



UNIVERSIDAD NACIONAL
AUTÓNOMA DE
MÉXICO

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

**PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN
INGENIERÍA**

FACULTAD DE INGENIERÍA

**ESTUDIO DE LA FRONTERA DE ESTABILIDAD DEL
REACTOR ESBWR UTILIZANDO CÓDIGOS DE MEJOR
ESTIMACIÓN**

T E S I S

QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:
MAESTRO EN INGENIERÍA
ENERGÍA – SISTEMAS ENERGÉTICOS

P R E S E N T A :

JOSÉ OJEDA SÁNCHEZ

TUTOR:

DR. JAIME MORALES SANDOVAL

MÉXICO, D.F. 2010



JURADO ASIGNADO:

Presidente: Dra. Cecilia Martín Del Campo Márquez

Secretario: Dr. Jaime Morales Sandoval

Vocal: Dr. Miguel Ángel Delgadillo Valencia

1^{er.} Suplente: Dr. Carlos Chávez Mercado

2^{do.} Suplente: Dr. Arsenio Procopio López

Lugar donde se realizó la tesis:

Facultad de Ingeniería, UNAM.

TUTOR DE TESIS:

Dr. Jaime Morales Sandoval

FIRMA

AGRADECIMIENTOS

A mis padres y a mi hermana por la confianza y apoyo que siempre me han dado.

A Mariana por su cariño, comprensión y por alentarme a seguir adelante.

A mi tutor Dr. Jaime B. Morales Sandoval, por su dedicación, esfuerzo y orientación para ayudarme a concluir este trabajo.

A todos mis profesores por el tiempo que me dedicaron en cada una de sus clases.

CONACYT

Gracias al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología por el apoyo que me brindo, pues con su ayuda pude concluir de forma satisfactoria mis estudios de maestría.

A la Universidad Nacional Autónoma de México por abrirme las puertas, formarme y proporcionarme los medios necesarios para concluir mis estudios.

Índice

Índice.....	I
1. Inestabilidades en Sistemas de Circulación Natural de dos Fases con Flujo en Ebullición.....	1
1.1 Concepto de Estabilidad.....	1
1.2 Clasificación de las Inestabilidades de Flujo.....	2
1.2.1 Inestabilidades Estáticas.....	2
1.2.1.1 Flujo de Calor Crítico.....	3
1.2.1.2 Inestabilidad de Ledinegg.....	3
1.2.1.3 Inestabilidad de Transición de Régimen de Flujo.....	4
1.2.1.4 Inestabilidad de Geysers.....	6
1.2.1.5 Crisis de Ebullición.....	7
1.2.1.6 Inestabilidad Intermitente o Destellante (flashing).....	8
1.2.2 Inestabilidades Dinámicas.....	8
1.2.2.1 Inestabilidades Acústicas.....	9
1.2.2.2 Inestabilidad de Ondas de Densidad (DWO).....	10
1.2.2.3 Inestabilidad tipo I.....	10
1.2.2.4 Inestabilidad tipo II.....	11
1.2.2.5 Oscilaciones Térmicas.....	12
1.2.2.6 Inestabilidad de Canales Paralelos (PCI).....	12
1.2.2.7 Oscilaciones de Caída de Presión.....	12
2. Estudio del Estado del Arte en Análisis y Determinación de la Estabilidad de los Sistemas de Circulación Natural.....	14
2.1 Estudios de los Problemas de Estabilidad en Reactores BWR de Circulación Natural.....	14
2.2 SOAR.....	22
3. Descripción del Reactor ESBWR.....	26
3.1 Sistema de Circulación Natural.....	26
3.2 Sistemas de Alimentación de Vapor del Reactor Nuclear.....	28
3.3 Vasija del Reactor y sus Componentes Internos.....	28
3.3.1 Tapa de la Vasija.....	30
3.3.2 Boquilla de Vapor con Restricción de Flujo.....	30
3.3.3 Boquilla de Agua de Alimentación con Manga Térmica.....	30
3.3.4 Aspersores de Agua de Alimentación.....	31
3.3.5 Soporte de la vasija.....	31
3.3.6 Fondo de la Vasija del Reactor.....	31
3.3.7 Estabilizadores.....	32
3.3.8 Anillos Forjados de la Coraza.....	32
3.3.9 Envoltorio del Núcleo.....	32
3.3.10 Soportes de la Envoltorio.....	32
3.3.11 Placa del Núcleo.....	32
3.3.12 Guía Superior.....	33
3.3.13 Soportes de Combustible.....	33
3.3.14 Alojamiento del Mecanismo Conductor de la Barra de Control.....	34
3.3.15 Tubos Guía de las Barras de Control.....	34
3.3.16 Alojamiento Interno del Núcleo.....	34
3.3.17 Chimenea.....	35
3.3.18 Particiones de la Chimenea.....	35
3.3.19 Ensamble de Separadores de Vapor.....	35
3.3.20 Ensamble de Secador de Vapor.....	36
3.3.21 Boquillas de Salida hacia las Válvulas de Despresurización y Retorno hacia el Condensador en Aislamiento.....	36

3.3.22 Entrada para el Sistema de Enfriamiento Accionado por Gravedad.....	36
3.3.23 Entradas de Líneas de Compensación del Sistema de Enfriamiento Accionado por Gravedad.....	36
3.3.24 Boquilla de Salida para la Limpieza de Agua del Reactor	37
3.4 Sistema Accionador de las Barras de Control.....	39
3.4.1 Barras de Combustible y de Control	40
3.4.2 Accionadores de Movimiento Fino de las Barras de Control.....	43
3.4.3 Unidad de Control Hidráulico.....	43
3.4.4 Sistema Hidráulico del Accionador de las Barras de Control.....	43
3.5 Sistema de Vapor Nuclear.....	44
3.5.1 Subsistema de Vapor Principal.....	44
3.5.2 Válvulas de Aislamiento de Vapor Principal.....	45
3.5.3 Válvulas de Seguridad/Alivio.....	46
3.5.4 Válvulas de Despresurización.....	47
3.5.5 Subsistema de Agua de Alimentación.....	48
3.6 Sistema de Condensador en Aislamiento.....	48
Bibliografía.....	51
4. Desarrollo del Modelo del Reactor de Circulación Natural Tipo ESBWR en Relap5.....	52
4.1 Historia del Desarrollo de RELAP.....	52
4.1.1 Capacidades del Código Relap.....	52
4.1.2 Validación del Código.....	52
4.2 Descripción del Modelo del ESBWR en RELAP5.....	53
4.2.1 Modelo Hidrodinámico.....	54
4.2.2 Modelo de la Vasija del Reactor.....	55
4.2.2.1 Modelo del Fondo de la Vasija.....	57
4.2.2.2 Modelo de la Placa de Soporte Inferior de la Vasija.....	59
4.2.3 Marco Teórico de la Construcción del Modelo del Núcleo.....	62
4.2.3.1 Generación de Calor en el Combustible.....	62
4.2.4 Modelo del Núcleo.....	64
4.2.5 Modelo de la Salida del Núcleo, Pleno Superior y Domo de la Vasija.....	67
4.2.6 Modelo del Flujo de Descenso Hacia el Pleno del Reactor.....	69
4.2.7 Modelo de la Línea de Vapor.....	70
4.2.8 Cinética del Núcleo.....	73
4.2.9 Modelo de los Sistemas de Control.....	74
4.3 Simulaciones.....	74
4.4 Análisis de Resultados.....	77
Bibliografía.....	78
5. Desarrollo del Modelo Simplificado del reactor ESBWR.....	79
5.1 Proceso de Arranque del Reactor ESBWR.....	79
5.2 Desarrollo del Modelo Termodinámico.....	82
5.2.1 Análisis de Estado Estacionario de las Condiciones Iniciales de la Vasija.....	82
5.2.2 Modelo Dinámico con Calentamiento de la Vasija y de los Metales Internos.....	86
5.2.3 Análisis en Estado Estable de la Vasija.....	88
5.2.3.1 Modelo para Separadores y Domo.....	88
5.2.3.2 Modelo para el Núcleo y la Chimenea.....	94
5.2.3.3 Ecuación de Momento para la Sección de Flujo de Descenso.....	102
5.2.3.4 Modelo para el Domo y el Agua en el Bulto.....	103
6. Implementación de Modelos del ESBWR.....	106
6.1 Implementación de los Modelos en Simulink de Matlab.....	106
6.2 Revisión de los Bloques Implementados.....	106
6.2.1 Separadores y Domo.....	108
6.2.2 Núcleo y Chimenea.....	109

6.2.3 Domo y Bulk.....109

7. Conclusiones.....111

8. Bibliografía.....112

CAPÍTULO 1. INESTABILIDADES EN SISTEMAS DE CIRCULACIÓN NATURAL DE DOS FASES CON FLUJO EN EBULLICIÓN

Los sistemas de circulación natural son susceptibles de sufrir muchos tipos de inestabilidades, sin embargo son comunes tanto para los sistemas de circulación forzada como los de circulación natural, pero este último es inherentemente más inestable debido al proceso de la no linealidad de la circulación natural y a su menor fuerza de empuje, que lo conduce a un comportamiento oscilatorio aun en los casos donde es esperado un estado estable.

1.1 Concepto de Estabilidad

En un sentido general, estabilidad es un término que identifica el comportamiento de un sistema dinámico siguiendo un parámetro de perturbación interno (ruido) o externo durante su operación. Después de tal perturbación, el sistema puede comportarse de forma estable o inestable. En el caso estable, las variables dinámicas del sistema regresan a sus valores al estado de equilibrio, es decir, el estado del sistema regresa a un punto fijo estable, o por lo menos el sistema permanece en la vecindad de un punto fijo estable. Por otro lado, si el sistema continúa oscilando con la misma amplitud entonces el sistema es neutralmente estable. Para un caso inestable, todas o algunas de las variables divergen de una forma exponencial u oscilatoria creciente, donde la frontera que separa los puntos estables fijos, de aquéllos inestables fijos es llamada la frontera de estabilidad.

Debe tenerse en cuenta que la amplitud de las oscilaciones para sistemas reales no puede crecer indefinidamente aun para flujos inestables, y para casi todos los casos de inestabilidad, la amplitud está limitada por las no linealidades del sistema y los límites de las oscilaciones cíclicas (que pueden ser caóticas o periódicas) son eventualmente establecidas. Las series de tiempo de los límites de las oscilaciones cíclicas pueden exhibir características similares a la condición neutralmente estable. Sin embargo aun en el caso de estado estable, especialmente para los sistemas de dos fases con flujo en bloques o tipo de bola, son visibles oscilaciones de amplitud pequeña. Entonces para propósitos de identificación durante experimentos, frecuentemente se vuelve necesario cuantificar la amplitud de las oscilaciones como un cierto porcentaje del valor de estado estable. Amplitudes mayores a $\pm 10\%$ del valor promedio, es frecuentemente considerado como una indicación de inestabilidad, sin embargo algunos autores consideran el uso de $\pm 30\%$ como el valor de corte (H. Mochizuki).

Las inestabilidades son un fenómeno indeseable, pues las oscilaciones de flujo sostenidas pueden causar vibraciones mecánicas forzadas de los componentes, perturbaciones de los sistemas de control, problemas operacionales en los reactores nucleares así como oscilaciones de potencia en los reactores BWR.

Al paso de los años muchos tipos de inestabilidades han sido observadas en los sistemas de circulación natural promovidas por diferentes mecanismos. Las diferencias también existen en su mecanismo de transportación, modos de oscilación y métodos de análisis. Adicionalmente, efectos tales como geometría del lazo y parámetros secundarios también causan complicaciones en las inestabilidades observadas.

Matemáticamente, la causa fundamental de todas las inestabilidades se debe a la existencia de múltiples soluciones en competencia, por consecuencia el sistema no es capaz de estabilizarse para ninguna de ellas de forma permanente provocando que el sistema vaya de una solución a otra. Una característica esencial de las oscilaciones inestables de los sistemas de circulación natural, es que en cuanto éste trata de establecerse en una de las soluciones, una realimentación

autogenerada aparece, haciendo a ésta solución más atractiva, causando que el sistema oscile hacia esta. De nuevo durante el proceso de estabilización sobre esta solución, otra realimentación de signo opuesto favoreciendo a la solución original es autogenerada y el sistema oscila hacia ella. El proceso se repite por si mismo, resultando en un comportamiento de oscilación perpetua si las condiciones de operación se mantienen constantes. Sin embargo esta es una característica general que distingue fuertemente los diferentes tipos de inestabilidades presentes en varios sistemas. Bajo tales circunstancias, parece relevante clasificar las inestabilidades en dos categorías que podrán ayudar al entendimiento de las mismas.

1.2 Clasificación de las Inestabilidades de Flujo

Son debidas a cambios repentinos en el flujo másico, se identifican y clasifican por los mecanismos físicos que llevan a la condición inestable. En el flujo en dos fases son importantes no sólo para el diseño adecuado de métodos de análisis sino también para tomar las precauciones necesarias para mitigar las inestabilidades. Las inestabilidades de flujo en general, causan vibraciones mecánicas forzadas en los componentes del sistema, oscilaciones térmicas, problemas de control y pueden incluso provocar el quemado prematuro de la superficie calentada. Combinando todos éstos efectos, la operación adecuada de los equipos es difícil una vez que se presenta un comportamiento inestable.

La condición de inestabilidad es más complicada de analizar en los reactores BWR, debido al fuerte acoplamiento que existe entre la termohidráulica y la neutrónica, que esta interrelacionada por medio de realimentación neutrónica, tales como vacío-reactividad, temperatura de combustible o realimentación Doppler, adicionalmente pueden ser potencialmente encontradas oscilaciones acopladas del tipo flujo-potencia en este tipo de reactores.

Las inestabilidades están clasificadas en dos categorías principales, llamadas estáticas y dinámicas.

1.2.1 Inestabilidades Estáticas

Las inestabilidades estáticas se presentan cuando el flujo es prácticamente cero, son causadas por formación súbita de vapor, cambio de fase, o adquisición considerable de calor y son explicables en términos de las leyes de estado estable del sistema, las características de caída de presión del flujo en un canal, así como las transiciones en los regímenes de flujo, juegan roles importantes en la caracterización de este tipo de inestabilidades.

Las inestabilidades estáticas más importantes son las siguientes:

1. Flujo de calor crítico (CHF por sus siglas en inglés).
2. Excursión de flujo (Inestabilidad de Ledinegg).
3. Transición de régimen de flujo.
4. Geysering.
5. Crisis de Ebullición.
6. Inestabilidad Intermitente o Destellante (flashing).

1.2.1.1 Flujo de Calor Crítico

El Flujo de calor crítico (CHF) es una inestabilidad importante asociada con el cambio en el mecanismo de transferencia de calor y el repentino crecimiento en la temperatura de las paredes, pero no es una inestabilidad de flujo. Sin embargo las inestabilidades de flujo son uno de los fenómenos que también pueden conducir al CHF, ya que éstas no requieren de aquéllas para aparecer. Las excursiones de flujo que inducen CHF han sido analizadas y sus implicaciones en la seguridad en los reactores rápidos ha sido discutida. Mathisen observó que la crisis de ebullición ocurría simultáneamente con las oscilaciones de flujo en canales de agua en ebullición a la presión de 6 MPa, esto es ambas inestabilidades pueden presentarse en un reactor.

1.2.1.2 Inestabilidad de Ledinegg

En algunos casos, la ocurrencia de múltiples soluciones y el umbral de inestabilidad por sí mismo puede ser predicho por ecuaciones de estado estable que rigen el proceso. La inestabilidad de Ledinegg es uno de tales ejemplos, que se presentan en los sistemas de dos fases con circulación natural y flujo en ebullición. La presencia de este tipo de inestabilidades puede ser comprobada mediante la investigación sólo del comportamiento de estado estable, y el criterio de este tipo de inestabilidad está dado por: $\partial\Delta p_{int} / \partial w - \partial\Delta p_{dv} / \partial w \leq 0$. Donde $\partial\Delta p_{int}$ es la pérdida de presión interna en el sistema y $\partial\Delta p_{dv}$ es la carga de empuje debido a la flotabilidad o a alguna otra presión de empuje como una bomba. Las caídas de presión interna del sistema incluyen las pérdidas debidas a la fricción, elevación, aceleración, a los tubos (riser pipes), al tambor de vapor y todas las pérdidas excepto las pérdidas por elevación en los downcomers. La carga de empuje, es básicamente la carga gravitacional disponible de los tambores de vapor hacia el fondo de la sección calentada o hacia una bomba externa. Las figuras 1.1 a) y 1.1 b) muestran un ejemplo de la inestabilidad de Ledinegg a diferentes potencias, para un sistema de circulación natural con ebullición en dos fases. En este ejemplo la inestabilidad se presenta cuando la potencia es mayor a 285 MWt y menor a 460 MWt, si la presión de operación es de 0.1 MPa con un subenfriamiento de 30 K. Cuando la potencia está entre el rango mencionado, la curva de pérdida de presión interna interseca la curva de empuje de flotación en tres puntos (por ejemplo tres puntos de operación a un nivel de potencia dado), que hacen al sistema inestable, entonces a 30 K de subenfriamiento, el sistema puede tener dos puntos umbrales de inestabilidad. Obsérvese que en los puntos A, C y D, de la figura 1.1, un incremento en el flujo resulta en mayor incremento en Δp_{dv} por lo que el sistema regresa a los puntos de origen (A, C y D según se considere). En cambio en el punto B el incremento Δp_{dv} es mayor que el Δp_{int} , por lo que el sistema se mueve hacia la derecha continuamente ya que tiene caída de presión impulsora (Δp_{dv}), empuje suficiente para “vencer” a Δp_{int} y por lo tanto el punto B es inestable.

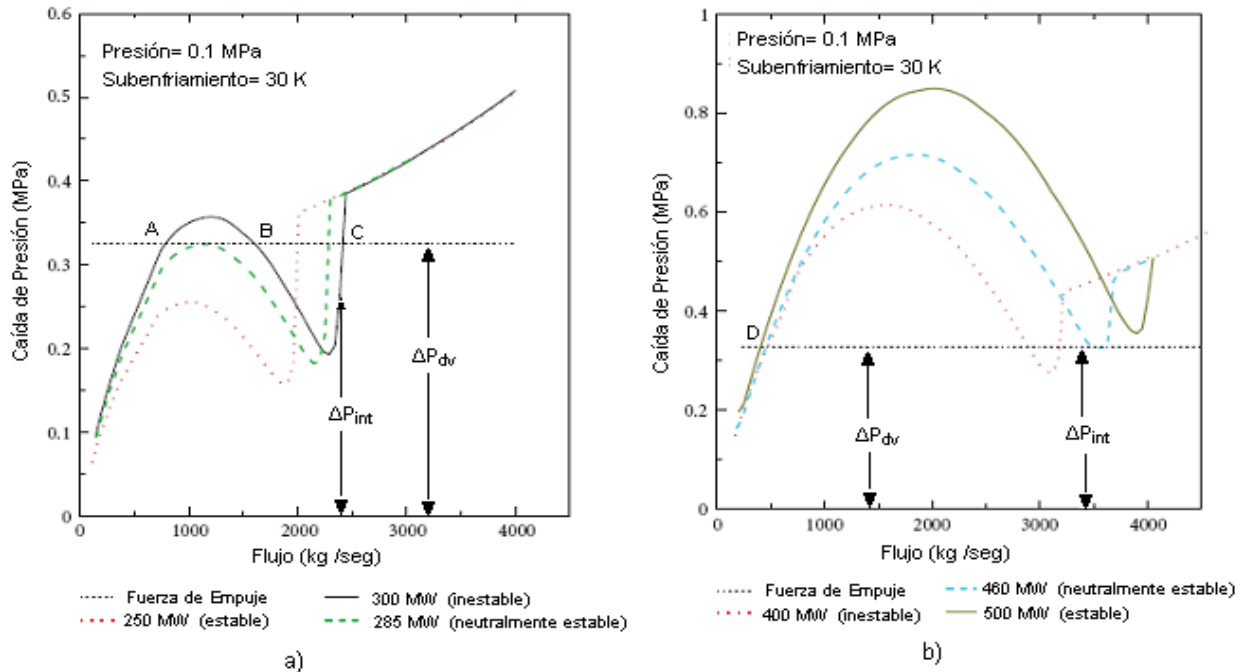


Figura 1.1 a) y b) Comportamiento típicamente estable, inestable y neutramente estable de la inestabilidad de Ledinegg.

1.2.1.3 Inestabilidad de Transición de Régimen de Flujo

La inestabilidad de transición de régimen de flujo es otra inestabilidad estática, causada por la excursión de flujo debido a las diferencias en las características de caída de presión de diferentes patrones de flujo. Para analizar este tipo de inestabilidad, se requiere predecir las características de caída de presión del sistema frente al flujo, similar a la inestabilidad de Ledinegg. La figura 1.2 muestra un ejemplo de las características de caída de presión para el sistema en estado estable, para el análisis de inestabilidad de transición del patrón de flujo. La carga gravitacional, que depende de la densidad del fluido en una sola fase, permanece a una temperatura constante de entrada al núcleo. Los diferentes patrones de flujo en las porciones horizontal y vertical de los tubos (riser pipes) son mostrados en la región de dos fases a las condiciones de operación. Puede ser observado en la figura que pueden existir múltiples estados estables para las tasas de flujo (en el punto en el que la carga de empuje interseca la curva de pérdidas internas), en esta condición de operación, el número de excursiones de flujo es de cinco, diferente de la inestabilidad de Ledinegg. El tipo de excursión de flujo en diferentes regímenes de flujo es observado como sigue: puede haber una excursión de flujo en la región de flujo anular por si misma debido a la reducción de la caída de presión con reducción en la calidad, como en la inestabilidad de Ledinegg. El flujo de excursión neta ocurre debido al incremento en la caída de presión cuando los patrones de flujo cambian de flujo anular a flujo en bloques en la porción vertical de los tubos (riser pipes). La otra excursión de flujo ocurre cuando los patrones de flujo cambian de flujo anular a flujo de burbujas dispersas en la porción horizontal de los tubos (riser pipes) debido a la reducción de la calidad de presión con la tasa de flujo. La última excursión de flujo ocurre cuando el flujo se vuelve de una sola fase y la caída de presión se incrementa con el incremento de la tasa de flujo. Entonces, puede haber cinco diferentes tasas de flujo para una condición particular de operación de potencia

y subenfriamiento como se indica en la figura 1.2 para los puntos A-E.

La existencia de múltiples tasas de flujo para una potencia de operación particular y subenfriamiento hacen al sistema inestable. Por ejemplo, si el sistema esta inicialmente operando en el punto C, cualquier perturbación ligera (causando un incremento en el flujo), puede cambiar la tasa de flujo en el punto D y del punto E. De forma similar cualquier perturbación pequeña (causando una disminución del flujo), puede cambiar el punto de operación B y el punto de operación A. Es así que la tasa de flujo puede saltar de un valor a otro aun pensando que la potencia de operación y la presión son constantes, volviendo del mismo modo inestable al sistema. Sin embargo, hay muchas situaciones con múltiples soluciones de estados estables, donde el umbral de inestabilidad no puede ser predicho por las leyes de estado estable por si solas (o el umbral predicho es modificado por otros efectos). En este caso los efectos de realimentación son importantes en la predicción del umbral (inestabilidades estáticas compuestas). Además, muchos sistemas de circulación natural con una única solución de estado estable pueden volverse inestables durante la aproximación al estado estable, debido a la aparición de múltiples soluciones que están en competencia debido a los efectos de inercia de la realimentación (inestabilidades dinámicas puras), y ni la causa o el umbral de inestabilidad de tales sistemas puede ser predicho por las ecuaciones de estado estable por si solas, pues esto requiere que sean consideradas ecuaciones completamente transitorias para la explicación de la causa y predicción del umbral.

De forma adicional, en muchas condiciones oscilatorias, fenómenos secundarios son excitados y modifican significativamente las características de inestabilidades fundamentales. En tales casos, aun la predicción del umbral de inestabilidad puede requerir la consideración de los efectos secundarios (inestabilidades compuestas dinámicas).

Un caso típico de realimentación neutrónica como respuesta a las fluctuaciones, tiene como resultado oscilaciones tanto de flujo como de potencia en un reactor BWR. En este caso, en adición a las ecuaciones termohidráulicas, las ecuaciones para la cinética de neutrones y la respuesta térmica del combustible, también necesitan ser consideradas.

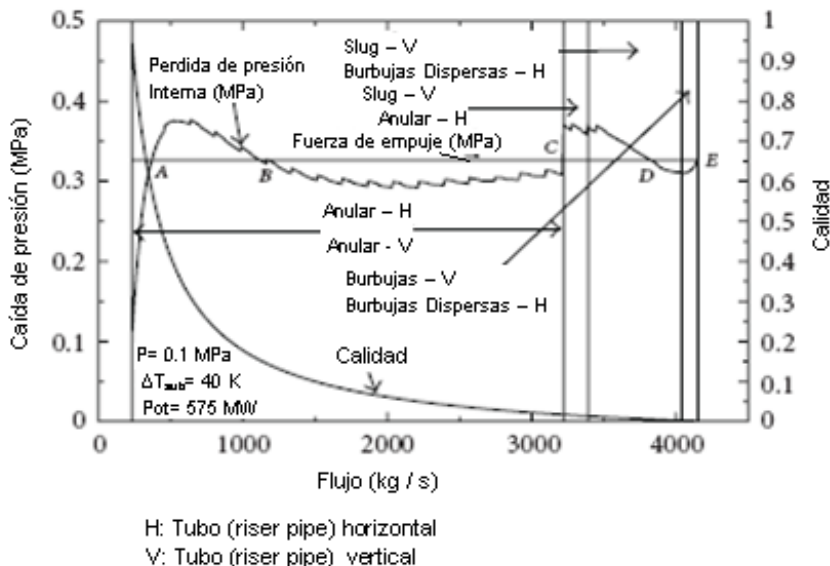


Figura 1.2 Inestabilidad de transición de patrón de flujo en sistemas de circulación natural en ebullición.

1.2.1.4 Inestabilidad de Geyser

La inestabilidad de geyser fue identificada por Boure et al. y Aritomi et al., como un fenómeno oscilatorio que no es necesariamente periódico, aunque el mecanismo propuesto por ambos investigadores difiere un poco.

La inestabilidad de Geyser requiere de los componentes básicos mostrados en la figura 1.3, que son: un reservorio localizado cerca de una gran fuente de calor, un conducto vertical y una fuente de alimentación de agua cercana a la superficie que pueda drenar dentro del conducto y reservorio. Sin embargo un requerimiento común para la presencia de la inestabilidad de geyser es la existencia de un elevador (riser) largo a la salida de la sección calentada. Cuando el flujo de calor es tal, que la ebullición es iniciada a la salida del calentador y las burbujas empiezan a moverse hacia arriba del elevador (riser), entonces experimentan un ensanchamiento repentino debido a la disminución en la presión estática y la consecuente generación de vapor, eventualmente resultando en la expulsión de vapor del canal. El líquido entonces regresa y la condición de no ebullición es restablecida. La principal diferencia con la inestabilidad intermitente o destellante (flashing), es que el vapor es producido primero en la sección calentada en el caso de geysering, mientras que en la intermitente, el vapor se forma debido a la reducción de la carga hidrostática en cuanto el flujo se mueve hacia arriba. El mecanismo propuesto por Aritomi et al. considera los efectos de condensación en el elevador (riser). De acuerdo con ellos, el efecto geysering se espera durante la ebullición subenfriada cuando las burbujas en bloque se separan de la superficie y entran al elevador (riser) (cuando el agua está subenfriada), cuando la burbuja crece debido a la disminución de presión estática la condensación tiene lugar. La condensación súbita provoca una despresurización causando que el agua líquida se mueva rápidamente y ocupe los espacios dejados por las burbujas condensadas. El enorme incremento en la tasa de flujo causa que la sección calentada sea llenada con agua subenfriada suprimiendo la ebullición subenfriada y reduciendo la presión de empuje y el efecto de la reducción de fuerza de empuje es la reducción de la tasa de flujo. El incremento de la entalpia en la salida eventualmente lleva de nuevo a una ebullición subenfriada y a la repetición del proceso.

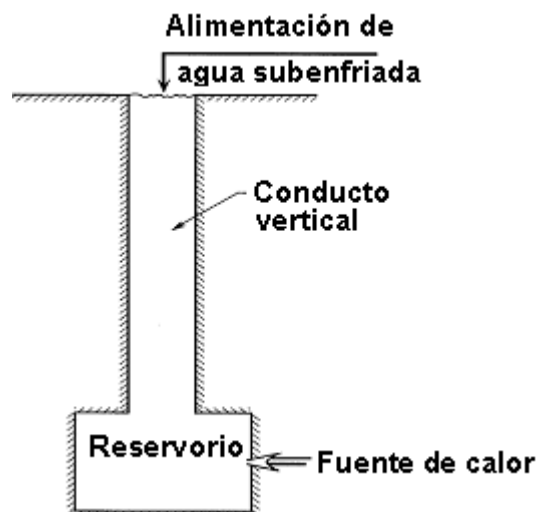


Figura 1.3 Componentes básicos de la inestabilidad de Geyser

El efecto geysering involucra la formación de burbujas durante condiciones de subenfriamiento, desprendimiento de burbujas, crecimiento de burbujas y condensación. Geysering es un fenómeno

de no equilibrio térmico, por otro lado, durante la inestabilidad intermitente (flashing), el vapor se encuentra en equilibrio térmico rodeado de agua y no condensa durante el proceso de oscilación y ambas inestabilidades son observadas solo durante las condiciones de baja presión. Las inestabilidades debido al inicio de ebullición usualmente desaparecen con el incremento de la presión en el sistema debido a la fuerte influencia de la presión en la fracción de vacíos y por lo tanto la densidad, como se observa en la figura 1.4.

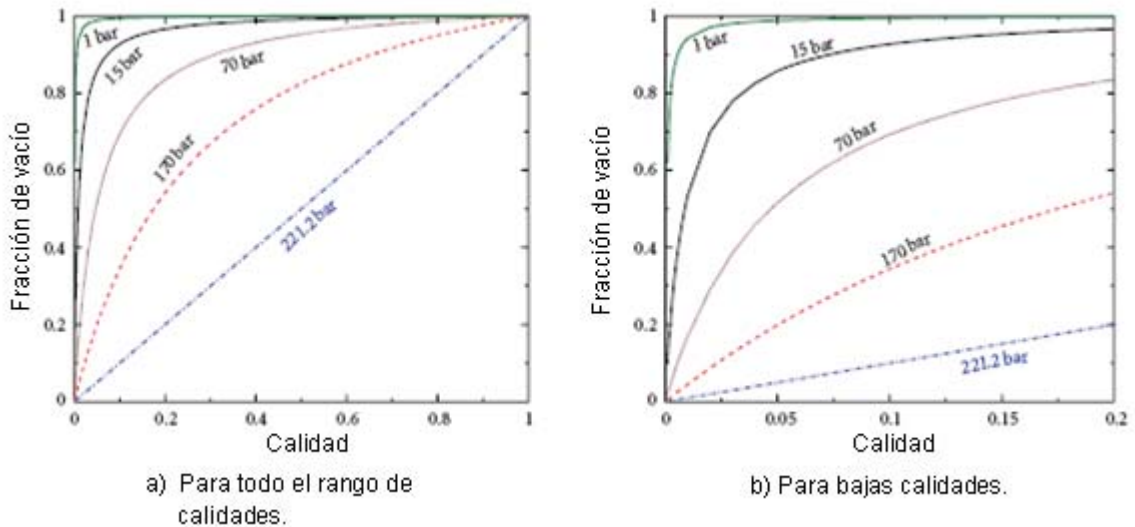


Figura 1.4 Efecto de la presión en las fracciones de vacío

1.2.1.5 Crisis de Ebullición

Al ocurrir una ebullición de transición se observan variaciones de temperatura si se sobrepasa el flujo de calor crítico (figura 1.5 a). Durante la ebullición de transición una capa de vapor puede retener el líquido que se encuentra en contacto directo con la superficie caliente resultando en un incremento exorbitante de temperatura. La película por sí misma no es estable causando humedecimiento y deshumedeciendo repetitivo de la superficie calentada, resultando en una superficie con temperatura oscilatoria. La inestabilidad está caracterizada por el incremento repentino de la temperatura de la pared seguida de la ocurrencia casi simultánea de oscilaciones de flujo. Esto no debe ser confundido con la ocurrencia prematura de flujo crítico de calor durante una oscilación de flujo, en tal caso las oscilaciones ocurren seguidas primero por el flujo crítico de calor (figura 1.5 b).

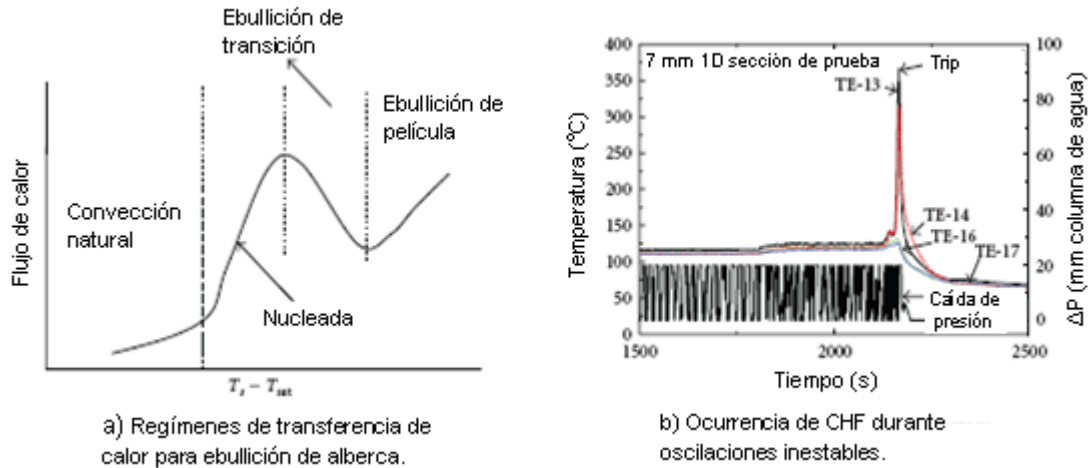


Figura 1.5 Inestabilidades debidas a crisis de ebullición

1.2.1.6 Inestabilidad Intermitente o Destellante (flashing)

Se espera que este tipo de inestabilidad se presente en los sistemas de circulación natural con elevadores (raisers) altos y no calentados. La causa fundamental de esta inestabilidad es que el líquido caliente proveniente de la salida del calentador que experimenta una reducción de la presión estática al ritmo que el flujo sube y puede alcanzar su calor de saturación en el elevador (raiser) causando su evaporación. El incremento en la presión de empuje generada por la vaporización, incrementa la tasa de flujo que conduce a una reducción en la temperatura de salida y supresión de la intermitencia. Esto reduce la fuerza de empuje del flujo causando un incremento en la temperatura de salida y una vez que lo hace, de nuevo lleva a la repetición del proceso. La condición necesaria para la intermitencia es que la temperatura del fluido a la entrada del elevador (raiser) sea la temperatura de saturación a la salida (S.Y. Jiang et al.). La inestabilidad está caracterizada por un comportamiento oscilatorio y se mantiene suprimido con el incremento en la presión (M. Furuya et al. y A. Manera). Furuya et al. realizaron análisis sistemáticos para caracterizar las diferencias entre la inestabilidad intermitente de otras inestabilidades de flujo

1.2.2 Inestabilidades Dinámicas

La mayoría de los problemas de inestabilidades de flujo son de naturaleza dinámica. El proceso está gobernado por los efectos de inercia, retroceso y por la respuesta del sistema, más que por las condiciones termohidráulicas locales. Sin embargo la forma transitoria de las ecuaciones que gobiernan al sistema de interés, deben ser resueltas para el análisis.

En el análisis de las inestabilidades dinámicas de flujo, dos aspectos importantes deben ser tomados en cuenta.

1. Cualquier distorsión necesita algún tiempo para propagarse e inducir otras distorsiones con un cierto tiempo de retraso.
2. Los sistemas tienen muchos mecanismos de retroceso.

En cuanto al primer aspecto, el fenómeno importante es el tipo de onda por el que las distorsiones son propagadas. En los sistemas de flujo de dos fases las distorsiones son en su mayoría propagadas por dos diferentes tipos de ondas:

1. Onda de presión o acústica (a la velocidad del sonido en su medio).
2. Onda cinemática u onda de densidad (perturbaciones a la densidad, moviéndose en el fluido).

Estos dos tipos de densidades están siempre presentes en el sistema en consideración, la onda de presión está caracterizada por la velocidad sónica dentro de la mezcla de dos fases. Las ondas cinemáticas u ondas de densidad están caracterizadas por la velocidad de la onda cinemática, que es cercana a la velocidad del vapor. Sin embargo, las ondas cinemáticas tienen mucha menor velocidad que las ondas acústicas. Las características básicas de las inestabilidades de flujo dinámico son explicadas en términos de estas ondas.

La frecuencia de oscilación de las inestabilidades dinámicas están relacionadas con la velocidad de la onda dominante en el sistema y el tiempo de residencia de la onda. Por consecuencia las oscilaciones gobernadas por las ondas de presión tienen altas frecuencias.

Las inestabilidades dinámicas pueden ser listadas como sigue:

- Oscilaciones de ondas de densidad (DWO por sus siglas en inglés)
- Oscilaciones acústicas
- Oscilaciones de caída de presión
- Oscilaciones térmicas

1.2.2.1 Inestabilidades Acústicas

Se considera que estas son causadas por la resonancia de ondas de presión. Las oscilaciones acústicas son también observadas durante los experimentos de pérdida de líquido y presión (blowdown) con sistemas presurizados de agua caliente debido posiblemente a múltiples reflexiones de onda. Las oscilaciones acústicas están caracterizadas por frecuencias del orden de 10-100 Hz relacionadas con los tiempos de propagación de las ondas de presión (J. A. Boure et al.). Las oscilaciones acústicas han sido observadas en ebullición subenfriada, en ebullición de bulto y ebullición de película. La respuesta térmica de la capa de vapor para pasar la onda de presión se ha sugerido como un mecanismo para las oscilaciones durante la ebullición de película, por ejemplo, cuando una onda de compresión (la onda de presión consiste de compresión y enrarecimiento) pasa, la película de vapor es comprimida cambiando su conductancia térmica que da como resultado un incremento en la generación de vapor. Por otro lado cuando una onda de enrarecimiento pasa, la película de vapor se expande, reduciendo su conductancia térmica que de cómo resultado una disminución en la generación de vapor y el proceso se repite por sí mismo.

1.2.2.2 Inestabilidad de Ondas de Densidad (DWO)

Esta es una inestabilidad dinámica típica que puede ocurrir debido a múltiples realimentaciones regenerativas entre la tasa de flujo, entalpia, densidad y caída de presión en el sistema en ebullición. La ocurrencia de la inestabilidad depende de la perturbación de la caída de presión en ambas regiones del sistema (una y dos fases), y el tiempo de retraso de la propagación de la fracción de vacíos o densidad en el sistema. Tal inestabilidad puede ocurrir bajo condiciones de muy bajo caudal y de muy alta potencia, esto depende de la importancia relativa de la caída de presión en sus componentes respectivos tales como gravedad o de pérdidas por fricción en el sistema. Fukuda y Kobori han clasificado las inestabilidades de onda de densidad como del tipo I y II para la baja potencia y la alta potencia respectivamente. Los mecanismos pueden ser explicados como sigue:

1.2.2.3 Inestabilidad tipo I

Para que se presente este tipo de inestabilidad, la presencia de un elevador (riser) alto juega un rol importante en un lazo de circulación natural de dos fases en ebullición. En condiciones de calidad baja, un ligero cambio en la calidad debida a cualquier distorsión puede causar un gran cambio en las fracciones de vacío y consecuentemente en la carga de empuje. Sin embargo el flujo puede oscilar a esas condiciones de potencia baja, pero con el incremento de potencia la calidad del flujo también se incrementa donde la pendiente de la grafica fracción de vacíos vs. calidad se reduce. Esto puede suprimir las fluctuaciones de la carga de empuje para un pequeño cambio en la calidad. Por lo tanto el flujo se estabiliza a alta potencia (figuras 1.6 a y 1.6 b).

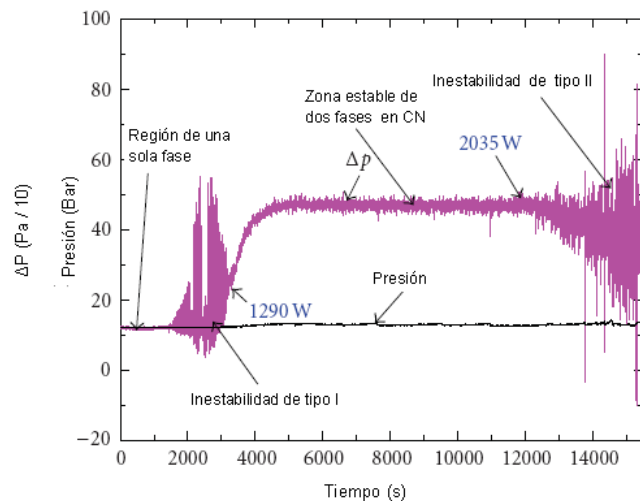


Fig. 1.6 a) Zonas típicas de baja y alta potencia para el flujo en dos fases de circulación natural

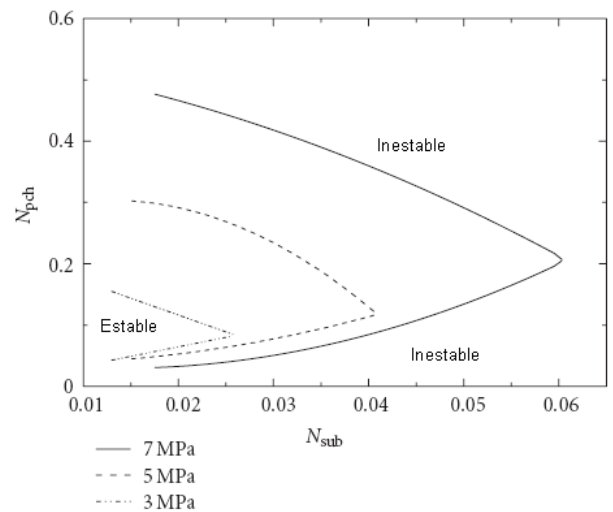


Fig. 1.6 b) Mapa de estabilidad para la inestabilidad de ondas de densidad para flujo en dos fases

1.2.2.4 Inestabilidad tipo II

A diferencia de la inestabilidad tipo I la inestabilidad tipo II tiene lugar en condiciones de alta potencia y es controlada por la interacción entre los componentes de fricción de una y dos fases, causantes de las pérdidas de fricción, flujo másico, formación de vacíos y propagación en la región de dos fases. A altas potencias, la calidad del flujo o fracción de vacíos en el sistema es muy grande. Por lo tanto las pérdidas de presión por fricción en la región de dos fases puede ser alta debido a que es más pequeña la mezcla de las densidades en las dos fases. La gran fracción de vacíos incrementará el tiempo de retardo de desplazamiento de los vacíos en la región de dos fases del sistema. En estas condiciones, cualquier pequeña fluctuación del flujo puede causar una gran fluctuación y pérdidas de presión por fricción en la región de dos fases debido a la variación de densidad y flujo. Por otro lado las fluctuaciones de caída de presión en la región de una sola fase ocurren debido a las fluctuaciones de flujo por sí sólo, ya que las fluctuaciones de densidad son despreciables. Las fluctuaciones por caída de presión en esta región viajan mucho más rápido debido a la incompresibilidad de una fase. Si la fluctuación de la caída de presión en dos fases es igual en magnitud pero opuesta en fase a la de la región de una sola fase, la fluctuación u oscilación es sostenida en el sistema ya que no hay mecanismo de atenuación. Las oscilaciones divergentes pueden ocurrir dependiendo de la magnitud de la fluctuación de la pérdida de presión en la región de I y II fases y al tiempo de retraso de la propagación.

Debido a la importancia de la fracción de vacíos y sus efectos sobre el flujo, esta inestabilidad es referida algunas veces como inestabilidades de realimentación flujo-vacío en los sistemas de dos fases, ya que el tiempo de retraso de transporte (relacionado al espaciamiento entre los paquetes de fluido pesado y ligero), son cruciales para esta inestabilidad, éstas son también conocidas como "oscilaciones tiempo-retraso". Las inestabilidades de ondas de densidad u oscilaciones de ondas de densidad (DWO) fueron usadas primero por Stenning and Veziroglu, que es el término más conocido para el fenómeno ya descrito.

De forma más común, las inestabilidades dinámicas encontradas en los sistemas de dos fases son del tipo DWO. Puede considerarse un canal en ebullición con una condición de frontera (caída de presión) constante, una reducción temporal en el flujo de entrada en un canal calentado incrementa la proporción de incremento de entalpía por unidad de masa, no obstante la reducción de la longitud de no ebullición. En la región de una sola fase, la onda de entalpía es propagada con la velocidad de líquido y entonces hay un tiempo de retraso debido a esta propagación. La perturbación de densidad es trasladada hacia los vacíos o a la perturbación de densidad en la región de dos fases. Ya que hay un tiempo necesario para la propagación de la onda de densidad en la región de dos fases, el tiempo de retraso aparece entre la entrada de flujo al canal y la caída de presión de las dos fases. Para ciertas combinaciones de arreglos geométricos, condiciones de operación y condiciones de frontera, las perturbaciones pueden adquirir 180° de fluctuaciones de caída de presión fuera de fase a la salida. Las perturbaciones son entonces transmitidas al flujo de entrada y se convierten en auto sostenidas.

En este tipo de inestabilidad, la fase de cambio ocurre debido al retraso introducido por la propagación de la entalpía u ondas de densidad o de vacíos. El período de las oscilaciones esta en el orden del tiempo de residencia del refrigerante dentro del canal; éstas son oscilaciones de baja frecuencia y la compresibilidad de las fases no es un parámetro importante en el mecanismo físico y es el modo de inestabilidad más común en los reactores BWR en operación sobre los que se han desarrollado experimentos y estudios analíticos extensivos para eliminar esta inestabilidad.

1.2.2.5 Oscilaciones Térmicas

En este caso el coeficiente de transferencia de calor conlleva a la respuesta de la pared calentada que se acopla con la DWO. Las oscilaciones térmicas son consideradas como una característica regular del secado de la mezcla vapor – agua a altas presiones (J.A. Boure et al.). La variación abrupta del coeficiente de transferencia de calor es típica de las condiciones de ebullición de transición en un escenario fijo de flujo crítico de calor (CHF por sus siglas en inglés) que puede ser acoplado con las DWO. Durante las oscilaciones térmicas, los puntos de secado o CHF cambian corrientes abajo o corrientes arriba dependiendo de las oscilaciones de flujo. Por tanto las oscilaciones térmicas están caracterizadas por oscilaciones en la temperatura de la pared de gran amplitud (debido a las grandes variaciones en el coeficiente de transferencia de calor). Ambas situaciones causan variaciones significativas en la tasa de transferencia de calor del fluido aún si la tasa de generación de calor de la pared es constante. Esta tasa de transferencia de calor variable modifica las DWO puras.

1.2.2.6 Inestabilidad de Canales Paralelos (PCI)

Las interacciones de canales paralelos con DWO pueden dar incrementos en los comportamientos de la estabilidad de interés como en una sola fase de un sistema de circulación natural. Experimentalmente tanto las oscilaciones que están en fase como las que se presentan fuera de fase son observadas en canales paralelos. Sin embargo, la oscilación en fase es un sistema característico, y los canales paralelos generalmente no tienen un rol en esto. Con las oscilaciones en fase, las amplitudes en diferentes canales pueden ser diferentes debido a las entradas de calor o tasas de flujo desiguales, pero no hay diferencia de fases entre ellos. La ocurrencia de oscilaciones fuera de fase es característico de las oscilaciones en canales paralelos. El cambio de fase de las oscilaciones fuera de fase (OPO por sus siglas en inglés) depende del número de canales paralelos. Con dos canales, se observa un cambio de 180° , con tres canales puede ser de 120° y con 5 canales puede ser 72° (K. Fukuda y S. Hasegawa). Con n canales M. Aritomi et al. reportaron que el cambio de fase puede ser $2\pi/n$. Sin embargo, dependiendo del número de canales participantes, la fase puede cambiar variando entre π y $2\pi/n$. Por ejemplo en un sistema de tres canales uno puede tener un cambio de fase de 180° o 120° dependiendo si solamente dos de los tres canales están participando.

1.2.2.7 Oscilaciones de Caída de Presión

Las oscilaciones de caída de presión (PDO por sus siglas en inglés), están asociadas con la operación en la porción de pendiente negativa de la curva del sistema caída de presión vs flujo. Esto es causado por la interacción de un volumen compresible (tanque o presurizador), a la entrada de la sección calentada con las características de la bomba y es usualmente observado en los sistemas de circulación forzada. Las DWO se presentan a tasas de flujo más pequeñas que las tasas de flujo a las que las oscilaciones de caída de presión son observadas. Usualmente la frecuencia de las oscilaciones de caída de presión son mucho más pequeñas y por tanto son fáciles de distinguir de las oscilaciones de ondas de densidad, sin embargo con un sistema relativamente rígido, la frecuencia de las PDO puede ser comparada con las DWO, haciendo difícil distinguir entre las dos. Secciones muy grandes de prueba pueden tener suficiente compresibilidad interna para iniciar las oscilaciones de caída de presión. Como en la inestabilidad de Ledinegg existe el peligro de ocurrencia de CHF durante las oscilaciones de caída de presión. También las

entradas de estrangulamiento (entre el tanque y el canal en ebullición) es encontrado para estabilizar las PDO justo como en la inestabilidad de Ledinegg.

Las inestabilidades mencionadas aquí están basadas en la clasificación de los mecanismos físicos más importantes. Las condiciones de frontera introducidas en el problema y los arreglos geométricos del sistema son también importantes y puede tener diferentes modos de oscilación. Las condiciones de frontera del problema pueden ser también importantes para identificar los mecanismos de retroceso.

En las inestabilidades puramente termohidráulicas hay dos tipos de condiciones de frontera considerados:

1. Las condiciones de frontera hidrodinámicas, que están dadas como la caída de presión a lo largo del canal o por la tasa de flujo a la entrada y presión. La geometría del problema es importante en la determinación de las condiciones de frontera adecuadas, por ejemplo en los sistemas de circulación natural si el flujo está regido por una carga constante debido a la gravedad, la condición de frontera de caída de presión constante es aplicable. Este tipo de condición de frontera es apropiado cuando un solo canal simple típico es considerado con un gran número de canales paralelos donde el promedio de la mayoría de los canales tiene una caída de presión constante.
2. Las condiciones de frontera térmicas, que están dadas en la entrada del canal en ebullición como la entrada subenfriada o la temperatura de la pared calentada, que es la solución del problema de la conducción de calor en la pared. La entrada subenfriada dada en el problema puede ser oscilatoria por naturaleza y en general la condición de frontera térmica en la entrada del canal es la solución del problema termohidráulico en otra parte del sistema.

CAPÍTULO 2. ESTUDIO DEL ESTADO DEL ARTE EN ANÁLISIS Y DETERMINACIÓN DE LA ESTABILIDAD DE LOS SISTEMAS DE CIRCULACIÓN NATURAL

Las inestabilidades de flujo son los problemas más comunes de operación en los sistemas de dos fases, tales como calderas, generadores de vapor y reactores nucleares. Éstas son indeseables ya que pueden degradar el comportamiento del sistema y provocar serios problemas de control, dada esta situación se han desarrollado muchos experimentos y estudios analíticos en décadas pasadas y es así que diferentes modelos analíticos se han propuesto para diferentes tipos de inestabilidades de flujo, sin embargo hay todavía diferentes aspectos que deben ser resueltos, especialmente inestabilidades de flujo que pueden ocurrir en condiciones de baja presión y bajo flujo que necesitan ser entendidas basadas en datos experimentales y en modelos analíticos confiables, ya que bajo estas condiciones las inestabilidades pueden ser más comúnmente encontradas.

Las inestabilidades que pueden ocurrir durante la operación de un reactor de agua en ebullición BWR, han sido investigadas desde la concepción inicial del diseño de una planta [ANL, 1957]. El análisis del fenómeno es complejo e involucra la participación de distintas disciplinas en áreas como: termohidráulica, neutrónica, comportamiento del combustible, instrumentación, control y vigilancia, así como un conocimiento detallado de la planta. La comunidad científica ha realizado una amplia gama de investigaciones, como se refleja en el informe sobre el estado del arte sobre estabilidad de reactores del tipo de agua en ebullición (SOAR por sus siglas en inglés), realizado por el comité sobre seguridad de instalaciones nucleares de la AEN/OCDE [CNSI, 1997]. Un progreso importante en el campo se dio a raíz del evento de La Salle en 1988 [Cheng, 1988].

Adicionalmente existen estudios sobre inestabilidades en sistemas de circulación natural enfocados a reactores nucleares tipo BWR, cuyos resultados se han publicado en artículos a nivel internacional en diferentes revistas y de los que se hace mención en forma breve de algunos de ellos, considerando los que son más relevantes en concordancia con el objetivo que se persigue en este trabajo de tesis.

Cabe mencionar que se buscó información referente a los trabajos que se han desarrollado en México relacionados con estudios de inestabilidades en sistemas de circulación natural enfocados a reactores tipo BWR, pero no se encontró información al respecto.

2.1 Estudios de los Problemas de Estabilidad en Reactores BWR de Circulación Natural

La circulación natural como un mecanismo pasivo de remoción de calor tanto en las condiciones de operación normal como en las condiciones de un accidente han sido estudiadas de forma amplia desde 1950 y los estudios iniciales se enfocaron en la circulación natural para los casos de flujos de una y dos fases. A través de los primeros trabajos, la utilización del flujo en circulación natural como un sistema pasivo para enfriar el núcleo del reactor bajo diferentes escenarios, se ha convertido en algo muy práctico para diferentes tipos de reactores, ya que la mezcla de las dos fases tiene una densidad considerablemente pequeña comparada con la del líquido de una sola fase y la circulación natural de dos fases puede producir una mayor cantidad de flujo y producir una mejora en la capacidad de enfriamiento.

Esto es particularmente cierto para reactores de agua donde el refrigerante tiene una gran cantidad de calor latente, entonces la transferencia de calor de ebullición en las dos fases es también eficiente. Sin embargo, las inestabilidades para el flujo en dos fases puede acompañar al

flujo de circulación natural presente, por ejemplo en los reactores SBWR y ESBWR. En especial la fase de inicio de estos reactores es vulnerable a inestabilidades debido a la baja presión y a las condiciones de bajo caudal.

Las inestabilidades de Geyser e inducidas intermitentes son los tipos de inestabilidades más probables y pueden provocar un serio problema cuando las oscilaciones de flujo se acoplan a la potencia del reactor por la vía de la realimentación neutrónica.

Aritomi et al. y Chiang et al. condujeron estudios fundamentales de inestabilidades de tipo Geyser, en lazos de circulación natural para canales paralelos con el propósito de establecer un procedimiento racional de arranque. Ellos señalaron que las oscilaciones en fase de un sistema de circulación natural fueron inducidas por las oscilaciones de carga hidrostática en un canal sin calentar debido a la insuficiencia en la generación de vapor. Cabe señalar que el efecto en la estabilidad del líquido intermitente y sobrecalentado en la sección de la chimenea no fue señalado en su trabajo.

Inada et al. investigaron las inestabilidades de flujo en un lazo con circulación natural en ebullición con chimenea. Su trabajo reveló que el flujo intermitente adiabático debido a la reducción de la carga por gravedad en la chimenea juega un rol importante en las inestabilidades de dos fases. El tipo de inestabilidad que se presentó en sus experimentos fue el debido a las oscilaciones de ondas de densidad debido al flujo intermitente en la chimenea.

En relación con el accidente de la isla de Tres Millas, Lee and Ishii mostraron un estudio para la inestabilidad de flujo en dos fases en circulación natural mediante la simulación de un reactor de agua ligera. Ellos encontraron que el flujo intermitente en la sección del riser inducía una inestabilidad cíclica de gran amplitud. Babelli incorporó el efecto de generación de vacíos debido al flujo intermitente en la sección de la chimenea dentro de su modelo para la frontera de estabilidad a bajo flujo y baja presión para un sistema de circulación natural.

Paniagua et al. también enfatizaron la dependencia de la presión de los parámetros termohidráulicos en la predicción de posibles inestabilidades en el arranque. En su modelo, los parámetros locales fueron calculados basados en la estimación de presión local usando la distribución de estado estable. El modelo fue validado con datos experimentales obtenidos en un lazo de circulación natural a baja presión sometido a un alto subenfriamiento.

E. M. Dilla, G.H. Yeoh, et al. en su trabajo “Predicción de la inestabilidad de flujo en flujos de ebullición subenfriada a baja presión utilizando códigos computacionales de dinámica de fluidos”, proponen un modelo para el análisis de la ebullición subenfriada a baja presión, incorporándolo al código RELAP5/MOD3.2 para mejorar el rendimiento del mismo para predecir la ocurrencia de la inestabilidad tipo Ledinegg en los flujos en dos fases. El código modificado se validó contra datos experimentales y se notó una marcada mejora en el comportamiento predictivo del mismo. Adicionalmente los resultados obtenidos con el código modificado se compararon con los del código CFX 4.2. Los experimentos se simularon en un canal calentado en posición vertical y rectangular. El alto, ancho y espesor del canal de flujo fue de 600 mm, 38 mm y 3.6 mm, respectivamente. El esquema de nodalización para la sección del anillo probado se muestra en la figura 2.1 y la tabla 2.1 resume las condiciones experimentales probadas durante la simulación.

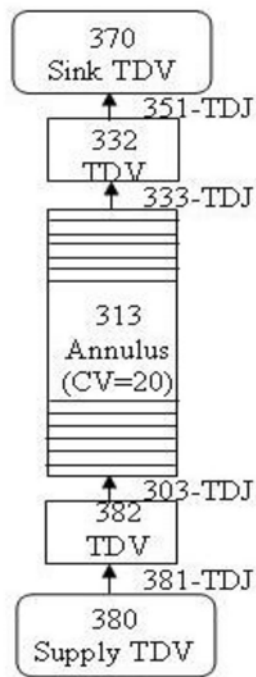


Fig. 2.1 Esquema de nodalización en el código RELAP5

Casos	P salida (kPa)	Tentrada (° C)	Q (MW/m ²)
C1	300	45	2.0
C2	300	45	3.0
C3	300	45	4.0
C4	300	25	3.0
C5	300	65	3.0

Tabla 2.1 Condiciones experimentales

Las características del modelo propuesto mejoraron las correlaciones para el cálculo del diámetro de la burbuja y la implementación del modelo de partición del flujo de calor en la pared con correlaciones recientes que fueron empleadas en CFX4.4 usadas también en estudios anteriores de estabilidad. Las modificaciones introducidas en el código RELAP5 se validaron contra experimentos de flujos en ebullición subenfriados a baja presión y mostraron una significativa mejoría en la predicción de la inestabilidad de Ledinegg. En contraste el modelo “viejo” o anterior de RELAP5 consistentemente predecía por debajo de la inestabilidad de flujo inicial. Las predicciones usando el código CFX estuvo en buena concordancia con los datos experimentales en todos los casos considerados. La debilidad manifestada por la versión modificada del código RELAP5, en relación a la influencia del subenfriamiento es atribuida a las correlaciones usadas para predecir el diámetro de partida de la burbuja de la pared calentada.

Hadid Subki , Masanori Aritomi et al. en su trabajo “Efecto de múltiples parámetros sobre la inestabilidad termohidráulica de reactores de agua en ebullición con circulación natural durante el arranque”, cuyo objetivo es investigar el mecanismo de conducción de las principales inestabilidades simuladas en un circuito experimental de circulación natural bajo un rango predeterminado de presión y entrada de subenfriamiento al sistema, operando en un rango de presión de 0.1 a 0.7 MPa, una entrada de flujo de calor entre 0 hasta 577 kW/m², y la entrada de subenfriamiento de 5, 10 y 15 K, respectivamente.

En la figura 2.2 se muestra el diagrama esquemático del circuito experimental que lleva el fluido en ebullición de fluidos tanto en circulación natural como en circulación forzada y se utiliza para

investigar el comportamiento termohidraulico del flujo en circulación natural en un lazo con canal paralelo de ebullición, mientras que las condiciones experimentales se muestran en la tabla 2.2.

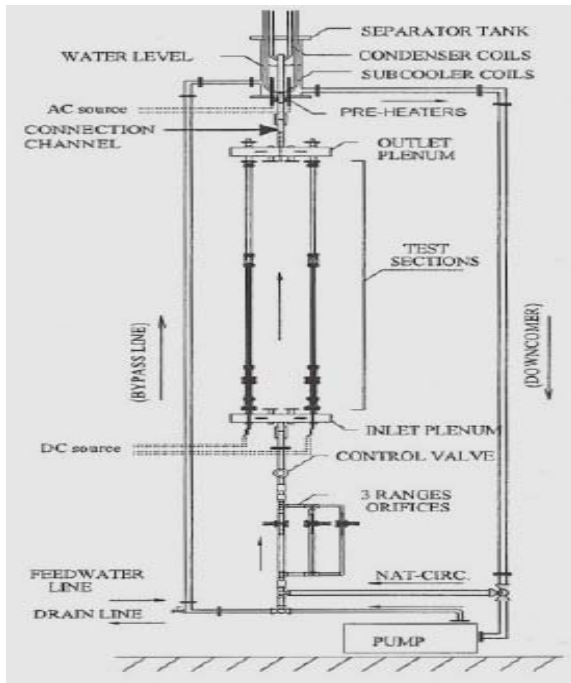


Fig. 2.2 Diagrama del lazo experimental

Test fluid	Water
System pressures	(0.1, 0.2, 0.4, 0.5, and 0.7) MPa
Inlet subcooling temperatures	(15, 10 and 5) K
Operating temperatures	(85 – 160) °C
Length of heated channels	1000 mm
Length of adiabatic chimneys	1000 mm
Uniform input heat flux	(0 ~ 577.26) kW/m ²
Maximum linear power	18.7 kW/m
Diameter of heater rods	10.0 mm
Outer diameter of channel	28.0 mm
Inner diameter of channel	20.0 mm
Channel gap	5.0 mm
Plenums (L/D)	(700.0/90.0) mm
Length of connecting channel	1100.0 mm
Length of downcomer	5800.0 mm
Total height of Exp. Loop	7250.0 mm

Tabla 2.2 Condiciones experimentales

El estudio aclara cuatro tipos de inestabilidades termohidraulicas que pueden presentarse a un presión mayor de 0.7 Mpa. La secuencia de inestabilidad es como sigue: 1) geysering inducida por condensación acompañada por “flasheo” intermitente (flashing), 2) oscilaciones inducidas por fluctuaciones de carga hidrostática, 3) oscilaciones de ondas de densidad y 4) “flasheo” acompañando a estas inestabilidades. Los experimentos confirmaron que la región de geysering se vuelve más estrecha y se suprime con el incremento de la presión del sistema. Con chimenea, la circulación natural puede ser alcanzada de forma más fiable y más fácilmente. Sin embargo la intermitencia (flashing) en la chimenea no puede ser evitada a bajas presiones del sistema. La circulación natural para las dos fases puede ser establecida si la presión del sistema se incrementa más allá de 0.7 MPa después de que las oscilaciones de ondas de densidad de altas frecuencias han sido completamente suprimidas. Los experimentos fueron analizados basados en el dominio de la frecuencia de cada fenómeno de inestabilidad.

M. R. Gartia, D. S. Pilkhwal, et al. en su estudio “Análisis de los regímenes metaestables en un sistema de canal paralelo con circulación natural de una sola fase con RELAP5/MOD3.2”, cuyo objetivo es evaluar la capacidad del código RELAP5/MOD3.2 para predecir el régimen metaestable (múltiples estados estables) en un sistema de canal paralelo con circulación natural. Para examinar el comportamiento básico de tal sistema, realizaron un análisis para flujos de circulación natural en sistemas de canales verticales múltiples con entradas de calor no uniforme. Una configuración de tres canales paralelos conectados a una entrada común y salida a las cabezeras con un sólo downcomer fue analizada usando el código RELAP5/MOD3.2.

El lazo considerado para el análisis consiste de tres canales verticales con igual diámetro (diámetro interior = 25.5 mm, grosor = 2.7 mm) e igual longitud (5 m), con el downcomer en común de las mismas dimensiones que la de los canales. Los canales son calentados con la misma potencia de entrada y el downcomer se mantiene sin calentar. El esquema del lazo se muestra en la figura 2.3, mientras que en la figura 2.4 se muestra el diagrama de nodalización de la representación en RELAP5/MOD3.2.

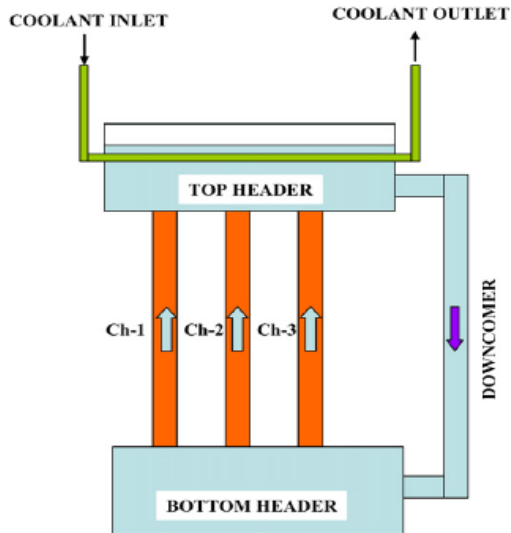


Fig. 2.3 Esquema del lazo con circulación natural

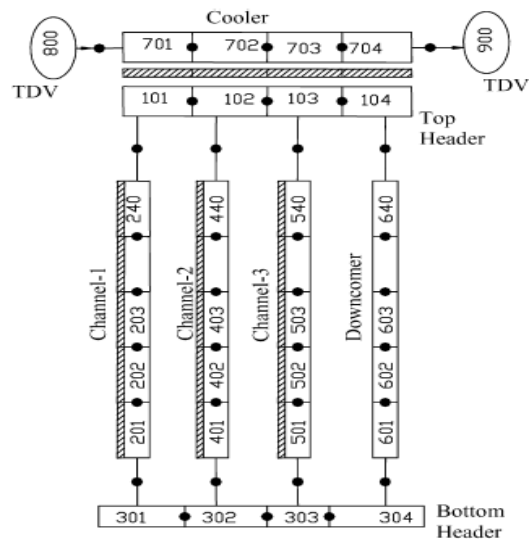


Fig. 2.4 Esquema de nodalización del lazo en RELAP5

Cuatro casos fueron estudiados, de estos, en dos casos los tres canales tienen los mismos flujos de calor inicial de 10 KWm^{-2} o 5 KWm^{-2} . En el tercer caso, los flujos de calor iniciales en dos de los canales fue de 10 KWm^{-2} cada uno y el tercer canal no es calentado. En el cuarto caso, los flujos de calor iniciales en dos de los canales fue de 5 KWm^{-2} cada uno y la tercer canal se mantuvo sin calentar. En todos los casos, el estado de equilibrio fue alcanzado.

Los resultados mostraron la existencia de un régimen metaestable, y observaron que hay dos puntos de estado estable para la misma relación (ratio) de flujo de calor que difieren en la dirección del flujo. El nivel de potencia al que se presentó el flujo reverso se estudió y encontraron que si se incrementa la potencia en el canal de flujo descendente manteniendo constante la potencia de los otros dos canales, entonces empezará a moverse hacia arriba solamente después de alcanzar el valor crítico de potencia. De forma similar si la potencia del canal con flujo ascendente es reducida este empezará a moverse hacia abajo solamente después de alcanzar otro valor crítico de potencia. También observaron que los dos valores críticos de potencia no eran los mismos, encontrando entonces que el nivel de potencia para el flujo reverso depende del procedimiento de operación, esto es, la tasa de incremento de potencia o potencia de retroceso (set back). Definieron una relación adimensional de flujo de calor (N_H) para predecir el flujo reverso en el sistema de canales paralelos y encontraron que la dirección de flujo en un lazo con circulación natural sigue a la máxima diferencia promedio entre los canales.

Hablando ahora del estudio realizado por Durga Prasad, Manmohan Pandey, et al. “Análisis de estabilidad y dinámica no lineal de los reactores de agua en ebullición”, cuyo propósito es el de resolver diferentes tendencias paramétricas, aparentemente contradictorias reportadas con anterioridad en la literatura, mediante un modelo de parámetros agrupados.

Con este fin, analizaron tres diferentes configuraciones (tabla 2.3) usando el mismo modelo matemático. El efecto de la constante de tiempo del combustible y de la reactividad por vacíos (VR por sus siglas en inglés), en la estabilidad del sistema en las regiones del Tipo I y Tipo II, fueron estudiadas.

Quantity	System 1	System 2	System 3
Length of channel (m)	4.0	3.5	3.81
Total area of flow (m ²)	0.3925	3.264	5.681
Non-dimensional riser length L_R^*	1.71	7.714	0.787
Non-dimensional downcomer length L_d^*	2.71	8.714	1.787
Non-dimensional riser area A_R^*	2.25	1.620	1.833
Non-dimensional downcomer area A_d^*	2.88	0.3212	2.1123
Core inlet loss coefficient $k_{c,i}$	3.46	20.0	20.0
Core exit loss coefficient $k_{c,e}$	2.19	5.0	0.68
Riser exit loss coefficient $k_{R,e}$	1.0	5.0	1.0
Downcomer inlet loss coefficient $k_{d,i}$	1.0	15.0	1.0
β	0.0061	0.003	0.0065
Λ	0.00005	0.00022	0.00001
λ	0.084	0.084	0.0781
Void reactivity coefficient (VR)	-0.005 to -0.5	-0.005 to -0.3	-0.05 to -0.3
Doppler reactivity coefficient	-0.00002	-0.00002	0.0
Fuel time constant (s)	2.0-16.0	2.0-16.0	2.0-10.0

Tabla 2.3 Configuraciones para los tres sistemas

Un esquema del modelo del sistema en ebullición se muestra en figura 2.5. El sistema consta de un núcleo con condiciones constantes subenfriadas de entrada, acopladas con un elevador (riser) adiabático en la salida. La mezcla de dos fases de la salida del núcleo pasa por el tambor de vapor a través del elevador, el vapor se separa y el agua saturada se mezcla con el agua de alimentación subenfriada y pasa a través del downcomer.

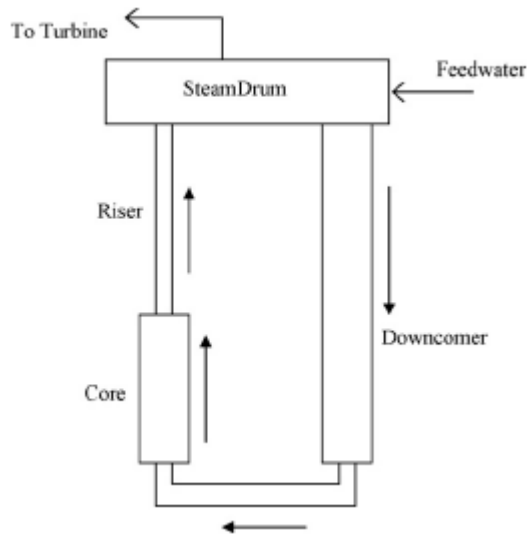


Fig. 2.5 Esquema del modelo del sistema en ebullición

La diferencia en las formas en las que la reactividad por vacíos y la constante de tiempo de combustible afectan la estabilidad del sistema puede ser debido a la influencia de diversos parámetros geométricos y neutrónicos o debido a la diferencia en el enfoque de modelado. Dado que el estudio se llevó a cabo utilizando el mismo modelo matemático con tres diferentes configuraciones del sistema, y de acuerdo con los resultados reportados en la literatura, se confirma que la diferencia observada no es atribuible a las incertidumbres del modelo. También se observaron que los parámetros de la neutrónica no influyen en la naturaleza de los efectos de la reactividad por vacíos (VR de sus siglas en inglés) y la constante de tiempo del combustible en la estabilidad del sistema.

Del estudio, deducen que los efectos de la reactividad por vacíos y la constante de tiempo del combustible se ven influenciadas por los parámetros geométricos y son distintos para los diferentes sistemas. En los sistemas con oscilaciones de baja frecuencia, un aumento en el valor absoluto en el coeficiente de reactividad por vacíos estabiliza el sistema y un aumento de la constante de tiempo del combustible desestabiliza el sistema. Por otra parte, para sistemas con oscilaciones de alta frecuencia, un aumento del valor absoluto de VR desestabiliza y un aumento en la constante de tiempo del combustible estabiliza el sistema. También observaron que un aumento en la entrada de los coeficientes de pérdida o un aumento de longitud en el elevador (riser), reducen la frecuencia de las oscilaciones. Realizaron un análisis no lineal para una de las configuraciones del sistema y así estudiaron el efecto de la constante de tiempo del combustible y de la reactividad por vacíos en las bifurcaciones y el comportamiento caótico del sistema en las regiones de Tipo I y Tipo II. Calcularon secciones de Poincaré, espectros de potencia de Fourier y exponentes de Lyapunov para confirmar el comportamiento caótico. Se observó que, en la región de Tipo I, para la constante de tiempo del combustible con valores inferiores a 4 segundos, el sistema experimenta una bifurcación subcrítica de Hopf para todos los valores de VR explorados (lo que esto lleva a un ciclo límite inestable). Por lo tanto, el sistema es inestable para grandes distorsiones, sin embargo es estable para las pequeñas perturbaciones alrededor de su estado estable. Para los valores de la constante de tiempo de combustible por encima de 4 segundos, la bifurcación fue subcrítica en

valores de la VR menores (en términos absolutos) de -0.09 y supercríticos en valores mayores de VR (en términos absolutos) de -0.10. Los canales de ebullición con y sin elevador experimentaron oscilaciones caóticas bajo fuerte realimentación de reactividad en la región del Tipo II. El canal en ebullición con elevador, experimentó oscilaciones caóticas a valores más bajos de VR comparados con el canal en ebullición sin elevador, por lo que la presencia de elevadores (risers) agrava las oscilaciones caóticas.

En el trabajo desarrollado por Durga Prasad, K. Pradhan et al., “Estudio de las inestabilidades de flujo en sistemas de circulación natural de ebullición en un canal doble” investigaron los modos de oscilación bajo diferentes condiciones de operación y las interacciones canal a canal durante las fluctuaciones de potencia y en las recargas a potencia en un canal doble con flujo en ebullición en la modalidad de circulación natural. El modelo que desarrollaron usa un modelo matemático de parámetros agrupados (lumped parameter model), LPM de sus siglas en inglés y RELAP5/MOD3.4.

El modelo de parámetros agrupados es un modelo matemático del canal en ebullición, que incluye las potencias dinámica y térmohidráulica, asumiendo flujo de calor constante. La termohidráulica comprende los balances de masa, energía y momentum para el refrigerante, donde un modelo de equilibrio homogéneo 1D es utilizado. El sistema de presión se asume como constante y el perfil lineal de entalpía se supone en el núcleo y en el elevador (riser), además de que la fricción en el downcomer es despreciada.

En el modelo de RELAP el sistema de lazo primario en ebullición de transporte de calor consta de núcleo, elevador, tambor de vapor, downcomer, etc. El agua subenfriada entra al núcleo y la mezcla de dos fases entra al tambor de vapor a través del elevador. El vapor se separa en el tambor, vapor y el líquido saturado se mezcla con el agua de alimentación subenfriada y entra por el downcomer. El suministro de calor es supuesto como constante y uniforme a lo largo del núcleo activo. El esquema del sistema de nodalización de doble canal se muestra en la figura 2.6.

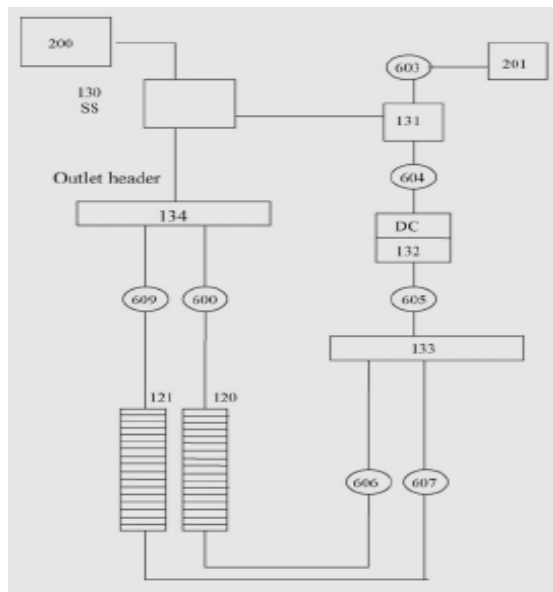


Fig. 2.6 Esquema de nodalización del sistema de doble canal en RELAP

El modelo de parámetros agrupados fue utilizado para hacer estudios referentes a inestabilidades, oscilaciones no lineales, y los efectos de los parámetros geométricos y dinámicos en el lazo de recirculación sobre los modos de oscilación. Los dos canales oscilaron fuera de fase en la región I, pero en la región del tipo II ambos modos de oscilación fueron observados bajo diferentes condiciones. Las interacciones canal a canal y los estudios de recarga a potencia fueron realizados usando el modelo de RELAP. A altas potencias las distorsiones en un canal afectaron significativamente la estabilidad del otro canal. Señalaron que durante las recargas a potencia (on power refueling), una condición cercana al estancamiento o flujo reverso a baja velocidad se puede presentar, aunado a una posibilidad alta de flujo reverso a bajas presiones.

2.2 SOAR

Una revisión concerniente de las oscilaciones debido a parámetros neutrónicos y termohidráulicos presentes en el núcleo y vasija de un reactor BWR constituyen el área de estudio del reporte SOAR (State of Art Report on Boiling Water Reactor Stability), es decir Reporte del Estado del Arte de Estabilidad en Reactores de Agua en Ebullición. Su actividad está enfocada hacia aplicaciones prácticas aunque están considerados también estudios y análisis. La actividad está enfocada hacia los fenómenos que ocurren en plantas BWR en condiciones de bajo flujo y alta potencia identificables en el mapa potencia/flujo. Mecanismos de ondas de densidad fueron usados para caracterizar cualquier escenario registrado hasta ahora para los sistemas BWR. Sin embargo, algunas inestabilidades como geysering de interés para los sistemas BWR de circulación natural no son consideradas en el proyecto y sólo se presenta una discusión limitada, mientras otras son mencionadas debido a la relevancia que pueden tener en la progresión de los fenómenos relacionados con ondas de densidad.

Los parámetros que afectan el comportamiento de estabilidad de plantas BWR han sido identificadas y caracterizadas, distinguiendo cuatro clases que han sido derivadas a) realimentación termohidráulica, b) realimentación neutrónica c) realimentación termohidráulica y neutrónica simultánea d) patrón de oscilaciones específicas (regionales o fuera de fase).

Las condiciones de frontera termohidráulicas, flujo de refrigerante, caídas de presión en las regiones de una y dos fases del canal en ebullición, longitud del canal, presión absoluta, fricción en el separador y carry under, pertenecen a la clase definida como a).

Coefficiente de reactividad por vacíos, conductancia del gap del combustible, capacidad calorífica y coeficiente Doppler son parte de la clase b).

Potencia promedio del núcleo, potencia radial y axial, (incluyendo el efecto del Xe), entrada de subenfriamiento, diseño de combustible y balance de planta pertenecen a la clase c).

Finalmente el buckling geométrico, fricción en las trayectorias de flujo en los lazos de recirculación, margen de estabilidad termohidráulica y asimetrías de flujo en el pleno inferior son parte de la clase d).

Una gran variedad de experimentos fueron elaborados, específicamente en lazos sin la simulación de canales de combustible (fuel bundles). En este contexto se realizaron pruebas para caracterizar los mecanismos fundamentales y medir la influencia sobre la estabilidad de: flujo de masa a la entrada del canal en ebullición, potencia total y potencia axial, presión del sistema, entrada de subenfriamiento, longitud del canal calentado (por arriba de 9 m), pendiente de la curva caída de presión vs. flujo másico, calidad del vapor de salida (a valores muy pequeños), número de barras, restricciones de salida y entrada, presencia de canales paralelos y región de bypass sin calentar.

Se han hecho algunas pruebas de estabilidad en plantas BWR operando en circulación natural, los siguientes describen los ejemplos típicos incluyendo la secuencia de eventos.

En noviembre de 1980 las pruebas de estabilidad bajo condiciones de circulación natural fueron integradas a la prueba de arranque a TVO-2, que tiene bombas internas ABB ATOM de un reactor tipo BWR de 2000 MWt. El margen de estabilidad del reactor fue evaluado por la inversión de la función de transferencia de Fourier de la presión del reactor a APRM. Esta fue obtenida de mediciones durante la perturbación senoidal de las posiciones de la válvula de la turbina de admisión. Bajo circulación natural establecieron por el disparo secuencial de las bombas, cuatro de las seis bombas se detuvieron y permanecieron estacionarias mientras dos bombas continuaron rotando, accionadas por el flujo y por la inercia y conectadas con los respectivos motores. Después del disparo de la bomba, la potencia del reactor se incremento por las barras de control y oscilaciones de flujo neutrónico autosostenidas fueron registradas a potencia del núcleo de 57.2%. La señal APRM osciló casi de forma senoidal a 0.34 Hz con amplitud de 5% de la potencia tasada.

En las pruebas de estabilidad en Vermont Yankee en marzo de 1981, fueron detectadas oscilaciones, esta planta estaba equipada con un reactor tipo BWR-4 fabricado por General Electric con una potencia de 1593 MWt. Las pruebas fueron realizadas con las bombas de recirculación detenidas (circulación natural), con todas las bombas operando a velocidad mínima. Los patrones de las barras de control fueron ajustadas para alcanzar niveles de potencia relativamente alta. La condición de ciclo límite fue alcanzada sin la perturbación al más alto valor de potencia bajo la condición de circulación natural. Las oscilaciones de ciclo límite fueron suprimidas cuando una sección pequeña de las barras de control fueron insertadas lentamente y no se presentó un comportamiento inusual ni tampoco el equipo sufrió algún daño.

La unidad nuclear gemela de la planta KRB-B y KRB-C, cada con una potencia de 3840 MWt, son reactores tipo BWR diseñados por KWU- Siemens. Las pruebas de estabilidad para KRB-B y KRB-C fueron realizadas en abril y noviembre de 1984 respectivamente. Las pruebas mostraron que ambas unidades se comportaron de forma estable en un rango de operación normal y estable, a un nivel de potencia por arriba del 100% de la línea de la barra de control a mínima velocidad de las bombas de recirculación. Los ciclos límite observados en el flujo neutrónico ligeramente por arriba del umbral de estabilidad, éstos fueron caracterizadas por oscilaciones fuera de fase: la mitad del núcleo apareció fuera de fase con respecto a la otra mitad. La amplitud de APRM fue solamente una fracción de la amplitud observada en LPRM. El modo de oscilación fuera de fase se desarrolló de una situación inicial más o menos aleatoria y fijado a un modo estable mas tarde.

La unidad 2 de LaSalle que es una planta tipo BWR-5 diseñada por General Electric. El 9 de marzo de 1988 la planta sufrió un evento dual de disparo de bombas de recirculación, después del disparo de bomba, la unidad experimentó una oscilación de flujo neutrónico excesivo bajo condiciones de circulación natural. En suma, como resultado de la rápida disminución de potencia, el sistema de control del nivel de calentamiento de agua de alimentación no fue capaz de controlar el nivel en los calentadores de agua de alimentación e inició el aislamiento de la extracción de vapor de los calentadores. Esto tuvo como resultado la adición de reactividad positiva debido al agua de alimentación fría que se ingresaba al reactor, causando un incremento de potencia fomentando la reducción de los márgenes de inestabilidad. Aproximadamente 7 minutos después del disparo de la bomba de recirculación, el reactor automáticamente realizó un scram sobre alto flujo neutrónico APRM (disparo de 118%). Sin embargo las oscilaciones de potencia fueron más grandes a las esperadas, y no se excedieron los límites térmicos o mecánicos durante el evento.

La variación del umbral de estabilidad en el reactor Siemens KWU KWW (reactor tipo BWR con

bomba jet y potencia de 1912 MWt), como función del combustible quemado y con circulación natural, bajo la operación de un solo lazo con la compleja dependencia de la estabilidad en el quemado debe ser observado; sin embargo la situación con uno (de dos) de los lazos de recirculación en operación, se presentó una situación menos estable que con las bombas en operación (frontera de circulación natural). Es muy variada la información que se tiene de los datos medidos en este reactor, tales como: la relación de decaimiento se vuelve más y más grande cuando el número de bombas de recirculación a velocidad mínima, es reducida aproximándola al valor unitario (reactor inestable) con 4 (de las diez) bombas en operación.

Se ha dado un esbozo de diferentes eventos de inestabilidad de plantas con reactores tipo BWR, algunos de ellos fueron inadvertidos mientras que otros fueron inducidos intencionalmente como experimentos. El flujo de pico alcanzado al punto de scram, fue de 118% del nivel cuantificado en relación con el caso del reactor LaSalle-2. En este caso el flujo neutrónico se comportó en fase en todas las localizaciones radiales y azimutales del núcleo. En algunas inestabilidades, las oscilaciones de flujo se presentaron fuera de fase en diferentes localizaciones del núcleo, una línea diagonal de simetría pudo ser identificada en la mayoría de los casos y en uno de ellos una onda de rotación viajante fue identificada. Algunos de los resultados de los flujos medidos señalaron oscilaciones cíclicas de flujo de refrigerante en una condición inestable que fue sincronizada con la oscilación de flujo neutrónico. En algunos reactores las señales de la instrumentación de los canales de flujo mostraron correlaciones entre el flujo en los canales y los niveles de flujo neutrónico alrededor del canal.

Algunos de los eventos de inestabilidad se presentaron bajo condiciones de circulación natural, esto es con todas las bombas de recirculación a velocidad cero; otras se desarrollaron bajo la condición de bajo flujo en el núcleo debido a la reducida velocidad de las bombas de recirculación. Pensando que hay características únicas en cada evento de inestabilidad, hay también muchas características comunes a todos los eventos de inestabilidad, ya que muchos parámetros están interrelacionados en las plantas BWR, y entonces el efecto de de cada parámetro debe ser identificado por separado.

Algunas características generales observadas de las inestabilidades de las plantas BWR son las siguientes:

-Todos los eventos de inestabilidad se presentaron a bajo flujo, en la mayoría de los casos a 40% del flujo en el núcleo. Entonces el flujo de refrigerante es un factor clave de inestabilidad.

-Cuando se presentaron las inestabilidades, la potencia del núcleo fue menor a la potencia nominal debido a la condición de flujo parcial en el núcleo. En la mayoría de los casos cuando la potencia del núcleo se redujo por la inserción de las barras de control, el núcleo se volvió estable. En algunos otros casos el incremento en la potencia promedio inducía una condición inestable o hacía más grandes las amplitudes de las oscilaciones. Es entonces claro que a mayor potencia en el núcleo, este se vuelve más susceptible de volverse inestable.

-La mayoría de las inestabilidades alcanzaron una condición de ciclo límite para el flujo neutrónico. La amplitud de ciclo límite depende de cuan inestable es la condición del núcleo.

-La forma de la potencia axial afecta la inestabilidad.

-A pesar que la potencia promedio del núcleo es la misma, el pico de potencia radial más alto hace al núcleo más inestable. En suma alta potencia en la región periférica de los canales del núcleo fue encontrada en los casos de oscilaciones fuera de fase.

-La distribución de potencia dentro de la vasija con atención a la caída de presión en las discontinuidades geométricas (por ejemplo entrada y salida del núcleo, separadores, etc.) tienen

un efecto notable en la estabilidad: el incremento en la caída de presión en la entrada del núcleo es estabilizadora, lo opuesto ocurre en la región de salida del núcleo incluyendo los separadores, si las otras condiciones son mantenidas constantes

-En algunos casos, cuando el subenfriamiento se incrementa el núcleo se vuelve menos estable debido al incremento de la potencia del reactor y la forma de la potencia axial muestra el pico máximo de potencia en la parte inferior de la gráfica, si la entrada de subenfriamiento se incrementa. Hay un efecto termohidráulico directo por la entrada de subenfriamiento, pero la tendencia puede variar dependiendo de las condiciones de operación. Como ya se mencionó las condiciones de alta potencia y distribuciones de potencia axial con el pico máximo de potencia en la parte más baja, hacen al núcleo menos estable. Sin embargo el efecto independiente del subenfriamiento del refrigerante podría no ser claro para la experiencia de una planta real, y no debe ser confundida con el efecto en la potencia de otros factores.

-Las frecuencias en todas las oscilaciones observadas fueron de 0.2 a 0.6 Hz. Estas se presentaron en el rango de frecuencia típico para las oscilaciones de ondas de densidad. Otros fenómenos de inestabilidad pueden tener el mismo o diferente rango de frecuencia

-Las barras de control de un BWR tienen una constante de tiempo térmica en un rango de tres a ocho segundos cambiando el comportamiento mecánico, inducido por las variaciones locales de temperatura durante transitorios leves, aun para grandes amplitudes de oscilaciones.

CAPÍTULO 3. DESCRIPCIÓN DEL REACTOR ESBWR

El Reactor Económico y Simplificado de Agua Hirviendo, por sus siglas en inglés ESBWR, es el resultado de la evolución de los diseños de reactores de agua ligera en ebullición (BWR). La simplificación de la planta ha sido siempre uno de los objetivos en cada nuevo diseño de los BWR. El diseño del ESBWR incorpora varias mejoras de simplificación sobre los diseños previos y aunque conserva características tradicionales de los BWR como la contención a presión, también retoma tecnología usada en plantas construidas y operadas durante muchos años como la circulación natural, los condensadores para aislamiento, o la inundación forzada controlada por gravedad, además de que no utiliza bombas de recirculación en el reactor.

El reactor ESBWR está basado en el diseño del reactor SBWR, que también utiliza la circulación natural, que aprovecha la diferencia de densidades del fluido refrigerante y procesos físicos como la gravedad natural en el proceso de circulación, lo que permite simplificar los sistemas del reactor. La ventaja de no tener lazos externos con bombas de recirculación reduce significativamente el riesgo de que el núcleo se descubra por pérdida de refrigerante, a pesar de todo permanecen las perforaciones inferiores para el sistema de limpieza del agua del reactor y los actuadores del sistema para la inserción de las barras de control. Sin embargo, las dimensiones de estas perforaciones son muy pequeñas comparadas con las de circulación del refrigerante de los BWR tradicionales.

En esencia, el ESBWR ha empleado las mejores características de diseños anteriores de plantas ya licenciadas para continuar con el proceso de simplificación. De hecho la única innovación completamente nueva que lo caracteriza es la debida a los intercambiadores de calor del Sistema de Refrigeración Pasivo de la Contención (PCCS: Passive Containment Cooling System), para la remoción de calor de decaimiento. Así como el uso de barras de control del doble de ancho de las tradicionales, lo que reduce el número de accionadores y el mecanismo de movimiento fino (FMCRD) que ha sido ampliamente probado en los ABWR.

Los dos resultados directos de esta evolución son: La simplicidad del funcionamiento de los sistemas de seguridad y el margen que tiene el operador para responder a un evento en la planta y el mayor tiempo que dan los sistemas para responder correctamente al tener días en vez de minutos para intervenir ante un evento.

3.1 Sistema de Circulación Natural

El ESBWR usa circulación natural para mover al refrigerante que remueve el calor generado en el núcleo. La circulación natural en el reactor se establece debido a las diferencias de densidad entre el agua de la vasija, en el anillo exterior fuera de la chimenea y el cilindro que contiene al núcleo y la mezcla de vapor/agua dentro del mismo cilindro y la chimenea. La alta densidad del agua en el anillo exterior crea una presión mayor a la presión de cilindro interior con menor densidad del fluido (vapor/agua) en la región del núcleo y la chimenea.

La energía producida en el núcleo del reactor calienta el agua que entra por el núcleo de manera similar a la de todos los BWR y comienza a convertir el agua en una mezcla de vapor-líquido. En el núcleo el agua subenfriada primero se calienta a la temperatura de saturación, y a medida que recibe más calor, la ebullición del líquido de refrigeración comienza. Como el líquido de refrigeración viaja hacia arriba a través del núcleo el porcentaje de vapor saturado aumenta hasta que en la salida del núcleo el valor promedio de vapor saturado es de aproximadamente 18% del peso. Esta mezcla de vapor/agua viaja hacia arriba a través de la chimenea hacia los separadores de vapor donde la fuerza centrífuga separa el vapor del agua. El agua saturada y separada regresa por medio de los separadores mientras el vapor ligeramente húmedo viaja hacia arriba a los secadores de vapor y eventualmente es expulsado por las boquillas de la línea de vapor principal y el sistema de tuberías que lo envían hacia la turbina.

El agua de alimentación, a una temperatura más fría, entra a la vasija en la parte superior del anillo exterior, donde se mezcla con el agua saturada cerca de los separadores y subenfria esta agua. La mezcla resultante es subenfriada sólo algunos grados por debajo de la temperatura de saturación. La mezcla más fría viaja descendiendo a través del downcomer para volver a entrar al núcleo. El agua por consiguiente forma un lazo de recirculación dentro de la vasija. La masa de vapor que sale de la vasija es prácticamente igual a la masa de agua de alimentación que entra. La figura 3.1 muestra el sistema de circulación natural del ESBWR.

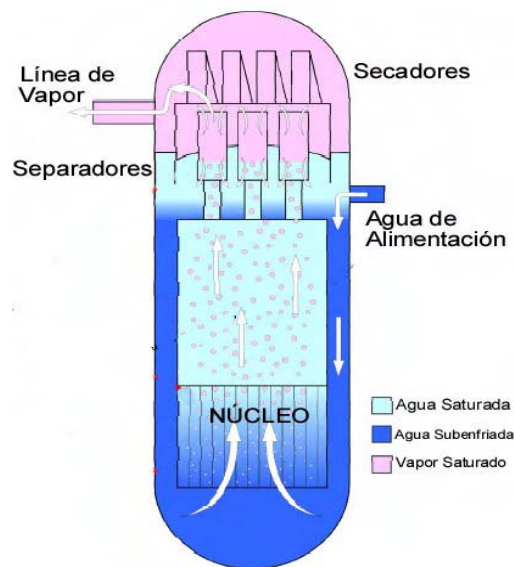


Figura 3.1 Sistema de Circulación Natural

La chimenea añade altura para esta diferencia de densidad, con tal efecto provee un control adicional en el proceso de recirculación. La circulación forzada en el ESBWR actúa de la misma forma básica que usando bombas internas o externas para añadir el control del flujo de recirculación en lugar de la elevación proporcionada por la chimenea.

3.2 Sistemas de Alimentación de Vapor del Reactor Nuclear

Los sistemas de alimentación de vapor del reactor nuclear de sus siglas en inglés NSSS (Nuclear Steam Supply Systems), produce el vapor del proceso de remoción de calor por ebullición nucleada del calor liberado en la fisión y envía este vapor a la turbina principal. Comprende a: 1) Vasija del Reactor, que sirve como alojamiento para el combustible nuclear y los componentes asociados 2) Sistema de Accionamiento de las Barras de Control, 3) Sistema de Núcleo del Reactor 4) Sistema de Condensador en Aislamiento.

3.3 Vasija del Reactor y sus Componentes Internos

La vasija del reactor aloja el núcleo del reactor, que es la fuente de calentamiento para la generación de vapor. La vasija contiene este calor, producen vapor dentro de sus fronteras, y sirve como una de las barreras de los productos de fusión durante la operación normal (el ensamble del reactor se muestra en la figura 3.2). Para este tamaño de reactor, el diámetro de la vasija presurizada es del mismo diámetro que el del ABWR, este dato de diseño y algunos otros datos comparativos de la vasija de 3 diferentes reactores se muestran en la tabla 3.1, tomados de la referencia [3] página 1.3-6.

Design Characteristic ⁽¹⁾⁽²⁾	Units	ESBWR	BWR/1 Dodewaard	ABWR
Reactor Vessel (Section 5.3)				
Material		Low-alloy steel/stainless and Ni-Cr-Fe Alloy clad	Low-alloy steel/stainless clad	Low-alloy steel/stainless and Ni-Cr-Fe Alloy clad
Design gauge pressure	MPa (psig)	8.62 (1250)	8.62 (1250)	8.62 (1250)
Design temperature	°C (°F)	302 (575)	302 (575)	302 (575)
Inside diameter (min)	mm (in)	7061 (278)	2794 (110)	7061 (278)
Inside height	mm (in)	27,560 (1085)	12,090 (476)	21,056 (829)
Minimum base metal thickness (cylindrical section)	mm (in)	174 (6.85)	80 (3.15)	174 (6.85)
Minimum cladding thickness	mm (in)	3.2 (~1/8)	3.175 (~1/8)	3.2 (~1/8)

Tabla 3.1 Datos comparativos de diseño de la vasija de 3 reactores [3]

Las nuevas características más importantes de la vasija presurizada y sus componentes internos son los siguientes:

- Boquillas de vapor con restrictores de flujo en líneas de vapor.
- Doble boquilla de agua de alimentación con camisa térmica
- Bloque corredizo para el soporte de la vasija
- Un fondo relativamente plano
- Eliminación de boquillas grandes conectadas a la vasija por debajo del núcleo.
- Uso de soportes compuestos de anillos forjados por arriba y bajo del núcleo.
- Una chimenea alta particionada para promover el flujo de circulación natural en el núcleo.

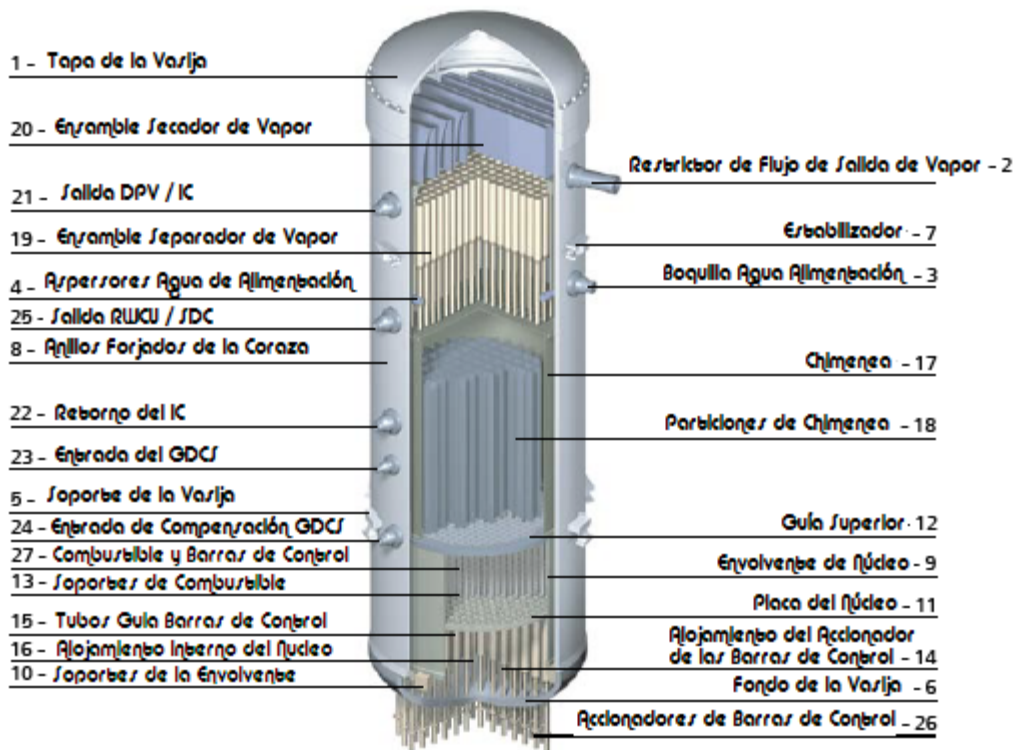


Figura 3.2 Vasija del Reactor y sus Componentes Internos

El diseño de la vasija está basada en tecnología BWR probada. Una característica digna de mencionarse es la falta de boquillas en o por debajo de la elevación de la tapa del núcleo, esta configuración evita cualquier ruptura en tuberías grandes en o debajo de la elevación del núcleo. Este es un factor clave en la habilidad del sistema de seguridad del reactor ESBWR para mantener el núcleo completamente y continuamente inundado para todo el espectro del accidente base de

diseño (LOCA), aunque muchas de las características mencionadas con anterioridad fueron introducidas en el ABWR.

La vasija contiene la estructura de soporte del núcleo que se extiende a la tapa del núcleo. La presencia de un gran volumen de vapor y agua da como resultado dos importantes y benéficas características, pues provee de una gran reserva de agua por arriba del núcleo que se convierte directamente en un largo período de tiempo antes de que el nivel de agua descienda cerca de la parte superior del núcleo, como resultado de la interrupción del agua de alimentación o a un LOCA. Consecuentemente esto da un período extenso de tiempo durante el cual los sistemas automáticos o los operadores de planta pueden restablecer el control del reactor usando un sistema capaz de inyectar agua dentro del reactor. En el ESBWR el nivel del agua aún en un LOCA (como accidente base de diseño) el núcleo no se descubre.

A continuación se hace una breve descripción de los componentes señalados en la figura 3.2.

3.3.1 Tapa de la Vasija (1)

La tapa de la cabeza de la vasija a presión tiene una forma elíptica y está fabricada de una aleación de acero. Está asegurada a la vasija por 80 juegos de sujetadores (tuercas y tornillos). Estas tuercas están apretadas en grupos (típicamente) de cuatro. El sello de cierre de la vasija consiste de dos anillos concéntricos sin fugas en todas las condiciones de operación, incluyendo la prueba hidrostática.

3.3.2 Boquilla de Vapor con Restrictor de Flujo (2)

La vasija tiene una boquilla de flujo tipo venturi localizada en las boquillas de salida de vapor, las cuales ayudan en: 1) La detección de una rotura en la línea de vapor por medio de la cuantificación del flujo de vapor, envía una señal de disparo para el aislamiento de las válvulas de la línea principal de vapor, 2) la cuantificación del flujo de vapor para la entrada al sistema de control de agua de alimentación, 3) como dispositivo de estrangulación de flujo para limitar el blowdown y cargas asociadas sobre la vasija y sus componentes internos en el caso de una ruptura de una línea de vapor principal fuera de la contención, a una tasa de flujo igual o menor al 200% del flujo de vapor tasado a una presión de 7.07 MPa en la vasija; El diámetro de garganta es ≤ 355 mm y está expuesto a velocidades de vapor de entre 53 m/s y 212 m/s y están fabricadas de acero forjado de baja aleación del tipo 3/4Ni-1/2Mo-Cr-V.

3.3.3 Boquilla de Agua de Alimentación con Manga Térmica (3)

Existen tres boquillas de agua de alimentación para cada una de las dos líneas de agua de alimentación que utilizan una doble manga térmica soldadas a las boquillas (en la tabla 3.2 muestra los diámetros correspondientes tomados de la referencia [5] página 5.4-41). Esta doble manga térmica protege el amplio radio interno de la boquilla de la vasija para el mezclado de agua.

Component/Subsystem	Control(s)
Number of Feedwater lines and Branch lines to RPV:	2 6
Diameter of each Feedwater line and Branch lines to RPV:	550 mm (22 in) 300 mm (12 in)

Tabla 3.2 Datos de diseño de boquillas y líneas de agua de alimentación [5]

3.3.4 Aspersores de Agua de Alimentación (4)

Los aspersores de agua de alimentación son cabezales de acero inoxidable localizados en la región de mezcla del pleno por arriba del anillo del downcomer. Un aspersor separado en dos mitades es fijado a cada boquilla de agua de alimentación por una conexión en forma de T, y es formada para conformarla a la curva de la pared de la vasija. La entrada del aspersor en forma de T está conectada al arreglo de la manga térmica y el agua de alimentación entra al centro del aspersor y se descarga radialmente dentro de la vasija para formar el flujo de downcomer con la mezcla de agua de alimentación fría que proviene de los separadores de vapor y el secador de vapor.

3.3.5 Soporte de la vasija (5)

Los soportes de la vasija son del tipo con geometría de bloque deslizante y provee de un número de posiciones alrededor de la periferia de la vasija. Múltiples soportes de la vasija a su alrededor con el correspondiente soporte de pedestal de la vasija a presión proveen de:

- Aberturas para permitir que el agua pase de la parte superior a la inferior del pozo seco.
- Acceso para la inspección en servicio hacia la base principal soldada.

3.3.6 Fondo de la Vasija del Reactor (6)

La base principal consiste de una tapa esférica hecho de una forja simple, que se extiende hacia la junta articulada toroidal, entre la parte superior y el cilindro de la vasija y abarcando las penetraciones de las barras de control, la base posee un espesor de 260 milímetros. La principal ventaja de usar una sola forja para la base es que se eliminan todas las soldaduras dentro del diseño de las barras de control y se reducen además futuras inspecciones cuando se encuentra en servicio.

3.3.7 Estabilizadores (7)

Están localizados alrededor de la periferia de la vasija, hacia el fin de la parte superior y provee de puntos de reacción para resistir cargas horizontales y para suprimir el movimiento de la vasija debido a terremotos, considerando posibles eventos de ruptura de tuberías.

3.3.8 Anillos Forjados de la Coraza (8)

La vasija a presión del ESBWR utiliza anillos forjados para la coraza de baja aleación, que se encuentran adyacentes y debajo de la región del cinturón del núcleo. Las pestañas y las boquillas son también de acero de baja aleación.

3.3.9 Envoltente del Núcleo (9)

La envoltente del núcleo es un ensamble cilíndrico de acero inoxidable que lo provee de una partición para separar el flujo ascendente de refrigerante a través del núcleo del flujo proveniente del downcomer. La envoltura superior esta limitada en el fondo por la placa del núcleo. La envoltura inferior, rodea parte del pleno inferior y esta soldada a los soportes de la envoltente. La envoltura provee soporte lateral para el núcleo por medio del soporte de la placa del núcleo y la guía en la parte superior. La tabla 3.3 muestra las cargas de presión de diseño para tres diferentes reactores, tomado de la página 4.4-13 de la referencia [4].

General Operating Conditions	BWR/6	ABWR	ESBWR
Shroud support ring and lower shroud pressure loading (kPa)	177	165	7.4
Upper shroud pressure loading (kPa)	25.5	24.1	17.4

Tabla 3.3 Cargas de presión de diseño para tres reactores [4]

3.3.10 Soportes de la Envoltente (10)

Existen 12 soportes anchos verticales soldados a la pared de la vasija cercanos al fondo dentro de la porción cilíndrica de la vasija. Además del peso de la envoltura, soportan el peso de la placa del núcleo, combustible y soportes del combustible, la guía superior, chimenea, particiones de la chimenea y el ensamble del separador de vapor. Esta hecho de una aleación de Ni-Cr-Fe.

3.3.11 Placa del Núcleo (11)

La placa del núcleo (core plate) está compuesta de una placa circular con aberturas alrededor, hecha de acero inoxidable. La placa del núcleo proporciona soporte lateral y direccionamiento para los tubos guía de las barras de control, para los tubos guía del monitoreo de flujo neutrónico dentro del núcleo, soporte periférico de combustible y de las fuentes de neutrones. Los últimos dos

componentes son también soportados por la placa del núcleo. El ensamble completo es sujetado con pernos a un soporte saliente en la envoltura. La placa del núcleo también forma una partición dentro de la envoltura, que causa el flujo de recirculación que pasa a través de los orificios de los soportes de combustible y a través de los ensambles de combustible. En la tabla 3.4 se señalan algunos datos de caída de presión para la placa del núcleo para tres reactores diferentes, tomados de la página 4.4-13 de la referencia [4].

General Operating Conditions	BWR/6	ABWR	ESBWR
Core support plate pressure drop (kPa)	151.7	137.9	41.3
Average orifice pressure drop, central region (kPa)	39.4	60.3	20.3
Average orifice pressure drop, peripheral region (kPa)	129	122	37.1
Maximum channel pressure loading (kPa)	106	75.2	24.4

Tabla 3.4 Caídas de presión de diseño de la placa del núcleo [4]

3.3.12 Guía Superior (12)

La guía superior (top guide), consiste de una malla que proporciona soporte lateral de la parte superior de los ensambles de combustible y está hecha de acero inoxidable. Cada abertura proporciona soporte lateral y direccionamiento para cuatro ensambles de combustible, o en el caso de combustible periférico, dos o tres ensambles de combustible. Los agujeros están provistos en el fondo de las intersecciones del soporte para anclar los monitores de flujo dentro del núcleo y de las fuentes de neutrones para el arranque. La guía superior es fijada con tornillos a la parte superior de la envoltura del núcleo. Los datos de ubicación en elevación de la tapa del núcleo, guía superior y de la tapa se muestran en la tabla 3.5 tomada de la referencia [2] página 2.1-4.

Description	Dimension/ Elevation	Nominal Value (mm, in.)
RPV bottom head inside invert elevation	A	0
Top of core plate elevation	B	[4178, 164.5]
Bottom of top guide elevation	C	[7718, 303.9]
RPV top head inside invert elevation	D	[27560, 1085]

Tabla 3.5 Datos de la ubicación en elevación de los componentes de la vasija [2]

3.3.13 Soportes de Combustible (13)

Los soportes de combustible fabricados de acero inoxidable, son de dos tipos básicos, llamados: soportes de combustible periféricos y soportes de combustible principales.

Los soportes periféricos están localizados en el borde externo del núcleo activo, sin estar adyacentes a las barras de control. Cada soporte de combustible periférico sostiene un ensamble de combustible y contiene un orificio diseñado para asegurar el flujo de refrigerante adecuado hacia los ensambles de combustible periféricos. Cada soporte de combustible principal sostiene cuatro ensambles de combustible verticalmente hacia arriba y horizontalmente esta provisto de orificios para asegurar la adecuada distribución de flujo refrigerante para cada manojo de elementos combustibles. El soporte principal descansa sobre la parte superior del tubo guía de la barra de control, que sostiene el peso de las barras de control bajando hacia el fondo de la vasija presurizada. Las barras de control pasan a través de aberturas cruciformes, abiertos en el centro del soporte principal de combustible.

3.3.14 Alojamiento del Mecanismo Conductor de la Barra de Control (14)

El alojamiento del mecanismo conductor de la barra de control (CRDH), proporciona una extensión de la vasija para la instalación del mecanismo conductor de la barra de control, y el acoplamiento de la línea del accionador de la barra de control, soportando también el peso de la barra de control, el accionador de la barra de control, el tubo guía de la barra de control, el soporte principal del combustible y cuatro ensambles de combustible, está fabricado de acero inoxidable.

3.3.15 Tubos Guía de las Barras de Control (15)

Estos se extienden desde la parte superior del alojamiento del accionador de las barras de control pasando a través de los agujeros de la placa del núcleo y están hechos de acero inoxidable. Cada tubo está diseñado como guía para la parte baja de una barra de control y como un soporte principal de combustible. Éste sitúa los cuatro ensambles de combustible rodeando a la barra de control, que transmite el peso del tubo guía del soporte de combustible, y los ensambles de combustible hacia la base principal de la vasija del reactor, también contiene los agujeros cerca de la parte superior del tubo guía de la barra de control y debajo de la placa del núcleo para el flujo de refrigerante hacia los orificios de soporte de combustible. Adicionalmente el tubo guía proporciona una conexión del accionador de movimiento fino de la barra de control para impedir una expulsión hipotética hacia abajo del accionador de movimiento fino de la barra de control en el caso de una falla en la soldadura de la vasija.

3.3.16 Alojamiento Interno del Núcleo (16)

El alojamiento interno del núcleo proporciona una extensión de la vasija en el fondo, por medio de la instalación de varios ensambles con sensores (monitores internos de flujo), que son

componentes del Sistema de Monitoreo Neutrónico. Esto también soporta el peso de un tubo guía interno en el núcleo y parte de la guía interna del ensamble del núcleo del ensamble estabilizador.

3.3.17 Chimenea (17)

La chimenea es un cilindro largo de acero inoxidable que sostiene a los separadores de vapor y está fijada con tornillos hacia la parte superior de la guía. Ésta proporciona la carga de empuje necesaria para crear y sostener un flujo de circulación natural.

La chimenea proporciona una carga de elevación adicional (o carga de empuje), necesaria para mantener el flujo de circulación natural a través de la vasija. La vasija también forma un anillo de separación para el flujo de retorno de la circulación subenfriada descendente de los separadores de vapor, agua de alimentación y de flujo ascendente de la mezcla de agua y vapor generado en el núcleo.

3.3.18 Particiones de la Chimenea (18)

Las particiones están localizadas dentro de la chimenea que separan los grupos de más de 16 manojos de combustibles. Éstas particiones actúan como canales de la mezcla del flujo de vapor y agua saliente del núcleo conduciéndolo hacia las secciones más pequeñas de la chimenea para limitar el flujo cruzado y minimizar el potencial para corrientes de remolino que podrían resultar en una chimenea mucho más abierta. La chimenea, así como sus particiones y restrictores son de acero inoxidable.

3.3.19 Ensamble de Separadores de Vapor (19)

El ensamble de separadores de vapor consiste de una base plana en la parte superior, que esta soldada en un arreglo de tubos verticales y descansa sobre el borde de la chimenea y forma la cubierta de la descarga del núcleo en la región del pleno. El ensamble del separador esta sujetado con largos pernos hacia el borde de la chimenea, que por facilidad para removerlos se extienden por arriba de los separadores. Durante la instalación, la base de los separadores es alineada sobre el borde de la chimenea con barras guía y finalmente sujetado. El objetivo de este diseño de largos pernos es para permitir el acceso directo a los pernos durante las operaciones de recarga de combustible del reactor con un mínimo de profundidad para la manipulación de las herramientas bajo el agua durante la remoción y la instalación de los ensambles. No es necesario meter roscas en el acoplamiento con la cabeza de la envoltura. Un perno en forma de T se mete en el borde de la chimenea y su tuerca es apretada a un torque nominal solamente. La carga final es establecida a través de la expansión diferencial del perno y la manga de compresión. Los separadores de vapor de flujo axial no tienen partes móviles y están hechos de acero inoxidable, en cada separador, la mezcla de agua vapor crece a través de los tubos verticales chocando contra los álabes que giran la mezcla estableciendo un vórtice donde las fuerzas centrífugas separan el agua del vapor en la parte superior y pasa hacia el pleno de vapor húmedo debajo del

secador. El líquido separado sale por el fondo de cada etapa del separador y entra a la alberca que rodea a los tubos verticales para unirse al flujo del anillo del líquido descendente (downcomer).

3.3.20 Ensamble de Secador de Vapor (20)

El ensamble del secador consiste de múltiples bancos de unidades de secado montadas en una estructura común que es removible de la vasija como una unidad integral. El ensamble incluye los bancos de secado, ductos de alimentación y descarga, zona de recolección de drenados, ductos de drenado, y un sello de agua que se extiende debajo del separador. El vapor de los separadores de vapor asciende hacia los secadores de vapor y hacia afuera a través de los alabes secadores. Estos álabes se encuentran unidos de la parte superior a la inferior de los soportes formando una unidad rígida e integral. La humedad es removida y conducida por medio de un sistema de canales y drenes hacia la alberca, rodeando los separadores y después hacia el anillo del downcomer entre la chimenea y la pared de la vasija del reactor. Los movimientos radiales y hacia arriba de los ensambles de los secadores bajo la acción de cargas sísmicas y de empuje, están limitadas por los soportes sobre la coraza de la vasija y sujetan los soportes dentro del cierre de la vasija.

3.3.21 Boquillas de Salida hacia las Válvulas de Despresurización (21) y Retorno hacia el Condensador en Aislamiento (22)

Hay cuatro boquillas de 450 milímetros espaciadas alrededor de la vasija presurizada para la conexión para cada uno de los subsistemas del condensador en aislamiento (IC) y para las cuatro válvulas de despresurización (DPV). Otras cuatro boquillas conectan con las líneas de retorno del condensador en aislamiento (IC), son de 200 milímetros de diámetro. Las salidas de las boquillas para las válvulas de despresurización están marcadas como DPV en la figura 3.4, pero sin estar conectadas a las 4 líneas de vapor principal, lo que da el total de ocho conexiones a la vasija donde se alojan las DPV y las válvulas de seguridad/alivio (SRV).

3.3.22 Entrada para el Sistema de Enfriamiento Accionado por Gravedad (GDCS) (23)

Hay ocho boquillas de 150 milímetros espaciadas alrededor de la vasija para la conexión de cada una de las cuatro divisiones de las líneas de inyección del sistema de enfriamiento por gravedad. Adicionalmente hay cuatro restrictores de flujo de 150 milímetros adicionales dentro de cada boquilla para limitar el flujo en un evento de ruptura de una línea del sistema de enfriamiento por gravedad.

3.3.23 Entradas de Líneas de Compensación del Sistema de Enfriamiento Accionado por Gravedad (GDCS) (24)

Hay cuatro boquillas de 150 milímetros espaciadas alrededor de la vasija para la conexión de las líneas de compensación de cada una de las cuatro divisiones del sistema de enfriamiento por gravedad. Los restrictores de flujo se encuentran dentro de cada boquilla para limitar el flujo en un

evento de ruptura de línea de compensación del sistema de enfriamiento por gravedad. La tabla 3.6 muestra las áreas correspondientes de los limitadores de flujo para la entrada del GDCS y la línea de entrada de compensación del mismo tomada de la referencia [2] página 2.4-42.

Design Commitment	Acceptance Criteria
Each GDCS injection line includes a nozzle flow limiter to limit break size	A calculation exists that confirms each GDCS injection nozzle flow limiter is less than or equal to $4.562E-3 \text{ m}^2$ (0.0491 ft^2).
Each GDCS equalizing line includes a nozzle flow limiter to limit break size.	A calculation exists that confirms each GDCS equalizing line nozzle flow limiter is less than or equal to $2.027E-3 \text{ m}^2$ (0.0218 ft^2).

Tabla 3.6 Áreas de limitadores de flujo de las boquillas para (23) y (24) [2]

3.3.24 Boquilla de Salida para la Limpieza de Agua del Reactor (RWCU) / Apagado de Sistema de Enfriamiento(SDC) (25)

El sistema RWCU/SDC está clasificado como un sistema no relacionado a la seguridad, se encarga de mantener la diferencia de temperatura entre el domo del reactor y el desagüe del fondo de la vasija para evitar una estratificación térmica excesiva.

Durante la operación normal de la planta, el sistema opera a flujo reducido en el modo de limpieza, retirando agua continuamente de la vasija, el agua es entonces enfriada a través de intercambiadores de calor y es empujada por la bomba del sistema de limpieza para desmineralizarla removiendo las impurezas. El agua purificada regresa al intercambiador de calor regenerativo (RHX por sus siglas en inglés) donde es recalentada, para después circular por las líneas de agua de alimentación y ser retornada a la vasija. Uno de los trenes esta en operación mientras el otro se encuentra en modo de espera, los trenes redundantes permiten el apagado del enfriamiento si solamente uno de los trenes está disponible, entonces el tiempo de enfriamiento es extendido. En un evento de pérdida de potencia y en la falla activa más limitante, el sistema RWCU/SDC lleva al reactor una condición de enfriamiento en apagado de 93.3°C en conjunto con la operación del condensador en aislamiento. Durante la espera en caliente y arranque, la inyección del exceso de agua resultante de la purga del sistema accionador de las barras de control y la expansión durante el calentamiento de la planta, es descargado o vertido hacia el condensador principal o hacia el sistema de desechos radiactivos para controlar el nivel de agua en el reactor. Hay dos boquillas de 300 milímetros provistas para la conexión de cada uno de las series de los sistemas de estos componentes.

La tabla 3.6 señala los datos de diseño para el RWCU/SDCS, tomados de la tabla 5.4-3 de la referencia [5].

The combined system process flow range from the bottom drain line and the RPV mid-region nozzle suction line (per train):	90.8 m ³ /hr (400 gpm) to 682.6 m ³ /hr (3005.5 gpm)
RWCU/SDC shutdown cooling design maximum flow rate (two train operation):	1365.2 m ³ /hr (6011 gpm)
RWCU/SDC system shutdown cooling function heat removal capacity (two train operation):	55.4 MWt (189.2 MBtu/hr)
From the rated design pressure and temperature, in conjunction with the heat removal capacity of either the main condenser and/or the isolation condensers, the time to cool down the reactor coolant temperature to: - 60°C (140°F) - 54°C (130°F) - 49°C (120°F)	24 hours 40 hours 96 hours
Number of trains:	Two
Demineralizer type:	Mixed bed
Demineralizer Capacity (% of rated FW system flow per train):	1
Flow rate per train in Cleanup Mode (one train operation):	116 m ³ /hr (510.7 gpm)
RWCU/SDC shell side RHX exit temperature in Cleanup Mode:	Approximately 226.7°C (440°F)
Maximum allowed cooling water outlet temperature from the NRHX when operated in the shutdown, startup, hot standby, isolation event or overboarding (i.e., dumping water to the main condenser or to the radwaste system) modes:	60°C (140°F)
Flow, through the bottom head connections during heatup and startup operations to prevent thermal stratification (two train operation):	181.6 m ³ /hr (800 gpm)
RWCU/SDC flow rate (after heatup) (two train operation):	181.6 m ³ /hr (800 gpm)
Approximate flow, during the initial heatup, overboarded to the main condenser (two train operation):	363.2 m ³ /hr (1600 gpm) maximum 181.6 m ³ /hr (800 gpm) minimum
Approximate maximum flow, during startup overboarded to the main condenser:	112.2 m ³ /hr (494.2 gpm)

Tabla 3.6 Datos de diseño del RWCU/SDCS [5]

3.4 Sistema Accionador de las Barras de Control (26)

Este sistema controla los cambios de la reactividad del núcleo durante la operación del reactor, por medio del movimiento y posicionamiento de las barras de control absorbedoras de neutrones dentro del núcleo en finos incrementos en respuesta a las señales de control del Sistema de Información y Barras de Control. El sistema de barras de control provee un control rápido de la inserción de las barras en respuesta a las señales manuales o automáticas del Sistema de Protección del Reactor.

Cuando un SCRAM es iniciado por el sistema de protección del reactor, el sistema accionador de las barras de control inserta la reactividad negativa necesaria para apagar el reactor (cada barra de control esta normalmente controlada por una unidad de motor eléctrico). Cuando una señal de SCRAM es recibida, el agua a alta presión almacenada en acumuladores cargados de nitrógeno fuerza a las barras de control a entrar dentro del núcleo. Simultáneamente, los accionadores de las barras de control son insertados por medio de motores eléctricos y entonces la acción del SCRAM hidráulico es apoyado por una inserción eléctrica de las barras de control. La tabla 3.7 muestra los tiempos permisibles para la inserción de barras de control por SCRAM, para una presión en el fondo de la vasija debajo de 7.481 MPa, tomado de [2] página 2.2-45.

Percent Insertion	Time (sec)
10	[0.34]
40	[0.80]
60	[1.15]
100	[2.23]

Tabla 3.7 Tiempos permisible de inserción de barras de control por SCRAM [2]

El sistema accionador de las barras de control está compuesto de tres elementos principales:

- Mecanismo electrohidráulico de movimiento fino del accionador de las barras de control (FMCRD).
- Unidad de control hidráulico de los ensambles (HCU).
- Sistema hidráulico del accionador de las barras de control (CRDHS).

EL FMCRD proporciona un accionador de posicionamiento por medio de un motor eléctrico para la inserción y extracción normal de las barras de control y para la rápida inserción por el mecanismo hidráulico de las barras de control en condiciones de operación anormal. Simultáneamente con el SCRAM este sistema también cuenta con un accionador de motor eléctrico de las barras de control como una forma para la inserción de las barras que es distinto del SCRAM con accionamiento hidráulico. La potencia hidráulica requerida por el SCRAM está provista por el agua a alta presión almacenada en las unidades de control hidráulicas de los

ensambles. Cada unidad de control hidráulica de los ensambles. Cuenta con una trayectoria de flujo para purgar el agua de los accionadores asociados durante la operación normal. El Sistema hidráulico del accionador de las barras de control (CRDHS) provee de agua presurizada para cargar los acumuladores de SCRAM del HCU y para purga de los FMCRDs. En suma el CRDHS proporciona la alta presión del agua hacia la vasija del reactor durante ciertos transitorios.

3.4.1 Barras de Combustible y de Control (27)

Cada barra de combustible consiste de pastillas de dióxido de uranio (U^{235}) hechas de material cerámico de alta densidad apiladas dentro un encamisado de zircaloy, quedando entre ellos un espacio el cual es llenado con helio y sellado con tapones de zircaloy. Tres tipos de combustible son usados en un manojo de combustible, barras atadas, barras standard y barras de longitud parcial. Las barras atadas soportan el peso del ensamble solamente durante las operaciones de manejo de combustible resorte de expansión está colocado sobre cada sello para proporcionar el espacio necesario para la expansión debido al crecimiento esperado del combustible. El enriquecimiento del U^{235} puede variar axialmente dentro de la barra de combustible y de barra a barra dentro de un manojo para reducir los picos de potencia a relaciones de potencia promedio. Algunas barras de combustible seleccionadas dentro de cada manojo pueden incluir pequeñas cantidades de gadolinio como un veneno quemable. Un volumen es dejado libre para almacenar los gases de los productos de fisión liberados del combustible. Los parámetros de diseño para los ensambles de combustible, nucleares, de los canales de combustible y ensamble del núcleo se señalan en la tabla 3.8 tomada de la referencia 3 página 1.3-4.

Design Characteristic ⁽¹⁾⁽²⁾	Units	ESBWR	BWR/1 Dodewaard	ABWR
Fuel Assembly (Section 4.2)				
Fuel rod array		10x10	6x6	8x8
Number of fuel rods per assembly		92	36	62
Fuel rod cladding material		Zircaloy-2	Zircaloy-2	Zircaloy-2
Overall length	cm (in)	379 (149.1)	179 (70.5)	447 (176)
Nuclear (first core) (Section 4.3)				
Water/VO ₂ volume ratio (cold)		2.90	2.6	2.95
Reactivity with highest reactivity worth control rod out	Keff	<0.99	<0.99	<0.99
Initial average U ²³⁵ enrichment	(%)	2.08	2.50	2.22
Initial cycle exposure	MWd/MTU (MWd/STU)	11,750 (10,660)	17,600 (16,000)	10,945 (9,950)
Fuel Channel				
Thickness	mm (in)	3.05/1.91 (0.120 / 0.075)	1.5 (0.06)	2.5 (0.100)
Cross section dimension	mm (in)	140 (5.52)	110 (4.35)	139 (5.48)
Material		Zircaloy-2	Zircaloy-4	Zircaloy-4
Core Assembly				
Number of fuel assemblies		1132	156	872
Fuel weight as VO ₂	kg (lbm)	184,867 (407,562)	10,750 (23,704)	172,012 (379,221)
Core diameter (equivalent)	mm (in)	5883 (231.6)	1788 (70.4)	5164 (203.3)
Active fuel length	mm (in)	3048 (120)	1793 (70.6)	3708 (146)

Tabla 3.8 Parámetros de diseño de combustible nuclear [3]

Barras de control tienen la función de regular la reactividad y la potencia y controlar la respuesta del reactor para su apagado mediante el SCRAM. La distribución de potencia en el núcleo es controlada durante la operación del reactor por el movimiento de barras de control seleccionadas para compensar los efectos de los vacíos de vapor en la parte superior del núcleo. La estructura

principal de la barra de control consiste de una tapa manejable, una sección de absorbedor y un conector en el fondo ensamblado en forma cruciforme. La sección del absorbedor se encuentra en un arreglo de tubos de acero inoxidable llenados con polvo de carburo de boro o bien combinado con barras de hafnio. El conector es colocado en el fondo de la barra de control para unirlo al accionador de la barra de control y mientras es insertada dentro del núcleo, la barra de control es restringida hacia la envoltura creada por el manajo de combustibles. Las guías conducen las barras de control a lo largo de los canales y los rodillos mantienen las barras de control dentro de los tubos guía mientras la barra es insertada hacia arriba del núcleo. En la Figura 3.4 se muestra un diagrama de la configuración de una barra de control y en la tabla 3.9 se señalan algunos de sus características dimensionales y de construcción, ambos tomados de [4] página 4.2-17.

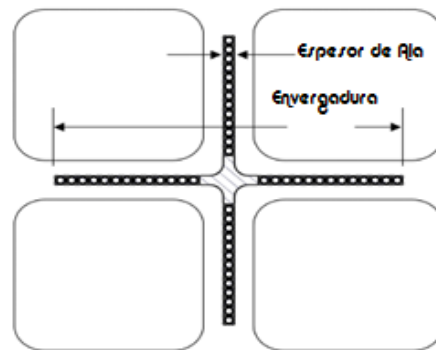


Figura 3.3 Esquema de Barra de Control [4]

Número de Barras de Control	269
Forma de las Barras de Control	Cruciforme
Envergadura	247.7 +/- 2.3 mm
Espesor Máximo de Ala	9.14 mm
Longitud Nominal de Columna Absorbedora	2896 mm
Paso (pitch) de la Barra de Control	309.88 mm
Barras Absorbedoras por Ala	13 a 14
Material de Control	Gránulos de B ₄ C
Densidad de B ₄ C	1.76 grm/cm ³
Material Tubo Absorbedor	Acero Inoxidable
Material Estructural Barra de Control	Acero Inoxidable

Tabla 3.9 Dimensiones y Características de las Barras de Control [4]

3.4.2 Accionadores de Movimiento Fino de las Barras de Control (FMCRD)

El FMCRD (por sus siglas en inglés) del ESBWR se distingue del pistón de cierre del accionador de las barras de control, en que las paletas de control son movidas eléctricamente durante la operación normal. Esta característica permite pequeñas variaciones de potencia, mejorando el tiempo de arranque y mejorando el manejo de la potencia. El FMCRD con los últimos accionadores, es insertado dentro del núcleo hidráulicamente durante un paro de emergencia. Debido a que el FMCRD tiene el motor eléctrico adicional, esto conduce la paleta de control dentro del núcleo aún si el sistema hidráulico primario falla, proporcionando un nivel adicional de protección en contra de los eventos transitorios anticipados sin SCRAM (ATWS por sus siglas en inglés).

El FMCRD consiste de cuatro subensambles principales: el accionador, la pieza de la bobina, freno y motor síncrono. La bobina y el motor pueden ser removidos sin alterar el accionador permitiendo el mantenimiento con una baja exposición del personal. El accionador consiste de un tubo externo, un pistón hueco, un tubo guía, un amortiguador, un sello de laberinto, válvula de bola, eje con tuerca de bola y tornillo de bola. El acoplamiento tiene una configuración de tipo bayoneta, que cuando se acopla con la unión de la paleta de la barra de control, impide la separación de la paleta y del pistón hueco.

3.4.3 Unidad de Control Hidráulico

La unidad de control hidráulico consiste de una botella de gas y un acumulador que están montados en un marco, que incluyen además las válvulas de scram y de scram piloto. En un ESBWR, hay uno de estos sistemas por cada dos accionadores de movimiento fino de las barras de control similar a un ABWR. El uso del arreglo en pares permite el ahorro en espacio y mantenimiento sin sacrificar seguridad o fiabilidad.

3.4.4 Sistema Hidráulico del Accionador de las Barras de Control (CRDHS)

Este sistema proporciona limpieza, agua desmineralizada, que es regulada y distribuida para proveer agua a los acumuladores de scram de las unidades hidráulicas de control y purgar el flujo de agua de los accionadores de movimiento fino de las barras de control. Es también la fuente de agua presurizada para la purga de las bombas del sistema de limpieza de agua / suspensión del enfriamiento del reactor y para permitir que se continúe llenando la vasija al nivel de referencia en las líneas de instrumentos. Adicionalmente el sistema provee agua a alta presión a la vasija. En la tabla 3.10 se muestran los parámetros de operación de flujo para el CRDHS en relación con el accionador de las barras de control, tomado de la página 2.2-54 de la referencia [2].

Design Commitment	Acceptance Criteria
Valves defined in Table 2.2.2-5 and 2.2.2-6 as having an active safety-related function open, close, or both open and close under differential pressure, fluid flow, and temperature conditions.	Test report(s) document that, upon receipt of the actuating signal, each valve opens, closes, or both opens and closes, depending upon the valve's safety function.
For the high pressure makeup mode of operation, the minimum flow supplied to the reactor is [3920] l/min ([1036] gpm) with both CRD pumps operating and [1960] l/min ([518] gpm) with one pump operating with reactor pressure less than or equal to [8.62] MpaG ([1250] psig).	Test report(s) document that the CRDHS delivers a minimum flow of [3920] l/min ([1036] gpm) with both CRD pumps operating and [1960] l/min ([518] gpm) with one CRD pump operating against a pressure less than or equal to [8.62] MPaG ([1250] psig).

Tabla 3.10 Parámetros de operación de flujo para el CRDHS [2]

3.5 Sistema de Vapor Nuclear

El propósito de este sistema es el de dirigir el flujo de vapor de las boquillas de salida de la vasija a la turbina principal. Un restrictor de flujo está colocado en cada boquilla de salida de vapor y está diseñada para limitar el flujo en el caso de la ruptura de una línea de vapor. El sistema incorpora previsiones para el alivio de sobrepresión en la vasija, e incluye además el subsistema de agua de agua de alimentación denominado en inglés Nuclear Island.

3.5.1 Subsistema de Vapor Principal

En el diseño del ESBWR, cuatro líneas de vapor de 700 milímetros de diámetro, transportan vapor de las boquillas de salida de la vasija a través de las penetraciones de la contención de la vasija de concreto reforzado y a través del túnel de vapor hacia la turbina. Las válvulas de aislamiento de vapor principal, están instaladas en cada línea de vapor en el interior y exterior de las penetraciones de la contención de la vasija. Son 18 las válvulas de seguridad / alivio que están instaladas verticalmente en las líneas principales de vapor. De éstas 18, son 10 las que componen el sistema de despresurización automático, y la descarga es dirigida hacia los supresores localizados en la alberca de supresión. Las 8 restantes son actuadas por medio de resortes solamente para proveer de protección por sobrepresión en el caso de un evento ATWS (Anticipated Transient Without SCRAM). La descarga de estas válvulas es dirigida hacia dos cabezales de descarga localizados en el pozo seco, equipados con discos de ruptura. Cada cabezal de descarga es también dirigido a la alberca de supresión con una línea de descarga que termina en un supresor.

Adicionalmente el sistema está equipado con 8 válvulas de despresurización, que actúan durante un evento postulado de pérdida de líquido refrigerante (LOCA en inglés) y descargan directamente en el pozo seco. Cuatro válvulas están localizadas sobre las líneas de vapor principal y cuatro en las líneas de cabo que también proveen vapor al sistema de condensadores en aislamiento.

En general el subsistema está compuesto de muchos componentes y subsistemas adicionales a los ya mencionados, que son necesarios para la operación adecuada del reactor bajo diferentes condiciones de operación, apagado o accidente. Algunos de estos subsistemas incluyen el subsistema de drenaje / bypass del vapor principal, sistema de instrumentación y subsistema de venteo del reactor. La tabla 3.11 señala los parámetros comparativos de diseño de las líneas de vapor principal de tres reactores diferentes, tomada de la página A6 de la referencia [1].

Design Characteristic	Units	ESBWR	BWR/1 Dodewaard	ABWR
Main Steamlines				
Number of steamlines		4	1	4
Design Pressure	MPa (psig)	8.62 (1250)	8.62 (1250)	8.62 (1250)
Design temperature	°C (°F)	302 (575)	302 (575)	302 (575)
Pipe diameter	mm (in)	711 (28)	300 (12)	711 (28)
Pipe material		Carbon steel	Carbon steel	Carbon steel

Tabla 3.11 Parámetros comparativos de diseño de las líneas de vapor principal de tres reactores [1]

3.5.2 Válvulas de Aislamiento de Vapor Principal (MSIV)

Dos de estas válvulas están soldadas en dirección horizontal de cada uno de las cuatro tuberías de vapor principal y están diseñadas para aislar la contención primaria al recibir una señal de cierre de forma manual o automática, para limitar la pérdida de refrigerante y la liberación de materiales radiactivos del sistema nuclear. En la tabla 3.10 se especifican las características de diseño de las válvulas de aislamiento de vapor principal (MSIV: Main Steam Isolation Valves), tomados de la referencia [5] de la página 5.4-38.

Component/Subsystem	Control(s)
MSIV characteristics:	Nominally 700 mm (28 in.) diameter spring-loaded, pneumatic, piston-operated valves that fail closed on loss of pneumatic pressure to the valve actuator.
MSIV rated steam flow:	2.19×10^6 kg/hr (4.82×10^6 lbm/hr).
MSIV pneumatic cylinder actuator can open the MSIV poppet with a maximum differential pressure of:	1.38 MPa (200 psi) across the isolation valve in a direction that tends to hold the MSIV closed..
MSIV fast closing speed:	3.0 – 5.0 seconds when operating gas is admitted to the upper piston compartment and the lower piston compartment is vented to the atmosphere.
MSIV slow closing speed:	45 – 60 seconds, by admitting operating gas to both the upper and lower piston compartments.
MSIVs longest design closing time:	5.0 seconds
MSIV shortest design closing time:	3.0 seconds

Tabla 3.12 Parámetros de diseño del MSIV [5]

3.5.3 Válvulas de Seguridad/Alivio (SRV)

Las válvulas de seguridad /alivio (SRV's: Safety/Relief Valves) tienen en principio una función dual, es una válvula de accionamiento directo y está clasificada como de seguridad. En el ESBWR los acumuladores incluyen 10 válvulas y los actuadores neumáticos necesarios para una actuación manual o automática en adición a la apertura por presión del resorte (función dual). Las otras 8 válvulas tienen el mismo cuerpo, pero no incluyen actuadores extra, y abren su resorte solamente por presión (actuación directa). Éstas válvulas están consideradas como parte del sistema para el control del reactor por presión límite, debido a que por el lado de la entrada de la válvula, está conectada preferentemente al interior de las válvulas de aislamiento de vapor principal.

Las válvulas proporcionan dos funciones de protección principales:

- Seguridad por sobrepresión (las 18 válvulas son accionadas por el incremento de la presión del vapor de entrada para prevenir la sobrepresurización del sistema nuclear)
- Despresurización automática

3.5.4 Válvulas de Despresurización

Existen 8 válvulas de despresurización (DPV's: Depressurization Valves), 4 localizadas en las líneas principales de vapor, que se pueden observar en la figura 3.4 de cuyo único propósito es ayudar al subsistema de despresurización automática para reducir la presión para permitir refrigerar al reactor durante un LOCA, de tal forma que la baja presión del sistema de refrigeración de emergencia del núcleo añada agua a la vasija del reactor.

Las DPV's están diseñadas para: proporcionar una capacidad alternativa a las diez SRV's, para la rápida despresurización de la vasija, tener un sistema de ignición explosiva a prueba de fallas, mantener la presión diferencial de vasija a pozo seco a cero o cercana a cero después de la despresurización de la vasija, para abrirse y mantenerse abierta bajo las bases de diseño y a las condiciones de cargas dinámicas.

La tabla 3.4 muestra una comparación del número de válvulas DPV y SRV así como sus capacidades para los reactores ESBWR y ABWR tomada de la pagina 1.3-9 de la referencia [3], mientras que la tabla 3.5 nos señala la presión límite y capacidad mínima tomada de la página 5.2-44 de la referencia [5].

System	Units	ESBWR	ABWR
Number of SRVs		10	8
Number of DPVs		8	None
Capacity of SRVs	kg/hr (lb _m /hr)	4.5 to 5.19 x 10 ⁶ (9.8 to 11.44 x 10 ⁶)	2.9 x 10 ⁶ (6.4 x 10 ⁶)
Capacity of DPVs	kg/hr (lb _m /hr)	6.9 x 10 ⁶ (15.2 x 10 ⁶)	N/A

Tabla 3.4 Datos comparativos de número de válvulas y sus capacidades para dos reactores [3]

Valve Type (SRV/DPV)	Maximum Analytical Pressure Limit	Rated Capacity at Setpoint
	MPa gauge (psig)	kg/s each (lb _m /s each)
SRV	8.618 (1250)	138.0 (304) minimum
DPV	NA	239 (527)

Tabla 3.5 Presión límite de válvulas y su capacidad individual [5]

La figura 3.4 muestra un diagrama de distribución de las válvulas de seguridad/alivio(SRV) y las válvulas de despresurización alrededor de la vasija del reactor además de sus conexiones con las líneas de vapor principal, tomada de la página 5.2-60 de la referencia [5].

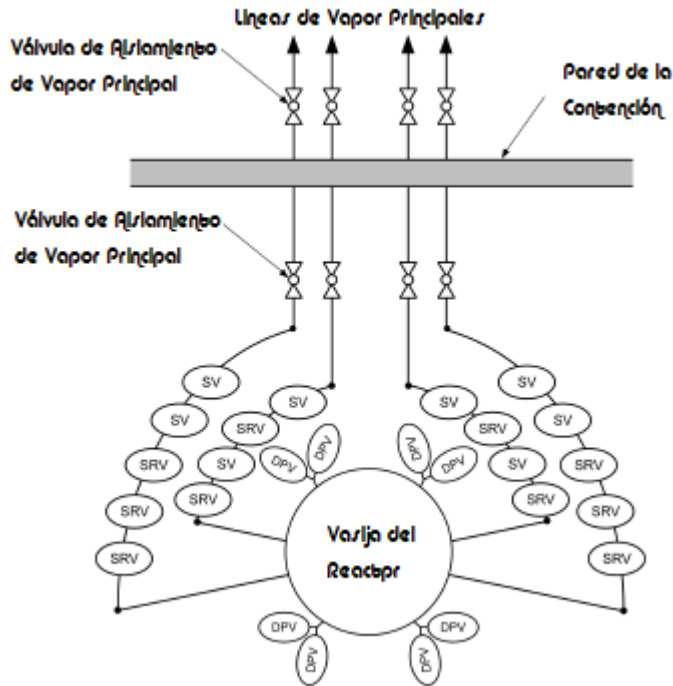


Figura 3.4 Diagrama de distribución de DPV y SRV [5]

3.5.5 Subsistema de Agua de Alimentación (Nuclear Island)

Dos líneas de agua de alimentación de 550 milímetros transportan agua de la tubería de agua de alimentación en el túnel de vapor a través de las penetraciones de la contención de la vasija, hacia los cabezales horizontales en el pozo seco superior que tiene tres líneas de elevadores (risers), que lo conectan a las boquillas de la vasija. Válvulas de aislamiento tipo check están instaladas antes y después de las penetraciones de la contención de la vasija además de válvulas manuales de compuerta que están instaladas en las líneas de 550 milímetros antes de los cabezales horizontales.

3.6 Sistema de Condensador en Aislamiento (IC)

La función principal de este sistema es limitar la presión del reactor y prevenir la operación de la válvula de alivio/seguridad, después de un aislamiento de la línea principal de vapor, y en conjunto con el agua almacenada en la vasija se conserva un volumen suficiente de refrigerante en el reactor para evitar la despresurización causada por el bajo nivel de agua en el reactor. Remueve además el exceso de calor sensible y de decaimiento en el núcleo de forma pasiva y con un

mínimo de pérdida del inventario de refrigerante del reactor, cuando el sistema normal de remoción de calor no está disponible.

El sistema consiste en cuatro lazos totalmente independientes, cada uno con un condensador aislado, que condensa el vapor por el lado del tubo, y transfiere el calor a una gran piscina del condensador en aislamiento y del sistema pasivo de refrigeración de la contención, colocada inmediatamente afuera de la contención, que está abierta a la atmósfera. La tabla 3.11 muestra los parámetros de diseño del IC tomados de la página 5.4-40 de la referencia [5].

Component/Subsystem	Control(s)
Number of IC Trains:	Four (4)
IC design parameters:	33.75 MWt each IC unit and is made of two identical modules. The IC has a design pressure of 10.34 MPag (1500 psig) and a design temperature of 314.5°C (598°F). The design heat transfer coefficient is 8650 W/m ² °C.
Nominal Diameter of the Steam Supply Line:	350 mm (14 inches)
Nominal Diameter of the Condensate Return Line:	200 mm (8 inches)
Outer Diameter of the Condenser Tubes:	50.8 mm (2 inches)
ICS loop seal:	Assures that condensate valves do not have 285 °C (545 °F) water on one side of the disk and subcooled water [as low as 10 °C (50 °F)] on the other side during normal plant operation, thus affecting leakage during system standby conditions.

Tabla 3.11 Parámetros de diseño del IC [5]

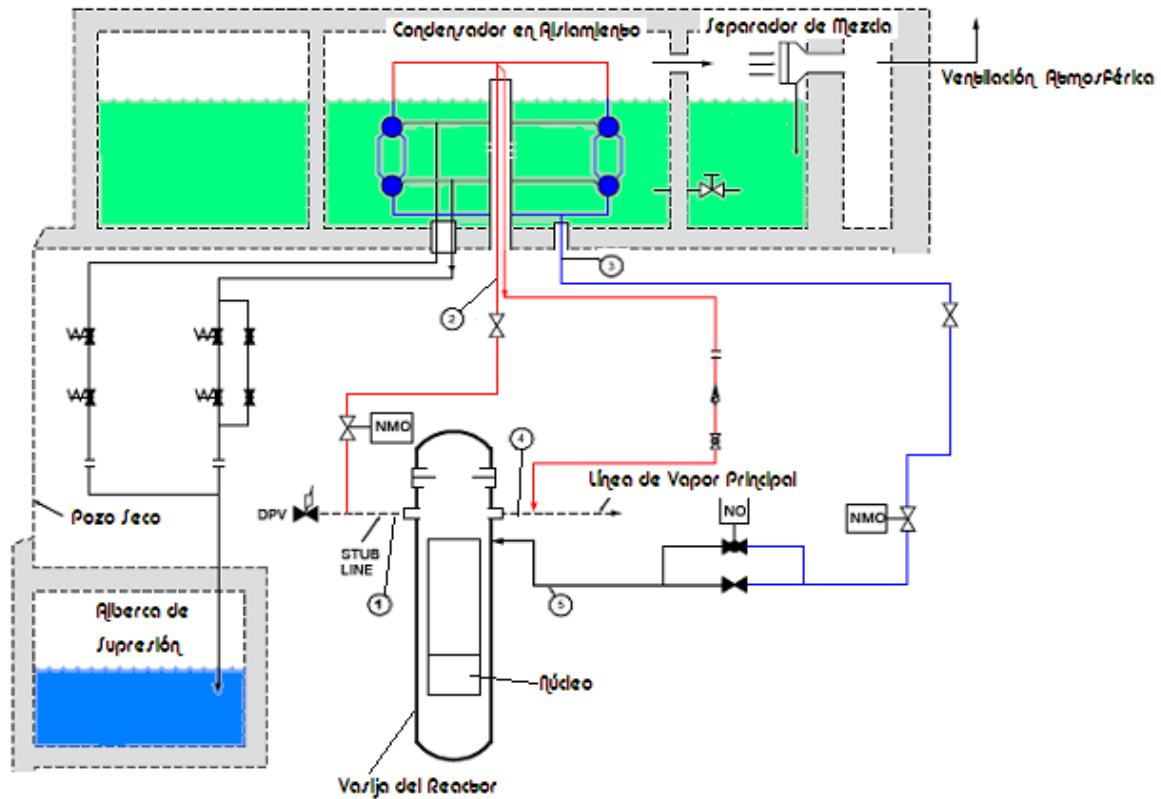


Figura 3.5 Sistema de Condensador en Aislamiento [5]

El condensador aislado está conectado por tuberías a la vasija del reactor y se encuentra colocado a una elevación por arriba de la fuente de vapor (vasija), y cuando el vapor es condensado, el condensado es regresado a la vasija por medio de la tubería de retorno de condensado. La tabla 3.12 que se añade a continuación señala los datos correspondientes de flujo másico, temperatura y presión para los puntos del 1 al 5 indicado en la figura 3.6, para tres condiciones de operación del sistema ambas tomadas de la referencia [5] página 5.4-50.

Standby Mode

Position \odot	1	2	3	4	5
Flow [Kg/s]	0.00	0.00	0.00	2434.55	0.00
Temperature [°C]	287.4	287.9	99.7	287.2	287.4
Pressure [KPa(g)]	7069	7068	7101	7124	7072

Peak Drain Flow Operation

Position \odot	1	2	3 ¹	4	5 ¹
Flow [Kg/s]	25.26	30.17	553.63	0.00	554.86
Temperature [°C]	295.0	292.8	98.1	297.1	287.9
Pressure [KPa(g)]	7649	7648	7579	7655	7649

Steady State Heat Removal

Position \odot	1	2	3	4	5
Flow [Kg/s]	77.75	77.79	77.96	0.00	77.85
Temperature [°C]	290.7	290.8	290.6	293.7	293.7
Pressure [KPa(g)]	7440	7439	7420	7450	7443

Tabla 3.12 Tablas de Proceso Simplificado del IC [5]

Bibliografía

1. Electric Power Research Institute, "Program on Technology Innovation: MAAP Analysis of ESBWR and Comparison of TRACG", Technical Update, December 2005.
2. GE Nuclear Energy ESBWR Design Control Document Tier 1, 26A6642AR, Revision 4, September 2007.
3. GE Nuclear Energy, Tier 2 Chapter 1 "Introduction and General Description of Plant", 26A6642AD, Revision 4, September 2007.
4. GE Nuclear Energy, Tier 2 Chapter 4 "Reactor" 26A6642AR, Revision 4, September 2007.
5. GE Nuclear Energy, Tier 2 Chapter 5 "Reactor Coolant System and Connected Systems" 26A6642AR, Revision 4, September 2007.

CAPÍTULO 4. DESARROLLO DEL MODELO DEL REACTOR DE CIRCULACIÓN NATURAL TIPO ESBWR EN RELAP5

4.1 Historia del Desarrollo de RELAP

El desarrollo de la familia de códigos de Relap se inició hace más de 3 décadas por el gobierno de Estados Unidos. Sin embargo, Relap5 fue inicialmente desarrollado para apoyar el análisis de accidentes postulados en plantas comerciales de potencia en los Estados Unidos, diferentes versiones del código han sido ampliamente distribuidas alrededor del mundo y ahora es usado para apoyar una gran variedad de actividades. El código ha sido usado para: a) apoyar la investigación básica en termohidráulica de dos fases, b) para diseñar experimentos de termohidráulica a pequeña y gran escala para reactores de investigación y plantas de potencia comerciales, y c) para evaluar la seguridad de plantas nucleares.

La versión de RELAP/MOD2 fue una de las más ampliamente usadas y aún es usado para apoyar en la regulación de plantas comerciales en E.U., Europa y Asia. RELAP/MOD3, fue inicialmente lanzado a finales de los 80's. El desarrollo de SCDAP/RELAP, que incorpora los modelos de RELAP5, empezó a desarrollarse 1981 por la Comisión de Regulación Nuclear, como resultado del accidente severo de Three Mile Island-Unit 2. Este código que tiene modelos avanzados para el análisis de accidentes, también ha sido usado para apoyar los programas de investigación de accidentes severos y para el análisis de la seguridad en las plantas nucleares.

4.1.1 Capacidades del Código Relap

RELAP y SCDAP/RELAP usan modelos termohidráulicos, de transferencia de calor, de componentes genéricos y especiales, de sistemas de control y otros modelos multidimensionales para describir el comportamiento complejo de los sistemas bajo condiciones de una y dos fases. Los modelos hidrodinámicos siguen el flujo de líquido, vapor y de gases no condensables, incluyendo aire, hidrógeno y nitrógeno. Los modelos de transferencia de calor describen: a) La conducción de calor en sistemas compuestos por estructuras y b) la transferencia de calor por convección y radiación entre las estructuras y el fluido. Los modelos de componentes genéricos incluyen válvulas, separadores, secadores, bombas, calentadores eléctricos, turbinas y acumuladores. Los modelos de los sistemas de control incluyen funciones aritméticas, de integración y diferenciación, proporcionales-integrales, de retraso y disparos lógicos. Modelos especiales de componentes en SCDAP/RELAP, desarrollados para el análisis de reactores nucleares, incluyen elementos combustibles, controles de barras, modelos de la estructura del núcleo, y modelos generales para estructuras porosas.

4.1.2 Validación del Código

RELAP5 y SCDAP/RELAP han sido revisados extensamente por la Comisión de Regulación Nuclear (USNRC) de Estados Unidos. El proceso incluyó la evaluación por los desarrolladores, evaluaciones independientes por miembros de la USNRC en programas de investigación, revisiones del Comité Consultivo en Seguridad de Reactores (ACRS), y en el caso de SCDAP/RELAP, revisiones formales hechas por un comité independiente de expertos.

4.2 Descripción del Modelo del ESBWR en RELAP5

Para simplificar la descripción del desarrollo se analizan por separado las cuatro áreas fundamentales de los reactores; la hidrodinámica, las estructuras de calor, la cinética y los componentes de control. Por otra parte en este desarrollo no se pretende explicar los modelos matemáticos que gobiernan las leyes físicas de los sistemas del reactor, así como tampoco la programación de los sistemas de ecuaciones derivados de los análisis matemáticos, (el conjunto de manuales del programa RELAP5 es una buena referencia para investigar sobre éstos aspectos). El desarrollo se concreta en estudiar los sistemas del reactor, en donde se aplica el criterio de simplificación adaptado a las especificaciones del programa. El desarrollo del presente trabajo está basado en un modelo existente de la Central Nuclear de Browns Ferry. La Figura 4.1 muestra la configuración de volúmenes utilizada en el desarrollo del modelo de Browns Ferry.

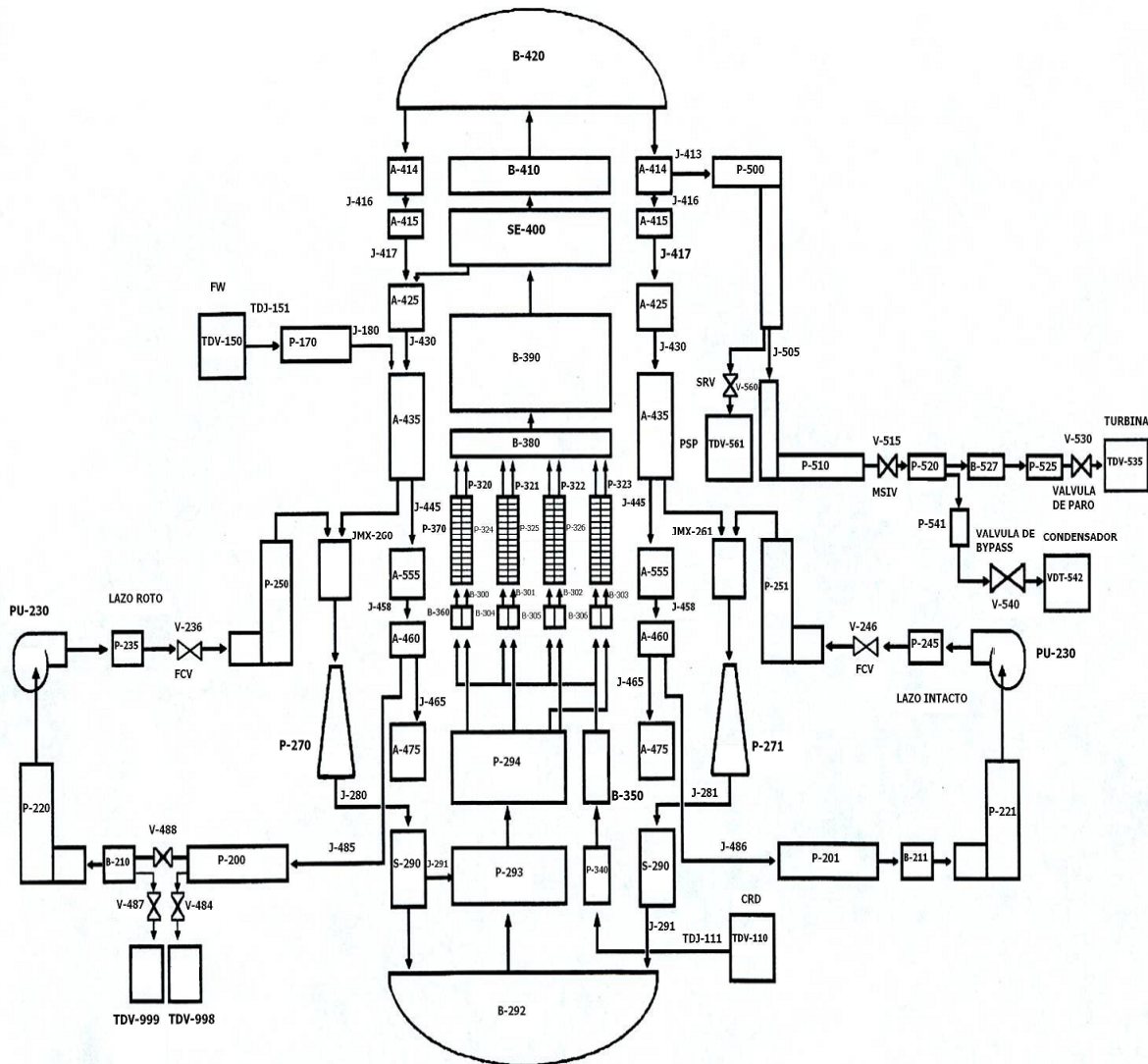


Figura 4.1. Configuración de volúmenes del reactor de Browns Ferry

4.2.1 Modelo Hidrodinámico

La hidrodinámica es el sistema físico que consiste de las trayectorias de flujo, los volúmenes, las áreas, y las propiedades termodinámicas del fluido. El reactor ESBWR modelado, consta de varios sistemas hidrodinámicos listados a continuación.

La vasija del reactor, incluyendo el fondo, pleno inferior, la placa guía soporte inferior, el núcleo, la rejilla guía soporte superior, la salida del núcleo, el pleno superior y los tubos de soporte para los separadores, los separadores, secadores y el domo del reactor. También se modela el flujo de descenso a los sistemas de recirculación.

Finalmente el sistema de la línea de vapor, el cual comprende la parte del sistema de vapor principal hasta las válvulas de corte de las tuberías de vapor y las líneas de flujo de derivación de la turbina.

Los datos iniciales (en estado estacionario), de flujo, volumen, área y propiedades termodinámicas del reactor ESBWR, se obtuvieron de documentos encontrados en la literatura abierta. Cabe señalar que dada la restricción para obtener algunos datos exactos, algunos parámetros fueron extrapolados geoméricamente.

El modelo aquí desarrollado para el ESBWR, presenta modificaciones de la configuración de volúmenes dada para Browns Ferry. Los cambios se hicieron con una clara marcación de las fronteras físicas o imaginarias de los volúmenes de control, tomando en cuenta los lineamientos requeridos en los manuales de usuario del programa RELAP5, y estuvieron enfocados en la eliminación de los lazos de recirculación forzada, en la modificación de parámetros de operación, de dimensiones y de parámetros de control propios de la estructura interna del código. Dentro de los cuales destacan por su impacto en la dinámica de los subsistemas, la chimenea que agrega más de 6 metros de altura y considerablemente menores resistencias al flujo, tanto por la ausencia de bombas jet, y menor altura del núcleo del reactor. La configuración de volúmenes del presente modelo quedó establecida como lo muestra la Figura 4.2.

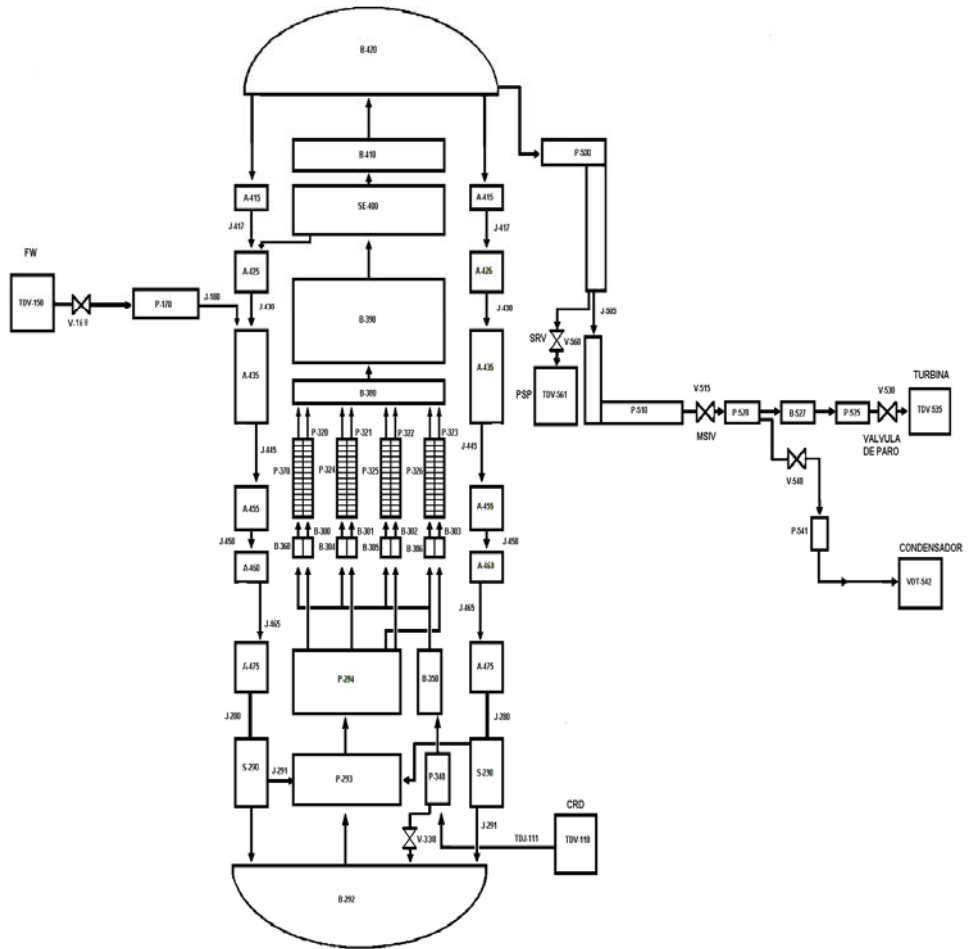


Figura 4.2. Diagrama de nodalización del modelo para el ESBWR

4.2.2 Modelo de la Vasija del Reactor

La vasija del reactor del ESBWR, conjuntamente con sus componentes internos, constituye una parte esencial del ciclo agua-vapor de la central, debido a que contiene y soporta al núcleo; además es donde se lleva a cabo la reacción nuclear controlada, para poder realizar la conversión de energía nuclear en térmica. Este conjunto es el enlace entre los diferentes sistemas de la Central y constituye parte de lo que se considera el Sistema de Abastecimiento de Vapor Nuclear (NSSS, Nuclear Steam Suply System, por sus siglas en inglés).

Las condiciones iniciales para el modelo son las siguientes:

Presión en Domo [MPa]	Presión en Núcleo [MPa]	Flujo Agua Alimentación [Kg/s]	Temp. Agua Alimentación [°C]	Entalpía Agua Alimentación [KJ/kg]	Potencia [MWt]	Flujo Agua Refrigerante al Núcleo [Kg/s]	Entalpía Agua entrada al Núcleo [KJ/kg]	Flujo de Vapor [Kg/s]
7.17	7.24	2451	215.6	920.415	4500	9808.6	1190	2433

Las condiciones de frontera para el modelo se señalan en la siguiente tabla:

Flujo Agua Alimentación [Kg/s]	Entalp. Agua Alimentación [KJ/kg]	Flujo de Agua Barras Control [Kg/s]	Entalpía del Flujo de Agua Barras Control [KJ/kg]
2451	920.415	5.9	219

Diámetro MSIV [mm]	Flujo de Vapor MSIV Kg/hr
700	2.19 e ⁶

Altura	27.6 m
Diámetro Nominal Interno	7.112 m
Espesor Nominal de Pared Incluyendo Revestimiento	182 mm
Espesor Mínimo de Revestimiento	3.2 mm
Presión de Diseño	8.62 MPa
Temperatura de Diseño	302 °C

Tabla 4.1 Datos de diseño de la vasija del reactor

Design Characteristic ⁽¹⁾⁽²⁾	Units	ESBWR	BWR/1 Dodewaard	ABWR
Thermal and Hydraulic (Section 4.4)				
Vessel inside diameter	m (in)	7.06 (278)	2.79 (110)	7.06 (278)
Number of fuel bundles		1132	156	872
Rated power	MWt	4500	163.4	3926
Design power (ECCS design basis)	MWt	4590	196	4005
Steam flow rate	Metric ton/hr (Mlb _m /hr)	8757 ⁽⁵⁾ (19,307)	256 (0.564)	7640 (16.843)
Core coolant flow rate	Metric ton/hr (Mlb _m /hr)	35,311 (77.847)	4500 (9.92)	52,200 (115.1)
Feedwater flow rate	Metric ton/hr (Mlb _m /hr)	8736 (19.260)	~243 (~0.54)	7624 (16.807)
Absolute pressure in steam dome	MPa (psia)	7.17 (1040)	7.10 (1030)	7.17 (1040)
Average power density	kW/liter	54.3	36.3	50.6
Maximum linear heat generation rate	kW/m (kW/ft)	44.0 (13.4)	50.1 (15.3)	44.0 (13.4)
Average linear heat generation rate	kW/m (kW/ft)	15.1 (4.6)	17.8 (5.4)	20.3 (6.2)
Average heat flux	kW/m ² (Btu/hr-ft ²)	458.53 (145,431)	367.57 (116,632)	524.86 (166,468)
Operating limit MCPR		1.30	N/A	1.17
Coolant enthalpy at core inlet	kJ/kg (Btu/lb _m)	1190 (511.7)	1240 (533.8)	1230 (527.7)
Maximum void fraction within fuel assemblies		0.90	0.64	0.75

Tabla 4.2 Datos Característicos de Diseño para Tres Diferentes Reactores [2 pagina 4.4-13]

4.2.2.1 Modelo del Fondo de la Vasija

El sistema hidrodinámico del fondo de la vasija lo conforman los volúmenes 290, 292, 293 y 294, como se muestra en la figura 4.3.

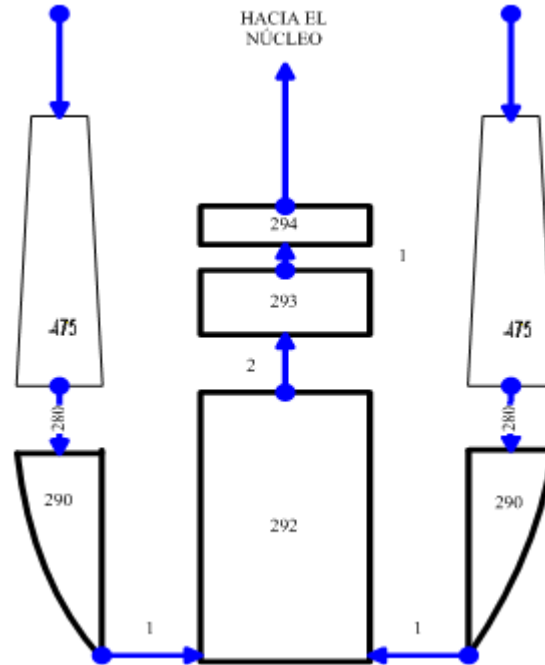


Figura 4.3 Diagrama de nodalización del fondo de la vasija

El flujo que recibe el volumen 290 (*Single-Volume*) es el flujo de descarga de los lazos de recirculación y es el mismo para el volumen 292 (*branch*), 293 (*Pipe*) y 294 (*branch*). La superficie de control que comprende el fondo de la vasija está bien limitada en sus fronteras. En la Tabla 4.3 se dan los valores para las dimensiones y presiones requeridas en el archivo de entrada para los volúmenes del fondo de la vasija.

No. Volumen	Área (m ²)	Longitud (m)	Presión (MPa)
290	7.51	1.02	7.23
292	11.02	2.13	7.25
293	6.64	2.43	7.23
294	7.03	0.82	7.21

Tabla 4.3 Dimensiones y presiones del fondo de la vasija

La tabla 4.4 muestra los valores de las uniones entre volúmenes en cuanto a flujo másico, área, densidad y caída de presión.

Unión	Área (m ²)	Presión (MPa)	Flujo de Líquido(kg/s)
290-293	0.092	7.23	3.05
290-292	7.35	7.25	9805.55
292-293	6.64	7.25	9808.55
293-294	7.03	7.21	9808.611

Tabla 4.4 Características de las uniones entre los volúmenes del fondo de la vasija

4.2.2.2 Modelo de la Placa de Soporte Inferior de la Vasija

La placa soporte inferior y las piezas soporte de los ensambles de combustible de la vasija está representada por los volúmenes 301,302, 303, 304, 305, 306 y 360.

Todas estas trayectorias fueron agrupadas dependiendo de su localización y caída de presión para representar un gasto másico equivalente de flujo de derivación para cada ensamble de combustible modelado. El flujo de las barras de agua dentro de los ensambles no fue modelado, se sumó al flujo equivalente de derivación. El flujo del canal activo fue dividido para representar el equivalente de cada ensamble de combustible simulado. El flujo másico del *CRD (Control Rod Drive)*, fue sumado al gasto másico que proviene del fondo de la vasija como una señal de entrada al modelo. El diagrama de bloque de la nodalización de la placa junto con las piezas soporte se muestra en la figura 4.5.

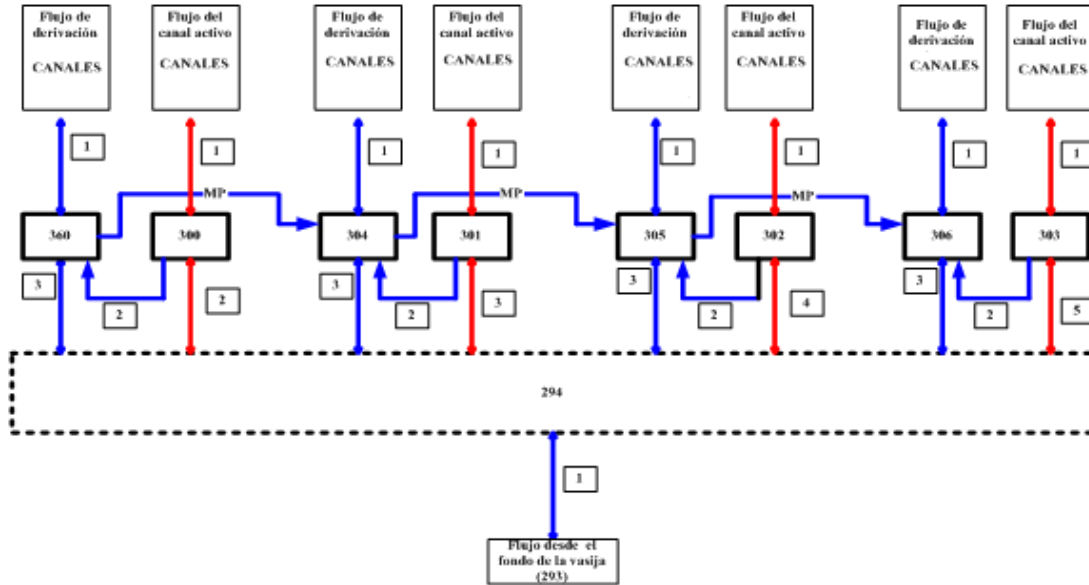


Figura 4.5 Nodalización de la placa soporte inferior y las piezas soporte de los ensambles

La Tabla 4.5 resume los valores iniciales de las dimensiones y las presiones de dichos volúmenes.

No. Volumen (Pleno Inferior del Canal de Derivación)	Área [m ²]	Longitud [m]	Presión [MPa]
360	5.19	0.226	7.09
304	0.712	0.226	7.09
305	0.579	0.226	7.09
306	2.4	0.226	7.09

No. Volumen (Pleno inferior del canal activo)	Área [m ²]	Longitud [m]	Presión [MPa]
300	1.2	0.226	7.15
301	1.54	0.226	7.16
302	1.25	0.226	7.16
303	5.21	0.226	7.17

Tabla 4.5 Dimensiones y presiones de los volúmenes que representan al pleno inferior

En la Tabla 4.6 se dan los valores que caracterizan a las uniones conectadas a los volúmenes del pleno inferior.

Unión	Área [m ²]	Presión [MPa]	Flujo Liq. [kg/s]
Canal de derivación			
294-360	0.0543	7.09	51.7
294-304	0.0091	7.09	51.7
294-305	0.0074	7.09	51.7
294-306	0.0309	7.09	51.7
360-370	0.7051	7.09	74.7
304-324	33.89	7.09	1508.0
305-325	3.148	7.09	381.7
306-326	0.0163	7.09	8.25
360-300	0.00814	7.09	111.0
304-301	0.0104	7.09	150.4
305-302	0.0084	7.09	126.7
306-303	0.0351	7.09	545.2
Canal Activo	Área [m ²]	Presión [MPa]	Flujo Liq. [Kg/s]
294-300	0.26	7.2	2266.3
294-301	0.33	7.2	2707.07
294-302	0.27	7.2	2087.4
294-303	1.14	7.2	2707.07
300-320	1.73	7.15	3309.54
301-321	7.75	7.16	7680.67
302-322	1.89	7.16	3160.14
303-323	0.04	7.17	62.62

Tabla 4.6 Características de las uniones entre los volúmenes del fondo de la vasija

4.2.3 Marco Teórico de la Construcción del Modelo del Núcleo

Para la construcción del modelo del núcleo se consideró la configuración del ensamble de combustible mediante estructuras de calor, debido a que en Relap, las estructuras de calor simulan el comportamiento no solamente de las barras de combustible en el núcleo sino también de las diferentes estructuras que componen a la planta, siendo así que las estructuras de calor simulan tanto el almacenamiento de energía en la masa del material como la energía transferida desde el material hacia la corriente del fluido simulado. Las estructuras de calor representan las porciones sólidas seleccionadas del sistema termohidráulico. Estas porciones sólidas, aunque no sean fluidos su respuesta depende de la transferencia de calor entre las estructuras sólidas y el refrigerante.

La energía almacenada y transferida es calculada por el código usando la geometría definida, que para el caso del ESBWR es cilíndrica, y cada estructura es dimensionada para interactuar con su corriente de fluido particular. El código asume que el flujo de energía desde y hacia las estructuras de calor ocurre en una dirección normal a la dirección de la corriente del fluido. Por consecuencia los nodos de las estructuras de calor están alineados en dirección normal al flujo del fluido.

La distribución de temperaturas en las estructuras de calor es representada de forma unidimensional para la conducción de calor transitoria en coordenadas cilíndricas y la dimensión espacial del cálculo es a lo largo de la coordenada en la geometría cilíndrica. Esta forma unidimensional asume que no hay variaciones de temperatura a lo largo de las otras coordenadas, pero cabe señalar que multiplicadores de superficie son usados para convertir la superficie unitaria unidimensional a la superficie actual de la estructura de calor. El código utiliza una malla para cuantificar la distribución de temperaturas y el espaciamiento de los puntos en la malla es tomado en la dirección positiva de izquierda a derecha, donde una composición es un material asociado con su conductividad térmica y su capacidad térmica volumétrica. Los puntos de la malla deben ser colocados en forma tal que se encuentren sobre las dos fronteras externas y en una interface entre diferentes composiciones, donde puntos adicionales de la malla pueden ser colocados a intervalos diferentes entre las interfaces y las fronteras. Para cada composición especificada, los correspondientes datos de propiedades térmicas deben ser señalados para definir la conductividad térmica y la capacidad térmica volumétrica como funciones de la temperatura. Los datos de las propiedades térmicas para el acero al carbono, acero inoxidable, dióxido de uranio y zirconio están contenidos en el programa.

4.2.3.1 Generación de Calor en el Combustible

La energía generada en una reacción por unidad de volumen q''' esta dada por:

$$q'''(x,y,z) = G_f \Sigma_f \phi (x,y,z,t) \quad (1)$$

donde G_f es la energía por reacción debido a las fisiones, Σ_f es la sección eficaz macroscópica de fisión y ϕ es el flujo neutrónico.

En la descripción dada en el manual de Relap5, se considera que las estructuras de calor tienen una fuente interna de calor volumétrico y puede ser usado para representar el calentamiento nuclear. La fuente $S(x,t)$ se asume como una función separable de espacio y tiempo, es decir:

$$S(x,t) = P_f Q(x) P(t) \quad (2)$$

Donde P_f es un factor de escala, $Q(x)$ es una función de distribución espacial y $P(t)$ es la potencia. La función espacial es asumida como constante sobre un intervalo de la malla, pero puede variar de intervalo a intervalo y solamente la distribución relativa de la función espacial es importante y puede ser escalada arbitrariamente. Por ejemplo, para una estructura de calor dada con dos zonas, si la primera zona tiene el doble de generación interna de calor de la segunda, entonces los factores de distribución espacial para las dos zonas puede ser 2.0 y 1.0, 200.0 y 100.0, o cualquier par de números con la relación 2 a 1, donde pueden ser incluidos ceros si no hay una fuente de calor interna. El espaciamiento de los puntos en la malla, composición y distribución espacial de la fuente son comunes a todas las estructuras de calor definidas con el número de la geometría de la estructura de calor. La distribución inicial de temperaturas es definida en el archivo de entrada para cada geometría de la estructura de calor y puede ser usada como la distribución inicial de temperatura o bien las temperaturas iniciales pueden ser obtenidas del cálculo de la conducción de calor en estado estable usando las condiciones hidrodinámicas iniciales a valores de potencia en el tiempo cero.

Las fuentes de calor volumétrico para las estructuras de calor consisten del producto de un factor de escala, una función dependiente del espacio (la cual ya fue señalada en párrafos anteriores), y una función dependiente del tiempo. Ésta última puede ser la potencia total del reactor, la potencia por fisiones, o la potencia de decaimiento por productos de fisión de los cálculos de la cinética del reactor. Los datos de entrada proveen de tres factores, el primero de ellos es aplicado a la potencia para indicar la fuente de calor interna generada en la estructura. Esto significa que en estado estable, el calor iguala al factor multiplicado por el valor de la potencia, que puede ser generada en la estructura y transferida hacia afuera a través de sus superficies izquierda y derecha. Así por ejemplo si $P(t)$ es la potencia en Watts, P_f es el factor, entonces $P_f P(t)$ es el calor generado en Watts. Dentro del programa, este factor está dividido por la integral de distribución dependiente del espacio para permitir el arbitrio de escalamiento de esa función. Después de este escalamiento, la fuente interna es requerida en unidades de Watts/m^3 .

Los otros dos factores proporcionan el calentamiento directo del fluido en los volúmenes hidrodinámicos unidos a las superficies. El calor se iguala al factor multiplicado por la potencia y el valor es añadido a la energía interna del fluido en el volumen hidrodinámico. Si $P(t)$ es la potencia en Watts y P_f es el factor, entonces $P_f P(t)$ es el calor añadido al fluido.

$$S(x) = P(t) * \sum_{n=1}^l Q(x) \sum_{m=1}^k (P_f) \quad (3)$$

El calor total añadido al volumen es la suma del calor de todas las estructuras conectadas al volumen, y son sumados ceros donde no existen fuentes de calor o volúmenes hidrodinámicos. En el reactor, si el valor de la potencia representa la potencia total del reactor generada, y si esta potencia es totalmente contabilizada en el modelo de Relap5, entonces la suma de estos tres factores de todas las estructuras de calor representan el valor de la potencia que debe ser igual a uno (la suma igual a uno no es requerida y el código no realiza una revisión exhaustiva al respecto).

4.2.4 Modelo del Núcleo

Para la representación de los 1132 ensamblés de combustible de la planta real se simplificó a solo 4 arreglos de combustibles, representados mediante canales, operando a una potencia de 4500 MWt dentro del código RELAP. La distribución aproximada se propuso a partir de los diagramas de la distribución de combustible en el núcleo del ESBWR encontrados en la referencia [1], como se muestra en la figura 4.5. El núcleo se dividió en cuatro secciones (de acuerdo al criterio de simplificación del uso de sólo 4 arreglos de combustible) y se ordenaron de la siguiente manera: 4 ensamblés del tipo P10X10 llamados CEN; 188, del tipo P10X10, denominado CEN 1; 768 ensamblés del tipo P10X10 llamado CEN 2; y finalmente 172 del tipo P10X10, denominado PERIF. Es importante mencionar que la distribución de temperaturas definidas en el archivo de entrada para la programación del código, referidas a las estructuras de calor para cada uno de sus 14 nodos, así como el dimensionamiento de las mallas para el cálculo del flujo de calor en los ensamblés se conservó tal como estaba planteado para el reactor Browns Ferry.

De forma adicional y debido a que queda fuera del alcance del presente trabajo de tesis, no se desarrollará el cálculo de los factores de escala antes mencionados, pues implica el uso de software especializado, así como de la inversión de un gran número de horas, para calcular en primera instancia, la distribución de potencia en el reactor dada la configuración del núcleo y posteriormente definir los factores de escala o de peso, que determinan las regiones de mayor o menor potencia, por tal motivo se conservan los factores de peso señalados para el modelo original y para el propósito de este y la figura 4.6 muestra una figura con esta distribución.

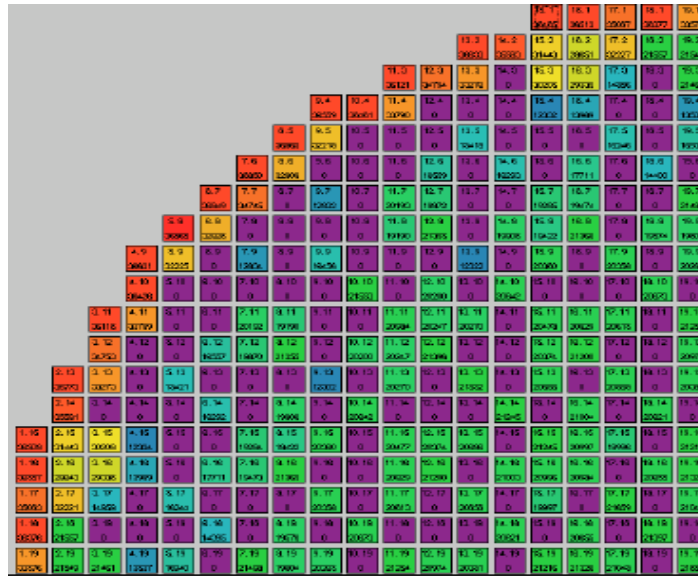


Figura 4.5 Distribución de combustible del ESBWR [1].

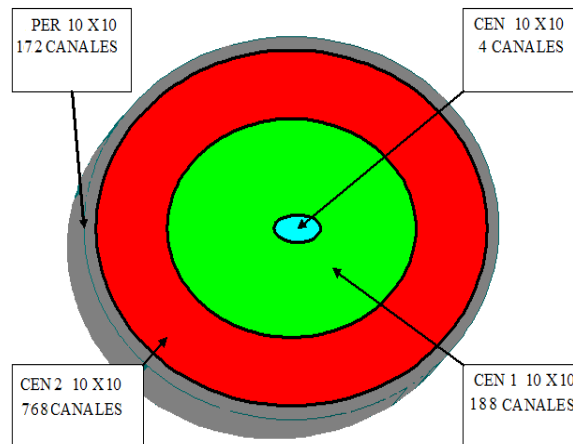


Figura 4.6. Distribución de potencia radial generada por cada canal de combustible modelado

En la Figura 4.7 se muestra un corte transversal de la barra de combustible en la forma que fue modelada en RELAP5. El dióxido de uranio está dividido en tres regiones radiales.

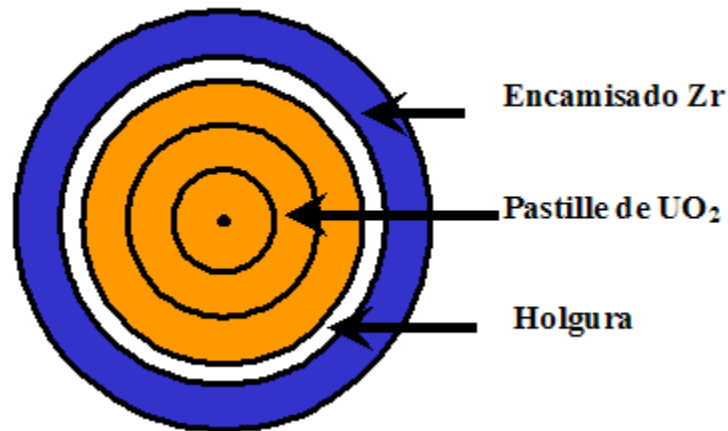


Figura 4.7. Espaciado radial de la barra de combustible

El criterio de simplificación en el núcleo es válido debido al hecho de que todos los ensambles de combustible tienen la misma caída de presión en estado estacionario. En otras palabras la caída de presión de un solo ensamble de combustible es igual a la caída de presión de los 1132 ensambles de combustible dentro del núcleo. Para el caso de las propiedades de flujo y áreas de los ensambles se calcula el equivalente a la suma de los ensambles que se están simplificando.

Cada canal (ensamble) está modelado por un tubo (*pipe*), dividido en 14 nodos. Los nodos 1 al 13 representan la longitud activa total del núcleo. Los primeros 7 nodos son un tercio de longitud menor a los 6 siguientes y el último tiene una longitud diferente de los demás. Esta idea de dividir los canales en 14 nodos con distintas longitudes es similar al del criterio de modelo de Browns Ferry. La figura 4.8 muestra el diagrama de nodalización correspondiente al núcleo.

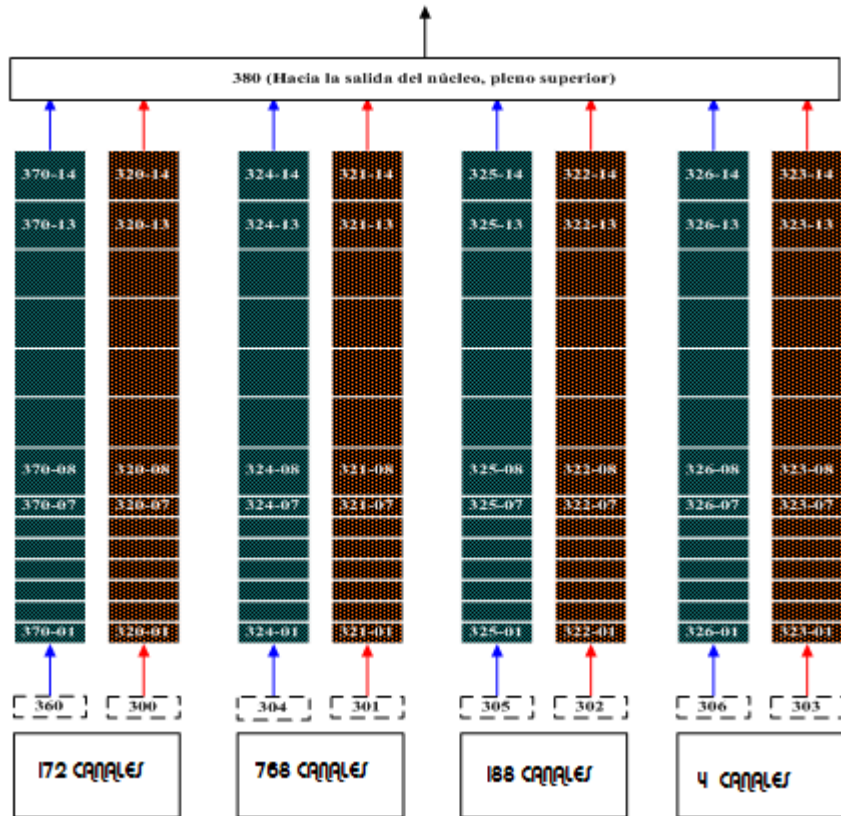


Figura 4.8 Nodalización del núcleo

Aunque puede modelarse más de una estructura de calor por cada canal de refrigerante, sólo se modeló una estructura por cada canal activo de refrigerante, esto es, una para el canal 320, otra para el 321, la correspondiente para el 322 y una más para el 323. Como cada canal activo está dividido en 13 nodos, la estructura de calor con su canal correspondiente también está dividida en 13 nodos.

4.2.5 Modelo de la Salida del Núcleo, Pleno Superior y Domo de la Vasija

Esta superficie de control está conformada por la salida del núcleo entrando a los separadores por los tubos verticales de los separadores, los separadores, secadores y el domo de la vasija.

Los volúmenes construidos para representar la salida del núcleo, pleno superior y domo de la vasija son el 380, 390, 400, 410 y 420. Esta superficie de control está conformada por la salida del núcleo entrando a los separadores por los tubos verticales de los separadores, los separadores, secadores y el domo de la vasija que se muestran en la figura 4.9.

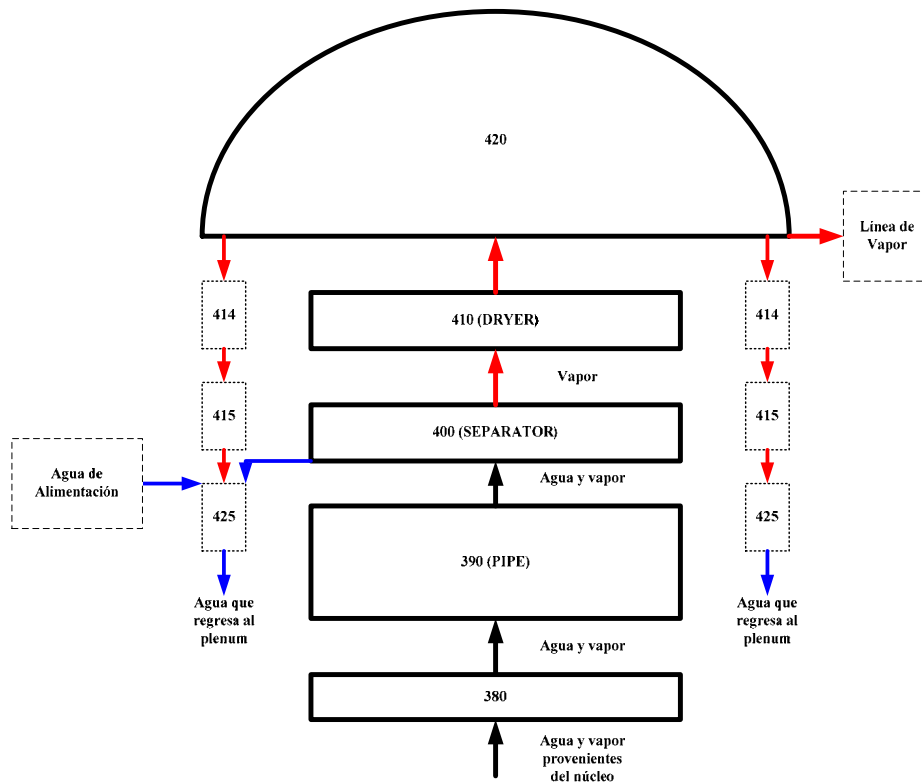


Figura 4.9. Nodalización de la salida del núcleo, separadores, secadores y domo de la vasija

En esta región de la vasija están presentes dos elementos que requieren un análisis por separado por su función dentro de la misma, los cuales son los separadores y los secadores de vapor. Los separadores realizan la separación inicial (y casi total) de líquido y vapor, aumentando la calidad de vapor desde aproximadamente el 13 % a la salida del núcleo hasta 90 % a la salida del separador. Por otra parte se considera que en el separador se obtiene una calidad de vapor del 100 %, es decir que la separación es exacta.

Dado el hecho del modelo simple para el separador, el secador se modela como un volumen tipo *Branch*, el cual cuenta con una unión hacia el domo del reactor, a su vez el volumen del domo es el que da la salida del vapor hacia la línea de vapor, además de otra unión para el flujo de descenso, esta unión para el flujo de descenso no presenta flujo másico, siendo que no regresa vapor al plenum desde el domo del reactor. Tampoco el secador regresa fluido al plenum debido a que el vapor que entra de los separadores a los secadores tiene una calidad del 100 %.

La tabla 4.7 muestra valores numéricos de las variables más representativas para la región descrita.

No. Volumen	Área [m ²]	Longitud [ft]	Presión [MPa]
380	23.20	8.71	7.06
390 (PIPE)	23.20	0.462	7.06
	3.93	2.65	7.01
400	11.40	2.93	7.01
410	30.21	2.95	7.01
420	23.22	3.33	7.01

Tabla 4.7 Datos de flujo, dimensiones y propiedades termodinámicos de los canales de la salida del núcleo, separadores, secadores y domo de la vasija

4.2.6 Modelo del Flujo de Descenso Hacia el Pleno del Reactor

El flujo de descenso hacia el pleno está conformado por la región del reactor que circunda los separadores y la envolvente del núcleo, es simulada como una serie de anillos (*annulus*) que envuelven a los separadores y al núcleo.

Los volúmenes construidos para esta región son el 414, 415, 425, 435, 455, 460 y 475, con sus respectivas uniones. Esta región que empieza con el volumen 414 y termina con el volumen 475, está delimitada en su entrada por el flujo proveniente del domo del reactor, pasando por la frontera del nivel normal de la vasija, la entrada del agua de alimentación, la descarga de los separadores y el volumen 475 que es el flujo que se asienta en el fondo del flujo de descenso.

La Tabla 4.8 muestra los valores de propiedades termodinámicas, así como dimensionales para los volúmenes del flujo de descenso.

No. Volumen	Área (m ²)	Longitud (m)	Presión (MPa)
415	1.07	2.95	7.01
	19.24	2.93	7.01
425	27.23	1.89	7.02
435	27.23	0.765	7.03
		1.183	7.04
		1.69	7.05
455	27.23	2.69	7.07
460	27.23	1.24	7.08
475	27.23	0.951	7.09

Tabla 4.8 Datos en estado estacionario de las variables más significativas de los volúmenes del flujo de descenso

4.2.7 Modelo de la Línea de Vapor

Finalmente en el análisis de los sistemas hidrodinámicos del reactor, está la línea de vapor o sistema de suministro de vapor nuclear. Este sistema está diseñado para conducir el vapor desde la vasija del reactor, a través de la contención, hasta la turbina y también existen canales de flujo de derivación. En este modelo, las líneas son simplificadas a sólo una con sus válvulas y volúmenes de control como sumideros. Los volúmenes que modelan este sistema con RELAP5, son el volumen 500, el 510, 520, 527, 525, 541, 535, 542 y 561, y las válvulas 515, 530, 540 y 560. La figura 4.10, muestra el diagrama de nodalización del sistema.

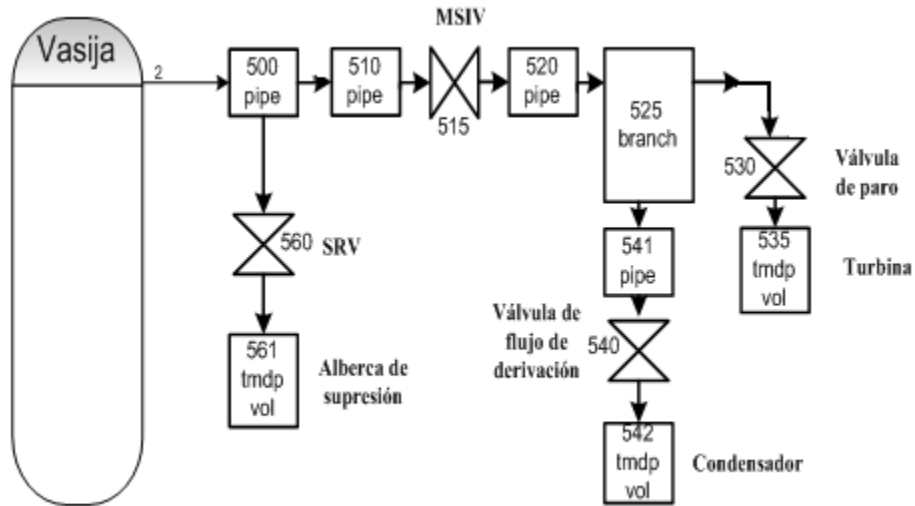


Figura 4.10. Nodalización de la línea de vapor

En la Tabla 4.9, se resumen las dimensiones físicas y propiedades termodinámicas desde un punto de vista numérico.

No. Volumen	Área [m ²]	Longitud [m]	Presión [MPa]
500	1.13	7.27	7.65
510	1.13	9.28	6.93
			7.61
			6.85
525	0.94	4.17	6.71
541	0.26	58.36	0.06892

Tabla 4.9 Datos de flujo, dimensiones y propiedades termodinámicas de la línea de vapor

4.2.8 Cinética del Núcleo

La fuente de energía primaria para un reactor nuclear es el núcleo del reactor. Relap5 permite modelar la potencia generada en el reactor determinada por la cinética puntual con realimentación de reactividad. Esta potencia es modelada como una fuente de calor interna definida (estructuras de calor), y puede ser particionada añadiendo factores de peso con el fin de distribuir la energía a las diferentes porciones del núcleo. El modelo de cinética puntual del núcleo calcula la potencia por fisiones inmediatas y la potencia por el decaimiento de los productos de fisión (el código cuenta con datos para seis grupos de neutrones retardados). La potencia inmediata es liberada en el momento de la fisión e incluye la energía cinética por los productos de fisión y la moderación neutrónica. La potencia de decaimiento es generada debido al decaimiento de los productos de fisión. Es posible seleccionar dos diferentes modelos de decaimiento de potencia, para este trabajo se conservó el modelo ANS de 1979 (Standard for Decay Heat Power in Lighth Water Reactors), usado en el modelo de Browns Ferry, que lista datos para tres isótopos (U^{235} , U^{238} , Pu^{239}) y usa 23 grupos para cada isótopo. Adicionalmente el código contiene un modelo de decaimiento de actinidos en donde dos isótopos U^{239} y Np^{239} son usados. El U^{239} es producido por la captura neutrónica en el U^{238} y forma Np^{239} por decaimiento beta, en tanto el Np^{239} forma Pu^{239} por decaimiento beta.

Las ecuaciones de cinética puntual del reactor son:

$$\frac{d}{dt}\phi(t) = \frac{[\rho(t) - \beta]\phi(t)}{\Lambda} + \sum_{i=1}^{N_d} \lambda_i C_i(t) + S \quad (4)$$

$$\frac{d}{dt}C_i(t) = \frac{\beta f_i}{\Lambda}\phi(t) - \lambda_i C_i(t) \quad i = 1, 2, \dots, N_d \quad (5)$$

$$\psi(t) = \Sigma_f \phi(t) \quad (6)$$

$$P_f(t) = Q_f \psi(t) \quad (7)$$

Donde t es el tiempo, ϕ es el flujo neutrónico, C_i es el número de neutrones precursores retardados del grupo i , β es la fracción efectiva de neutrones retardados, Λ es el tiempo de generación de neutrones inmediatos, ρ es la reactividad, f_i es la fracción de neutrones retardados del grupo i , λ_i es la constante de decaimiento del grupo i , S es la fuente, ψ es la tasa de fisiones en neutrones / seg., Σ_f es la sección eficaz macroscópica de fisión, P_f es la potencia inmediata por fisiones en Mev/s, Q_f es la energía inmediata por fisión en MeV.

La formulación de cinética puntual utiliza condiciones del fluido para el núcleo promedio, factores de peso (que como fue señalado no serán calculados en este trabajo) y coeficientes de realimentación para determinar los cálculos de potencia total del núcleo. Una vez que la potencia total ha sido determinada, es entonces distribuida entre las estructuras de calor de una forma constante. La potencia del núcleo puede especificarse en el modelo usando una tabla de entrada, una variable de control o bien por el modelo de cinética del reactor; siendo esta última la usada en el presente trabajo. La opción de realimentación asociada a este modelo requiere que se le proporcionen tablas multidimensionales para especificar las interacciones entre las funciones de realimentación de reactividad (ej. La dependencia de la densidad del moderador como función de la temperatura del moderador puede ser modelada).

La temperatura del moderador, su densidad y temperatura-reactividad del combustible, son calculadas usando el fluido inicial y las condiciones de las estructuras de calor. La reactividad inicial es añadida por el usuario

4.2.9 Modelo de los Sistemas de Control

En los sistemas de control intervienen componentes clave para el correcto funcionamiento de los diferentes sistemas del reactor. Éstos componentes se refieren al uso de la álgebra booleana para la definición de disparos lógicos que permiten entre otras cosas establecer niveles de operación bien definidos para garantizar la seguridad del sistema del reactor. También existen variables de disparos, componentes de control como sumadores, restadores, multiplicadores, etc., necesarios en el cumplimiento de una simulación basada en la fenomenología de la planta real. En REALP5 se han implementado un extensivo número de estos componentes para armar los sistemas de control necesarios en el modelo.

4.3 Simulaciones

El interés de desarrollar un modelo del reactor tipo ESBWR usando el código de Relap5 es con la finalidad de hacer estudios de su comportamiento, así como de análisis de estabilidad. Las simulaciones mostradas en las gráficas que se presentan a continuación reflejan el comportamiento del modelo obtenido en estado estable, sin circulación natural, para un tiempo de simulación de 3000 segundos.

En la figura 4.11 se puede observar un comportamiento oscilatorio de la respuesta del modelo para la potencia del reactor, con un rango de variación entre los 4000 y 4500 MWt. Tiene una caída inicial de potencia durante el arranque debido a la inserción de reactividad negativa de alrededor de 25 centavos de dólar, como señala la figura 4.12 para alcanzar finalmente una reactividad que se mueve muy cercana al valor de cero.

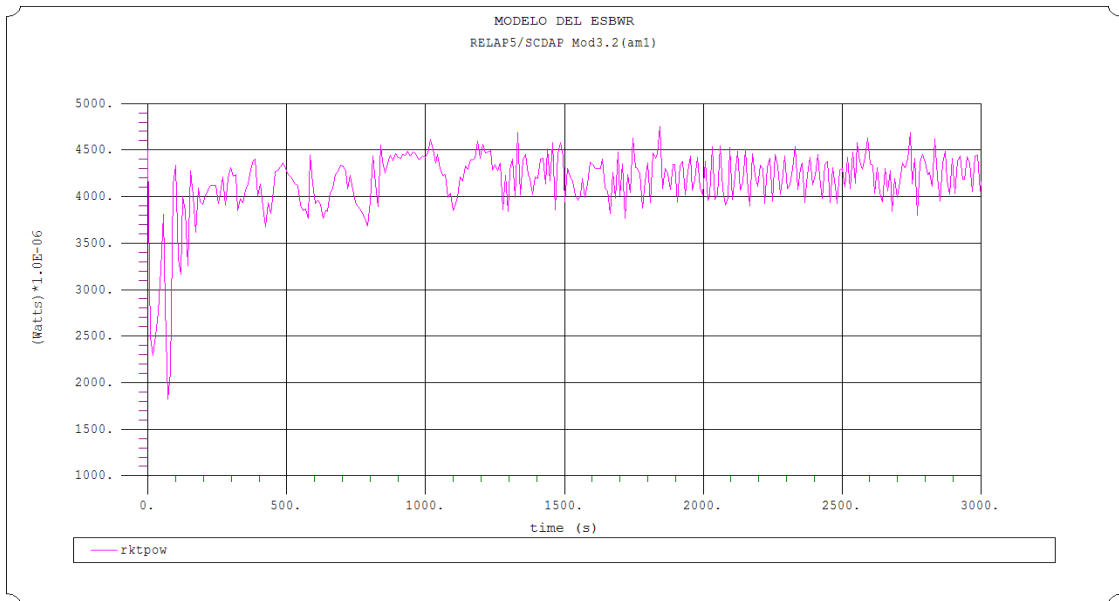


Figura 4.11 Potencia del reactor

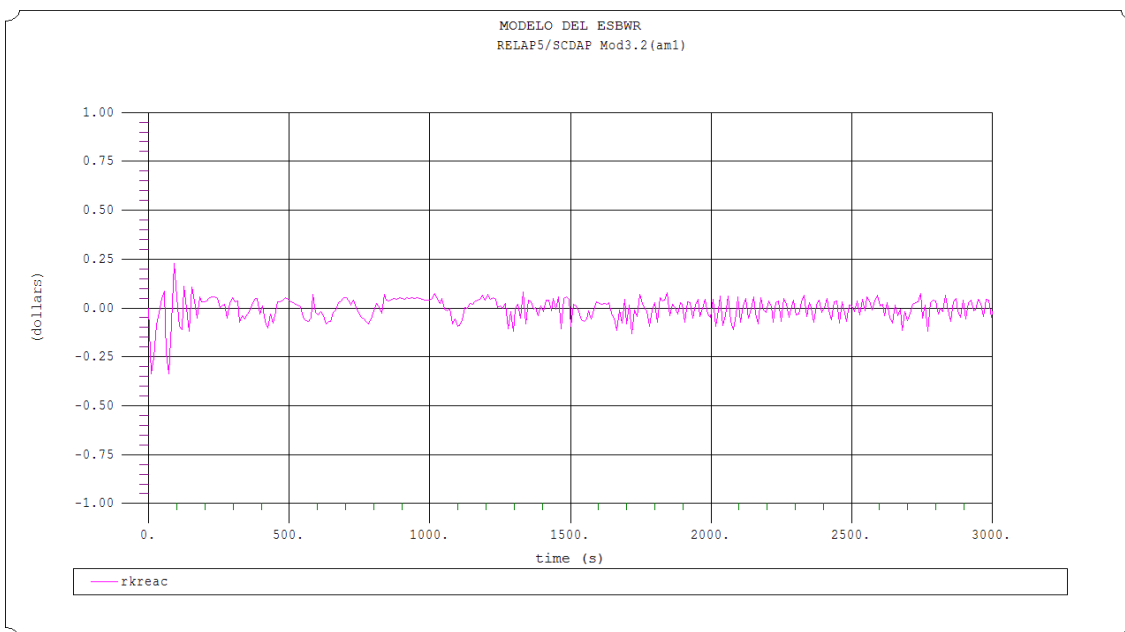


Figura 4.12 Reactividad del reactor

El caso que muestra la figura 4.13, corresponde al flujo de agua de descenso (que fluye a través del componente 445000) por el anillo exterior de la vasija (Downcomer), en cuyo caso se ve que es muy pequeño de acuerdo a las características de diseño a las que se ha hecho mención en la

tabla 4.1, pues debe ser de aproximadamente 9808 kg/s, y apenas se tiene un flujo que corresponde al flujo de agua de alimentación. Esta situación se debe a que no fue posible conectar en el modelo los componentes que deben simular el transporte del flujo de retorno de condensados provenientes del domo y del separador de vapor, que son los flujos que se suman al de agua de alimentación para poder establecer la circulación natural.

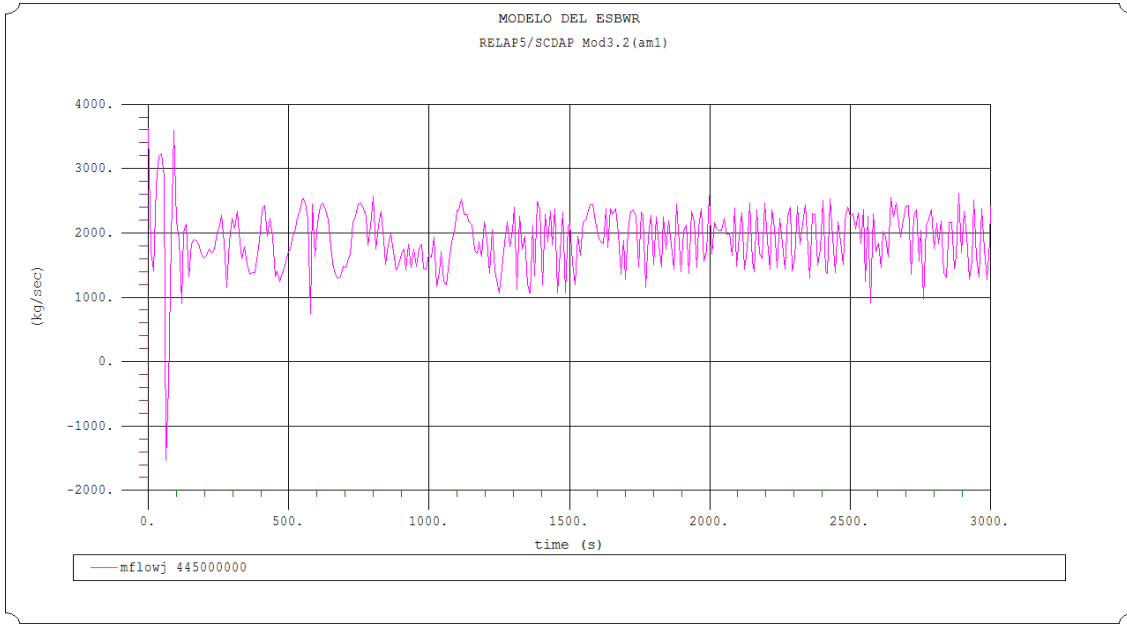
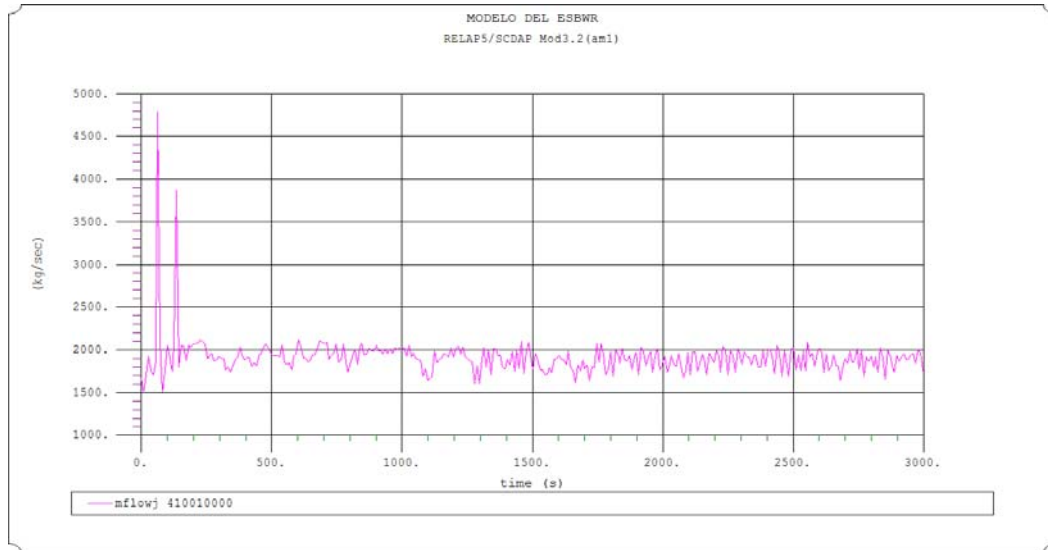


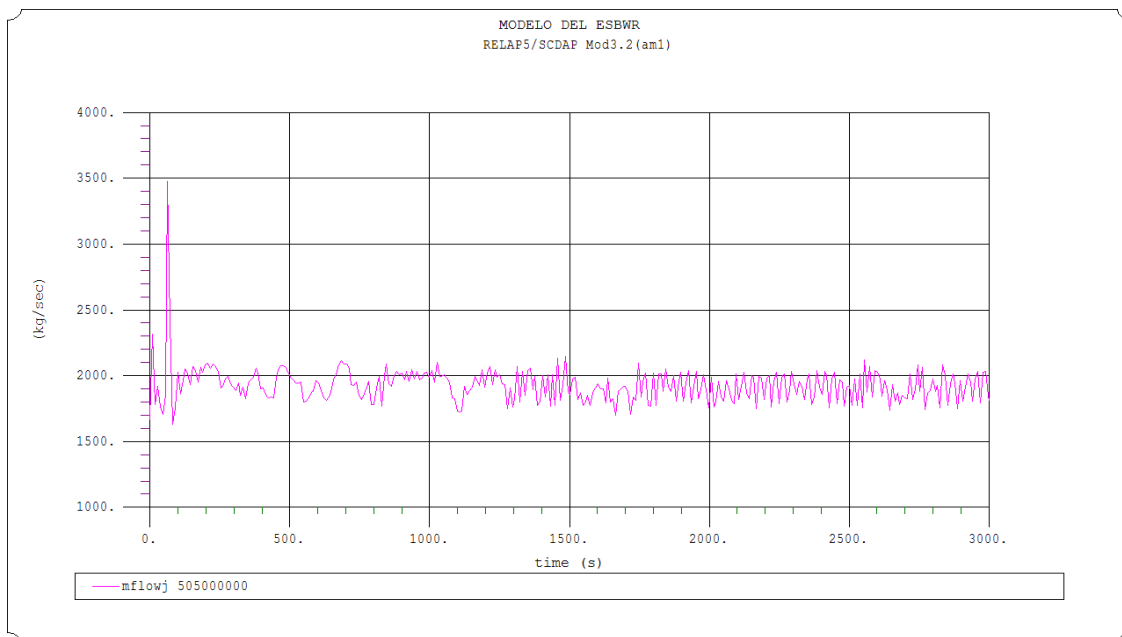
Figura 4.13 Flujo descendente por el anillo exterior (Downcomer)

En la figura 4.14 se puede ver el flujo a través del secador de vapor (componente 410000).



Gráfica 4.14 Flujo a través del secador de vapor

En la figura 4.15 se señala el flujo de vapor que se mueve por la línea de vapor principal, que corresponde aproximadamente al flujo de agua de alimentación, lo que nos confirma que debido a la falta de realimentación por flujo de condensados (y por ende de flujo de circulación natural), prácticamente toda el agua que ingresa al reactor por agua de alimentación es evaporada y enviada a la turbina.



Gráfica 4.15 Flujo a través de la línea de vapor principal

En la figura 4.16 se puede observar la presión simulada en el domo del reactor, que es aproximada al valor de diseño señalado en la tabla 4.11, aunque con un rango de oscilación considerable.

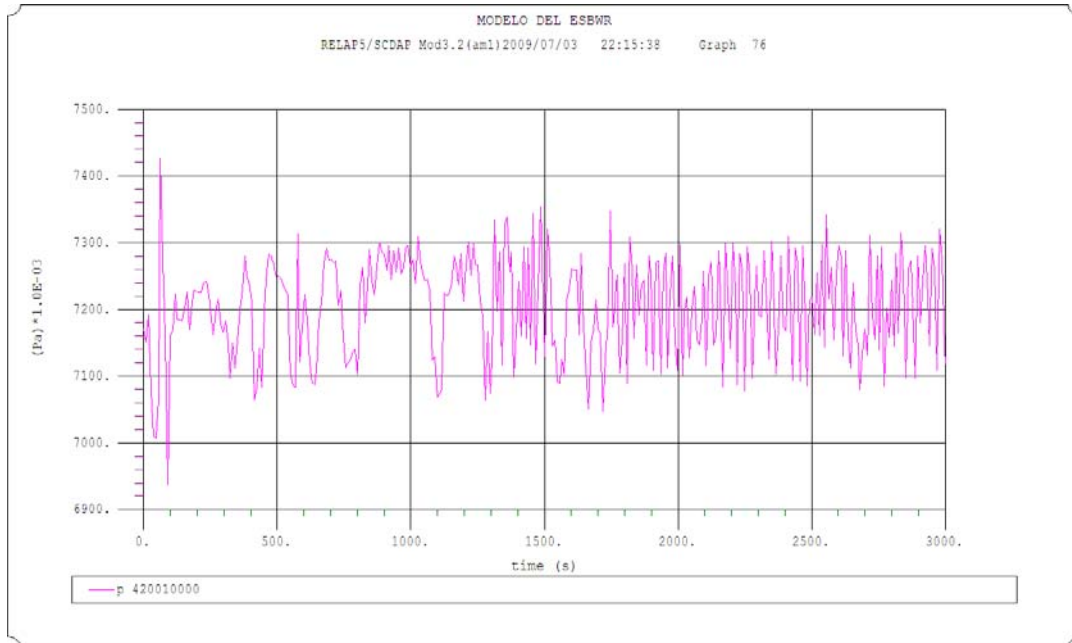


Figura 4.16 Presión en el domo del reactor

4.4 Análisis de Resultados

Los resultados obtenidos observados a través de las gráficas, muestran un comportamiento aproximado al reportado por el diseñador del reactor ESBWR, pero no reflejan un comportamiento real debido a la ausencia de la circulación natural para este modelo, que es la característica fundamental que define a este reactor. Por tanto en esta etapa de desarrollo del modelo, no nos es suficiente para poder hacer estudios más detallados del comportamiento del reactor, así como de análisis de estabilidad.

Se debe mencionar que por carencia de tiempo, con la finalidad de continuar con las actividades programadas en éste trabajo de tesis, el modelo se dejó en esta etapa de desarrollo, y queda pendiente el ajustar los parámetros además de las condiciones especiales que están afectando el correcto funcionamiento del modelo, bajo el esquema de operación del reactor en circulación natural.

Bibliografía

1. GE Nuclear Energy ESBWR Seminar –Reactor, Core &Neutronics, Larry E. Fennern, September 15, 2006.
2. GE Nuclear Energy, Tier 2 Chapter 4 “Reactor” 26A6642AR, Revision 4, September 2007.
3. Idaho National Engineering Laboratory, Lockheed Idaho Technologies Company, Relap5/Mod3 Code Manual Volume I,II,III,IV,V, June 1995.

Capítulo 5 Desarrollo del Modelo Simplificado del reactor ESBWR

Una planta de energía nuclear está compuesta de una gran cantidad de sistemas y elementos que hacen que opere de forma adecuada y segura. Dada esta situación se requieren de la implementación de modelos que permitan predecir la respuesta y comportamiento que tendrán frente a diferentes situaciones, incluido el arranque del reactor mismo.

El objetivo de este capítulo es el de construir un modelo simplificado de la vasija del reactor ESBWR, con la finalidad de modelar el arranque del reactor y hacer estudios de estabilidad utilizando un modelo en el que se contemplen sólo los actores principales que afectan directamente su comportamiento, pero que representen de forma aproximada la respuesta que han reportado en la literatura abierta los diseñadores del reactor en cuestión.

5.1 Proceso de Arranque del Reactor ESBWR

Generalmente se sigue el procedimiento establecido para el arranque de la planta de Dodewaard [1]. De este modo se inicia con el arranque del ESBWR después de una supuesta recarga de combustible, al que se le ha colocado la tapa de la vasija y removido el aire con una bomba de vacío para deaerar el refrigerante del reactor sobre el condensador principal, con la línea de drenado de vapor abierta. Se hace uso de calentadores externos de manera que sea posible tener al agua de enfriamiento a una temperatura cercana a los 85 °C, con presión menor a la atmosférica de unos 50 KPa, y un nivel de agua en la región de descenso de la vasija (downcomer) de un par de metros sobre el nivel normal del agua. Se supone que el sistema de limpieza de agua del reactor (RWCU: Reactor Water Cleanup System), está funcionando normalmente con dos circuitos que remueven agua caliente de la parte baja de la vasija a una tasa cercana a los 50 Kg/s, regresando dicho caudal por las líneas de agua de alimentación. El agua que regresa por el RWCU depende de las condiciones de operación de los intercambiadores de calor regenerativos, pero inicialmente devuelven el agua unos 15 °C mas fría de como la recogen. Esto permite establecer una columna de agua fría en el anillo de descenso de la vasija.

De este modo se determinan las condiciones iniciales en la vasija del reactor entre las que sobresale el hecho de que no se tiene aire en la vasija y hay evaporación en la superficie libre del agua en la región de descenso y se ha establecido una circulación natural de unos 800 Kg/s pasando por el núcleo del reactor, sin que se produzca vapor en esa región a pesar de que la potencia nuclear debe estar produciendo una cantidad cercana a los 50 MWt para iniciar el proceso de calentamiento de la vasija y sus partes internas. Este fenómeno puede observarse en la figura 5.1 (tomada de la referencia [1]), descrito por la gráfica marcada con la letra A, en la que la temperatura del agua nunca alcanza la temperatura de saturación, debido a que toda la energía es utilizada por un tiempo aproximado de seis horas para mantener el flujo de circulación natural y

así calentar todos los componentes de la vasija. Las válvulas de aislamiento de vapor principal (MSIV: Main Steam Isolation Valves), se encuentran cerradas para permitir el control de las condiciones iniciales en el reactor.

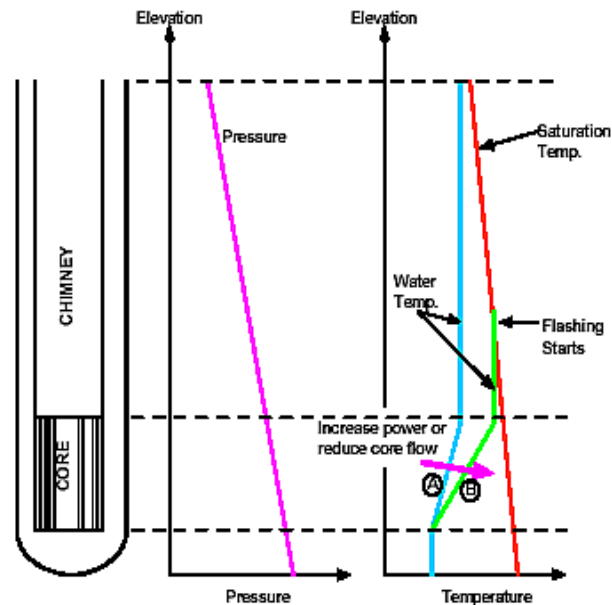


Figura 5.1 Condiciones termohidráulicas durante el arranque del reactor ESBWR [1]

El arranque del reactor se inicia aumentando la potencia del reactor con retiro de barras de control y debe realizarse de tal manera que el calentamiento del agua no exceda el límite usual de 100 °F/hr. Por lo que la potencia que se utilice debe ser principalmente para el propósito de calentar y presurizar la vasija. Esto puede observarse en la figura 5.1 en la gráfica identificada con la letra B, donde el agua alcanza la temperatura de saturación, iniciando el proceso de evaporación en su camino a los separadores y domo, el cual se ve influenciado por la disminución de presión. El RWCU es usado para ir controlando el nivel de agua de manera que paulatinamente se llegue al nivel de operación normal a pesar del incremento de volumen del agua por evaporación en las regiones superior del núcleo y domo de la vasija.

La primera fase del arranque se da por terminada cuando la presión del reactor es de unos 6.3 MPa y una temperatura de unos 279 °C; que da lugar a las fases subsecuentes donde se puede

iniciar la apertura de las MSIV para continuar el calentamiento de las líneas de vapor y conforme se produce un incremento de presión eventualmente se abren las válvulas de bypass de la turbina para el control de la presión, y posteriormente abrir las de control para iniciar el rodado del turbo- generador.

En la figura 5.2 (tomada de la referencia [1]), se muestra las gráficas con las simulaciones del arranque del reactor ESBWR para tres diferentes tasas de calentamiento. La primera gráfica (de izquierda a derecha), con una tasa de calentamiento de 82.2 C/hr, muestra un comportamiento inestable en diferentes zonas, debido a que el proceso de calentamiento se hace de forma más rápida, lo que en primera instancia provoca que el agua localizada en el núcleo inicie con la formación de burbujas, reduciendo por consecuencia la densidad del agua en esa zona y el movimiento mas rápido del agua hacia la chimenea, provocando que agua fría entre al núcleo. El diferencial de temperatura causa el colapsamiento de las burbujas ya formadas, siendo éste es el fenómeno que promueve la inestabilidad de flujo. Se presenta una situación muy similar en la siguiente gráfica (parte central), aunque como puede obervarse se atenúan las zonas de inestabilidad y su amplitud. Finalmente en la última gráfica este fenómeno prácticamente desaparece debido a que la tasa de calentamiento se reduce en un 40% aproximadamente comparada con la primera prueba.

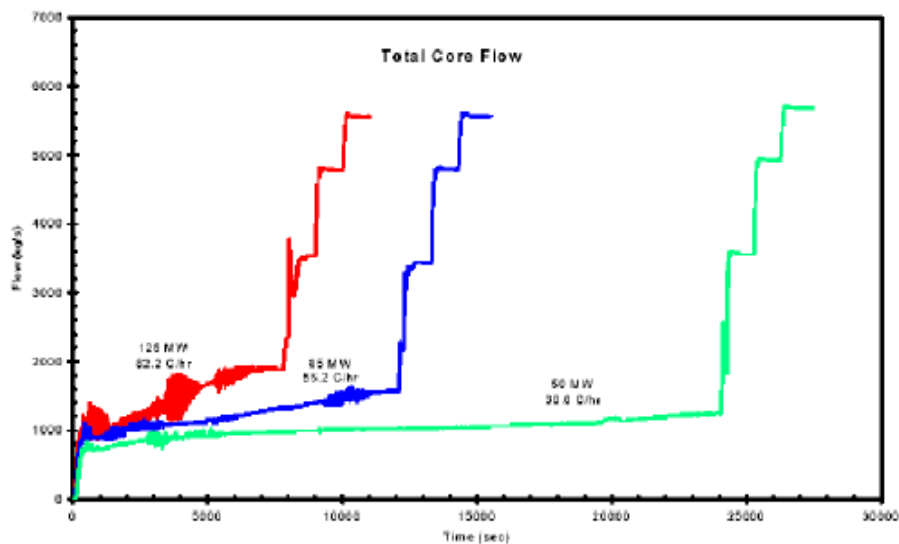


Figura 5.2 Simulaciones del arranque del reactor ESBWR [1]

5.2 Desarrollo del Modelo Termodinámico

Las regiones saturadas del núcleo, el domo y las líneas de vapor, pueden ser descritas por un bombeo transitorio de masas, un balance de energía y masas. El arreglo que se utilizará para el análisis y planteamiento de las ecuaciones es el que se muestra en la figura 5.3. Sin embargo, para el instante en que inician estos balances se deben considerar por separado y por bloques las regiones de análisis para cada uno de los estados de los sistemas.



Figura 5.3 Secciones de la vasija del reactor

El balance considera el transporte de masa para un flujo dependiente y se definieron regiones de mezcla y regiones de tránsito para delimitar las fronteras e identificar los factores importantes que afectan el cambio de presión en la vasija, de acuerdo a las condiciones de operación del reactor, y en el modelado se definen las ecuaciones de conservación de masa, energía y momento.

5.2.1 Análisis de Estado Estacionario de las Condiciones Iniciales de la Vasija

Como primera etapa de estudio es indispensable evaluar y determinar como se comporta el reactor durante el arranque, para tal efecto se deben definir las condiciones iniciales de estado estacionario en la vasija del reactor (cuyas variables se señalan en la figura 5.4), las cuales deben satisfacer lo definido en el punto 5.1 es decir:

W_{in} : el flujo de agua que entra al reactor durante el calentamiento igual a 800 Kg/s.

W_{RWCU} : el flujo de agua que se envía al RWCU igual a 50 Kg/s.

$T_{SAT}(P_D)$: temperatura de saturación a la presión del domo igual a 85 °C.

P_D : presión del domo igual a 0.5 bar.

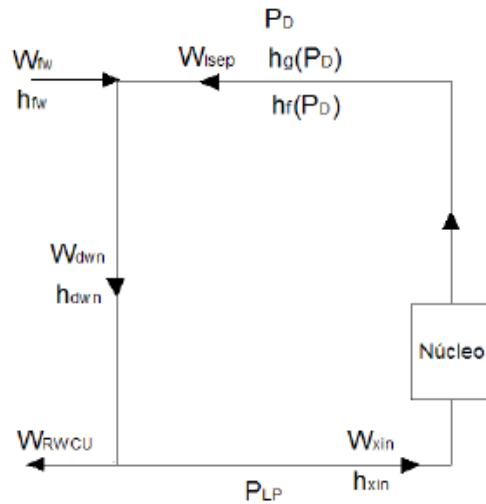


Figura 5.4 Variables para el modelo de estado estacionario

Del balance de masa para los flujos de entrada y salida se define lo siguiente:

$$W_{dwn} = W_{RWCU} + W_{xin} \quad 5.1$$

$$(W_{sep} + W_{fw})h_{dwn} = h_{fD}W_{sep} + W_{fw}h_{fw} \quad 5.2$$

Despejando h_{dwn} que es la entalpía en el downcomer, de la ecuación 2.

$$h_{dwn} = \frac{h_{fD}W_{sep} + W_{fw}h_{fw}}{W_{sep} + W_{fw}} \quad 5.3$$

Es importante también determinar cuales son las condiciones del agua que entra y sale del núcleo, con tal fin debe calcularse las condiciones termodinámicas a las que se encuentra el refrigerante y éstas pueden determinarse a partir de su entalpía.

$$h_{xin} = h_{dwn} - \frac{\dot{Q}_{vsl}}{W_{dwn}} \quad 5.4$$

$$h_{xout} = h_{xin} + \frac{\dot{Q}_n}{W_{xin}} \quad 5.5$$

Donde

\dot{Q}_{vsl} es el flujo de calor que se pierde a través de la vasija.

\dot{Q}_n es el flujo de calor neto que se genera en el núcleo.

Es necesario además determinar las condiciones de presión que están presentes tanto en el pleno inferior como a la salida del núcleo. Por lo que se determina a partir de la figura 5.4 las expresiones que nos definen la relación entre la presión y la elevación, para el fondo de la vasija (P_{LP}) y a la salida del núcleo (P_{xout}).

En la ecuación 6 el segundo término define la pérdida de presión por la columna de agua en el núcleo y el tercer término nos define la caída de presión debido a la fricción.

$$P_{xout} = P_{LP} - \rho_x g z_x - f_x \left(\frac{z}{D} \right) \frac{W_{xin}^2}{2 \rho_x A_x} \quad 5.6$$

En la ecuación 7 el primer término define la presión en el domo, el segundo determina la presión en el downcomer debida a la columna de agua que hay hasta el tope del separador, cuantificada desde el fondo de la vasija Z_{sep} más la altura \hat{Z} que es el nivel de agua que está por arriba del separador (ya que al arranque del reactor esta sección se encuentra inundada), mientras que el tercer término define la pérdida de presión por fricción en el downcomer.

$$P_{LP} = P_D + \bar{\rho}_{dwn} g (z_{sep} + \bar{z}) - f_{Dd} \left(\frac{z}{D} \right) \frac{W_{dwn}^2}{2 \rho_{dwn} A_{dwn}} \quad 5.7$$

Ahora se necesita saber en que punto el agua está saliendo como saturada del reactor, para ello se obtiene P_{vap} (presión de vaporización), tal que: $h_{xout} = h_f(P_{vap})$, y $T_{vap} = T_{sat}(P_{vap})$.

La densidad del agua líquida no depende de la presión porque el líquido es incompresible y sólo depende de la temperatura entonces se puede establecer:

$$\rho_{lch} = \rho_f(T_{vap}) + \left[\frac{\partial \rho_f}{\partial T} \right]_{vap} [T_{xout} - T_{sat}(P_{vap})] \quad 5.8$$

De la definición de calor específico a volumen presión se tiene: $C_p = dh/dT$

$$\Delta h = C_p \Delta T = C_p (T_{ldwn} - T_{sar}) = h_{dwn} - h_{sar} \quad 5.9$$

Despejando T_{ldwn}

$$T_{ldwn} = \frac{h_{dwn} - h_{sar}}{C_p(T_{sar})} + T_{sar}(P_D) \quad 5.10$$

El punto donde se tiene la frontera de ebullición será a una altura de Z_{lb} sobre la cima del núcleo del reactor tal que:

$$P(Z_{lb}) = P_{LP} - \rho_x g Z_x - \rho_{ch} g Z_{lb} - f_x \left(\frac{Z}{D} \right)_x \frac{W_{xin}^2}{2 \rho_x A_x} - f_{ch} \left(\frac{Z_{lb}}{D} \right)_{ch} \frac{W_{xin}^2}{2 \rho_{lb} A_{ch}} = P_{vap} \quad 5.11$$

A medida que el agua asciende por la chimenea va encontrando una menor presión y consecuentemente tiende a formar vapor, si suponemos que la mezcla líquido vapor mantiene la misma entalpía un viaje desde la frontera de ebullición hasta la superficie de la alberca, entonces podemos aproximar esto con una función lineal de la calidad para determinar la calidad de salida de vapor.

$$X = \frac{h_{xout} - h_f}{h_g - h_f} \quad 5.12$$

Sabemos que:

$$\left[\frac{\partial X}{\partial P} \right]_h = - \frac{d \left(\frac{h_f}{h_{fg}} \right)}{dP} \quad 5.13$$

Por lo que la calidad del vapor en la superficie es:

$$X = \left[\frac{\partial X}{\partial P} \right]_h (P_D - P_{vap}) = \frac{d \left(\frac{h_f}{h_{fg}} \right)}{dP} (P_D - P_{vap}) \quad 5.14$$

5.2.2 Modelo Dinámico con Calentamiento de la Vasija y de los Metales Internos

Al arranque del reactor toda la potencia generada en el núcleo es utilizada para calentar el agua subenfriada que entra con un caudal de 800 Kg/s, por lo que si h_{xin} es la entalpía de entrada al núcleo entonces podemos calcular su entalpía de salida tomando en cuenta el tiempo de tránsito de este flujo por el pleno inferior y el núcleo, así como por el retraso de paso por el combustible ($t_f \approx 5$ segundos).

$$h_{xout}(t) = h_{xin}(t - \tau_x) + \frac{\dot{Q}_n(t - t_f)}{W_{xin}} \quad 5.15$$

Siendo

$$\tau_x = \frac{M_{su}}{W_{xin}} = \frac{\rho_x A_x (Z_x + Z_{LP})}{W_{xin}} \quad 5.16$$

La entalpía de entrada al núcleo también sufre un retraso debido al tiempo de tránsito del líquido por el downcomer y para su cálculo debe contemplarse el flujo de calor que se usa para calentar la vasija.

$$h_{xin}(t) = h_{down}(t - \tau_{down}) + \frac{\dot{Q}_{vst}}{W_{down}} \quad 5.17$$

Retomando la ecuación 3 para el cálculo de la entalpía del downcomer.

$$h_{down} = \frac{h_{fd} W_{lsep} + W_{fw} h_{fw}}{W_{lsep} + W_{fw}} \quad 5.18$$

En la parte superior de la vasija el líquido y el vapor están saturados a la presión que en ese momento tenga el domo, por lo que la entalpía del líquido en la superficie debe ser $h_f(P_D)$ y por lo tanto la densidad en la superficie tendrá un valor máximo de $\rho_f(P_D)$. Pero es necesario saber en que punto el agua que esta saliendo se hace saturada para ello se obtiene P_{vap} tal que:

$$h_{xout} = h_f(P_{vap}) \text{ y } T_{vap} = T_{sat}(P_{vap})$$

La densidad del agua líquida no depende de la presión porque el líquido es incompresible y sólo depende de la temperatura entonces se puede establecer:

$$\rho_{ich} = \rho_f(T_{vap}) + \left[\frac{\partial \rho_f}{\partial T} \right]_{vap} (T_{xout} - T_{sat}(P_{vap})) \quad 5.19$$

Debe definirse una ecuación que nos permita estimar la cantidad necesaria de calor para conseguir el calentamiento de las secciones de chimenea y separador, y esto se consigue por medio de la ecuación de transferencia de calor en esa zona.

$$M_{chs} C_{pchs} \frac{dT_{chs}}{dt} = h [T_{zone}(t - \tau_{chs}) - T_{chs}] A = \dot{Q}_{chs} \quad 5.20$$

Además es necesario conocer las condiciones a las que se encuentra el domo y pueden estimarse a partir de la entalpía bajo la siguiente condición.

$$h_d(t) = \begin{cases} h_x(t - 2\tau_{chs}) - \frac{\dot{Q}_{chs}}{W_{xin}} & \text{si } h_d \leq h_{sat}(P_D) \\ h_d & \text{si } h_d \geq h_{sat}(P_D) \end{cases}$$

Del balance de masa para los flujos de entrada y salida (de acuerdo a la figura 5.4), se define lo siguiente:

$$W_{fd} + W_{gd} = W_{xin} \quad 5.21$$

$$W_{down} = W_{fw} + W_{fd} = W_{xin} + W_{RWCU} \quad 5.22$$

Podemos calcular el flujo de calor necesario para el calentamiento del metal de la vasija, por medio de la ecuación de transferencia de calor.

$$M_{vsl} C_{pvsl} \frac{dT_{vsl}}{dt} = \dot{Q}_{vsl} - \dot{Q}_{lost} \quad 5.23$$

Donde

$$\dot{Q}_{vsl} = h A (T_{down}(t - \tau_{down}) - T_{vsl}) \quad 5.24$$

La entalpía de entrada al núcleo también se verá afectada por un tiempo de retraso debido al paso del flujo de refrigerante por el downcomer.

$$h_{xin} = h_d(t - 2\tau_{down}) - \frac{\dot{Q}_{vsl}}{W_{down}} \quad 5.25$$

Finalmente el flujo de entrada al núcleo del reactor está determinado por las fuerzas de empuje por el área correspondiente de cada sección que deben vencer las restricciones de pérdidas de presión debidas a la fricción, para lo cual se define el siguiente balance.

5.2.3 Análisis en Estado Estable de la Vasija

Es importante también realizar un estudio del comportamiento del reactor cuando este ha superado la etapa de arranque y se encuentra operando en estado estable, por lo que ahora se define un modelo de las secciones señaladas en la figura 5.3.

5.2.3.1 Modelo para Separadores y Domo

Para el domo y los separadores de la vasija se considera una presión para toda esta región, y es dividida como se muestra en la figura 5.5 para el cálculo de las variables de estado que resultan de las masas de fluidos en las subregiones del domo, los separadores y el volumen de agua con burbujas de vapor adyacentes al domo de la vasija y arriba del downcomer, definida como bullo (del inglés "bulk") para referirse a esta última región.

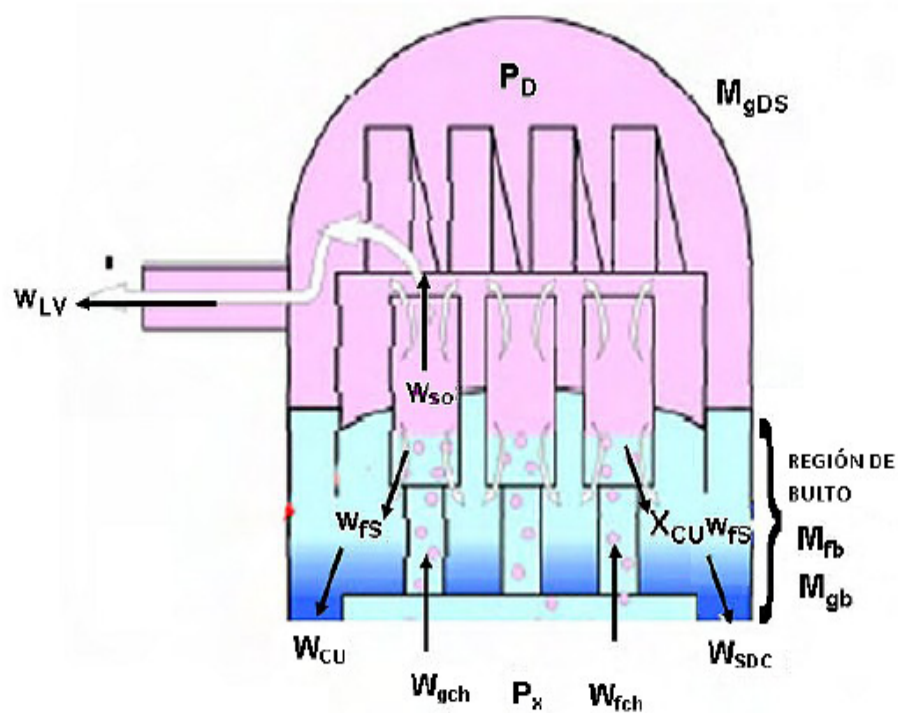


Figura 5.5 Región separador-domo

El flujo proveniente de la chimenea arriba del núcleo entra en los separadores a una presión diferente, en consecuencia, las propiedades de la mezcla de vapor-liquido cambian con la presión que se tiene en el domo. Por lo que es necesario determinar la calidad de la mezcla, antes y después de entrar a los separadores para obtener los flujos para el líquido y el vapor en la mezcla, como se muestra a continuación:

$$X_{ch} = \frac{W_{gch}}{(W_{gch} + W_{fch})} \quad 5.27$$

Siendo W_{gx} y W_{fx} los flujos de vapor y liquido saturados dejando el núcleo forzado por la chimenea. Para determinar la calidad X_s en los separadores se hace el balance de energía en la región del separador con una masa M_{sep} igual a cero, por lo que:

$$W_x(1-X_x)h_{fx} - W_s(1-X_s)h_{fs} + W_x X_x h_{gx} - W_s X_s h_{gs} = 0 \quad 5.28$$

Debido a que el flujo total que llega del núcleo W_x y el flujo total en los separadores es fundamentalmente el mismo, se puede cancelar en la ecuación 30 y obtener el valor la calidad del flujo en los separadores como se muestra a continuación:

$$X_s = \frac{(X_x h_{fgx} + h_{fx} - h_{fs})}{h_{fgs}} \quad 5.29$$

De esta forma es posible obtener los flujos de entrada en la región de los separadores.

Para el flujo de vapor:

$$W_{gs} = X_s(W_{gx} + W_{fx}) \quad 5.30$$

Para el flujo de liquido:

$$W_{fs} = (1-X_s)(W_{gx} + W_{fx}) \quad 5.31$$

La obtención del nivel de agua dentro de la región de los separadores y el domo requiere determinar la cantidad de agua liquida, por lo que debe conocerse en todo momento la masa de agua en estado líquido, y se obtiene del siguiente balance de masa:

$$\frac{dM_{fb}}{dt} = W_{fs} + W_{gf} - W_{SDC} \quad 5.32$$

Donde:

W_{gf} : es el flujo de masa que se condensa por el cambio de presión.

W_{SDC} : es el flujo de masa líquida hacia el downcomer.

M_{fb} : es la masa de agua en estado líquido saturado en el bulto.

Debido a que se desconoce el flujo de masa que se condensa es necesario calcularla, por lo que se tiene el siguiente balance de masa para el vapor dentro del bulk.

$$\frac{dM_{gb}}{dt} = X_{CU}W_{fs} - W_{CU} - W_{gf} \quad 5.33$$

$$W_{CU} = \frac{M_{gb}}{M_{fb}} W_{SDC} \quad 5.34$$

Donde:

W_{CU} : es el flujo de vapor (carry under) que va hacia el downcomer.

X_{CU} : es la fracción de vapor que se arrastra con el líquido en los separadores, varía dependiendo del diseño del separador y del nivel de agua en el downcomer.

M_{gb} : es la masa de vapor en el bulto (bulk).

El balance de energía en el bulto se tiene de la siguiente forma:

$$W_{fs}h_{fs} + X_{CU}W_{fs}h_{gs} - W_{SDC}h_{fs} - W_{CU}h_{gs} = \frac{d(u_{gb}M_{gb})}{dt} + \frac{d(u_{fb}M_{fb})}{dt} + \frac{dV_b}{dt}P_{DS} \quad 5.35$$

Donde:

h_{fs} : es la entalpía del fluido en la región del separador-domo.

h_{gs} : es la entalpía del vapor en la región del separador-domo

V_b : es el volumen total en el bulk.

P_{DS} : es la presión en la región del domo y separadores.

De la definición para la entalpía sabemos que:

$$h = u + Pv \quad 5.36$$

Utilizando 37 en la ecuación 36, y considerando que el volumen en el bulk no cambia se tiene la siguiente ecuación:

$$W_{fs} h_{fs} + X_{cu} W_{fs} h_{gs} - W_{SDC} h_{fs} - W_{cu} h_{gs} = \frac{d((h-Pv)_{gb} M_{gb})}{dt} + \frac{d((h-Pv)_{fb} M_{fb})}{dt} \quad 5.37$$

Se desarrolla el término del lado derecho de la ecuación 39 y combinándola con los balances de masa de las ecuaciones 34 y 35 se obtiene la ecuación para el vapor del carry-under condensado:

$$W_{gf} = \frac{1}{h_{gfs}} \left(M_{gb} \frac{dh_{gs}}{dP} + M_{fb} \frac{dh_{fs}}{dP} - (v_{gs} M_{gb} + v_{fs} M_{fb}) \right) \frac{dP_{DS}}{dt} \quad 5.38$$

Debido a que se está considerando una sola región formada por los separadores y el domo, en consecuencia la presión en el domo y los separadores es la misma por lo que es necesario tener una ecuación para el cálculo de la presión en el domo. Entonces es necesario calcular el diferencial de la presión, de esta forma se tiene que la presión estática de un subsistema que puede contener líquido, gas o una mezcla de dos fases en equilibrio, puede ser expresada en función de:

$$P = P(u, v) \quad 5.39$$

Derivando la expresión 41 en derivadas parciales se tiene:

$$\frac{dP}{dt} = \left[\frac{\partial P}{\partial u} \right]_{\frac{\partial u}{\partial t}} + \left[\frac{\partial P}{\partial v} \right]_{\frac{\partial v}{\partial t}} \quad 5.40$$

Despreciando los efectos por la energía cinética y potencial se tiene que:

$E = U = \varepsilon M = uM$ con lo que se puede desarrollar la diferencial de la energía:

$$\frac{dE}{dt} = \frac{d(uM)}{dt} = \left(\frac{du}{dt} \right) M + u \left(\frac{dM}{dt} \right) \quad 5.41$$

Reacomodando los términos de la ecuación 43.

$$\frac{du}{dt} = \frac{1}{M} \left(\frac{dE}{dt} - u \left(\frac{dM}{dt} \right) \right) \quad 5.42$$

Por otra parte desarrollando la ecuación diferencial de la masa como función del volumen de la región y el volumen específico se tiene lo siguiente:

$$\frac{dM}{dt} = \frac{d\left(\frac{V}{v}\right)}{dt} = \frac{1}{v}\left(\frac{dV}{dt}\right) - \frac{V}{v^2}\left(\frac{dv}{dt}\right) = \left(\frac{-V}{v^2}\right)\frac{dv}{dt} \quad 5.43$$

Sustituyendo la ecuación 45 en 44 para v constante se tiene que:

$$\frac{du}{dt} = \frac{1}{M} \left[\frac{dE}{dt} - u \left(\frac{1}{v} \frac{dV}{dt} - \frac{V}{v^2} \frac{dv}{dt} \right) \right] \quad 5.44$$

Considerando que para la región de separadores-domo el volumen V es constante, por lo que uno de los términos para la ecuación 42 se reduce a:

$$\left[\frac{du}{dt} \right]_v = \frac{1}{M} \frac{dE}{dt} \quad 5.45$$

Por otra parte acomodando los términos de la ecuación 45 con la misma consideración de que el volumen en la región de separadores-domo es fijo, se tiene el otro término de la ecuación 42:

$$\left[\frac{dv}{dt} \right]_u = -\frac{v^2}{V} \frac{dM}{dt} = -\frac{v}{M} \frac{dM}{dt} \quad 5.46$$

Sustituyendo las ecuaciones 47 y 48 en 42 se tiene:

$$\frac{dP}{dt} = \left[\frac{\partial P}{\partial u} \right]_v \frac{1}{M} \frac{dE}{dt} + \left[\frac{\partial P}{\partial v} \right]_u \left(\frac{-v}{M} \right) \left(\frac{dM}{dt} \right) \quad 5.47$$

Utilizando la definición de $h = \mu + p v$ se obtienen las siguientes derivadas parciales:

$$\left[\frac{\partial P}{\partial u} \right]_v = \frac{1}{\left[\frac{\partial h}{\partial P} \right]_v - v} \quad 5.48$$

$$\left[\frac{\partial P}{\partial v} \right]_u = \frac{\left[\frac{\partial h}{\partial v} \right]_P - P}{\left[\frac{\partial h}{\partial P} \right]_v - v} \quad 5.49$$

Para mezclas de dos fases la entalpía se puede calcular de la siguiente forma (mediante la regla de la palanca de las fases):

$$h = h_f(P) + \frac{h_{fg}(P)}{v_{fg}(P)} (v - v_f(P)) \quad 5.50$$

Lo que permite obtener las derivadas parciales necesarias en las ecuaciones 50 y 51 como se muestra a continuación:

$$\left[\frac{\partial h}{\partial v} \right]_P = \frac{h_{fg}(P)}{v_{fg}(P)} \quad 5.51$$

$$\left[\frac{\partial h}{\partial P} \right]_v = \frac{\partial h_f}{\partial P} - \frac{\partial}{\partial P} \left(\frac{h_{fg} v_f}{v_{fg}} \right) + v \frac{\partial}{\partial P} \left(\frac{h_{fg}}{v_{fg}} \right) \quad .52$$

Y el v se calcula para mezclas de 2 fases:

$$v = v_f(P) + X_s v_{fg}(P) \quad 5.53$$

Por lo que sustituyendo 50 y 51 en la ecuación 49 se obtiene la siguiente forma:

$$\frac{dP_{DS}}{dt} = \frac{1}{\left[\frac{\partial h}{\partial P} \right]_v} \left(\frac{1}{M_{gD}} \frac{dE}{dt} + \left(\left[\frac{\partial h}{\partial v} \right]_P - P_{DS} \right) \left(\frac{-v}{M_{gD}} \frac{dM_{gD}}{dt} \right) \right) \quad 5.54$$

Finalmente de los balance de masa y energía en la región separadores domo de acuerdo a lo definido en la figura 5.5 se tiene lo siguiente.

$$\frac{dM_{gD}}{dt} = W_{gS} - X_{CU} W_{fS} - W_{LV} \quad 5.55$$

Donde:

W_{LV} es el flujo de vapor a la línea de vapor principal.

M_{gD} es la masa de vapor en la región del domo.

$$\frac{dE}{dt} = (W_{gS} - W_{CU} - W_{LV}) h_{gSD} + (W_{fS} - W_{SDC}) h_{fSD} \quad 5.56$$

5.2.3.2 Modelo para el Núcleo y la Chimenea

Como se observa en la figura 5.6 en el núcleo del reactor se tiene un estado inicial en el que el agua que llega del pleno inferior al núcleo tiene que alcanzar un punto de saturación para posteriormente iniciar el proceso de ebullición.

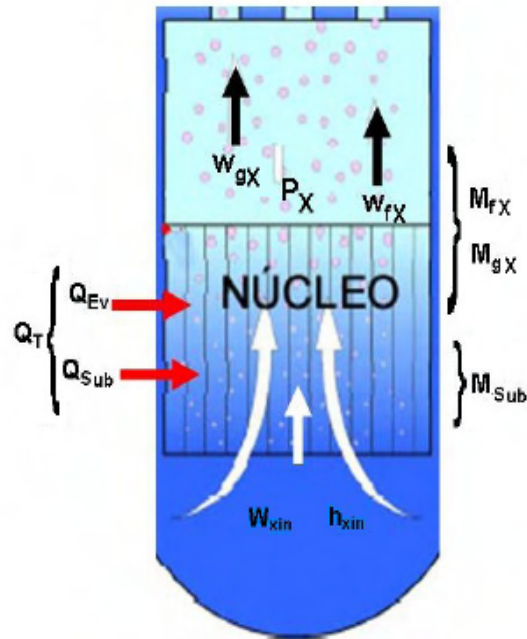


Figura 5.6 Región núcleo - chimenea

De esta forma para la región de líquido subenfriado antes de la ebullición se tiene el siguiente balance de energía.

$$Q_{su} + W_{xin} h_{xin} - W_{fx} h_{fx} = \frac{du_x M_{su}}{dt} + P_x \frac{dV_{su}}{dt} \quad 5.57$$

Donde:

h_{xin} : es la entalpía del agua que llega del downcomer.

h_{fx} : es la entalpía de líquido saturado.

Q_{su} : es el calor suministrado para que la masa alcance el punto de saturación antes de iniciar el cambio de fase.

V_{su} : es el volumen de la región para el líquido subenfriado antes de iniciar el cambio de fase.

Utilizando la definición de entalpía $h = u + Pv$ en la ecuación anterior se obtiene:

$$Q_{su} + W_{xin}(h_{xin} - h_{fx}) = \frac{d(h_{fx} - P_x v_{fx})M_{su}}{dt} - P_x \frac{dV_{su}}{dt} \quad 5.58$$

Desarrollando los términos del lado derecho de la ecuación anterior y considerando que el volumen (V_{su}) en esta región no es constante:

$$\frac{dM_{su}}{dt} = \frac{Q_{su} + W_{xin}(h_{xin} - h_{fx})}{h_{fx}} - \frac{M_{su} \frac{dh_{fx}}{dP} - v_{fx} \frac{dP_x}{dt}}{h_{fx}} \quad 5.59$$

Realizando el balance de energía para la región de vapor- líquido para la chimenea y núcleo del reactor

$$\frac{dE}{dt} = Q_x + W_{xin}h_{xin} - W_{jch}h_{jch} - W_{gch}h_{gch} \quad 5.60$$

Donde:

W_{xin} : es el flujo de agua que entra al núcleo.

W_{ich} : es el flujo de agua que entra a la chimenea.

W_{gch} : es el flujo de vapor que entra a la chimenea.

Q_x : es el calor total generado en el núcleo.

En la figura 5.7 se observa que la masa de líquido saturado total depende de la cantidad de masa que se evapore, y debido a que la masa tiene que alcanzar un punto de saturación antes de que inicie la ebullición es necesario dividir en 2 regiones indicadas por las derivadas de W_{fx} y M_{sub} de tal forma que los volúmenes para cada región de forma independiente no serán constantes.

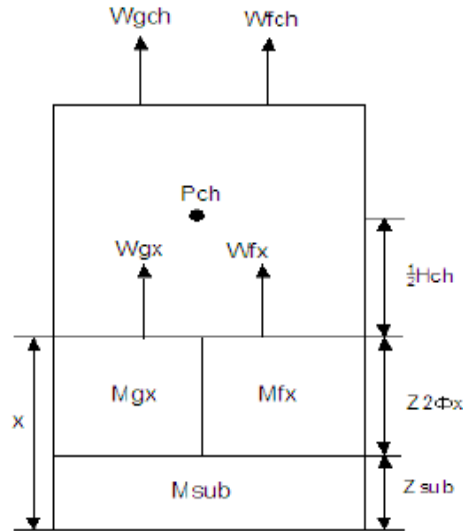


Figura 5.7 Masas y flujos másicos de la región núcleo - chimenea

Para la región de agua y vapor saturados en una mezcla homogénea donde inicia la ebullición del agua se tienen los balances en primera instancia para las zonas de líquido subenfriado y de dos fases del núcleo, contemplando además la región de chimenea.

Balance para el líquido saturado (región del núcleo con flujo bifásico).

$$\frac{dW_{fx}}{dt} = \frac{(W_{xin} - W_{evax}) - W_{fx}}{\frac{\tau_f}{2}} \quad 5.61$$

Y para el vapor saturado (región del núcleo con flujo bifásico).

$$\frac{dW_{gx}}{dt} = \frac{W_{eva} - W_{gx}}{\frac{\tau_g}{2}} \quad 5.62$$

Donde

W_{evax} : es el flujo de agua que se evapora en el núcleo.

W_{fx} : es el flujo de masa líquida que sale hacia la chimenea.

W_{gx} : es el flujo de vapor que sale hacia la chimenea.

Se debe tomar en cuenta que el volumen de líquido y el de vapor ocupan todo el volumen disponible para el refrigerante en el núcleo.

$$V_x = \left[\frac{M}{\rho_{fx}} \right] + \left[\frac{M}{\rho_{gx}} \right] + \frac{M_{su}}{\rho_f} \quad 5.63$$

Ahora para la región de núcleo-chimenea de líquido saturado se tiene el siguiente balance:

$$\frac{dM_{fch}}{dt} = W_{fx} - W_{fch} - W_{cheva} \quad 5.64$$

Haciendo lo correspondiente para vapor saturado.

$$\frac{dM_{gch}}{dt} = W_{gx} - W_{gch} + W_{cheva} \quad 5.65$$

Donde:

W_{cheva} : es el flujo de la chimenea hacia el evaporador.

M_{su} : es la masa de líquido subenfriado.

Donde nuevamente se debe considerar que el volumen de líquido y el de vapor ocupan todo el volumen disponible para el refrigerante en el núcleo

$$V_{ch} = \left[\frac{M}{\rho_{gch}} \right] + \left[\frac{M}{\rho_{fch}} \right] \quad 5.66$$

Sumando las expresiones 64 y 65 se obtiene la ecuación diferencial de la variación de la masa total en la chimenea con respecto al tiempo.

$$\frac{dM_{ch}}{dt} = W_{gx} - W_{gch} + W_{fx} - W_{fch} \quad 5.67$$

Para el balance de la masa total (en dos fases) en la región del núcleo y la chimenea se tiene la siguiente ecuación.

$$\frac{dM_x}{dt} = W_{xin} - W_{fx} - W_{gx} \quad 5.68$$

Finalmente a partir de las ecuaciones anteriores e integrándolas.

$$M_{xch} = M_x + M_{ch} + M_{su} \quad 5.69$$

De forma adicional podemos encontrar el tiempo de retraso para que el flujo de agua subenfriada pase a la región de dos fases.

$$\tau_{su} = \frac{\rho_f * A * Z_{su}}{W_{xin}} = \frac{M_{su}}{W_{xin}} \quad 5.70$$

Para ésta ecuación, el calor subenfriado Q_{sub} se obtiene de sumar los calores que se generan desde la base activa del núcleo del reactor hasta la altura donde el agua alcanza la condición de saturación Z_{sub} . El calor restante $Q_{sub} = Q_T - Q_{eva}$ es el que se utiliza para evaporar agua como se establece más adelante. Con el valor de W_{xin} se calcula el tiempo aproximado de transito del agua líquida por la región con flujo bifásico τ_{sub} a partir de:

$$W_{xin} = (\rho_f * A) \frac{Z_{su}}{\tau_{su}} \quad 5.71$$

Claramente esta aproximación no es correcta porque supone que el líquido sigue en la región bifásica a la misma velocidad que la que llevaba al entrar al núcleo, cuando en realidad la presencia del vapor debe aumentarla. Sin embargo, es la mejor propuesta en este momento.

Adicionalmente se tiene que la masa total de líquido en el núcleo es:

$$M_{tl} = M_{fx} + M_{su} \quad 5.72$$

Igualando las velocidades.

$$\frac{Z_{su}}{\tau_{su}} = \frac{Z_{2f\phi}}{\tau_f} \quad 5.73$$

Despejando τ_f .

$$\tau_f = \tau_{su} \frac{Z_{2f\phi}}{Z_{su}} \quad 5.74$$

Sabemos que el slip esta dado por la relación de la velocidad de líquido y la velocidad de vapor entonces podemos proponer lo siguiente:

$$Slip = \frac{\frac{Z_{2f\phi}}{\tau_g}}{\frac{Z_{2f\phi}}{\tau_f}} = \frac{\tau_f}{\tau_g} \quad 5.75$$

Se propone el slip (la razón de la velocidad del vapor entre la del líquido), para encontrar finalmente el valor de τ_g .

$$\tau_g = \frac{\tau_f}{Slip} \quad 5.76$$

La presión dinámica de la región núcleo y chimenea se determina de la solución de despejar la ecuación de la energía en esa región.

$$\frac{dP_{ch}}{dt} = \frac{1}{\left[\frac{\partial h}{\partial P}\right]_{-v}} \left(\frac{1}{M_{xch}} \frac{dE}{dt} + \left[\left[\frac{\partial h}{\partial v}\right]_P - P_{ch} \right] \frac{-v}{M_{xch}} \frac{dM_{xch}}{dt} \right) \quad 5.77$$

Las propiedades del fluido en el núcleo del reactor se obtienen de considerar una presión en el núcleo la columna de agua de que se tiene del punto medio de la chimenea hasta el punto donde está la frontera de ebullición.

$$P_x = P_{ch} + \rho g \left(\frac{H_{ch}}{2} + Z_{2\phi x} \right) \quad 5.78$$

Similarmente a la entrada de los separadores se considera también la columna de agua desde el medio de la chimenea hasta el separador.

$$P_{sepin} = P_{ch} - \rho g \left(\frac{H_{ch}}{2} \right) \quad 5.79$$

$$W_{eva} = \frac{Q_{eva}}{h_{fg}} \quad 5.80$$

El cambio de flujo a través de las regiones definidas en el núcleo, la chimenea, los separadores y el domo, varía de acuerdo a las condiciones en cada región y los cambios como el calor o flujo suministrado que ocurren tienen un retardo para afectar otras regiones dependiendo de la distancia, el lugar y la rapidez con que ocurran por lo que es necesario desarrollar las ecuaciones que permitan ver éstos efectos.

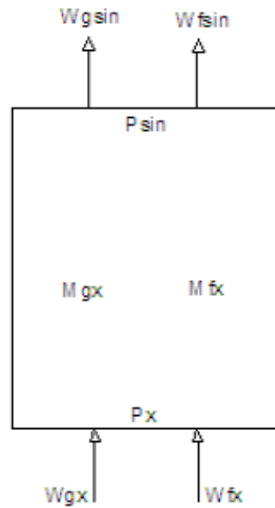


Figura 5.8 Masas y flujos másicos de la región chimenea - separador

Del balance de conservación de la energía para la región de la chimenea se calcula la derivada de la calidad a la salida de la chimenea, adicionalmente los cambios en la presión y en las condiciones a la entrada de la chimenea nos llevan a una nueva calidad teórica definida como X_{sint} . Estas ecuaciones contemplan un tiempo de tránsito definido como τ_{ch} , que es el tiempo en el que el flujo en dos fases se mueve de la chimenea al separador.

$$\frac{dx_{sin}}{dt} = \frac{1}{\tau_{ch}}(x_{sint} - x_{sin}) \quad 5.81$$

Del balance de conservación de la energía y la masa entonces se tiene:

$$x_{sint} = \frac{x_x h_{fgx} + h_{fx} - h_{fins}}{h_{fg}} \quad 5.82$$

Ahora definiendo la ecuación para el flujo de entrada del separador.

$$\frac{dW_{sin}}{dt} = \frac{1}{\tau_{ch}}(W_x - W_{sin}) \quad 5.83$$

Del balance de conservación de la materia.

$$W_{gsin} = X_{sin} W_{sin} \quad 5.84$$

$$W_{fsin} = W_{sin} - W_{gsin} \quad 5.85$$

Donde:

W_{sin} es el flujo a la entrada del separador.

W_{gch} es el flujo de vapor que entra a a la chimenea.

Se utiliza un modelo de cinética puntual para obtener la potencia en el núcleo y así generar el calor necesario para iniciar con el calentamiento y ebullición del agua subenfriada en núcleo proveniente de la zona de flujo de descenso (downcomer). Se desarrolla un modelo aproximado proponiendo un perfil de alturas, tomando como base el perfil que caracteriza el comportamiento de este tipo de reactores, con el que se calcula la altura de subenfriamiento del agua en el núcleo, que se ajusta de acuerdo a los calculos de potencia encontrados por el modelo de cinética puntual.

Se tiene que:

$$Q_T = Q_{nuclear} * Z_{su\ del\ nodo} \quad 5.86$$

Pero del modelo de cinética puntual y de la altura de subenfriamiento se tiene:

$$Q_{eva} = Q_T - Q_{su} \quad 5.87$$

y finalmente

$$W_{eva} = \frac{Q_{eva}}{h_{fg}} \quad 5.88$$

5.2.3.3 Ecuación de Momento para la Sección de Flujo de Descenso

El flujo en el downcomer es el resultado de la suma de los flujos de entrada provenientes del bulto y la línea de agua de alimentación que alcanza un punto de equilibrio. Considerando que el área se mantiene constante, y que el cambio de la densidad es mínimo ya que se encuentra en estado líquido, aunque la presión de entrada (P_D) con respecto a la presión de salida (P_X) si cambian, por lo que para determinar la ecuación de momento se parte del análisis de una sección del downcomer en donde se puede establecer el siguiente balance.

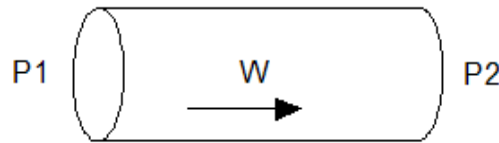


Figura 5.9 Sección representativa del downcomer

$$\frac{l}{A} \left(\frac{dW}{dt} \right) = P_1 - P_2 \quad 5.89$$

Ahora considerando el balance de fuerzas.

$$l \left(\frac{dW}{dt} \right) = F_1 - F_2 \quad 5.90$$

donde

$$W = \rho(A)v \quad 5.91$$

Sustituyendo la ecuación 92 en la 91 obtenemos la ecuación de la cantidad de movimiento del fluido.

$$\frac{d(lA\rho)v}{dt} = \frac{dP}{dt} = F_{neto} = F_1 - F_2 \quad 5.92$$

Ahora si consideramos a la longitud del downcomer y al área de flujo como constantes podemos definir la ecuación de balance para la sección comprendida entre el domo y la chimenea.

$$\frac{l}{A} \left(\frac{dW_{xin}}{dt} \right) = P_{DS} - P_{sch} - \Delta P_{fricc} - \Delta P_{2fases} \quad 5.93$$

Despejando la derivada del flujo de entrada:

$$\frac{dW_{xin}}{dt} = (P_{DS} - P_{sch} - \Delta P_{fricc} - \Delta P_{2fases}) \frac{A}{l} \quad 5.94$$

Sabemos que un flujo W producido por la diferencia de presiones ΔP en una tubería de área A está dado por la siguiente relación :

$$\Delta P = k \frac{W_{xin}^2}{2(\rho A)_{xin}} \quad 5.95$$

Sustituyendo la ecuación 96 en la 95 tenemos:

$$\frac{l}{A} \frac{dW_{xin}}{dt} = P_{DS} - P_{sch} - (K_{gf}) W_{xin}^2 - (K_{2fases}) W_{xin}^2 \quad 5.96$$

5.2.3.4 Modelo para el Domo y el Agua en el Bulto

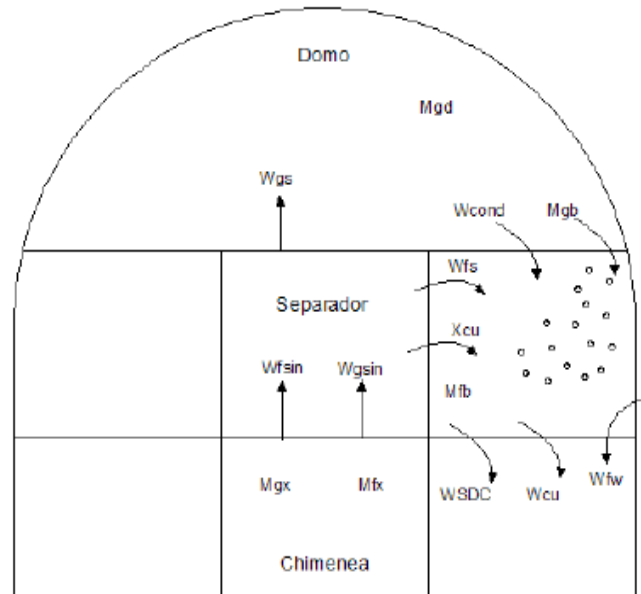


Figura 5.10 Masas y flujos másicos de la región domo – bulk

Del balance de conservación de la masa se obtienen las ecuaciones que permiten calcular el valor del flujo independiente de cada fase por lo que se tiene:

Ecuación para el líquido en el bulto.

$$\frac{dM_{fb}}{dt} = W_{fs} + W_{cond} - W_{SDC} \quad 5.97$$

Ecuación para el vapor en el bulto.

$$\frac{dM_{gb}}{dt} = X_{CU} W_{fs} - W_{CU} - W_{cond} \quad 5.98$$

Ecuación para el flujo de vapor en el domo.

$$\frac{dM_{gD}}{dt} = W_{gs} - X_{CU} W_{fs} - W_{LV} \quad 5.99$$

A la entrada del downcomer se alcanza un punto de equilibrio por la energía que trae cada flujo, por lo que la entalpía del flujo que llega al núcleo estará en función de las entalpías independientes de cada flujo, por lo que tenemos que:

$$W_{xin} h_{xin} = h_f W_{SDC} + W_{CU} h_g + W_{fw} h_{fw} \quad 5.100$$

Al igual que el flujo másico, la entalpía en downcomer tiene un retraso para llegara a la entrada del núcleo del reactor de tal forma que considerando que no habrá intercambio de energía a lo largo del downcomer la ecuación de la energía para un flujo homogéneo es la siguiente:

$$\frac{dh_{xin}}{dt} = \frac{1}{\tau_{dwn}} \left(\frac{h_f W_{SDC} + W_{CU} h_g + W_{fw} h_{fw}}{W_{xin}} - h_{xin} \right) \quad 5.101$$

Suponiendo que el área y la densidad no cambian con respecto a la distancia en el downcomer, pero considerando el efecto del tiempo de retraso debido al desplazamiento del agua, se puede calcular el flujo de agua de que entra al núcleo a partir de la siguiente ecuación.

$$W_{xin} = \frac{M_{dwn}}{\tau_{dwn}} \quad 5.102$$

Despejando el tiempo de desplazamiento.

$$\tau_{dwn} = \frac{M_{dwn}}{W_{xin}} \quad 5.103$$

Sustituyendo la ecuación 104 en la 102.

$$\frac{dh_{xin}}{dt} = \left\{ \frac{h_f W_{SDC} + W_{CU} h_g + W_{fw} h_{fv}}{M_{dwn}} - \frac{h_{xin}}{M_{dwn}} W_{xin} \right\} \quad 5.104$$

Agrupando términos finalmente tenemos:

$$\frac{dh_{xin}}{dt} = \frac{1}{M_{dwn}} \left(h_f W_{SDC} + W_{CU} h_g + W_{fw} h_{fv} - h_{xin} W_{xin} \right) \quad 5.105$$

Bibliografía

1. GE Nuclear Energy, ESBWR Seminar – Reactor, Core & Neutronics , September 15, 2006.

CAPÍTULO 6. IMPLEMENTACIÓN DE MODELOS DEL ESBWR

Las ecuaciones que se definieron en el capítulo anterior es necesario reescribirlas en lenguaje de computadora para implementar los modelos que nos permitan hacer análisis del reactor ESBWR. Con este fin es utilizando el programa de Simulink de Matlab cuya interfaz permite realizar un manejo y una visualización sencilla de los resultados, haciéndolos má fácil de manipular e interpretar.

6.1 Implementación de los Modelos en Simulink de Matlab

Se definieron 3 bloques principales en Simulink, como se muestra en la figura 6.1, para implementar los subsistemas que se describen en el capítulo 5 para representar los cambios de presión y flujos másicos en el reactor.

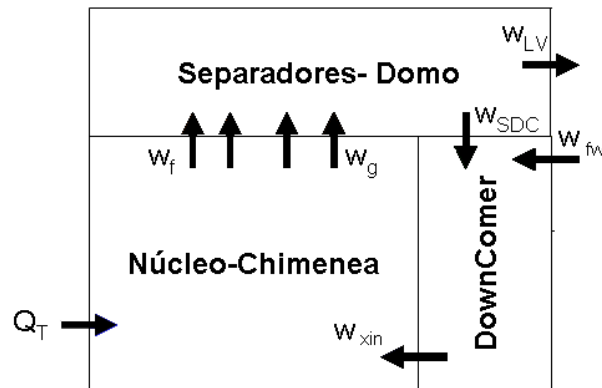


Figura 6.1 Bloques principales de implementación en Simulink

6.2 Revisión de los Bloques Implementados

Los bloques mostrados en la figura 6.1 se implementaron de forma independiente y fueron probados individualmente como se describe a continuación.

6.2.1 Modelo para Análisis de Estado Estacionario

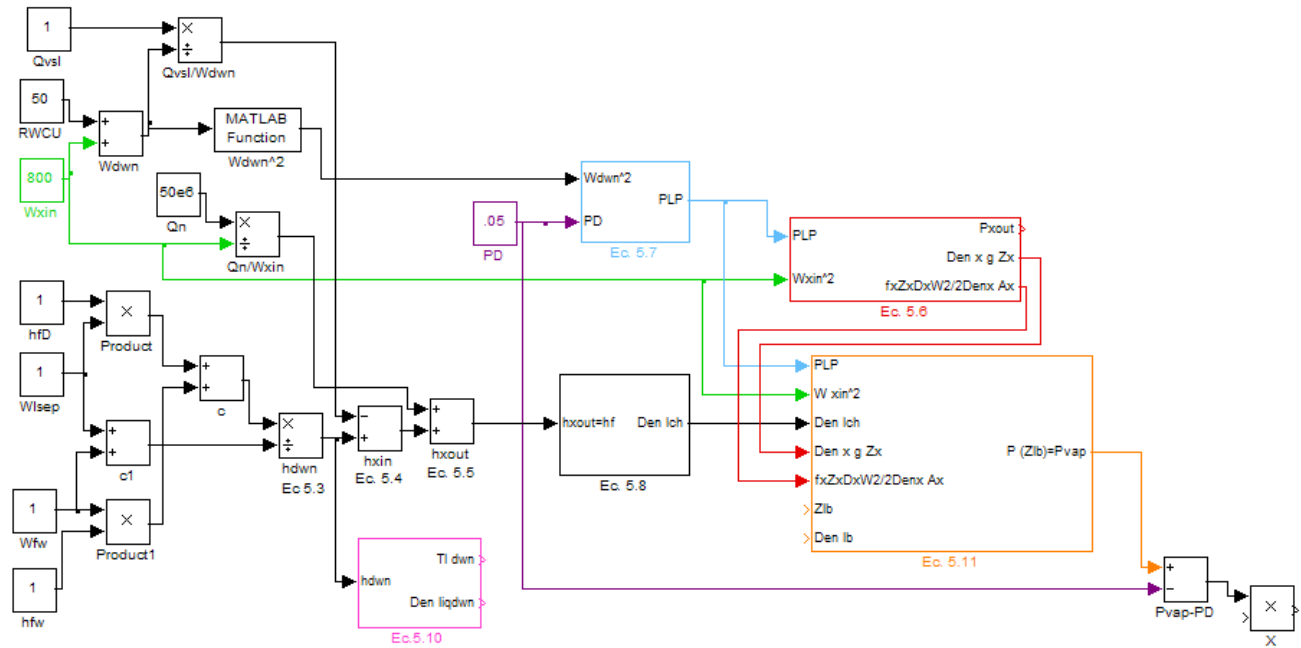


Figura 6.2 Implementación de las ecuaciones para el modelo en estado estacionario

6.2.2 Modelo Dinámico con Calentamiento de la Vasija

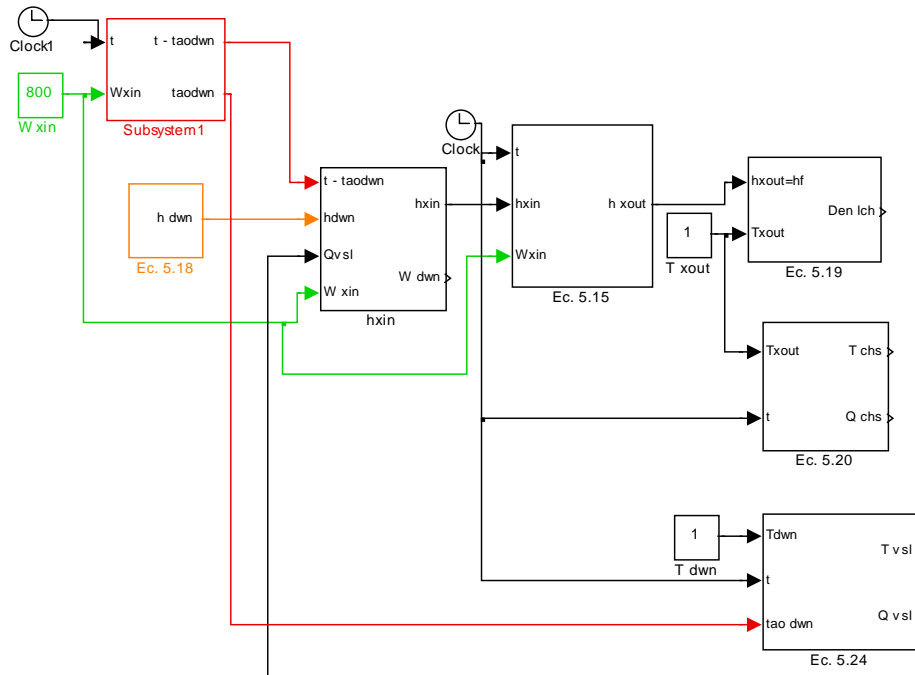


Figura 6.3 Implementación de las ecuaciones el modelo dinámico con calentamiento

6.2.3 Separadores y Domo

La implementación de estas ecuaciones se realizó con la programación mostrada en la figura 6.2. Para probar este módulo se fijaron constantes los valores de los flujos de entrada de líquido y vapor al núcleo, el flujo de salida en la línea de vapor, el flujo de masa líquida hacia el downcomer, la presión en el núcleo

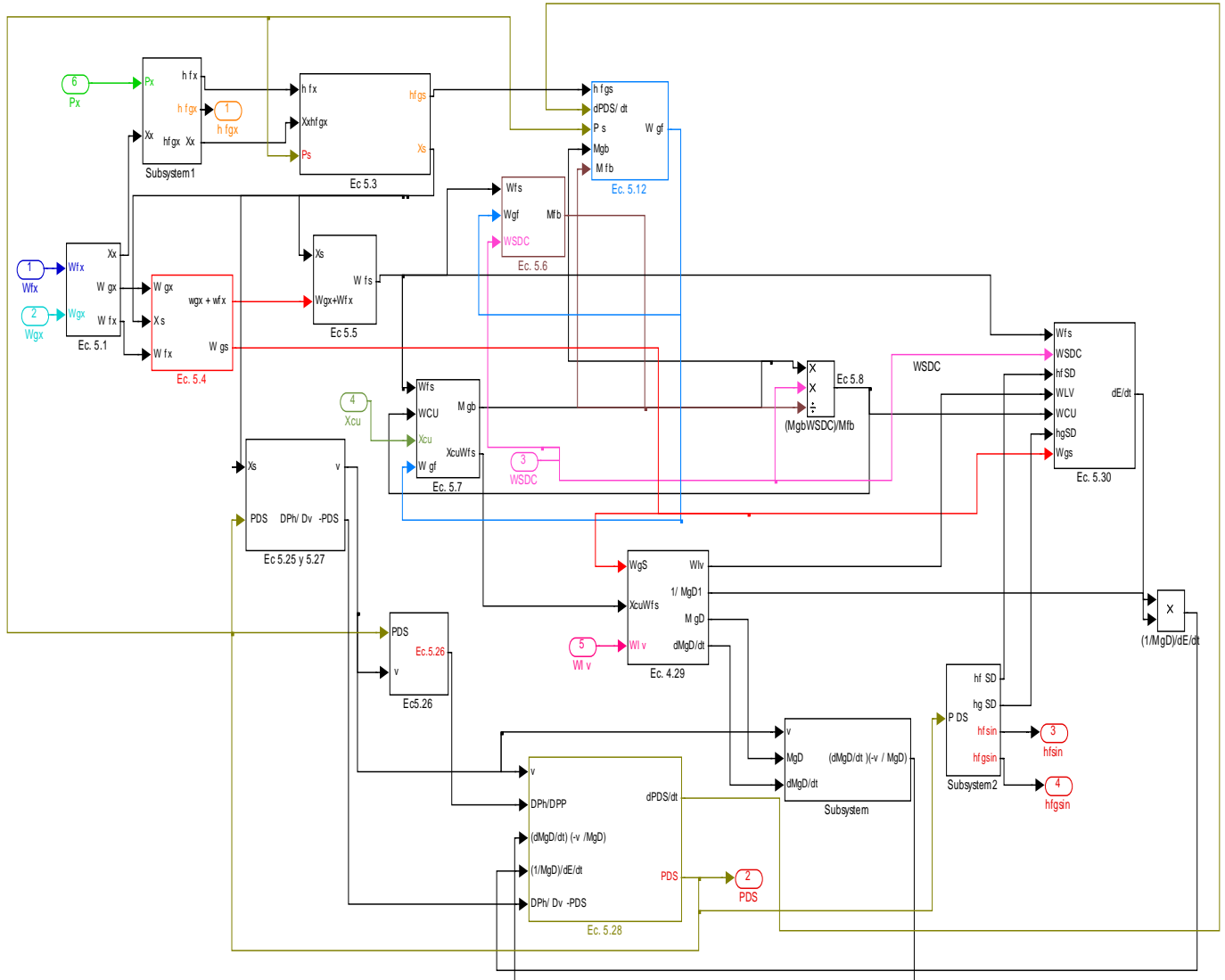


Figura 6.4 Implementación de las ecuaciones para la región del domo y separador

6.2.4 Núcleo y Chimenea

Para probar el módulo del núcleo se mantuvo constante el calor de entrada, la presión en el domo, la entalpía del flujo de entrada de agua al núcleo, la entalpía de líquido y vapor de entrada a los separadores, así como la entalpía de líquido saturado en el núcleo. La implementación en simulink de la correspondientes ecuaciones se muestra en la figura 6.3.

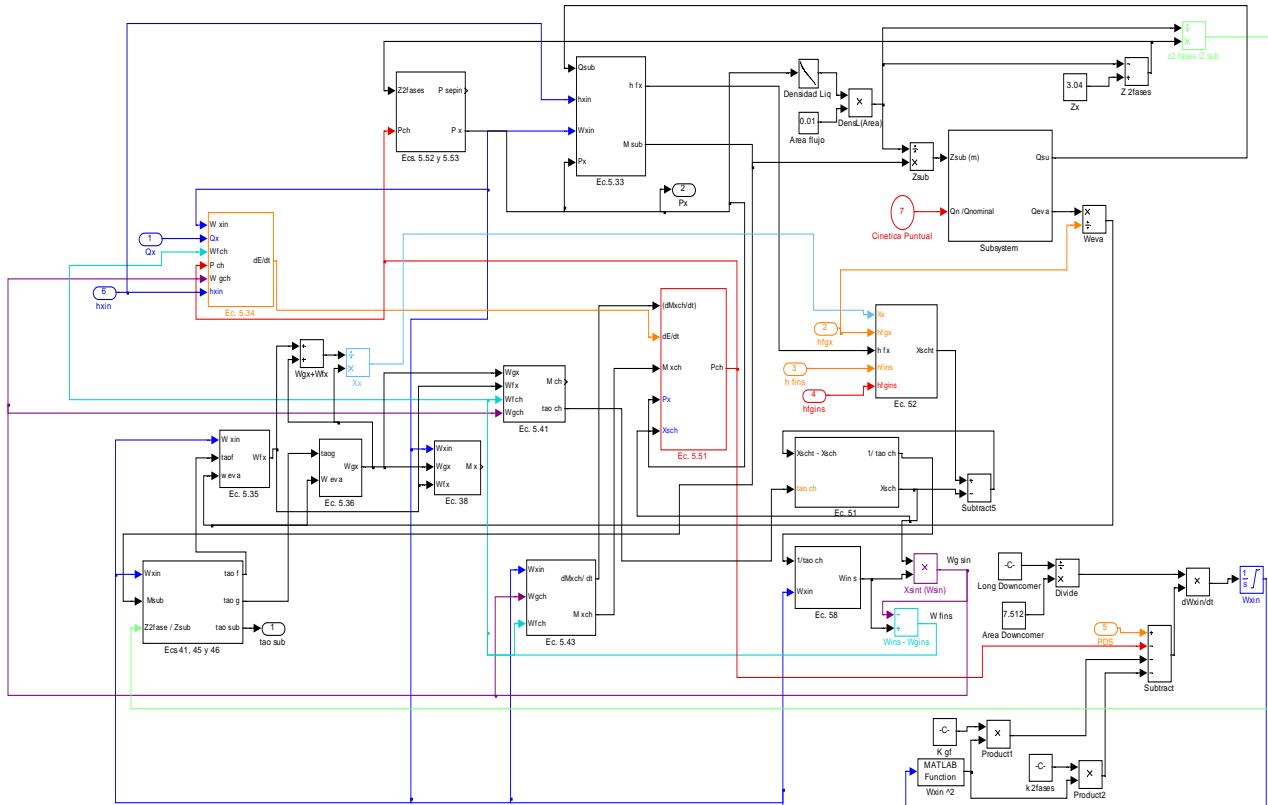


Figura 6.5 Implementación de las Ecuaciones para la región del núcleo y chimenea

6.2.5 Domo y Bulk

Este es un módulo pequeño que calcula la entalpía del agua de entrada al reactor, al que se le dieron como parámetros constantes de entrada la presión del domo, caryunder, flujo de agua de alimentación, masa de agua en el downcomer, flujo de agua de alimentación y de entrada al núcleo. Las ecuaciones implementadas se muestran en la figura 6.4.

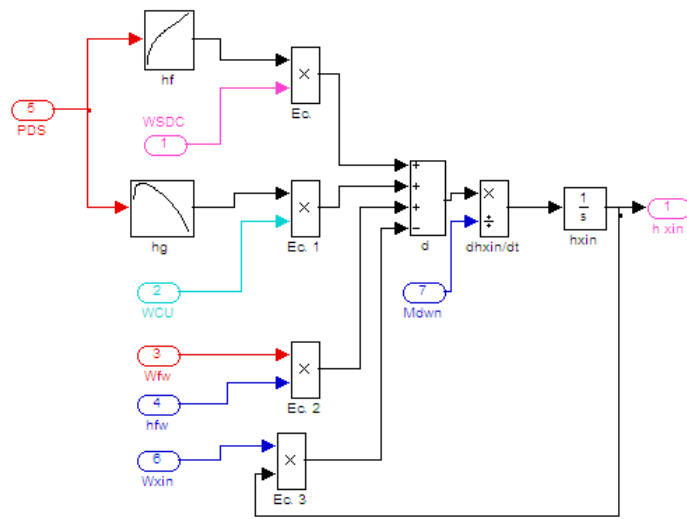


Figura 6.6 Implementación de las Ecuaciones para la Región del Domo y Bulk

Conclusiones

1. Se hizo una revisión documental de los diferentes tipos de inestabilidades que afectan a los sistemas de circulación natural y de algunos estudios que se han hecho al respecto, aprendiendo a identificarlas y diferenciarlas.
2. Se hizo un gran esfuerzo para conocer el código de Relap5 y fue usado para desarrollar un modelo del reactor de circulación natural tipo ESBWR. Este modelo tiene un muy buen avance, pero no fue posible establecer la circulación natural en él, debido al tiempo dispuesto para concluir con el resto de las actividades pendientes en éste trabajo.
3. Se identificaron cada una de las secciones, así como los componentes internos que conforman la vasija del reactor ESBWR y se hicieron análisis de algunas de ellos para establecer un modelo y así realizar estudios de su comportamiento.
4. En el modelo simplificado desarrollado en el capítulo 5, los sistemas relevantes para el arranque del reactor y su funcionamiento están bien estudiados, pues se contemplaron núcleo, chimenea, separadores, domo y la zona de flujo de descenso (downcomer), revisando por separado y por bloques las regiones de análisis para cada uno de los estados de los sistemas.
5. Los actores principales (variables, parámetros, condiciones iniciales y de frontera) están bien identificados y su participación en los modelos es bien reconocida. Para ello se definieron regiones de mezcla y regiones de tránsito para delimitar las fronteras e identificar los factores importantes que afectan el cambio de presión en la vasija, de acuerdo a las condiciones de operación del reactor, desarrollando para el modelado las ecuaciones de conservación de masa, energía y momento que hacen uso de éstos actores principales.
6. Los modelos están establecidos para lograr una primera aproximación del proceso de arranque del reactor.
7. El modelado numérico se ha realizado con Matlab/simulink, para lo cual se programaron bloques que calculan las propiedades del agua y de los metales principales en la vasija del reactor y sus componentes internos.
8. Las pruebas numéricas muestran una primera aproximación cualitativa de las variables críticas del sistema como son presión en la vasija y flujo de circulación natural.
9. El modelo tiene posibilidades de ser mejorado para disminuir las incertidumbres tanto de las variables como en los parámetros, además de requerir de modelos más mecánicos.

Bibliografía

1. Electric Power Research Institute, "Program on Technology Innovation: MAAP Analysis of ESBWR and Comparison of TRACG", Technical Update, December 2005.
2. GE Nuclear Energy ESBWR Design Control Document Tier 1, 26A6642AR, Revision 4, September 2007.
3. GE Nuclear Energy, Tier 2 Chapter 1 "Introduction and General Description of Plant", 26A6642AD, Revision 4, September 2007.
4. GE Nuclear Energy, Tier 2 Chapter 4 "Reactor" 26A6642AR, Revision 4, September 2007.
5. GE Nuclear Energy, Tier 2 Chapter 5 "Reactor Coolant System and Connected Systems" 26A6642AR, Revision 4, September 2007.
6. GE Nuclear Energy ESBWR Seminar –Reactor, Core &Neutronics, Larry E. Fennern, September 15, 2006.
7. Idaho National Engineering Laboratory, Lockheed Idaho Technologies Company, Relap5/Mod3 Code Manual Volume I,II,III,IV,V, June 1995.