reflejarán posteriormente la sobre predicción de los coeficientes de transferencia de calor obtenidos mediante las correlaciones (en caso de ser el factor menor que uno), o su subestimación (en caso de ser mayor que uno).

Para entender el funcionamiento de las partes del código que fueron necesarias modificar, se tuvo acceso al manual para programadores, en donde se explica brevemente las distintas funciones y subrutinas que posee el código, como así también a sus correspondientes *flowcharts*. Además se contó con el asesoramiento de una persona que ya había modificado otras secciones del código, y por lo tanto conocía ciertos aspectos que fueron de mucha utilidad.

Obviamente, también se tuvo acceso al código fuente del RELAP, como así también a toda la información y herramientas necesarias para poder compilar el código.

Una vez que se aprendió la estructura del código, y a compilarlo correctamente, se observó que no resultaba muy conveniente tener que compilar el código por cada valor que se le quiera asignar a los factores que afectan a los coeficientes, ya que cada vez que se compila, se pueden producir errores. Además siempre resulta conveniente corroborar que el código fue bien compilado, mediante comparaciones de simulaciones realizadas con el código original y con el modificado.

Por esto se buscó la forma de poder hacer llegar la información que uno quiera desde los archivos de *input* estándar de RELAP hasta la porción de código deseada. De esta manera, se tendría que compilar solamente una vez al código retocado, y luego los factores se modificaría directamente en el archivo de *input*.

Lo que se encontró es que RELAP, de alguna manera, ofrece esta posibilidad, por medio de unas tarjetas especiales para los *inputs* denominadas *interactive inputs*, las cuales en principio están disponibles para que el usuario ingrese de a tríos de valores, y luego lleguen los mismos hasta ciertas partes internas y específicas del código. Pero esta

capacidad fue desarrollada por los programadores con un objetivo totalmente distinto al que se le pretende dar en este trabajo.

Si bien las zonas del código hasta las que llega la información de estos *interactive inputs* no son las mismas que en las que están los cálculos de las correlaciones de transferencia de calor, se halló la forma de que llegue hasta las subrutinas de cálculo de dichas correlaciones no sólo esta información, sino que también la información del número de componente hidrodinámico que llama al cálculo de la correlación.

De esta manera, se decidió que los tres parámetros que se ingresaban en el *input* en las tarjetas de *interactive inputs* sean:

- El tipo de correlación al cual correspondía el factor que se estaba ingresando, con lo cual se podía, por ejemplo, diferenciar si se trataba de un factor que afectaba a la condensación o a la ebullición.
- El volumen hidrodinámico al cual se le estaba afectando el coeficiente de transferencia de calor, lo que permitía que el factor solamente afecte, por ejemplo, a la condensación en los condensadores, pero no a la condensación en el domo.
- El factor en sí, que sería el número por el cual se multiplicaría al coeficiente de transferencia de calor que prediga el código.

De esta manera, lo que se programó en el código fue que, dentro de la subrutina de cálculo del coeficiente de transferencia de calor, inicialmente se recorran todos los *interactive inputs* que se definieron en el *input*. Luego, para cada uno de los existentes, se verificaba si el primer valor de ese *interactive inputs* coincidía con la subrutina en la que se estaba. Si algunos de ellos coincidían, entonces al segundo valor de esos *interactive inputs* se los comparaban con el número del volumen hidrodinámico que llamó a la subrutina. Para el que coincidiese también en esta instancia, entonces se utilizaba el tercer valor del *interactive input* para asignarlo como factor que luego multiplicará al coeficiente final que calcule la subrutina.

Una vez que ya se pudo hacer llegar la información que uno desee desde el *input* estándar hasta la subrutina de RELAP que se quiera, el resto del proceso fue más simple, ya que simplemente había que buscar en qué lugar del código se tenía que aplicar el factor correspondiente. Esto fue relativamente sencillo, ya que en esta zona el código estaba bastante prolijo (a pesar de los *goto* que tiene, debido a que fue creado con una metodología obsoleta de programación, y que estaba programado en *fortran 77*) y por lo tanto se pudo identificar en qué lugar estaban las correlaciones.

Luego de haber modificado el código fuente, y haber compilado satisfactoriamente, se procedió a realizar una serie de pruebas a fin de verificar el procedimiento realizado.

Inicialmente se corrieron simulaciones exactamente iguales con el código original, y con el modificado, observándose idénticos resultados. Si bien esto da confianza que siempre y cuando no se utilicen los *interactive input* no va a haber problemas entre utilizar el código original o el modificado, igual se decidió por programar que desde el código si o si se escriban mensajes de advertencias en todas las salidas que realice, a fin de avisar al usuario que se está utilizando algo que fue modificado.

El siguiente paso fue el de probar si el código ahora era sensible a estos factores introducidos. Para ello se utilizó el mismo *input* que el utilizado para realizar las corridas paramétricas del Condensador de Aislamiento aislado, y se procedió a realizar

un estudio paramétrico variando no solo la presión del sistema, sino que también variando los factores que se aplicaban a los coeficientes de transferencia de calor por ebullición del lado pileta en los condensadores, y al de condensación de sus lados tubos o internos.

El resultado obtenido es mostrado en la *Figura A.6-1*, donde se puede apreciar para cada presión que se probó, las superficies obtenidas de la potencia extraída por los condensadores, en función de los dos factores (tanto el aplicado a la ebullición como el aplicado a la condensación). Claramente se aprecia la sensibilidad del sistema a estos dos factores, donde, para este caso, tiene más peso el factor que se le aplica a la condensación.

Otra forma de analizar estos resultados es mostrado en la *Figura A.6-2*, donde se realizaron cortes verticales a las superficies de la *Figura A.6-1* mediante planos perpendiculares a los ejes horizontales, y que los cortan para el factor igual a uno. Así, a la izquierda se muestra la sensibilidad del sistema al variar el factor aplicado al coeficiente de condensación, dejando fijo el de ebullición en uno, y viceversa para el mostrado a la derecha.

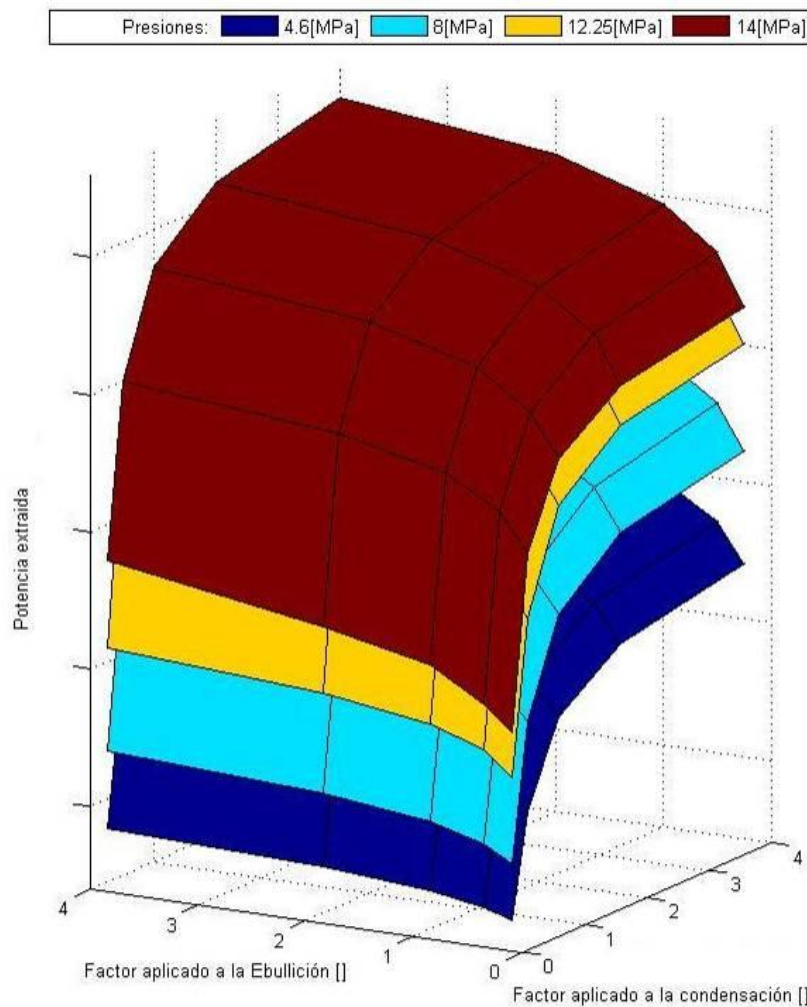


Figura A.6-1: Superficie obtenida del paramétrico realizado variando la presión, y los factores que se aplicaban al coeficiente de condensación del lado interno de los condensadores, y a los coeficientes de ebullición en el lado externo.

Como curiosidad también se probó modificar la constante de gravedad, la cual está fijada internamente a un valor de $9.80665[m/s^2]$, lo cual es obtenido de un convención internacional, y es el valor que más le conviene a las ciudades con mayor peso de decisión en el mundo científico. Pero en realidad el valor de la constante de gravedad varía principalmente en función de la latitud y de la altura respecto del nivel del mar, pero además posee fluctuaciones producidas por la heterogeneidad de la composición del suelo terrestre, sumado a otros efectos astronómicos y propios de la tierra.

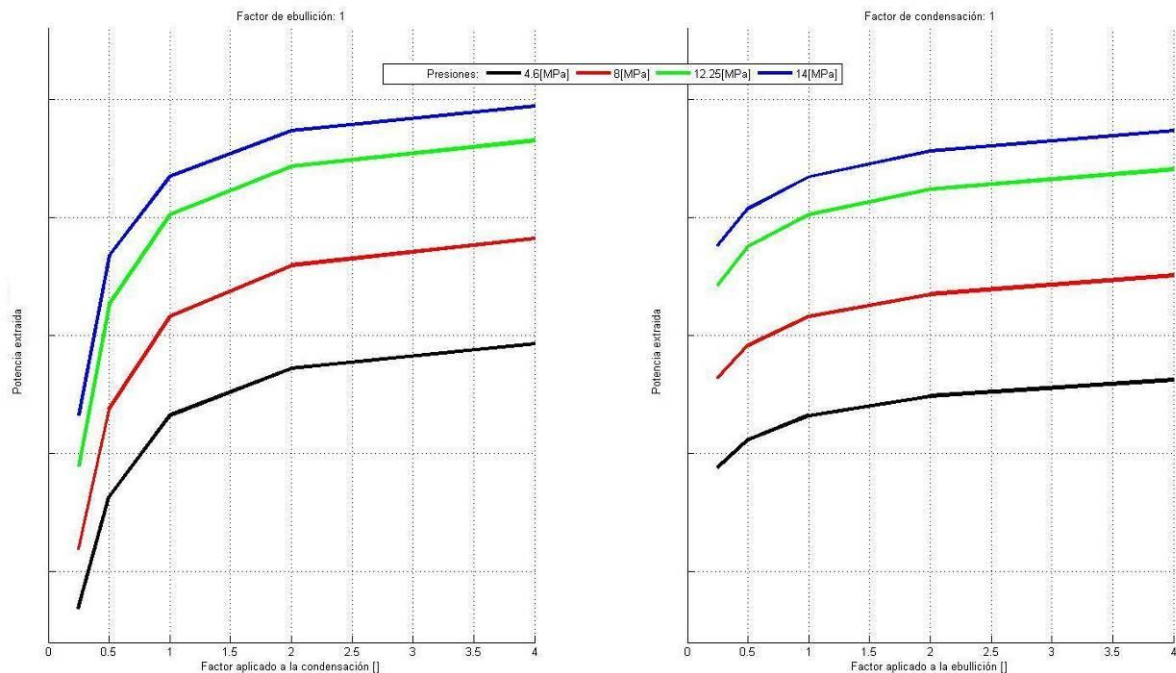


Figura A.6-2: Sensibilidad de la potencia extraída, variando la presión, y los factores que se aplicaban al coeficiente de condensación del lado interno de los condensadores (figura izquierda), y a los coeficientes de ebullición en el lado externo (figura derecha).

Hay muchos proyectos e información disponibles respecto de la variación del campo gravitatorio terrestre, como por ejemplo el proyecto GOCE [42] de donde además producen imágenes de las perturbaciones del campo terrestre como la mostrada en la *Figura A.6-3*, o el GRACE [43] que utiliza satélites gemelos dotados de detectores suficientemente sensibles como para prometer que mejorarán la resolución de las mediciones actuales.

Esto produce que en definitiva, la aceleración de la gravedad no se la misma es todo el mundo, y se encontró que entre algunas ciudades del mundo donde se reportó las mediciones, la constante varía desde $9.779[m/s^2]$ hasta $9.819[m/s^2]$.

Con lo cual llevó a probar como afecta a la convección natural el hecho de variar la constante gravitatoria (o sea, básicamente la locación del reactor).

Con las pruebas realizadas mediante corridas paramétricas, se obtuvo que si se supone que la mayoría de las variables del reactor, como potencias y presiones, permanecen constantes entonces el cociente entre el cambio porcentual del caudal del primario y el cambio porcentual de la constante de la gravedad (o sea $(\Delta W/W)/(\Delta g/g)$) da 0.35, con

lo cual si al gravedad aumenta un 1% (lo cual es bastante extremo en la superficie de la tierra), el caudal másico solo se afectará un 0.3% aproximadamente. Por lo que se ve que con las incertezas que se tienen en el resto de los parámetros, aplicar esta corrección sería simplemente innecesario.

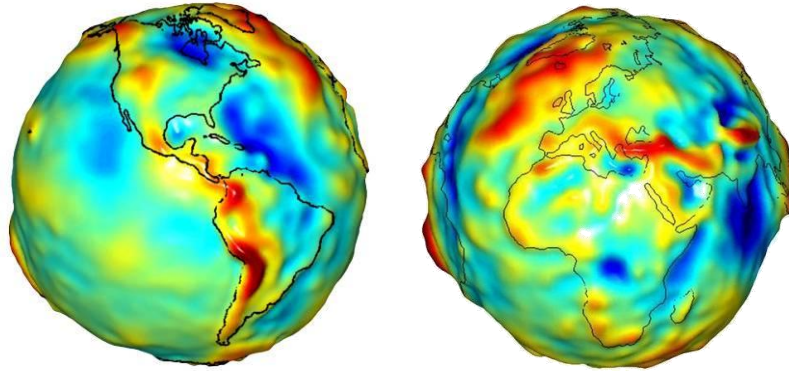


Figura A.6-3: Imagen de las perturbaciones del campo gravitatorio terrestre [42].

Agradecimientos

Quisiera agradecer a mi princesa Karina, por haberme aguantado todos estos años que hice la Tesis, sacándole el tiempo que le correspondía a ella, y además siempre dándome fuerzas, especialmente cuando más lo necesitaba. Mi compañera en cada desafío que se nos presentó o que nos buscamos, y además mi jabalina a tierra.

También quería agradecer a mi familia, por estar siempre presente y apoyándome, aunque físicamente se encontrasen tan lejos. Principalmente a mis padres Alberto y Coral, y mis hermanos Sebastián, Desiré, Santiago y Emilio. Ellos son el objetivo de persona que busco ser todos los días.

Por supuesto que también quiero agradecerle a mis colegas, amigos y compañeros del grupo de Seguridad Nuclear, por darme felicidades todos los días, y hacerme crecer tanto profesionalmente como humanamente. A Alicia, Tito, Mariela, Irina, Gabriel, Peter, Sebastián, Marcelo C., Matías, Pampa y Pablo Z. Además a los que me tuvieron que aguantar diariamente más de cerca a mis colgadas, como las covachas que hacía, o que usara de vestidor a la oficina, a ustedes Cristián, Sergio, Pablo H. y Diana les tengo un aprecio muy especial. Y claramente a la cabeza de todo este excelente grupo humano y de trabajo, quien supo orientar y darle sentido a mis grandes pero despelotados trabajos, siempre voy a estar muy agradecido con vos, Marcelo G.

No podría no agradecerle también a mis compañeros de escalada, Manque, Pájaro, Martín, Leandro, Pablito y Francisco, quienes me brindaron largas horas de diversión, paciencia y aprendizaje.

Claramente hay un montón de personas más y cosas que hicieron, aparte de las que ya nombré, que quisiera agradecer, pero necesitaría escribir un libro para cada uno de las personas con las que interactué en mi vida, y en esta Tesis tengo un espacio acotado para escribir. Pero quiero que sepan que nunca me voy a olvidar de lo que hicieron por mí, y estoy seguro que quedé eternamente en deuda con cada uno de ustedes.

Al instituto Balseiro y todo su grandioso equipo, al proyecto CAREM, al Centro Atómico Bariloche, a la Comisión Nacional de Energía Atómica y en definitiva a mi País² por haberme brindado las condiciones necesarias para que pueda desarrollar mi trabajo. Y a la Organización Internacional de Energía Atómica por haberme permitido realizar un curso en el exterior, el cual me resultó de suma utilidad.

A todos muchas, pero muchas gracias

El fede mezio

² Para cuando presenté esta tesis, se estaba festejando el Bicentenario de “la Revolución de Mayo” (y no del País, que según mi criterio sería más correcto celebrarlo el 9 de Julio del 2016)



Referencias

- 1 - Methodology for the reliability evaluation of a passive system and its integration into a Probabilistic Safety Assessment. – M. Marquès, J. F. Pignatell, P. Saignes, F. D’Auria, L. Burgazzi, C. Müller, R. Bolado-Lavin, C. Kirchsteiger, V. La Lumia, I. Ivanov – Nuclear Engineering and Design – 2005.
- 2 - State of the art in using best estimate calculation tools in nuclear technology. – F. D’Auria, A. Bousbia-Salah, A. Petruzzi, A. Del Nevo – Nuclear Engineering and Technology – Vol. 38 N 1 – Febrero del 2006.
- 3 - Safety margins of operating reactors. Analysis of uncertainties and implications for decision making. - IAEA-TecDoc-1332 – International Atomic Energy Agency – Enero del 2003.
- 4 - Task 3: Safety Margin Evaluation Methods. – Task Group on the CSNI Safety Margins Action Plan (SMAP) – Nuclear Energy Agency – Committee on the Safety of Nuclear Installations – 30 de Agosto del 2006.
- 5 – Determination of Sample Size for Setting Tolerance Limits – S. Wilks – The Annals of Mathematical Statistics – pg 91-96 – 1941.
- 6 – Evaluation of nuclear safety from the outputs of computer codes in the presence of uncertainties – W. Nutt, G. Wallis – Reliability Engineering & System Safety – Vol. 83 – pg: 55-77 – 2004.
- 7 – Experimental Statistics – National Bureau of Standards Handbook 91 – United States Department of Commerce – August 1963.
- 8 - Best estimate safety analysis for nuclear power plants: Uncertainty Evaluation. – Safety reports series No. 52 – International Atomic Energy Agency – Vienna 2008.
- 9 - Uncertainty and sensitivity analysis of the LOFT L2-5 test: Results of the BEMUSE programme. – A. de Crécy, P. Bazin, H. Glaeser, T. Skorek, J. Joucla, P. Probst, K. Fujioka, B. D. Chung, D. Y. Oh, M. Kyncl, R. Pernica, J. Macek, R. Meca, R. Macian, F. D’Auria, A. Petruzzi, L. Batet, M. Perez, F. Reventos. – Nuclear Engineering and Design – Vol. 238 – Pg. 3561-3578 – 2008.
- 10 - Application of code scaling applicability and uncertainty methodology to the large break loss of coolant. M. Y. Young, S. M. Bajorek, M. E. Nissley, L. E. Hochreiter. – Nuclear Engineering and Design – Vol. 186 – Pg. 39-52 – 1998.
- 11 - The role of the PIRT process in experiments, code development and code applications associated with reactor safety analysis – G. E. Wilson, B. E. Boyack – Nuclear Engineering and Design – Vol. 186 – Pg. 23-27 - 1998.
- 12 - GRS Method for Uncertainty and Sensitivity Evaluation of Code Results and Applications. – H. Glaeser – Science and Technology of Nuclear Installations – Volume 2008.
- 13 - Latin Hypercube Sampling and the Propagation of Uncertainty in Analyses of Complex Systems. J. C. Helton and F. J. Davis – Sandia National Laboratorie Report: SAND2001-0417 – Noviembre 2002.
- 14 - Regulatory Scenario for the Acceptance of Uncertainty Analysis Methodologies for the LB-LOCA and the Brazilian Approach. – M. R. Galetti – Science and Technology of Nuclear Installations – Volume 2008.
- 15 - An Overview of Westinghouse Realistic Large Break LOCA Evaluation Model. – C. Frepoli – Science and Technology of Nuclear Installations – Volume 2008

- 16 - Statistical aspects of best estimate method. – A. Guba, M. Makai, L. Pál – Reliability Engineering & System Safety – Vol. 80 – Pg. 217-232 – 2003.
- 17 - AREVA's realistic large break LOCA analysis methodology – R. P. Martin, L. D. O'Dell – Nuclear Engineering and Design – Vol. 235 – Pg. 1713-1725 - 2005.
- 18 - Methodology for the reliability evaluation of a passive system and its integration into a Probabilistic Safety Assessment. – M. Marquès, J.F. Pignatell, P. Saignes, F. D'Auria, L. Burgazzi, C. Müller, R. Bolado-Lavin, C. Kirchsteiger, V. La Lumia, I. Ivanov – Nuclear Engineering and Design – Vol. 235 – Pg. 2612-2635 – 2005.
- 19 - The analytic hierarchy process as a systematic approach to the identification of important parameters for the reliability assessment of passive systems. – E. Zio, M. Cantarella, A. Cammi – Nuclear Engineering and Design – Vol. 226 – Pg. 311-336 – 2003.
- 20 - Approaches, relevant topics, and internal method for uncertainty evaluation in predictions of thermal-Hydraulic system codes. – A. Petruzzi, F. D'Auria. – Science and Technology of Nuclear Installations – Volume 2008.
- 21 - Outline of the uncertainty methodology based on accuracy extrapolation. F. D'Auria, N. Debrecin, G. M. Galassi – Nuclear Technology – Vol. 109 – Enero 1995.
- 22 - Review of quantitative accuracy assessments with fast Fourier transform based method (FFTBM). – A. Prošek, F. D'Auria, B. Mavko. – Nuclear Engineering and Design – Vol. 217 – Pg. 179-206 – 2002.
- 23 - Passive system reliability analysis using the APSRA methodology. – A. K. Nayak, M. R. Gartia, G. Vinod, R. K. Sinha – Nuclear Engineering and Design – Vol. 238 – Pg. 1430-1440 – 2008.
- 24 - Methodology of Internal Assessment of Uncertainty and Extension to Neutron Kinetics/Thermal-Hydraulics Coupled Codes – A. Petruzzi, F. D'Auria, W. Giannotti. – Nuclear Science and Engineering – Vol. 149 – Pg. 211-236 – Febrero 2005.
- 25 - Giménez M., Delmastro D. - Descripción General del Prototipo CAREM-25. IN-EN/CAREM25G-2 Rev.: 1.
- 26 - Zanocco, P. - Dinámica de reactores auto-presurizados, refrigerados por convección natural. S.C. de Bariloche: Comisión Nacional de Energía Atómica, 2005. División de seguridad nuclear.
- 27 - Division of Systems Research Office of Nuclear Regulatory Research U.S. Nuclear Regulatory Commission. RELAP5/MOD3.3Beta CODE MANUAL Volume II: Appendix A Input Requirements. Idaho Falls, Idaho. May 2001.
- 28 - Division of Systems Research Office of Nuclear Regulatory Research U.S. Nuclear Regulatory Commission. RELAP5/MOD3.3Beta CODE MANUAL Volume VIII: Programmers Manual. - Idaho Falls, Idaho. December 2001.
- 29 - Division of Systems Research Office of Nuclear Regulatory Research U.S. Nuclear Regulatory Commission. RELAP5/MOD3.3Beta CODE MANUAL Volume IV: Models and correlations. - Idaho Falls, Idaho. December 2001.
- 30 - DESCRIPCIÓN DEL SISTEMA DE ADICION DE HIDRÓGENO -- 0758-1530-3TADS-003-1c.
- 31 - ANÁLISIS INTEGRAL Y DISEÑO DEL SISTEMA DE EXTRACCIÓN DE CALOR RESIDUAL: ASPECTOS DE SEGURIDAD NUCLEAR -- 0758-1040-2IAKS-014-10
- 32 - ANÁLISIS DE LAS SECUENCIAS ACCIDENTALES DERIVADAS DEL EVENTO INICIANTE PÉRDIDA DE FUENTE FRÍA, EN FUNCIÓN DE LA

- ACTUACIÓN DE DISTINTOS SISTEMAS DE SEGURIDAD -- 0758-1040-2IAKS-005-10-LOHS y 0758-1040-2IAKS-014-10-Condensador de Aislamiento y LOHS _ V
- 33 - Estudio de factibilidad de descarga en una sola etapa del Sistema de Inyección de Emergencia (SIE) -- IN-CAREM25S-5-r0-Informe SIE 25-06-2008
- 34 - Diagrama de procesos – Sistema de extracción de calor residual -- 0758-0810-1DAKP-040-10
- 35 - Berechnung des Notkondensators des argentinischen Integralreaktors CAREM – International Journal for Nuclear Power – February 2003 – p. 111-115 - A. Schaffrath, D. Walter, D. Delmastro, M. Giménez, P. Zanocco
- 36 - Dinámica de Reactores Auto-presurizados, Refrigerados por Convección Natural – Pablo Gustavo Zanocco – Tesis Doctoral – Instituto Balseiro – Agosto 2005.
- 37 - Improvement of the subcooled boiling model for low-pressure conditions in thermal-hydraulic codes - Sridhar Hari, Yassin A. Hassan - Nuclear Engineering and Design – Vol. 216 – Pg.139–152 – 2002.
- 38 – Prediction of MIT Pressurizer Data using RELAP5 and TRAC-M - R. Shumway, M. Bolander and B. Aktas – Proceeding of ICONE-10, paper 22580 – 2002
- 39 – Phase Change Heat Transfer in Narrow Passages – James Robert Baird – Thesis of Doctor of Philosophy – The University of Sydney – February 2001.
- 40 – Boiling heat transfer and two-phase flow – L.S. Tong, Y.S. Tang – 2nd ed – Washington, D.C. : Taylor & Francis – ©1997.
- 41 – PowerPlant Chemistry – 2000 – pg. 320
- 42 – GOCE Data and Gravity Field Model Filter Comparison – Carina Raizner - esa – Stuttgart – Dezember 2007.
- 43 – GGM02 – An improved Earth gravity field model from GRACE – B. Tapley et.al. – J Geod - DOI 10.1007/s00190-005-0480-z – pg. 467 - 478 – 2005.
- 44 – Weisstein, Eric W. "Log Normal Distribution." From MathWorld - A Wolfram Web Resource - <http://mathworld.wolfram.com/LogNormalDistribution.html>
- 45 – Weisstein, Eric W. "Normal Distribution." From MathWorld - A Wolfram Web Resource - <http://mathworld.wolfram.com/NormalDistribution.html>
- 46 – Two-Phase Flow and Heat Transfer - Chapter 5: Flow Boiling Modes. Pg. 662 – Ed. Springer Berlin Heidelberg – 2005 – ISBN: 978-3-540-22292-7 (Print) 978-3-540-27280-9 (Online) – DOI: 10.1007/3-540-27280-1_5
- 47 – An Assessment of RELAP5 MOD3.1.1 Condensation Heat Transfer Modeling with GIRAFFE Heat Transfer Tests – B. Boyer, Y. Parlatan, G. Slovik, U. Rohatgi – BNL-NUREG-62107 – CONF-950904--6 – Brookhaven National Laboratory
- 48 – A new heat transfer correlation for condensation in the presence of air and its implementation into RELAP5/Mod3.3 – F. Aglar, A. Tanrikut – Nuclear Technology – vol. 161 n° 3 – 2008
- 49 – A General Correlation for Saturated Two-Phase Flow Boiling Heat Transfer Inside Horizontal and Vertical Tubes – S. Kandlikar – Journal of Heat Transfer – Vol. 112 (pg. 220) – February 1990
- 50 – Experimental Evaluation of Internal Condensation of Refrigerants R-134a and R-12 – M. Dobson, J. Chato, D. Hinde, S. Wang – Prepared as part of ACRC Project 1, Refrigerant-Side and Condensation Studies – ACRC TR-38 – May 1993
- 51 – Modelling of low-pressure subcooled flow boiling using the RELAP5 code – B. Končar, B. Mavko – Nuclear Engineering and Design – vol 220 – 2003

- 52 – Interfacial Condensation Heat Transfer for Countercurrent Steam-Water Stratified in a Circular Pipe – I. Chu – M. Chung – Journal of the Korean Nuclear Society – Vol. 30, Number 2 – April 2000
- 53 – Interfacial condensation for countercurrent steam-water stratified wavy flow in a horizontal circular pipe – K. Lee, I. Chu, S. Yu, H. No – International Journal of Heat and Mass Transfer – Vol. 49 – pg 3121-3129 – 2006
- 54 – Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturates Fluids in Convective Flow – J. Chen – I&EC Process Design and Development – Vol. 5, No. 3 – July 1966
- 55 – Boiling Heat Transfer: Modern Developments and Advances – R Lahey – Elsevier - 1992
- 56 – Graphical Methods for Uncertainty and Sensitivity Analysis – R. Cooke, J. Noortwijk
- 57 – Identification of reliable regression- and correlation-based sensitivity measures for importance ranking of water-quality model parameters – G. Manache, C. Melching – Environmental Modeling & Software – Number 23 – pg. 549-562 – 2008.
- 58 – Survey of sampling-based methods for uncertainty and sensitivity analysis – J. Helton, J. Johnson, C. Sallaberry, C. Storlie – Reliability Engineering & System Safety – Number 91 – pg. 1175-1209 – 2006.
- 59 – Reliability Methods for Passive Safety Functions – M. Marquès, J. Pignatell, F. D’Auria, L. Burgazzi, C. Müller, G. Cojazzi, V. La Lumia – ICONE10 – Paper 22274 – 2002
- 60 – Applied Probability and Statistics - Chapter 7: Simple Linear Regression – Mario Lefebvre – Ed. Springer – 2000
- 61 – Final TECDOC of CRP on Natural Circulation (Draft 2, January 2010) – http://www.iaea.org/NuclearPower/NaturalCirculation/nc_tecdoc-draft2.html – Página oficial de la IAEA
- 62 – “IPS-APS-N1: ANALISIS CUALITATIVO Y CUANTITATIVO DE LA INDISPONIBILIDAD DEL SISTEMA DE EXTRACCION DEL CALOR RESIDUAL (Condensador de Aislamiento)” – IN-CAREM25S-8 – Informe técnico del proyecto CAREM - 2009.
- 63 – Safety Related Terms for Advanced Nuclear Plants - IAEA TecDoc 626 - Report of a Technical Committee Meeting - Vaesteras, Sweden - 30 May - 2 June 1988.
- 64 – Diccionario de Electrónica, Informática y Energía Nuclear – Mariano Mataix Lorda, Miguel Mataix Hidalgo – Díaz de Santos – 1999, Madrid, España
- 65 – INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY – Safety of Nuclear Power Plants: Design – IAEA Safety Standards Series No. NS-R-1 – IAEA, Vienna (2000).
- 66 – INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY – Safety Assessment and Verification for Nuclear Power Plants – IAEA Safety Standards Series No. NS-G-1.2 – IAEA, Vienna (2001).
- 67 – Análisis de las secuencias accidentales derivadas del evento iniciante pérdida de fuente fría, en función de la actuación de distintos sistemas de seguridad – Documento del Proyecto CAREM25: EXT-CAREM25S-2 – 1999.
- 68 – NODALIZACION DEL REACTOR CAREM PARA SIMULACION DE TRANSITORIOS Y ACCIDENTES CON EL CODIGO RELAP 5 – Documento del Proyecto CAREM25: IN-CAREM25S-15 – 2009
- 69 – Sistema Extracción de Calor Residual (SECR). Memoria descriptiva – Documento del Proyecto CAREM25: EXT-CAREM25R-4 – 2009

70 – Capítulo 15 del Informe Preliminar de Seguridad del reactor CAREM 25: Análisis Determinístico y Probabilístico de Seguridad Nuclear – Documento del Proyecto CAREM25: IS-CAREM25S-1 – 2009

71 – Nuclear Fuel Safety Criteria: Technical Review – OECD Nuclear Energy Agency – OECD 2001

72 – Procedimiento para la elaboración de los archivos de entrada para el código RELAP – Documento del Proyecto CAREM25: PO-CAREM25S-4 – 2009

73 – Evaluación de la circulación natural y auto-presurización en el circuito experimental de circulación natural de alta presión CAPCN. Comparación de calculos con RELAP con datos exp. de transitorios – Documento del Proyecto CAREM25: IN-CAREM25S-2 – 2009