



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO**  
PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA  
MAESTRÍA EN INGENIERÍA EN ENERGÍA – ENERGÍA Y MEDIO AMBIENTE

DESARROLLO, IMPLEMENTACIÓN Y VERIFICACIÓN DE UN MODELO DE UN BWR  
PARA ANÁLISIS DE TRANSITORIOS DE LICENCIAMIENTO

TESIS  
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:  
MAESTRO EN INGENIERÍA

PRESENTA:  
ING. OMAR ELI MEMBRILLO GARCIA

TUTOR PRINCIPAL  
DR. JAIME BALTAZAR MORALES SANDOVAL

MÉXICO, D. F. DICIEMBRE 2016  
CIUDAD UNIVERSITARIA

**JURADO ASIGNADO:**

Presidente: DRA. MARTÍN DEL CAMPO MARÍA CECILIA  
Secretario: DR. FRANCOIS LACOUTURE JUAN LUIS  
Vocal: DR. MORALES SANDOVAL JAIME BALTAZAR  
1<sup>er.</sup> Suplente: DR. CHÁVEZ MERCADO CARLOS  
2<sup>do.</sup> Suplente: DR. VALLE HERNÁNDEZ JULIO

Lugar o lugares donde se realizó la tesis: Posgrado de Ingeniería, Ciudad Universitaria, UNAM.

**TUTOR DE TESIS:**

MORALES SANDOVAL JAIME B.

-----  
**FIRMA**

## **Dedicatoria**

*La tesis presente se la dedico a mis padres Viliulfa y Martín, sus consejos, apoyo y aliento siempre han sido mi principal motor. Siempre me guiaron por el camino de la rectitud, en cada error y caída supieron darme el consejo correcto para no desviarme del camino y alcanzar mis metas.*

*A mis hermanas Abigail y Berenice, y a mi nuevo hermano Alejandro, sé que siempre tendré a alguien que cuide mis espaldas, por sacarme una sonrisa cada que lo necesito y corregirme en las muchas ocasiones que me equivoco.*

*A mis amigos Carlos, Javier y Ernesto. Un excelente grupo de trabajo que nunca trabaja pero se divierte al máximo.*

## **Agradecimientos**

*A Dios por estar a mi lado en todo el camino, por proveerme de una familia, amigos y todas las personas que me enseñaron algo.*

*A la UNAM y al Posgrado de Ingeniería por ser la casa de conocimientos que abrió sus puertas y me permitió superarme cada día que entraba en ella.*

*También a mis sinodales por su tiempo y dedicación para con esta tesis. A mis profesores que tuvieron la paciencia para transmitir sus conocimientos y permitieron mi formación como profesionista.*

*Y en particular para mi asesor el Dr. Jaime Morales un gran agradecimiento, quizás el mayor de ellos, por el tiempo dedicado y el esfuerzo para que yo realmente aprendiera y comprendiera en lo que estaba trabajando. Por su apoyo, comprensión y consejos, sin duda alguna sin su ayuda esta tesis no lo hubiese podido realizar.*

*Por último, quiero darle las gracias a CONACYT por la beca que recibí, la cual me ayudó plenamente para poder concluir de manera satisfactoria este posgrado.*

## Índice de contenidos

Introducción .....	8
1. POTENCIA DEL REACTOR .....	14
1.1. Cinética Puntual .....	14
1.1.1. Modelo matemático .....	14
1.1.2. Identificación de variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	15
1.2. Venenos de Productos de Fisión .....	15
1.2.1. Xenón .....	15
1.2.2. Samario .....	16
1.2.3. Identificación de variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	17
1.3. Calor de decaimiento .....	18
2. MODELO TÉRMICO DEL COMBUSTIBLE .....	20
2.1. Distribución de temperaturas en la barra de combustible .....	20
2.2. Transferencia de Calor al Moderador .....	25
2.3. Identificación de variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	25
3. MODELO TERMODINÁMICO DE LA VASIJA DEL REACTOR .....	27
3.1. Núcleo del Reactor y Pleno Inferior .....	28
3.1.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	31
3.2. Mapa de Vacíos en el Núcleo .....	32
3.2.1. Análisis de estado estacionario .....	32
3.2.2. Análisis en transitorios .....	35
3.2.3. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	39
3.3. Presión en la Región del Núcleo – Pleno .....	39
3.3.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	42
3.4. Calidad en el Separador .....	42
3.4.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	43
3.5. Tasa de Condensación en el Carryunder .....	43
3.5.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	45
3.6. Presión en la Vasija .....	45
3.6.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	47
3.7. Presión en la Línea de Vapor .....	47
3.8. Balance de Entalpía en el Agua de Alimentación .....	48
3.8.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	49
3.9. Balance de Entalpía a la Entrada del Pleno .....	49
3.10. Balances de Masa .....	49
3.10.1. Balances de masa en el nodo del núcleo – pleno .....	50
3.10.2. Balances de masa en el nodo de la vasija y el separador .....	52
3.10.3. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	53
3.11. Modelo del Sistema de Recirculación y Separadores de Vapor .....	54
3.11.1. Sistema de recirculación .....	54
3.11.1.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	60
3.11.2. Flujo en el downcomer .....	61
3.11.2.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	61

3.11.3. Flujo en el separador de vapor .....	62
3.11.3.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	63
3.11.4. Flujo en la línea de vapor .....	64
3.11.4.1. Variables de estado, parámetros, entradas y salidas .....	65
4. LAGUNA VERDE. GENERALIDADES DEL REACTOR .....	66
4.1. Descripción de la Planta .....	66
4.2. Vasija y Núcleo del Reactor, Geometría y Parámetros Principales .....	67
5. ANÁLISIS DE TRANSITORIOS .....	72
5.1. Descripción .....	72
5.2. Disparo de Turbina (Bypass y RTP Activos) .....	74
5.3. Condiciones Iniciales y Parámetros de Entrada .....	79
5.4. Análisis de Resultados .....	80
5.4.1. Estado estable .....	80
5.4.2. Disparo de turbina .....	83
6. CONCLUSIONES .....	86
ACRÓNIMOS Y DEFINICIONES .....	89
BIBLIOGRAFÍA .....	90
APÉNDICE .....	91

## Índice de figuras

Figura I.1	Planeación de modelos, diagrama de bloques (a) .....	13
Figura I.2	Planeación de modelos, diagrama de bloques (b) .....	13
Figura 1.1	Curva del calor de decaimiento, aproximación del modelo .....	18
Figura 2.1	Esquema de los nodos distribuidos en el combustible .....	21
Figura 3.1	Esquema termodinámico de la vasija del reactor .....	27
Figura 3.2	Representación del k-ésimo nodo en una barra de combustible .....	32
Figura 3.3	Esquema del lazo de recirculación .....	54
Figura 3.4	Diagrama de la garganta de la bomba jet .....	60
Figura 3.5	Geometría del separador de vapor .....	63
Figura 4.1	Principales componentes hidráulicos del modelo de la vasija del reactor .....	69
Figura 5.2.1	Flujo neutrónico, flujo promedio de calor superficial y flujo de refrigerante a la entrada del núcleo. Disparo de turbina .....	76
Figura 5.2.2	Flujo en las SRV's, presión en la vasija y flujo de vapor en la válvula de bypass. Disparo de turbina .....	77
Figura 5.2.3	Nivel en la vasija, flujo de vapor en la vasija, flujo de vapor en la turbina y flujo de agua de alimentación. Disparo de turbina .....	77
Figura 5.2.4	Reactividad por vacíos, efecto doppler, scram y reactividad total. Disparo de turbina .....	79

## Índice de gráficas

Gráfica 5.4.1	Calidad y fracción de vacíos para el canal promedio en estado estable .....	81
Gráfica 5.4.2	Temperaturas en los 4 nodos del ensamble de combustible promedio	81
Gráfica 5.4.3	Presión en el núcleo del reactor, domo de vapor, entrada de la línea de vapor y a la entrada de la turbina para estado estacionario .....	82
Gráfica 5.4.4	Flujo de refrigerante a la entrada del núcleo, en el lazo de recirculación y flujo de vapor dejando la vasija .....	82
Gráfica 5.4.5	Flujo neutrónico para un disparo de turbina con bypass activado .....	83
Gráfica 5.4.6	Presión en la vasija del reactor para un disparo de turbina con bypass activado .....	83
Gráfica 5.4.7	Flujo de refrigerante a la entrada del núcleo para un disparo de turbina con bypass activado .....	84
Gráfica 5.4.8	Apertura de la válvula de bypass y las válvulas de alivio para un disparo de turbina con bypass activado .....	84
Gráfica 5.4.9	Flujo de vapor saliendo de la vasija para un disparo de turbina con bypass activado .....	85
Gráfica 5.4.10	Temperatura del ensamble combustible promedio para un disparo de turbina con bypass activado .....	85

## Índice de tablas

Tabla 1.1.2	Caracterización del modelo de cinética puntual .....	15
Tabla 1.2.3	Caracterización del modelo de venenos de productos de fisión .....	18
Tabla 2.3	Caracterización del modelo de transferencia de calor en la pastilla de combustible .....	26
Tabla 3.1.1	Caracterización del modelo del núcleo del reactor y el pleno inferior ...	31
Tabla 3.2.1	Distribución axial de potencia para generar la distribución de calidad y fracción de vacíos .....	34
Tabla 3.2.3	Caracterización del modelo del mapa de vacíos en el núcleo .....	39
Tabla 3.3.1	Caracterización del modelo de la presión en la región del núcleo – pleno .....	42
Tabla 3.4.1	Caracterización del modelo de la calidad en el separador .....	43
Tabla 3.5.1	Caracterización del modelo de la tasa de condensación en el carryunder .....	45
Tabla 3.6.1	Caracterización del modelo de la presión en la vasija .....	47
Tabla 3.8.1	Caracterización del modelo de la tasa de condensación en el carryunder .....	49
Tabla 3.10.1	Caracterización del modelo de los balances de masa .....	53
Tabla 3.11.1	Caracterización del modelo del sistema de recirculación .....	60
Tabla 3.11.2	Caracterización del flujo de refrigerante en el downcomer .....	62
Tabla 3.11.3	Caracterización del modelo del flujo en el separador de vapor .....	64
Tabla 3.11.4	Caracterización del modelo del flujo en la línea de vapor .....	65

Tabla 4.1	Principales parámetros del reactor de la CNLV .....	68
Tabla 4.2	Geometría de los principales elementos del modelo de la vasija del reactor .....	69
Tabla 4.3	Geometría del combustible utilizada para el modelo .....	70
Tabla 4.4	Geometría y parámetros de la bomba de recirculación y la bomba jet ..	71
Tabla 5.2	Secuencia de eventos para un disparo de turbina.....	74
Tabla 5.3	Condiciones iniciales y parámetros de entrada para el disparo de turbina y falla del controlador de agua de alimentación en máxima demanda.....	79

## RESUMEN

El objetivo del presente trabajo es proponer una metodología para el desarrollo e implementación de un modelo que pueda ser verificado de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde tomando como base los modelos matemáticos genéricos utilizados en el código ODYN de General Electric. El modelo debe contar con el menor número posible de ecuaciones diferenciales y debe ser capaz de describir los fenómenos físicos más importantes en un reactor nuclear del tipo de agua en ebullición. Se pretende que el uso primario del modelo verificado sea, en conjunto con otras herramientas en desarrollo, el estudio y análisis del reactor en operación normal y transitorios de licenciamiento.

En el capítulo 1 se desarrolla el modelo matemático para representar la potencia del reactor. Se considera una cinética puntual normalizada, la producción de venenos de productos de fisión (Xenón-135 y Samario-149) y una ecuación general para obtener el calor de decaimiento.

El capítulo 2 presenta el desarrollo del modelo matemático del combustible, se hace una discretización del elemento combustible en 6 nodos (4 dentro del combustible, 1 en el encamisado y 1 para la temperatura del moderador). Este modelo permite la obtención de la distribución de temperaturas del combustible y la transferencia de calor hacia el moderador.

El capítulo 3 cuenta con el modelo matemático de la termodinámica en la vasija del reactor, se obtienen las ecuaciones para el núcleo del reactor, pleno inferior, el mapa de vacíos en estado estacionario y mapa de vacíos para estado transitorio, tres nodos de presión (uno en la región del núcleo – pleno inferior, otro en el domo de vapor y uno para la línea de vapor), flujos máxicos, tasas de evaporación y condensación y balances de masa para el moderador. Se desarrolla un modelo para el lazo de recirculación considerando solamente dos lazos que condensan la mitad de bombas de recirculación cada uno y un modelo con un solo separador de vapor.

El capítulo 4 muestra las características de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde que son utilizadas como valores de entrada para los modelos matemáticos desarrollados en los capítulos anteriores.

En el capítulo 5 se presenta la descripción de lo que es un transitorio, para después describir a detalle al disparo de turbina con bypass y las bombas de recirculación activas. En el disparo de turbina se detallan los elementos que son afectados por el transitorio, sus respuestas y comportamiento, una tabla con la secuencia de eventos que se presentan durante el transitorio y las gráficas que presenta el FSAR como descripción. En el mismo capítulo 5 se presenta una tabla con las condiciones iniciales y los parámetros de entrada utilizados para simular el disparo de turbina, para después



presentar los resultados obtenidos.

Como resultados del modelo se presentan el estado estable del sistema (temperaturas, calidad y fracción de vacíos, presiones y flujos de refrigerante), y las gráficas con los comportamientos de las mismas variables con el disparo de turbina.

## INTRODUCCIÓN.

La termohidráulica es el estudio del flujo hidráulico en sistemas térmicos. Refiriéndose a la materia nuclear, la termohidráulica se enfoca en el estudio del movimiento de fluidos que intercambian calor (ya sea entre ellos o con alguna estructura) en las centrales nucleares. Los códigos termohidráulicos tienen como objetivo principal analizar los componentes del reactor para predecir las condiciones de refrigeración en cualquier instante de la operación y de esta forma evaluar los márgenes de seguridad presentes en la planta.

La presencia de interfases internas en movimiento en el flujo hace que la predicción del comportamiento del fluido sea de gran dificultad. La disposición y forma de estas interfases no es conocida de antemano y por lo tanto forma parte del problema a resolver. Es posible definir las ecuaciones de conservación de la masa, cantidad de movimiento y energía de forma local e instantánea en un punto del fluido y definir con estas su comportamiento microscópico. Sin embargo, este tipo de análisis no es práctico para conocer el comportamiento del fluido en el sistema por lo que un enfoque más acertado es realizar integraciones o promedios de las ecuaciones locales e instantáneas en el tiempo y en el volumen de control.

El uso de códigos de termohidráulica en conjunto con códigos de neutrónica es una práctica común para el diseño y seguimiento de las centrales de generación eléctrica por medio de reactores nucleares. A medida que la capacidad de procesamiento de los equipos de cómputo es mejorada las simulaciones realizadas se vuelven más complejas y se mejora la representación o modelado de los componentes de las centrales, tanto durante la operación normal como en condiciones adversas. Los mayores retos en la generación de nuevos códigos avanzados para la simulación termohidráulica de un reactor consisten en mejorar los modelos físicos y métodos numéricos, para reducir incertidumbres o para cuantificar los procesos que estén participando en eventos. Aunque también hay una tendencia a utilizar modelos más sencillos que con parámetros adaptables puedan seguir el comportamiento del reactor con una fidelidad aceptable. Para poder llegar a este punto es imprescindible conocer y comprender los elementos gruesos y finos de los fenómenos termodinámicos y termohidráulicos que pueden estar ocurriendo en diferentes condiciones dentro del reactor nuclear.

El objetivo del presente trabajo es proponer una metodología para el desarrollo e implementación de un modelo que pueda ser validado de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde haciendo uso de los modelos matemáticos genéricos utilizados en el código ODYN [1] de General Electric (GE por sus siglas en inglés). El modelo debe contar con el menor número posible de ecuaciones diferenciales y debe ser capaz de describir los fenómenos físicos más importantes. Se pretende que el uso primario del modelo validado sea, en conjunto con otras herramientas en desarrollo, el estudio y análisis del reactor en operación normal y transitorios de licenciamiento, principalmente los eventos operacionales esperados (AOO por sus siglas en inglés).

## **Antecedentes.**

GE-Nuclear realizó los análisis de licenciamiento de mas de 20 BWR en operación utilizando ODYN

Se cuenta con datos de la Central de Laguna Verde (CLV) para validar los modelos y otros códigos como TRAC-BF1, DYN3, Simulate-3, etc [2]. La industria nuclear ha migrado a códigos de mejor estimación (BE por sus siglas en inglés) y los modelos genéricos de ODYN están disponibles en referencias de acceso público.

La plataforma de Matlab y/o Scilab puede ser una excelente estructura para implementarla. La programación puede contener usar módulos en Simulink o Xcos. El desarrollo e implementación pueden ser un excelente vehículo para la formación de especialistas. Se tiene amplia experiencia en desarrollo de modelos de sistemas nucleares.

Debemos considerar, sin embargo que durante la operación normal de la central nuclear el monitoreo y mantenimiento del reactor es llevado de forma sistemática, pero cuando un evento fuera de lo normal ocurre, un rápido y eficiente diagnóstico del problema y su consiguiente tratamiento puede ser esencial para llevarla a condiciones seguras. Si el diagnóstico y tratamiento es efectivo, la mayoría de los eventos desencadenados por la falla pueden ser terminados sin serias consecuencias. Sin embargo, si el diagnóstico es incorrecto o el tratamiento es impropio, las consecuencias pueden ser severas [3].

En el proceso de otorgamiento de una licencia para un reactor nuclear por parte del organismo regulador es necesario demostrar la operación segura, tanto en condiciones de operación normales como en condiciones anormales. El análisis de la respuesta de la planta al operar en condiciones anormales permite evaluar la capacidad para controlar fallas o eventos hipotéticos como el accidente base de diseño. Todos los eventos tanto normales como anormales son modelados mediante el uso de códigos computacionales que describen el comportamiento del reactor y sus sistemas asociados [4].

Los simuladores en el área nuclear son sistemas virtuales que replican dispositivos reales operacionalmente y/o físicamente. Tradicionalmente son utilizados para entrenar operadores en el uso correcto de diversos dispositivos, de igual forma proveen formas de recolectar datos experimentales que pueden ser utilizados para Análisis de Confiabilidad Humana (HRA por sus siglas en inglés) y licenciamiento de plantas, entre otras cosas. [5].

Los primeros simuladores inicialmente hicieron uso de hardware que replicaba los cuartos de control con sistemas de cómputo que corrían códigos nucleares de forma simultánea. Alrededor de 1973 fueron desarrollados simuladores totalmente funcionales los cuales contaban con todos los controles, medidores, luces, interruptores y demás instrumentos encontrados en la planta, estos simuladores intentaban tener un alto grado de realismo físico proveyendo una replica casi idéntica del cuarto de control

de la planta. Cambios en la tecnología instalada en el cuarto de control de la planta significaban que el simulador debía ser actualizado y re programado frecuentemente, haciendo al simulador difícil de mantener.

Funcionalmente, los sistemas de cómputo subyacentes tuvieron un éxito limitado para replicar escenarios reales, debido a que el poder de cómputo que en esos momentos era poco. Sin embargo, estos primeros simuladores tuvieron un rol vital en el entrenamiento y licenciamiento de los equipos de operadores de los primeros reactores nucleares.

Para los años '80 la fidelidad y disponibilidad de los simuladores había aumentado considerablemente y para los años '90, se convirtió común internacionalmente que cada planta nuclear contara un simulador de entrenamiento de alta fidelidad.

La Agencia Internacional de Energía Atómica (IAEA) define 4 tipos de simuladores de planta [2]:

- Simulador de principios básicos. Provee una simulación de conceptos generales relevantes para la operación de la planta sin referirse a las características de una planta específica.
- Simulador de alcance completo. Es una replica fiel de un cuarto de control de una planta en específica.
- Simulador de cuarto de control de cuasi alcance completo. Imita muy de cerca una planta pero se desvía de la interface humano – máquina.
- Simulador de tarea. Solamente modela sistemas e interfaces específicos de la planta.

A pesar del alto uso de los simuladores como medio de entrenamiento para operadores y personal de planta, sigue siendo una constante e importante necesidad el usar los simuladores para comprender el comportamiento de un reactor y como medios para probar y experimentar nuevas ideas sin la necesidad de conducir pruebas reales.

Los simuladores pueden jugar un rol muy importante en la educación de estudiantes en el campo de la tecnología nuclear proveyendo un espacio virtual que les permita explorar, operar y o visualizar el comportamiento de un reactor y los demás componentes de una planta nuclear. Este es una mejora sustancial dentro de los salones de clase que además atrae y motiva a los estudiantes sobre los fenómenos implicados en la ciencia nuclear.

En el desarrollo de los códigos termohidráulicos para la simulación y estudio del reactor es de vital importancia el conocimiento de los fenómenos físicos que se presentan dentro del reactor. Sin un conocimiento con sólidos fundamentos el modelado de un sistema no puede ser llevado a cabo de forma correcta, y por consiguiente, el código no representa al sistema que se desea estudiar y analizar.

## **Planteamiento.**

El código ODYN de GE presenta el desarrollo de un modelo matemático que, en forma general, reproduce el comportamiento de un reactor nuclear tipo BWR junto con todos sus sistemas asociados. Haciendo uso de las bases planteadas por ODYN y de las utilidades de programación que tiene Matlab/Simulink, la figura 1 muestra el diagrama de bloques de los modelos utilizados.

Para el presente trabajo se hace uso de un modelo de cinética puntual con 6 grupos de neutrones retardados, estas ecuaciones son normalizadas ya que esto representa un ventaja al querer conocer la potencia del reactor, ya que la energía generada es proporcional al número de fisiones por segundo que están ocurriendo en el núcleo. Se considera también un modelo para los productos de fisión, los isótopos considerados en este modelo son el Xenón – 135 y el Samario – 149. Estos dos modelos son presentados en el capítulo 1.

En el capítulo 2 se presenta un modelo térmico para la pastilla de combustible. En este modelo se considera como primera aproximación una sola pastilla de combustible que después será ponderada para obtener el calor total emitido por el combustible en el reactor. También se considera una distribución de potencia en la pastilla de combustible a partir de la información obtenida en el FSAR. Son tomados 4 nodos de temperatura dentro de la pastilla de combustible y un nodo para la temperatura del encamisado.

El capítulo 3 contiene el modelo termodinámico de la vasija del reactor. Se realizan los balances de energía, masa y momento. En el modelo la vasija se divide en dos nodos de presión, uno para el núcleo del reactor y la región del downcomer, y otro más para la región de los separadores de vapor y el domo de vapor, adicionalmente también se considera la presión en la línea de vapor.

El núcleo es dividido en 24 nodos axiales para los cuales se calcula la calidad del vapor generado de forma local y haciendo uso de la técnica de barrido se hace el cálculo de los vacíos en el núcleo para los transitorios. Para los secadores y separadores de vapor el modelo solamente considera un solo separador cuya dinámica es suficiente para obtener el flujo y calidad de vapor saliendo del mismo. Para el lazo de recirculación al igual que con el separador de vapor, se considera una sola bomba jet cuya geometría (diámetro de la boquilla, diámetro de la garganta, etc.) puede ser modificada para representar un número distinto de bombas jet, ya sea mayor o menor. El modelo cuenta con dos lazos de recirculación con una bomba jet cada uno. En las figuras I.1 y I.2 se presenta de forma dividida el diagrama de bloques de los elementos que componen el modelo realizado y las conexiones que existen entre ellos.

El capítulo 4 introduce los valores de los principales parámetros y geometría utilizados para alimentar el modelo, todos ellos buscando asemejar el modelo desarrollado a uno de los reactores instalados en la CLV.

En el capítulo 5 del modelo se presentan los comportamientos en estado estable y para un disparo de turbina con bypass y RPT activos. Se presenta la descripción, características, secuencia de eventos del disparo de turbina así como las gráficas de flujo neutrónico, nivel de agua en la vasija, etc. de acuerdo a la respuesta esperada del reactor y sus sistemas asociados encontrada en el FSAR. A continuación se obtiene la respuesta del modelo desarrollado bajo las mismas características del transitorio mencionado y se compara con lo obtenido en la bibliografía, para así analizar su comportamiento, presentar las conclusiones obtenidas del desarrollo del modelo y los resultados obtenidos y sugerir acciones para mejorar su desempeño.

### **Programación.**

Para la programación de los modelos matemáticos planteados en los capítulos se hará uso de la plataforma de MATLAB y su entorno de diseño Simulink, en una computadora personal.

MATLAB es un software matemático con licencia que cuenta con un entorno de desarrollo integrado (IDE por sus siglas en inglés) con lenguaje de programación propietario (Lenguaje M) y puede ser instalado en los sistemas operativos Unix, Windows y Mac OS X. Cuenta con características como: manipulación de matrices, representación de datos y funciones, implementación de algoritmos, interfaces de usuario (GUI por sus siglas en inglés), conexión con otros lenguajes y dispositivos entre otras [6].

Por su parte Simulink es un entorno de diagramas de bloque para la simulación multidominio y el diseño basado en modelos. Ofrece un editor gráfico, bibliotecas de bloques personalizables y solvers para modelar y simular sistemas dinámicos. Admite el diseño y la simulación a nivel de sistema, la generación automática de código y la prueba y verificación continuas de los sistemas que componen el modelo [7].

MATLAB y Simulink proveen una forma natural y fácil de representar las matemáticas de los modelos y permite que cualquiera persona que quiera ajustar los modelos o utilizarlos como base lo haga sin mayor complicación.

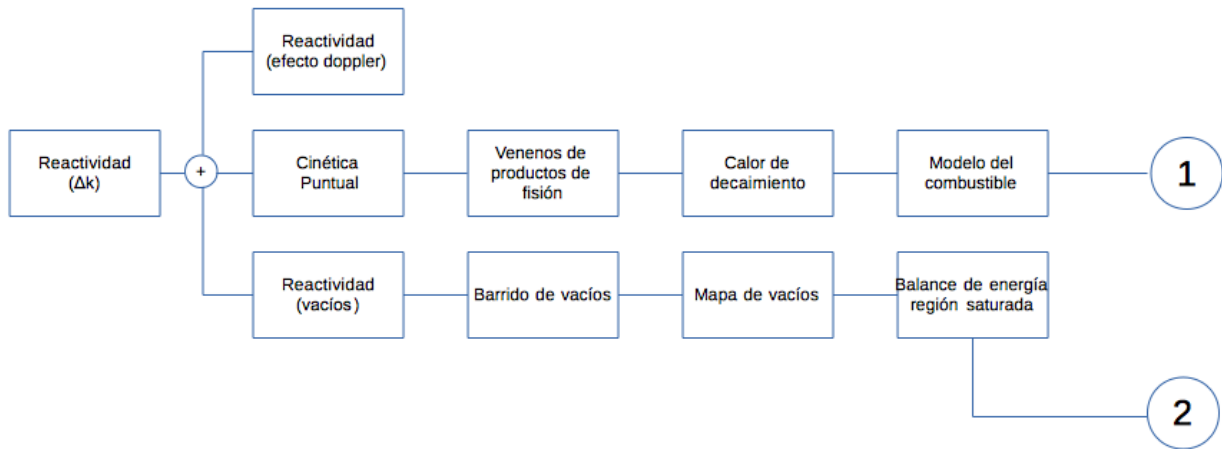


Figura I.1 Planeación de modelos, diagrama de bloques (a).

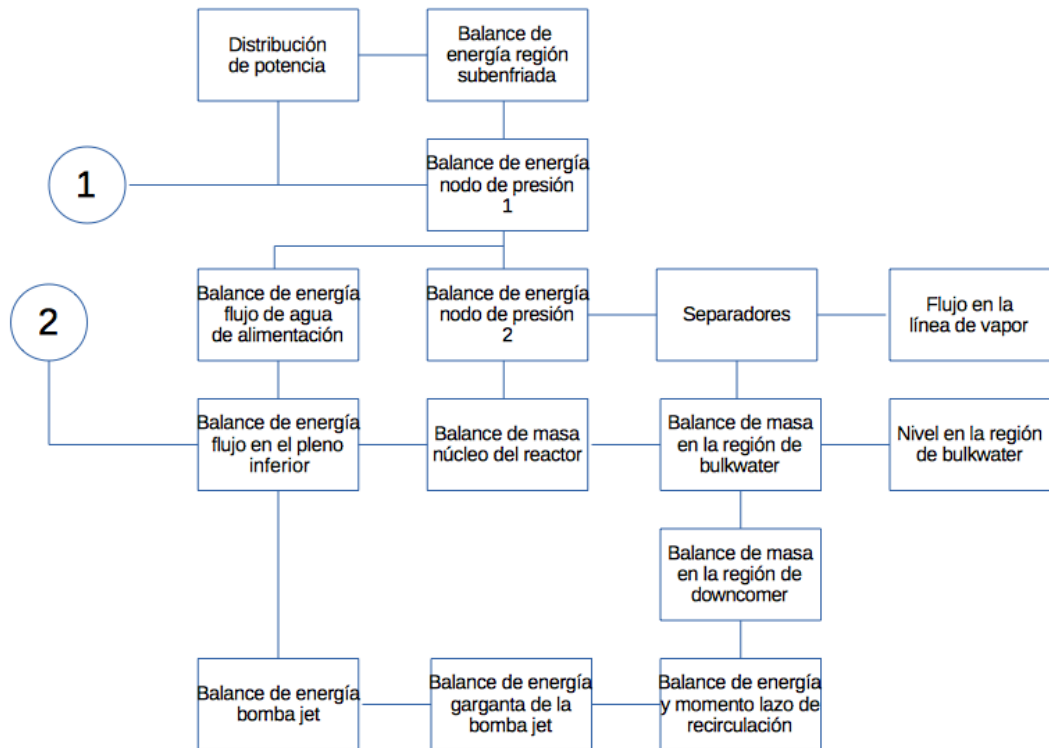


Figura I.2 Planeación de modelos, diagrama de bloques (b).

# 1. POTENCIA DEL REACTOR

En este capítulo se presentan los modelos que describen el comportamiento global del proceso de fisión nuclear y en sí la generación de energía en el núcleo de un BWR. Se presentan los modelos de los productos que influyen primordialmente a este proceso.

Para que un reactor nuclear opere a un nivel constante de potencia, la tasa de producción de neutrones debe estar balanceada con las pérdidas de neutrones dentro del núcleo. Cualquier desviación de esta condición de balance resultará en una dependencia en el tiempo de la población de neutrones y por consiguiente en un cambio en la potencia del reactor.

## 1.1 Cinética Puntual

### 1.1.1. Modelo matemático

Se hará uso de la cinética puntual o global, con seis grupos de neutrones retardados para el modelo. Estas ecuaciones indican que la población de neutrones dentro del núcleo del reactor varía según la tasa de neutrones emitidos instantáneamente de las fisiones, más los neutrones que son liberados por los precursores de neutrones retardados adicionalmente a una posible fuente de neutrones. Al normalizar a valores de estado estacionario, las ecuaciones del modelo para la cinética puntual queda de la forma:

$$\frac{dN}{dt} = \lambda[(r-1)N + \sum_{i=1}^6 \gamma_i C_i] + S'_0 \quad (1.1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \lambda_i[N - C_i] \quad (1.2)$$

donde:

$\frac{dN}{dt}$  : tasa de producción de neutrones normalizada

$N$  : densidad de neutrones normalizada (  $n/n_0$  )

$\lambda$  : constante de tiempo definida por el valor de la fracción efectiva de neutrones retardados sobre el tiempo promedio en el que estos son generados (  $\beta/\Lambda$  )

$r$  : reactividad =  $(1 - 1/k_{eff})$  en dólares

$\gamma_i$  : fracción de neutrones retardados que son retenidos en cada fisión, esta definida por (  $\beta_i/\beta$  )



$C_i$  : concentración de precursores de neutrones retardados normalizada  
 (  $c_i/c_{i0}$  )

$\frac{dC_i}{dt}$  : tasa de producción de la concentración normalizada de precursores de neutrones retardados

$\lambda_i$  : constante de decaimiento de los precursores de neutrones retardados

Este modelo normalizado es muy útil porque la energía generada es proporcional al número de fisiones por segundo que están ocurriendo en el núcleo, siempre y cuando la energía de los productos de fisión sea menor que la energía generada por fisiones. Consecuentemente la potencia generada cuando se normaliza al valor de estado estacionario que tiene cuando  $n=n_0$  es también igual a N.

### 1.1.2. Identificación de variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 1.1.2 se puede observar la caracterización del modelo matemático para la cinética puntual.

Tabla 1.1.2. Caracterización del modelo de cinética puntual.

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
$N, C_i$	$\lambda, \gamma_i, \beta, \lambda_i, S_0$	$r$	$N$

## 1.2. Venenos de Productos de Fisión

La presencia de venenos en la dinámica de un BWR están consideradas en las ecuaciones diferenciales que representan la producción y quemado de Xenón-135 y Samario-149. Los cuales junto con la posible operación del SLCS (Sistema de Veneno Líquido de Reserva, por sus siglas en ingles) que inyecta pentaborato de sodio modifican la reactividad del núcleo del reactor.

### 1.2.1. Xenón [1]

La ecuación que define la rapidez de cambio del I-135 es:

$$\frac{dN_I}{dt} = \gamma_I \Sigma_f^{235} \phi - \lambda_I N_I \quad (1.3)$$

Para la rapidez de cambio de la concentración del Xe-135 se tiene:

$$\frac{dN_{Xe}}{dt} = \gamma_{Xe} \Sigma_f^{235} \phi + \lambda_I N_I - \lambda_{Xe} N_{Xe} - N_{Xe} \sigma_a^{Xe} \phi \quad (1.4)$$

donde:

$\frac{dN_I}{dt}$  : tasa de cambio en la concentración de I-135

$\frac{dN_{Xe}}{dt}$  : tasa de cambio en la concentración de Xe-135

$N_I$  : concentración de I-135

$N_{Xe}$  : concentración de Xe-135

$\gamma_I$  : fracción de átomos de I-135 generados por fisión

$\gamma_{Xe}$  : fracción de átomos de Xe-135 generados por fisión

$\lambda_I$  : constante de decaimiento del I-135

$\lambda_{Xe}$  : constante de decaimiento del Xe-135

$\sigma_a^I$  : sección eficaz microscópica de absorción del I-135

$\sigma_a^{Xe}$  : sección eficaz microscópica de absorción del Xe-135

$\Sigma_f^{235}$  : sección eficaz macroscópica de fisión del U-235

$\phi$  : flujo neutrónico

### 1.2.2. Samario [1]

La rapidez de concentración del Pm-149 se expresa como:

$$\frac{dN_{Pm}}{dt} = \gamma_{Pm} \Sigma_f^{235} \phi - \lambda_{Pm} N_{Pm} \quad (1.5)$$

La rapidez de concentración del Sm-149 es:

$$\frac{dN_{Sm}}{dt} = \gamma_{Sm} \Sigma_f^{235} \phi + \lambda_{Pm} N_{Pm} - N_{Sm} \sigma_a^{Sm} \phi \quad (1.6)$$

donde:

$\frac{dN_{Pm}}{dt}$  : tasa de cambio en la concentración de Pm-149

$\frac{dN_{Sm}}{dt}$  : tasa de cambio en la concentración de Sm-149

$N_{Pm}$  : concentración de Pm-149

$N_{Sm}$  : concentración de Sm-149

$\gamma_{Pm}$  : fracción de átomos de Pm-149 generados por fisión

$\gamma_{Sm}$  : fracción de átomos de Sm-149 generados por fisión

$\lambda_{Pm}$  : constante de decaimiento del Pm-149

$\lambda_{Sm}$  : constante de decaimiento del Sm-149

$\sigma_a^{Pm}$  : sección eficaz microscópica de absorción del Pm-149

$\sigma_a^{Sm}$  : sección eficaz microscópica de absorción del Sm-149

$\Sigma_f^{235}$  : sección eficaz macroscópica de fisión del U-235

$\phi$  : flujo neutrónico

### 1.2.3. Identificación de variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 1.2.3. se puede observar la caracterización del modelo matemático para los venenos de productos de fisión.

Tabla 1.2.3. Caracterización del modelo de venenos de productos de fisión.

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
$N_I$	$\lambda_I, \gamma_I, \Sigma_f^{235}, \sigma_a^I$	$\phi$	$N_I$

$N_{Xe}$	$\lambda_I, \gamma_{Xe}, \sigma_a^{Xe}$	$\phi$	$N_{Xe}$
$N_{Pm}$	$\lambda_I, \gamma_{Pm}, \sigma_a^{Pm}$	$\phi$	$N_{Pm}$
$N_{Sm}$	$\lambda_{Sm}, \gamma_{Sm}, \sigma_a^{Sm}$	$\phi$	$N_{Sm}$

### 1.3. Calor de Decaimiento

No toda la potencia del reactor viene directamente de las fisiones en el núcleo. Mientras aproximadamente el 94% viene de las fisiones, un 6% adicional proviene del decaimiento o la radiación de los productos de fisión contenidos en el combustible [1].

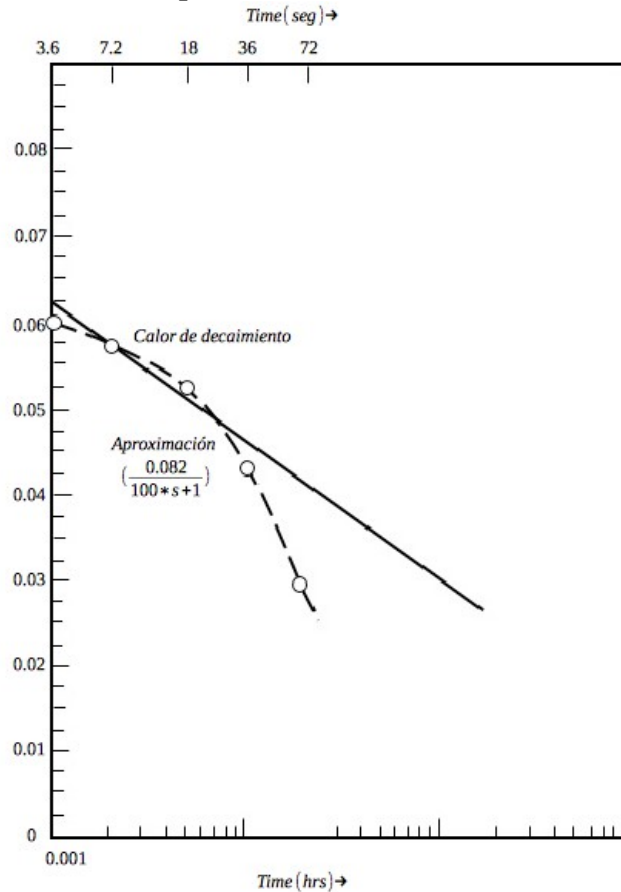


Figura 1.1 Curva del calor de decaimiento, aproximación del modelo [1].

Para un tiempo de apagado  $< 30$  segundos, el calor de decaimiento es descrito de una forma adecuada por la correlación de Stehn – Clancey. Para un tiempo  $> 30$  segundos, el calor de decaimiento puede ser aproximado con una constante de tiempo simple como se puede ver en la figura 1.1. Entonces la potencia total producida es aproximadamente:

$$P_T = \left[ K_{DH1} + \frac{K_{DH2}}{T_{DH} S} + 1 \right] P_f \quad (1.7)$$

## 2. MODELO TÉRMICO DEL COMBUSTIBLE

### 2.1. Distribución de temperaturas en la barra de combustible

Para calcular los perfiles de temperaturas y los flujos de calor en las varillas del combustible del núcleo del reactor BWR, estamos considerando una discretización de la barra de combustible en 4 nodos internos, un nodo en el encamisado y un nodo para la temperatura del moderador (Figura 2.1), la distribución radial de temperaturas es dependiente de los balances de transferencia de calor en cada uno de los elementos discretos. Esto obviamente supone que los gradientes principales de temperaturas están en la dirección radial, yendo del centro de la pastilla hacia el encamisado y de ahí hacia el refrigerante.

Para el desarrollo del modelo se hacen las siguientes suposiciones:

- La distribución de temperaturas en el elemento combustible es independiente de variables axiales y espaciales dentro del ensamble de combustible.
- La conductividad del combustible es función de la temperatura promedio del nodo pero constante a lo largo del mismo.
- La densidad del combustible y el calor específico son constantes a lo largo del elemento combustible.
- La temperatura en el radio central del nodo es el promedio de temperaturas del nodo.
- Almacenamiento de calor en el gap entre el combustible y el encamisado es despreciable.
- Generación de calor en el encamisado es despreciable [1].

Las condiciones de frontera asumidas para el modelo son:

- El gradiente de temperatura al centro de la pastilla de combustible es igual a cero.

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=0} = 0 \quad (2.1)$$

- La transferencia de calor dentro de la pastilla de combustible y el encamisado es por conducción (ley de Fourier), mientras que en el espacio entre estos (gap) es por convección (ley de Newton).

$$q_G = \left( -KA \frac{\partial T}{\partial r} \right) \Big|_{r=R_f} = A_g h_g (T_{f0} - T_{ci}) = KA \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_f - \Delta X_c} \quad (2.2)$$

- El intercambio de energía entre el encamisado y el moderador es por convección.

$$\left(-K_c\right) \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_c-\Delta X_c} = h_B(T_{c0}-T_{B1}) \quad (2.3)$$

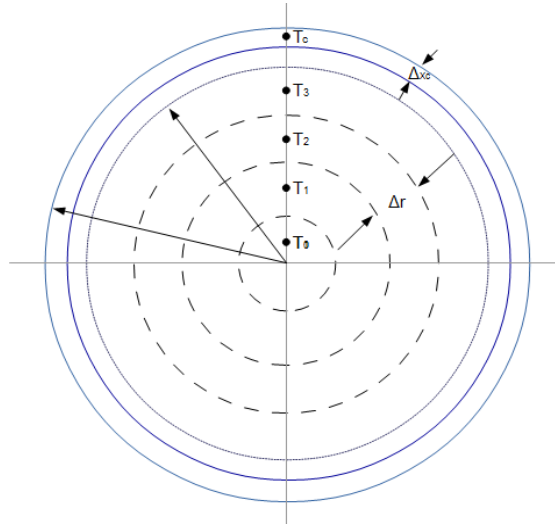


Figura 2.1 Esquema de los nodos distribuidos en el combustible.

El balance de energía para cualquier elemento  $i$  queda expresado por la siguiente ecuación:

$$\rho_f V_i C_{pf} \frac{\partial T_i}{\partial t} = (\text{Calor entrando})_i - (\text{Calor saliendo})_i + (\text{Calor generado}) \quad (2.4)$$

Haciendo uso de una analogía eléctrica a partir de la ley de Ohm y la ley de Fourier de conducción en coordenadas cilíndricas (resistencia térmica), se puede obtener una relación de estado estacionario para la conducción de calor entre dos puntos de la pastilla de combustible:

$$q = 2\pi K \frac{(T_a - T_b)}{\ln(r_b/r_a)}, r_b > r_a \quad (2.5)$$

Aplicando la relación anterior (ec. 2.5) para el calor entrando y saliendo en la ecuación de balance de calor (ec. 2.4) para los nodos interiores de la pastilla de combustible (nodos 0, 1, 2), se obtienen las ecuaciones de temperatura correspondientes.

$$\frac{dT_0}{dt} = \frac{2(T_1 - T_0)}{\rho_f C_p \Delta r^2 \left( \frac{\ln(2)}{K_0} + \frac{\ln(3/2)}{K_1} \right)} + \frac{Q_0 n_f}{\rho_f C_p} \quad (2.6)$$

$$\frac{dT_1}{dt} = \frac{2}{3 \rho_f C_p \Delta r^2} \left[ \frac{T_0 - T_1}{\frac{\ln(2)}{K_0} + \frac{\ln(3/2)}{K_1}} - \frac{T_1 - T_2}{\frac{\ln(4/3)}{K_1} + \frac{\ln(5/4)}{K_2}} \right] + \frac{Q_1 n_f}{\rho_f C_p} \quad (2.7)$$

$$\frac{dT_2}{dt} = \frac{2}{5 \rho_f C_p \Delta r^2} \left[ \frac{T_1 - T_2}{\frac{\ln(4/3)}{K_1} + \frac{\ln(5/4)}{K_2}} - \frac{T_2 - T_3}{\frac{\ln(6/5)}{K_2} + \frac{\ln(7/6)}{K_3}} \right] + \frac{Q_2 n_f}{\rho_f C_p} \quad (2.8)$$

donde:

$T_0, T_1$  y  $T_2$  : son las temperaturas en el nodos 0, 1 y 2

$\frac{dT_0}{dt}, \frac{dT_1}{dt}$  y  $\frac{dT_2}{dt}$  : tasa de cambio de la temperatura en el nodo 0, 1 y 2

$Q_0, Q_1$  y  $Q_2$  : flujo de calor en el nodo 0, 1 y 2

$K_0, K_1, K_2$  y  $K_3$  : conductividad térmica en el nodo 0, 1, 2 y 3

$\rho_f$  : densidad del combustible

$C_p$  : calor específico del combustible

$\Delta_r$  : espacio entre nodos

Para obtener la ecuación de temperatura en el nodo exterior del combustible (nodo 3) se aplica la relación de estado estacionario de conducción de calor (ec. 2.5) entre el nodo 3 (aún dentro de la sección del combustible) al radio exterior del combustible y, del radio interior del encamisado, al radio central del encamisado. Recordando que la transferencia de calor dentro del gap es por convección y combinándolo con el proceso anterior es posible obtener una expresión para la transferencia de calor en términos solamente de la temperatura exterior del combustible ( $T_3$ ) y la temperatura del encamisado ( $T_c$ ).

$$q_G = 2\pi \left[ \frac{T_3 - T_c}{\ln \frac{(8/7)}{K_3} + \frac{1}{h_G R_f} + \frac{\ln \left( \frac{R_r - \Delta x_{e/2}}{R_r - \Delta x_c} \right)}{K_c}} \right] \quad (2.9)$$



La ecuación de temperatura para el nodo 3 es:

$$\frac{dT_3}{dt} = \frac{2}{7\rho_f C_p \Delta r^2} \left[ \frac{T_2 - T_3}{\frac{\ln(6/5)}{K_2} + \frac{\ln(7/6)}{K_3}} - \frac{T_3 - T_C}{\frac{\ln(8/7)}{K_3} + \frac{\ln\left(\frac{R_f}{R_f - \Delta X_{cl2}}\right)}{K_c} + \frac{1}{h_B R_f}} \right] + \frac{Q_3 n_f}{\rho_f C_p} \quad (2.10)$$

donde:

$T_3$  y  $T_C$  : temperatura en el nodo 3 y el encamisado

$\frac{dT_3}{dt}$  : tasa de cambio de la temperatura en el nodo 3

$Q_3$  : flujo de calor en el nodo 3

$K_2, K_3$  y  $K_c$  : conductividad térmica en el nodo 2, 3 y en el encamisado

$\rho_f$  : densidad del combustible

$C_p$  : calor específico del combustible

$\Delta_r$  : espacio entre nodos

$R_f$  : radio exterior del combustible

$R_r - \Delta X_c$  : radio interior del encamisado

$R_r - \Delta X_{cl2}$  : radio central del encamisado

El calor dejando el encamisado es transferido por medio de conducción y este a su vez es transferido al refrigerante por el mecanismo de convección. El calor dejando el combustible por unidad de longitud es:

$$q_c = 2\pi \left[ \frac{T_c - T_{BI}}{\frac{\ln\left(\frac{R_r}{R_r - \Delta x_{cl2}}\right)}{K_c} + \frac{1}{h_B R_r}} \right] \quad (2.11)$$

Dejando la ecuación de temperatura para el nodo del encamisado de la forma:

$$\frac{dT_c}{dt} = \frac{2}{\rho_c C_{pc} (2R_r \Delta X_c - \Delta X_c^2)} \left[ \frac{T_3 - T_c}{\frac{\ln(8/7)}{K_3} + \frac{1}{h_G R_f} + \frac{\ln\left(\frac{R_r - \Delta X_c/2}{R_r - \Delta X_c}\right)}{K_c}} - \frac{T_c - T_{B1}}{\frac{\ln\left(\frac{R_r}{R_r - \Delta X_c/2}\right)}{K_c} + \frac{1}{h_B R_r}} \right] \quad (2.12)$$

donde:

$T_3, T_C$  y  $T_{B1}$  : temperatura del nodo 3, el encamisado y el moderador

$\frac{dT_c}{dt}$  : tasa de cambio de la temperatura del encamisado

$K_3$  y  $K_c$  : conductividad térmica en el nodo 3 y el encamisado

$h_G$  y  $h_B$  : coeficiente de convección del gap y el moderador

$\rho_c$  : densidad del encamisado

$C_{pc}$  : calor específico del encamisado

$\Delta X_c$  : espesor del encamisado

$R_r$  : radio de la pastilla de combustible

La temperatura promedio usada para determinar la reactividad derivada del efecto Doppler es determinada por la potencia y una ponderación con el volumen de cada nodo para las temperaturas  $T_0$ ,  $T_1$ ,  $T_2$ , y  $T_3$ .

$$\bar{T}_f = \frac{Q_0 V_0 T_0 + Q_1 V_1 T_1 + Q_2 V_2 T_2 + Q_3 V_3 T_3}{Q_0 V_0 + Q_1 V_1 + Q_2 V_2 + Q_3 V_3} \quad (2.13)$$

Ecuación que se puede simplificar debido a que  $\Delta r = R_{f/4}$  y si  $Q_i$  es constante.

$$\bar{T}_f = \frac{T_o}{16} + \frac{3T_1}{16} + \frac{5T_2}{16} + \frac{7T_3}{16} \quad (2.14)$$

## 2.2. Transferencia de Calor al Moderador

El flujo promedio de calor que va de la barra de combustible al moderador se deduce de la ecuación 2.15.

$$q_r = \frac{q_c}{2\pi R_r} = \frac{1}{R_r} \left[ \frac{T_c - T_{Bl}}{\ln\left(\frac{R_r}{R_r - \Delta x_{c/2}}\right)} + \frac{1}{\frac{K_{cl}}{h_B R_r}} \right] \quad (2.15)$$

Adicionalmente al flujo de calor dejando la superficie de la barra de combustible, existe un calentamiento del refrigerante debido al efecto de moderación (bajar la energía a los neutrones) y a calor por radiación. Este calentamiento cuenta por aproximadamente el 4% de la potencia del reactor. La potencia térmica total al moderador entonces es:

$$Q_T = \pi N_f L_f [2R_f q_f + \text{calor por moderación}] \quad (2.16)$$

La distribución de la potencia térmica entre las regiones subenfriada y saturada en los canales puede ser obtenida como una función de la altura por encima de la entrada del canal en cualquier tiempo. La potencia transmitida al moderador subenfriado es entonces:

$$Q_S = Q_T \int_0^{b/L_c} P(z) d(z) \quad (2.17)$$

donde:

$Q_S$  : potencia térmica transmitida al moderador subenfriado

$Q_T$  : potencia térmica total transmitida al moderador

$b/L_c$  : altura de ebullición normalizadas

$P(z)$  : función de distribución axial de la potencia del reactor

## 2.3. Identificación de Variables de Estado, Entradas y Salidas

En la Tabla 2.3 se puede observar la caracterización del modelo matemático para la transferencia de calor en la pastilla de combustible.

Tabla 2.3. Caracterización del modelo de transferencia de calor en la pastilla de combustible.

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
$T_0$	$C_p, K_1, \rho_f, \Delta_r, n_f$	$Q_0$	$\bar{T}_f$
$T_1$	$K_2$	$Q_1$	
$T_2$	$K_3$	$Q_2$	
$T_3$	$K_c, h_B, \Delta X_c, R_f$	$Q_3$	
$T_c$	$C_p, h_G, \rho_c, R_r, T_B$		$T_c$

### 3. MODELO TERMODINÁMICO DE LA VASIJA DEL REACTOR

Las regiones que usualmente llevan agua en condiciones de saturación del núcleo, vasija del reactor y las líneas de vapor pueden ser descritas por balances agrupados de masa, energía y volumen. Dos nodos de presión, uno para la región del pleno inferior, el núcleo y lazo de recirculación, y otro nodo para la región de los separadores y el domo de vapor son considerados para el modelo de la vasija, al igual que dos lazos de recirculación y una línea de vapor principal. En la figura 3.1 se puede observar la distribución de flujos y presiones considerados para el modelo.

Para la dependencia con el tiempo, el análisis de los flujos transitorios es hecho a través de balances de momento los cuales están relacionados directamente con los balances de masa y energía en la descripción del sistema.

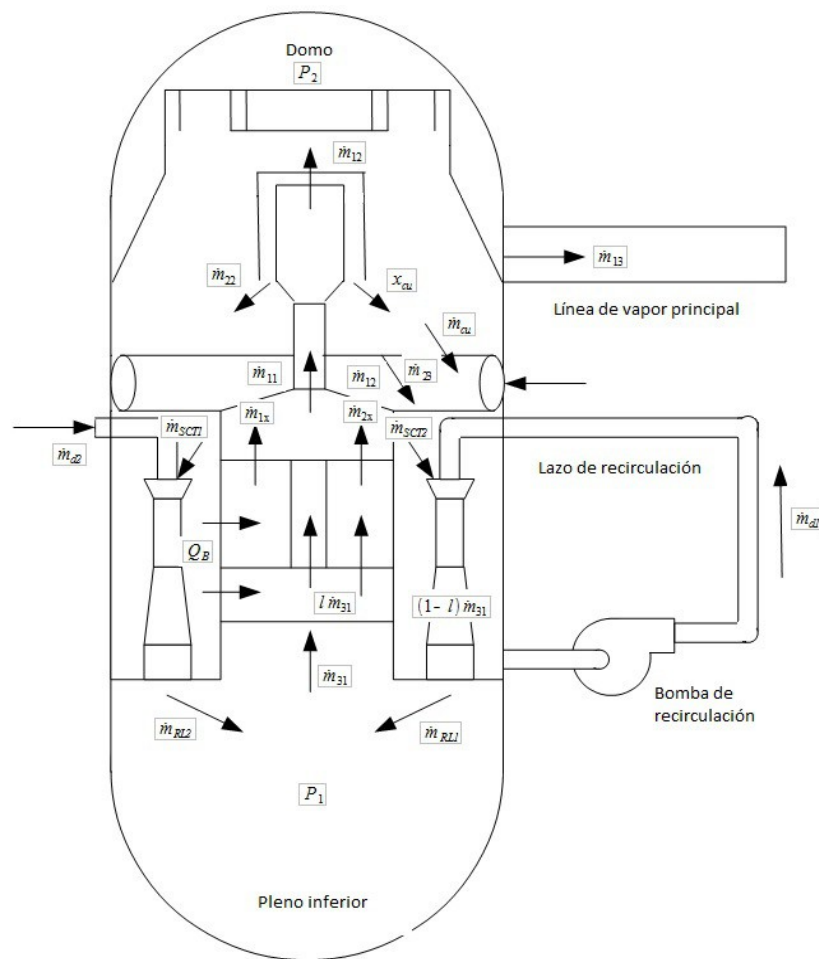


Figura 3.1. Esquema termodinámico de la vasija del reactor.

### 3.1 Núcleo del Reactor y Pleno Inferior

Las ecuaciones que describen la calidad a la salida del núcleo, la presión y la velocidad de ebullición están basadas en las siguientes suposiciones:

- El líquido y vapor saturado en el núcleo y en el pleno permanecen en equilibrio termodinámico para cualquier estudio transitorio.
- Las variaciones espaciales en las propiedades termodinámicas pueden ser obviadas en la región del núcleo-pleno; esta región puede ser tratada como un sólo nodo.
- La frontera superior de la región núcleo-pleno puede ser fijada a la entrada del separador de vapor.
- La compresibilidad en la región con agua subenfriada del núcleo puede ser obviada.
- El flujo de fuga en el núcleo o de bypass permanece en la entalpía de entrada hasta que la mezcla ocurre a la salida del núcleo del reactor.
- La mezcla de flujo de fuga ocurre en una región sin masa.

De un balance de energía y masa de la masa de agua subenfriada en el núcleo, la tasa de cambio de la masa de agua subenfriada en el núcleo está dada por:

$$\dot{M}_{SC} = \frac{(1-l)\Delta h \dot{m}_{31} - Q_s + M_{SC}(\dot{h}_{SC} - v_{t1}\dot{P}_1)}{(h_{f1} - \bar{h}_{SC})} \quad (3.1)$$

donde:

$M_{SC}$  : masa de refrigerante subenfriado en la región del núcleo del reactor

$l$  : fracción de caudal de refrigerante que se va por el bypass en el núcleo

$\dot{m}_{31}$  : flujo de refrigerante a la entrada del núcleo

$Q_s$  : flujo de calor del combustible al refrigerante en la región subenfriada

$\bar{h}_{SC}$  : entalpía promedio en la región de agua subenfriada

$v_{t1}$  : volumen específico de líquido a las condiciones del núcleo

$P_1$  : presión en el nodo 1

$h_{f1}$  : entalpía del refrigerante a las condiciones del núcleo

El incremento en la entalpía (  $\Delta h$  ) de la fase líquida desde la entalpía de entrada al núcleo (  $h_{31}$  ) a la entalpía de saturación (  $h_{fl}$  ) en la frontera de ebullición, se asume que sigue el mismo patrón axial de la integral de la potencia de la entrada del núcleo a la frontera de ebullición. El incremento promedio (como función de  $\Delta h$  ) puede ser encontrado para cualquier frontera de ebullición promediando la distribución de entalpía (potencia) hacia la frontera. El modelo hace uso de este proceso de la forma:

$$\bar{h}_{SC} = F_s \Delta h + h_{31} = F_s h_{fl} + (1 - F_s) h_{31} \quad (3.2)$$

$$F_s = \frac{L_c}{b Q_s} \int_0^{b/L_c} Q(\alpha) d\alpha = \frac{L_c}{b Q_s} \int_0^{b/L_c} [Q_T \int_0^\alpha P(z) dz] d\alpha \quad (3.3)$$

donde:

$F_s$  : factor de transferencia de calor por convección en la región subenfriada

$h_{31}$  : entalpía del refrigerante a la entrada del núcleo

$L_c$  : altura del núcleo

$b$  : altura a la que comienza la ebullición en el refrigerante

$Q_T$  : flujo de calor total al refrigerante

$P(z)$  : potencia transferida por convección al refrigerante

En lugar de derivar  $\bar{h}_{SC}$  de forma directa, se considera que las derivadas de casi todos los términos del lado derecho de la ecuación 3.2 se encuentran disponibles en el modelo y la derivada del término  $F_s$  no se considera.

$$\dot{\bar{h}}_{SC} = F_s \frac{dh_{fl}}{dP} \dot{P}_1 + (1 - F_s) \dot{h}_{31} \quad (3.4)$$

La altura normalizada de ebullición en el canal promedio es obtenida de

$$b/L_c = \frac{M_{SC} v_{l1}}{V_{TC}} \quad (3.5)$$

donde:

$V_{TC}$  : volumen total que puede ocupar el agua en el núcleo

La calidad a la salida del núcleo es calculada haciendo uso de los balances de masa, volumen y energía en la región de agua en condiciones de saturación del núcleo:

- Balances de masa

$$\dot{M}_{gc} = \dot{m}_{fg1} - \dot{m}_{1X} \quad (3.6)$$

$$\dot{M}_{fc} = \dot{m}_{31} - \dot{M}_{SC} - \dot{m}_{fg1} - \dot{m}_{2X} \quad (3.7)$$

donde:

$M_{gc}$  : masa de vapor en el núcleo

$\dot{m}_{fg1}$  : tasa de evaporación en el núcleo

$\dot{m}_{1X}$  : flujo de vapor saliendo del núcleo

$M_{fc}$  : masa de líquido en el núcleo

$\dot{m}_{2X}$  : masa de líquido saliendo del núcleo

- Balance de volumen

$$\dot{V}_{BC} = \overline{v_{gl}} \dot{M}_{gc} + \overline{v_{fl}} \dot{M}_{fc} \quad (3.8)$$

donde:

$V_{BC}$  : volumen saturado en el núcleo

$v_{g1}$  : volumen específico de vapor a las condiciones del núcleo

$v_{l1}$  : volumen específico de líquido a las condiciones del núcleo

- Balance de energía

$$Q_B + (1-l)h_{f1}\dot{m}_{31} + lh_{31}\dot{m}_{31} - \dot{m}_{2X}h_{f1} - \dot{m}_{1X}h_{g1} - \dot{M}_{SC}h_{f1} = \overline{M_{gc}}u_{g1} + \overline{M_{fc}}u_{f1} + P_1\dot{V}_{BC} \quad (3.9)$$

Partiendo de una expresión del volumen total de refrigerante en el núcleo es posible encontrar la derivada en el tiempo del volumen saturado.

$$V_{BC} + M_{SC}v_{l1} = V_{TC} \quad (3.10)$$



$$\dot{V}_{BC} \simeq -\dot{M}_{SC} v_{l1} \quad (3.11)$$

Si las ecuaciones de balances de masa 3.6 y 3.7 son sustituidas en el balance de energía 3.9 y el resultado es expresado en términos de entalpía (  $h=u+ Pv$  ), la ecuación resultante es:

$$Q_B - l \Delta h \dot{m}_{31} = h_{fg1} \dot{m}_{fg1} + [M_{fc} \frac{dh_{f1}}{dP} + M_{gc} \frac{dh_{g1}}{dP} - V_{BC}] \dot{P}_1 \quad (3.12)$$

La tasa de líquido que es convertido en vapor puede ser encontrada sustituyendo la ecuación 3.10 y 3.11 en la ecuación de balance de volumen 3.8.

$$\dot{m}_{fg1} \simeq \frac{\dot{m}_{1x} v_{g1} + (\dot{m}_{2x} - \dot{m}_{31}) v_{f1} - (M_{gc} \frac{dv_{g1}}{dP_1} + M_{fc} \frac{dv_{f1}}{dP_1}) \dot{P}_1}{v_{fg1}} \quad (3.13)$$

Considerando que  $\dot{M}_{SC}(v_{fl} - v_{l1}) \approx 0$  .

Definiendo una calidad “instantánea” de salida en el núcleo en términos del flujo de entrada

$$x_{BC} = \frac{\dot{m}_{1x}}{\dot{m}_{31}} \quad (3.14)$$

Esta calidad es solamente valida para un estado estable y no tiene un significado físico hasta no ser corregida para la dinámica del flujo que pasa por el núcleo. Combinando las ecuaciones 3.13 y 3.14 con la ecuación 3.12:

$$h_{fg1} x_{BC} \dot{m}_{31} = Q_B - l \Delta h \dot{m}_{31} - D_C \dot{P}_1 \quad (3.15)$$

donde:

$$D_C = [M_{fc} \frac{dh_{fl}}{dP} + M_{gc} \frac{dh_{gl}}{dP} - V_{BC}] - \frac{h_{fg1}}{v_{fg1}}(x) [M_{fc} \frac{dv_{fl}}{dP} + M_{gc} \frac{dv_{gl}}{dP}] \quad (3.16)$$

### 3.1.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.1.1 se puede observar la caracterización del modelo del núcleo del reactor y el pleno inferior.

Tabla 3.1.1 Caracterización del modelo del núcleo del reactor y el pleno inferior

VARIABLES DE ESTADO	PARÁMETROS	ENTRADAS	SALIDAS
$M_{sc}$	$l, v_{l1}, h_{f1}$	$\dot{m}_{31}, Q_s$	$M_{sc}$
$\bar{h}_{sc}$		$\dot{m}_{1x}, \dot{m}_{2x}$	$M_{gc}, M_{fc}$
$M_{gc}$ $M_{fc}$	$V_{TC}, L_c$		$b$
$V_{BC}$ $\dot{m}_{fg1}$	$v_{g1}, v_{f1}$	$\frac{dv_{g1}}{dP}, \frac{dv_{f1}}{dP}$	$V_{BC}, \dot{m}_{fg1}$
$P_1$	$h_{fg1}, v_{fg1}$	$\frac{dh_{g1}}{dP}, \frac{dh_{f1}}{dP}$	$x_{BC}$

### 3.2 Mapa de Vacíos en el Núcleo

#### 3.2.1 Análisis de estado estacionario

Es posible obtener un mapa de vacíos del ensamble promedio de combustible si se hace un análisis axial a lo largo del ensamble dividiéndolo en 24 nodos. Conociendo la cantidad de calor que es transferida al refrigerante por cada nodo (tabla 3.2.1) es posible calcular la entalpía del refrigerante, la tasa de evaporación y una calidad instantánea a la salida del mismo (figura 3.2).

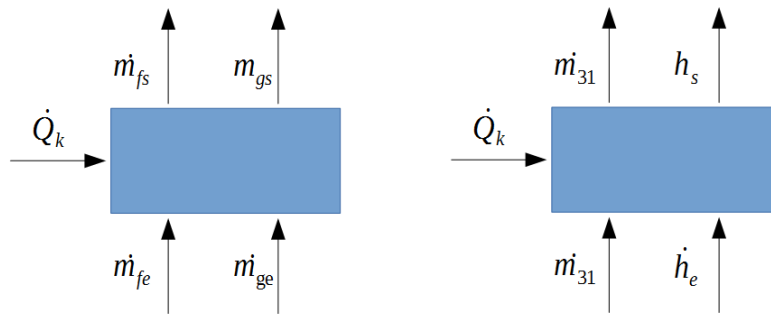


Figura 3.2. Representación del k-ésimo nodo en una barra de combustible.

Considerando que la entalpía de entrada al núcleo es  $h_{31}$ , la entalpía en el primer nodo queda expresada como:

$$h_1 = h_{31} + \frac{\dot{Q}_1}{\dot{m}_{31}} \quad (3.17)$$

donde:

$h_1$  : entalpía en el primer nodo

$\dot{Q}_1$  : flujo de calor transferido al primer nodo

Siguiendo un proceso similar para el segundo nodo se tiene:

$$h_2 = h_{31} + \frac{\dot{Q}_{n2}}{\dot{m}_{31}} = h_{31} + \frac{\dot{Q}_1}{\dot{m}_{31}} + \frac{\dot{Q}_2}{\dot{m}_{31}} \quad (3.18)$$

donde:

$h_2$  : entalpía en el segundo nodo

$\dot{Q}_2$  : flujo de calor transferido al segundo nodo

Es posible entonces inferir una ecuación para calcular la entalpía en el k-ésimo nodo

$$h_k = h_{31} + \frac{1}{\dot{m}_{31}} \sum_1^k \dot{Q}_k \quad (3.19)$$

donde:

$k$  : número de nodos en la barra de combustible

$h_k$  : entalpía en el k-ésimo nodo

$\dot{Q}_k$  : flujo de calor transferido al k-ésimo nodo

Cuando la entalpía de saturación de líquido ( $h_f$ ) sea menor o igual a la entalpía en el nodo ( $h_f \leq h_k$ ), entonces se puede calcular desde ese punto la tasa de evaporación de refrigerante de la siguiente forma:

$$\dot{Q}_k = (\dot{m}_{fs} - \dot{m}_{fe}) h_{fg} \quad (3.20)$$

$$\dot{Q}_k = \dot{m}_{evap} h_{fg} \quad (3.21)$$

$$\dot{m}_{evap} = \frac{\dot{Q}_k}{h_{fg}} \quad (3.22)$$

donde:

$\dot{m}_{fe}$  : flujo de líquido a la entrada del nodo

$\dot{m}_{fs}$  : flujo de líquido a la salida del nodo

$\dot{m}_{evap}$  : tasa de evaporación en el nodo

$h_{fg}$  : entalpía de evaporación

Tabla 3.2.1 Distribución axial de potencia para generar la distribución de calidad y fracción de vacíos.

Nodo	Factor de potencia	Nodo	Factor de potencia
1	0.38	13	1.16
2	0.69	14	1.06
3	0.93	15	1.01
4	1.1	16	0.97
5	1.21	17	0.94
6	1.3	18	0.97
7	1.47	19	0.96
8	1.51	20	0.91
9	1.49	21	0.77
10	1.44	22	0.51
11	1.36	23	0.38
12	1.28	24	0.12

A la salida del nodo se tiene que el flujo de vapor y el flujo de líquido son:

$$\dot{m}_{gs} = \dot{m}_{ge} + \dot{m}_{evap} \quad (3.23)$$

$$\dot{m}_{fs} = \dot{m}_{fe} - \dot{m}_{evap} \quad (3.24)$$

donde:

$\dot{m}_{ge}$  : flujo de vapor a la entrada del nodo

$\dot{m}_{gs}$  : flujo de vapor a la salida del nodo

Y la calidad instantánea a la salida del nodo entonces es:

$$x_k = \frac{\dot{m}_{gk}}{\dot{m}_{31}} \quad (3.25)$$

donde:

$\dot{m}_{gk}$  : flujo de vapor en el k-ésimo nodo

$x_k$  : calidad instantánea en el k-ésimo nodo

Haciendo uso de la correlación de Von Glahn [8] de la ecuación 3.26a, los valores de  $v_f$  y  $v_g$  a la presión del núcleo ( $P_1$ ) y la calidad instantánea calculada con la ecuación 3.25, se obtiene un mapa de vacíos para la barra de combustible, ecuación 3.26b.

$$\frac{1}{x} = 1 - \left(\frac{v_g}{v_f}\right)^{0.67} \left[1 - \left(\frac{1}{\alpha}\right)^{\left(\frac{v_g}{v_f}\right)^{0.1}}\right] \quad (3.26a)$$

$$\alpha_k = \frac{1}{\frac{1 - \frac{1}{\left(\frac{v_g}{v_f}\right)^{0.1}}}{\left(1 - \frac{x_k}{\left(\frac{v_g}{v_f}\right)^{0.67}}\right)}} \quad (3.26b)$$

donde:

$v_g$  : volumen específico de vapor a las condiciones del núcleo

$v_f$  : volumen específico de líquido a las condiciones del núcleo

$x_k$  : calidad en el k-ésimo nodo

$\alpha_k$  : fracción de vacíos en el k-ésimo nodo

### 3.2.2 Análisis en transitorios

La relación de estado estable del promedio de vacíos en el núcleo es simulada para empatar con un análisis multi-nodal del núcleo. El “mapa de vacíos” del núcleo es funcionalmente indicado por la expresión:

$$\alpha(x_{BC}, \Delta h, \dot{m}_{31}, P_1) \quad (3.27)$$

Donde la función  $\alpha(x_{BC}, \Delta h, \dot{m}_{31}, P_1)$  es determinada promediando la función de vacíos en el núcleo tanto radial como axialmente, a varios valores de presión y flujo en el núcleo. El promedio axial es hecho para un sólo ensamble de combustible el cual es partido en 24 nodos en una geometría axial de una sola dimensión. El promedio radial es efectuado determinando la potencia promedio en las distintas regiones a través del núcleo para cada entrada en el ensamble de combustible en el proceso de de vacíos axiales descrito anteriormente y luego ponderando los resultados por un número base de canales.

El calculo de  $\alpha(x_{BC}, \Delta h, \dot{m}_{31}, P_1)$  es hecho usando técnicas de estado estacionario las cuales son modificadas para los efectos dinámicos usando un modelo de barrido (sweep) descrito en la ecuación 3.28.

Para poder hacer uso del modelo de vacíos transitorio es muy importante reconocer dos tipos de fenómenos que juegan un papel muy importante en la formulación de dicho modelo. El primer fenómeno es un comportamiento de tipo “sweep” o barrido en la fracción de vacío. Este barrido a lo largo del núcleo es debido al transporte de energía o variaciones de flujo a través del canal debido al flujo de refrigerante existente en el canal. Por lo tanto, la variación en el subenfriamiento a la entrada, flujo de refrigerante o flujo de calor afecta no solamente la fracción de vacíos local sino también a la fracción de vacíos “aguas abajo” y se refleja en el flujo total en cada punto a lo largo del canal hasta que es descargado en el pleno de salida. El segundo fenómeno importante que se debe considerar es el efecto instantáneo que tiene sobre la fracción de vacíos un cambio en la presión del sistema.

Una técnica para la obtención de los efectos de este barrido en la fracción de vacíos en el núcleo fue desarrollado por A. Z. Akcasu [1]. El enfoque usado es definir un modelo con una constante de tiempo simple aproximada para determinar los vacíos en el núcleo en transitorios. Este enfoque fue afinado proveyendo opcionalmente un modelo de barrido de segundo orden. Es posible expresar el barrido de la fracción de vacíos en una transformada de Laplace de la siguiente forma [1]:

$$\alpha_s(s) = \frac{1}{G(s)} [\alpha(x_{BC}, \Delta h) + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0})] \quad (3.28)$$

donde:

$\alpha_s(s)$  : transformada de Laplace de la fracción de vacíos en transitorios

$G(s)$  : función de transferencia que cambia de acuerdo a la dinámica del modelo

$\alpha(x_{BC}, \Delta h)$  : fracción de vacíos en estado estable

- $K_{\alpha 1}$  : constante de amortiguamiento del modelo
- $\dot{m}_{31,0}$  : flujo de refrigerante en el núcleo en estado estable
- $\dot{m}_{31}$  : flujo de refrigerante en el núcleo durante el transitorio

Para el modelo descrito en el presente documento se hacen uso de dos tipos de dinámicas para el barrido:

1. Una constante de tiempo simple, invariante.

$$G(s) = \left(1 + \frac{T_{BS}}{2}s\right) \quad (3.29)$$

$$T_{BS} = \frac{(L_c - b) A_c [1 - \alpha_{BC}]}{\dot{m}_{31} v_{l2} (1 - x_{BC})} \quad (3.30)$$

donde:

- $T_{BS}$  : tiempo de paso en la región de ebullición
- $L_c$  : altura del núcleo
- $b$  : altura a la que comienza la ebullición en el refrigerante
- $A_c$  : área transversal del núcleo
- $v_{l2}$  : volumen específico de líquido a las condiciones del nodo de presión 2
- $x_{BC}$  : calidad en el núcleo
- $\alpha_{BC}$  : fracción de vacíos en el núcleo

Sustituyendo la ecuación 3.29 en 3.28

$$\alpha_s(s) = \frac{1}{\left(1 + \frac{T_{BS}}{2}s\right)} [\alpha(x_{BC}, \Delta h) + K_{\alpha 1} (\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0})] \quad (3.31)$$

$$\left(1 + \frac{T_{BS}}{2}s\right) \alpha_s(s) = \alpha(x_{BC}, \Delta h) + K_{\alpha 1} (\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0}) \quad (3.32)$$

$$\alpha_s(s) + \frac{T_{BS}}{2} s \alpha_s(s) = \alpha(x_{BC}, \Delta h) + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0}) \quad (3.33)$$

Aplicando la transformada inversa de Laplace a la ecuación 3.33

$$\alpha_s(t) + \frac{T_{BS}}{2} \frac{d}{dt} \alpha_s(t) = \alpha_{SS} + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0}) \quad (3.34)$$

Despejando la primer derivada de  $\alpha_s(t)$

$$\frac{d}{dt} \alpha_s(t) = \frac{2}{T_{BS}} [\alpha_{SS} - \alpha_s(t) + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0})] \quad (3.35)$$

donde:

$\alpha_{SS}$  : fracción de vacíos en estado estacionario

$\alpha_s(t)$  : fracción de vacíos en transitorio

2. Una función de transferencia invariante de segundo orden.

$$G(s) = (1 + 2T\zeta s + T^2 s^2) \quad (3.36)$$

donde  $T$  y  $\zeta$  son constantes de entrada.

Sustituyendo la ecuación 3.36 en 3.28

$$\alpha_s(s) = \frac{1}{(1 + 2T\zeta s + T^2 s^2)} [\alpha(x_{BC}, \Delta h) + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0})] \quad (3.37)$$

$$(1 + 2T\zeta s + T^2 s^2) \alpha_s(s) = \alpha(x_{BC}, \Delta h) + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0}) \quad (3.38)$$

$$\alpha_s(s) + 2T\zeta s \alpha_s(s) + T^2 s^2 \alpha_s(s) = \alpha(x_{BC}, \Delta h) + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0}) \quad (3.39)$$

Aplicando la transformada inversa de Laplace a la ecuación 3.39

$$\alpha_s(t) + 2T\zeta \frac{d}{dt} \alpha_s(t) + T^2 \frac{d^2}{dt^2} \alpha_s(t) = \alpha_{SS} + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0}) \quad (3.40)$$



Despejando la primer derivada de  $\alpha_s(t)$

$$\frac{d^2}{dt^2} \alpha_s(t) = -\frac{2}{T} \zeta \frac{d}{dt} \alpha_s(t) - \frac{1}{T^2} \alpha_s(t) + \frac{(\alpha_{SS} + K_{\alpha 1}(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{31,0}))}{T^2} \quad (3.41)$$

donde:

$\alpha_{SS}$  : fracción de vacíos en estado estacionario

$\alpha_s(t)$  : fracción de vacíos en transitorio

Adicionalmente existe una tercera dinámica para el modelo transitorio de vacíos la cual es la misma expresada en la ecuación 3.36 excepto que ahora  $T = T_{BS} / K_{\alpha 3}$ . Esta opción es especialmente útil para evaluaciones a flujos muy bajos. El factor  $K_{\alpha 3}$  es la relación del tiempo promedio de barrido del núcleo saturado con el tiempo de barrido de salida,  $T_{BS}$ .

Los efectos instantáneos debido a cambios en la presión son ahora expresados en el dominio del tiempo en función del barrido promedio de la fracción de vacíos calculado con cualquiera de las dinámicas explicadas con anterioridad.

$$\alpha(t) = \alpha_s(t) [1 - K_{\alpha 2}(P_1 - P_{1,0})] \quad (3.42)$$

donde :

$P_{1,0}$  : presión de referencia

$P_1$  : presión del transitorio en el nodo de presión 1

Los coeficientes  $K_{\alpha 1}$  y  $K_{\alpha 2}$  son convenientemente considerados como constantes y se obtienen del mapa de vacíos de estado estacionario.

### 3.2.3 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.2.3 se puede observar la caracterización del modelo del mapa de vacíos en el núcleo.

Tabla 3.2.3 Caracterización del modelo del mapa de vacíos en el núcleo

VARIABLES DE ESTADO	PARÁMETROS	ENTRADAS	SALIDAS
$\alpha$ $\dot{\alpha}$		$Q_k, \dot{m}_{31}, h_{31}$	$x_k, \alpha_k$
	$L_c, P_{1,0}, \dot{m}_{31,0}$ $v_{l2}, K_{\alpha 1}, K_{\alpha 2}$ $K_{\alpha 3}$	$b, x_{BC}, \alpha_{BC}$	$\alpha_s, \alpha(t)$

### 3.3. Presión en la Región del Núcleo – Pleno

La presión en esta región es calculada a partir de los balances de masa, volumen y energía de todo el nodo.

- Balances de masa

$$\dot{M}_{g1} = \dot{m}_{fg1} - \dot{m}_{11} \quad (3.43)$$

$$\dot{M}_{f1} = \dot{m}_{31} - \dot{M}_{SC} - \dot{m}_{fg1} - \dot{m}_{21} + \dot{m}_{cs} \quad (3.44)$$

donde:

$M_{g1}$  : masa de vapor en la región del núcleo – pleno

$M_{f1}$  : masa de líquido en la región del núcleo – pleno

$M_{SC}$  : masa de refrigerante en la región subenfriada

$\dot{m}_{fg1}$  : tasa de evaporación en la región del núcleo – pleno

$\dot{m}_{31}$  : flujo de refrigerante a la entrada del núcleo

$\dot{m}_{21}$  : líquido saliendo del núcleo

$\dot{m}_{cs}$  : flujo de refrigerante del sistema de aspersión de emergencia

- Balance de volumen

$$\dot{V}_1 = \overline{\dot{M}_{g1} v_{g1}} + \overline{\dot{M}_{f1} v_{f1}} \quad (3.45)$$

donde:

$V_1$  : volumen de refrigerante en la región del núcleo – pleno

$v_{g1}$  : volumen específico de vapor en la región del núcleo – pleno

$v_{f1}$  : volumen específico de líquido en la región del núcleo – pleno

- Balance de energía

$$Q_B - \dot{m}_{11} h_{g1} - \dot{m}_{21} h_{f1} - \dot{M}_{SC} h_{f1} + (1-l) \dot{m}_{31} h_{f1} + l \dot{m}_{31} h_{31} + \dot{m}_{CS} h_{CS} = \overline{\dot{M}_{g1} u_{g1}} + \overline{\dot{M}_{f1} u_{f1}} + \dot{V}_1 P_1 \quad (3.46)$$

donde:

$Q_B$  : flujo de calor a la región del núcleo – pleno

$l$  : bypass en el núcleo

$u_{g1}$  : energía interna de vapor a las condiciones de la región del núcleo – pleno

$u_{f1}$  : energía interna de líquido a las condiciones de la región del núcleo – pleno

$h_{g1}$  : entalpía de vapor a las condiciones de la región del núcleo – pleno

$h_{f1}$  : entalpía de líquido a las condiciones de la región del núcleo – pleno

$h_{CS}$  : entalpía del refrigerante ingresado por el sistema de aspersión de emergencia

$h_{31}$  : entalpía del refrigerante ingresando al núcleo

$\dot{m}_{31}$  : flujo de refrigerante ingresando al núcleo

$\dot{m}_{11}$  : flujo de vapor saliendo del núcleo

$\dot{m}_{21}$  : flujo de líquido saliendo del núcleo

$\dot{m}_{cs}$  : flujo de refrigerante del sistema de aspersión de emergencia

$M_{g1}$  : masa de vapor en la región del núcleo – pleno

$M_{f1}$  : masa de líquido en la región del núcleo – pleno

$M_{SC}$  : masa de refrigerante en la región subenfriada

$V_1$  : volumen de refrigerante en la región del núcleo – pleno

$P_1$  : presión en la región del núcleo – pleno

Combinando las ecuaciones 3.43, 3.44 y 3.45 con la ecuación 3.46 y expresando el resultado en términos de entalpía (  $h = u + Pv$  ) se obtiene

$$m_{fg1} = \frac{m_{11} v_{g1}}{v_{fg1}} + \frac{v_{f1}}{v_{fg1}} (m_{21} - m_{cs} - m_{31}) - [M_{f1} \frac{dv_{f1}}{dP} + M_{g1} \frac{dv_{g1}}{dP}] \frac{\dot{P}_1}{v_{fg1}} \quad (3.47)$$

$$Q_B - \dot{m}_{fg1} - l \dot{m}_{31} \Delta h + \dot{m}_{cs} (h_{cs} - h_{f1}) = [M_{f1} \frac{dv_{f1}}{dP} + M_{g1} \frac{dv_{g1}}{dP} - V_1] \dot{P}_1 \quad (3.48)$$

El flujo total en el separador es la suma de líquido y vapor saliendo del núcleo-pleno

$$\dot{m}_{3s} = \dot{m}_{11} + \dot{m}_{21} \quad (3.49)$$

Usando las ecuaciones 3.47 y 3.49 en la ecuación 3.48 se obtienen

$$Q_B - \dot{m}_{11} h_{fg1} + \frac{v_{f1}}{v_{fg1}} h_{fg1} (\dot{m}_{31} - \dot{m}_{3s} + \dot{m}_{cs}) - l m_{31} \Delta h - \dot{m}_{cs} (h_f - h_{cs}) = D_1 \dot{P}_2 \quad (3.50)$$

donde

$$D_1 = [(M_{fc} + M_{fp}) \frac{dh_{f1}}{dP} + (M_{gc} + M_{gp}) \frac{dh_{g1}}{dP} - (V_{BC} + V_P)] - \frac{h_{fg1}}{v_{fg1}} [(M_{fc} + M_{fp}) \frac{dv_{f1}}{dP} + (M_{gc} + M_{gp}) \frac{dv_{g1}}{dP}] \quad (3.51)$$

### 3.3.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.3.1 se puede observar la caracterización del modelo de la presión en la región del núcleo – pleno.

Tabla 3.3.1 Caracterización del modelo de la presión en la región del núcleo – pleno

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
		$M_{SC}, \dot{m}_{31}, \dot{m}_{11}$ $\dot{m}_{21}, \dot{m}_{cs}, v_{g1}$ $v_{f1}$	$M_{g1}, M_{f1}, V_1$
$P_1$	$l, h_{f1}, h_{cs}$ $h_{fg1}$	$\dot{m}_{3s}, M_{fc}, M_{fp}$ $M_{gc}, M_{gp}, V_{BC}$ $V_p, \frac{dh_{f1}}{dP}, \frac{dh_{g1}}{dP}$ $\frac{dv_{f1}}{dP}, \frac{dv_{g1}}{dP}$	$\dot{m}_{fg1}$

### 3.4 Calidad en el Separador

Conforme la mezcla de líquido y vapor deja el nodo de presión de la región del núcleo – pleno, esta debe tener un ligero ajuste en su calidad debido al cambio en las propiedades de saturación hacia el nodo de presión de la vasija. La calidad en este segundo nodo de presión puede ser determinada haciendo las siguientes suposiciones:

- La calidad de la mezcla entrando al separador es la calidad promedio del pleno.
- La mezcla saturada entrando al nodo de la vasija sufre una expansión en una región sin masa a la entrada del separador.

Partiendo de un balance de energía

$$x_{P2} h_{fg2} + h_{f2} = x_{P1} h_{fg1} + h_{f1} \quad (3.52)$$

despejando la calidad en la vasija  $x_{P2}$  :

$$x_{P2} = \left[ \frac{x_{P1} h_{fg1} + h_{f1} - h_{f2}}{h_{fg2}} \right] \quad (3.53)$$

donde:

$x_{P1}$  : calidad en el nodo de presión 1

$x_{P2}$  : calidad en el nodo de presión 2

$h_{f1}$  : entalpía de líquido a las condiciones del nodo de presión 1

$h_{fg1}$  : calor latente de evaporación a las condiciones del nodo de presión 1

$h_{f2}$  : entalpía de líquido a las condiciones del nodo de presión 2

$h_{fg2}$  : calor latente de evaporación a las condiciones del nodo de presión 2

#### 3.4.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.4.1 se puede observar la caracterización del modelo de la calidad en el separador.

Tabla 3.4.1 Caracterización del modelo de la calidad en el separador

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
	$h_{fg1}$ , $h_{fg2}$ , $h_{f1}$ $h_{f2}$	$x_{P1}$	$x_{P2}$

### 3.5 Tasa de Condensación en el Carryunder\*

Debido al carryunder desde los separadores de vapor, una masa arrastrada de burbujas de vapor estará presente en la región de bulkwater\* de la vasija. Esta masa de vapor tiene una influencia en la presión de la vasija, y una consideración a su dinámica es incluida en el modelo por dicha razón. Balances de energía y masa para la región de bulkwater y carryunder son:

- Balances de masa

$$\dot{M}_{gb} = x_{cu} \dot{m}_{22} - \dot{m}_{cu} - \dot{m}_{gfb} \quad (3.54)$$

$$\dot{M}_{fb} = \dot{m}_{22} + \dot{m}_{gfb} - \dot{m}_{23} \quad (3.55)$$

- Balance de energía

$$\dot{m}_{22} h_{f2} + x_{cu} \dot{m}_{22} h_{g2} - \dot{m}_{23} h_{f2} - \dot{m}_{cu} h_{g2} = \overline{\dot{M}_{gb} u_{g2}} + \overline{\dot{M}_{fb} u_{f2}} + \dot{V}_B P_2 \quad (3.56)$$

donde:

$M_{gb}$  : masa de vapor en la región de bulkwater

$M_{fb}$  : masa de líquido en la región de bulkwater

$x_{cu}$  : calidad en el carryunder

$\dot{m}_{22}$  : flujo de líquido saliendo del separador

$\dot{m}_{23}$  : flujo de líquido ingresando al downcomer

$\dot{m}_{cu}$  : flujo de refrigerante del carryunder

$\dot{m}_{gfb}$  : tasa de condensación de refrigerante en la región de bulkwater

$h_{g2}$  : entalpía de vapor a las condiciones del nodo de presión 2

$h_{f2}$  : entalpía de líquido a las condiciones del nodo de presión 2

$u_{g2}$  : energía interna de vapor a las condiciones del nodo de presión 2

$u_{f2}$  : energía interna de líquido a las condiciones del nodo de presión 2

$V_B$  : volumen de refrigerante en la región de bulkwater

$P_2$  : presión en la región del nodo de presión 2

Combinando las ecuaciones (77), (78) y (79) y expresando el resultado en términos de entalpía (  $h = u + Pv$  ) se tiene una expresión para la tasa de condensación del carryunder.

$$\dot{m}_{gfb} = \frac{1}{h_{fg2}} \left[ M_{gb} \frac{dh_{g2}}{dP} + M_{fb} \frac{dh_{f2}}{dP} - (V_{gb} + V_{fb}) \right] \dot{P}_2 \quad (3.57)$$

Si el carryunder se condensa completamente entonces se tiene

$$\dot{m}_{gfb} = x_{cu} \dot{m}_{22} \quad (3.58)$$

### 3.5.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.5.1 se puede observar la caracterización del modelo de la tasa de condensación en el carryunder.

Tabla 3.5.1 Caracterización del modelo de la tasa de condensación en el carryunder

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
$P_2$	$h_{f2} , h_{g2}$	$\dot{m}_{22} , \dot{m}_{cu} , \dot{m}_{23}$ $V_{gb} , V_{fb} , x_{cu}$ $\frac{dh_{f1}}{dP} , \frac{dh_{g2}}{dP}$	$M_{gb} , M_{fb} , \dot{m}_{gfb}$

### 3.6 Presión en la Vasija

El análisis de las condiciones termodinámicas transitorias en el nodo de presión de la vasija es derivado del seguimiento de las siguientes suposiciones:

- Las tasas de transferencia de masa en las interfaces vapor – agua, que no sean el carryunder en la región de bulkwater, son despreciables.
- Cuando la tasa de cambio de la presión es positiva y la masa de carryunder en la región de bulkwater es cero, la región de bulkwater es subenfriada.
- Cambios en la entalpía en la región del bulkwater debido a cambios en la presión son despreciables cuando la región de bulkwater es subenfriada.
- La mezcla del agua de alimentación, bulkwater y carryunder ocurre en una región sin masa cuya posición es independiente del tiempo.
- La masa de liquido en los separadores siempre permanece saturada.

Balances de masa, volumen y energía para el nodo de presión en la vasija son:

- Balances de masa

$$\dot{M}_{g2} = \dot{m}_{12} - \dot{m}_{gb} - \dot{m}_{cu} - \dot{m}_{13} \quad (3.59)$$

$$\dot{M}_{f2} = \dot{m}_{22} + \dot{m}_{gb} - \dot{m}_{23} \quad (3.60)$$

- Balance de volumen

$$\dot{V}_2 = \overline{\dot{M}_{g2} v_{g2}} + \overline{\dot{M}_{f2} v_{f2}} \quad (3.61)$$

- Balance de energía

$$(\dot{m}_{12} - \dot{m}_{cu} - \dot{m}_{13}) h_{g2} + (\dot{m}_{22} - \dot{m}_{23}) h_{f2} = \overline{\dot{M}_{g2} v_{g2}} + \overline{\dot{M}_{f2} v_{f2}} + P_2 \dot{V}_2 \quad (3.62)$$

donde:

$\dot{M}_{g2}$  : masa de vapor en la región de los separadores y el domo de vapor

$\dot{M}_{f2}$  : masa de líquido en la región de los separadores y el domo de vapor

$\dot{m}_{22}$  : flujo de líquido saliendo del separador

$\dot{m}_{23}$  : flujo de líquido ingresando al downcomer

$\dot{m}_{12}$  : flujo de vapor ingresando al separador

$\dot{m}_{13}$  : flujo de vapor ingresando a la línea de vapor

$\dot{m}_{cu}$  : flujo de refrigerante del carryunder

$\dot{m}_{gb}$  : tasa de condensación de refrigerante en la región de bulkwater

$h_{g2}$  : entalpía de vapor a las condiciones del nodo de presión 2

$h_{f2}$  : entalpía de líquido a las condiciones del nodo de presión 2

$v_{g2}$  : volumen específico de vapor a las condiciones del nodo de presión 2

$v_{f2}$  : volumen específico de líquido a las condiciones del nodo de presión 2



$V_2$  : volumen en la región de los separadores y el domo de vapor

$P_2$  : presión en la región del nodo de presión 2

Combinando las ecuaciones 3.59, 3.60, 3.61 y 3.62 y notando que  $\dot{V}_2=0$ , se obtiene una expresión para la tasa de cambio en la presión en el nodo de la vasija

$$\frac{h_{fg2}}{v_{fg2}}[v_{f2}(\dot{m}_{22}-\dot{m}_{23})+v_{g2}(\dot{m}_{12}-\dot{m}_{13}-\dot{m}_{cu})]=D_2\dot{P}_2 \quad (3.63)$$

para  $M_{gb}>0$

$$D_2=[(M_{fb}+M_{fs})\frac{dh_{f2}}{dP}+(M_{gd}+M_{gb})\frac{dh_{g2}}{dP}-V_2]-\frac{h_{fg2}}{v_{fg2}}[(M_{fb}+M_{fs})\frac{dv_{f2}}{dP}+(M_{gd}+M_{gb})\frac{dv_{g2}}{dP}] \quad (3.64)$$

y para  $M_{gb}=0$ ,  $\dot{P}_2>0$ ;  $\dot{m}_{cu}=0$

$$D_2=[M_{fs}\frac{dh_{f2}}{dP}+M_{gd}\frac{dh_{g2}}{dP}-V_2]-\frac{h_{fg2}}{v_{fg2}}[M_{fs}\frac{dv_{f2}}{dP}+M_{gd}\frac{dv_{g2}}{dP}] \quad (3.65)$$

### 3.6.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.6.1 se puede observar la caracterización del modelo de la presión en la vasija.

Tabla 3.6.1 Caracterización del modelo de la presión en la vasija

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
$P_2$	$v_{g2}, v_{f2}, h_{f2}$ $h_{g2}$	$\dot{m}_{12}, \dot{m}_{gb}, \dot{m}_{cu}$ $\dot{m}_{13}, \dot{m}_{22}, \dot{m}_{23}$ $M_{fb}, M_{fs}, M_{gd}$ $M_{gb}, M_{fs}, \frac{dh_{f2}}{dP}$ $\frac{dh_{g2}}{dP}, \frac{dv_{f2}}{dP}, \frac{dv_{g2}}{dP}$	$M_{g2}, M_{f2}$

### 3.7 Presión en la Línea de Vapor

Para simular las relaciones de presión del flujo que pasa por las válvulas en la línea de vapor primaria, dos nodos de presión son considerados. Las ecuaciones de las tasas de cambio de presión son obtenidas asumiendo que no existe evaporación ni condensación

en la línea de vapor en los balances de masa y volumen.

$$\dot{P}_{RL} = \dot{P}_2 - \frac{1}{V_{L1}} \frac{dP}{d\rho_{gR}} (\dot{m}_{13} - \dot{m}_{SV} - \dot{m}_{RV} - \dot{m}_{ISO}) \quad (3.66)$$

$$\dot{P}_{SL} = \dot{P}_2 - \dot{P}_{RL} - \frac{1}{V_{L1}} \frac{dP}{d\rho_{gs}} (\dot{m}_{ISO} - \dot{m}_{1T} - \dot{m}_{1B}) \quad (3.67)$$

donde:

$P_{RL}$  : presión en la línea antes de la válvula de aislamiento

$P_{SL}$  : presión en la línea después de la válvula de aislamiento

$P_2$  : presión en la región del nodo de presión 2

$V_{L1}$  : volumen de la línea de vapor

$\dot{m}_{13}$  : flujo de vapor ingresando a la línea de vapor

$\dot{m}_{SV}$  : flujo de vapor en la válvula de seguridad

$\dot{m}_{RV}$  : flujo de vapor en la válvula de alivio

$\dot{m}_{ISO}$  : flujo de vapor en la válvula de aislamiento

$\dot{m}_{1T}$  : flujo de vapor a la turbina

$\dot{m}_{1B}$  : flujo de vapor al bypass

### 3.8 Balance de Entalpía en el Agua de Alimentación

En el rociador del agua de alimentación, el líquido saturado, el carryunder y cualquier inyección de refrigerante a alta presión en el núcleo es asumido que se mezclan perfectamente con el agua de alimentación subenfriada. La entalpía del fluido entrando en el downcomer es dada por la siguiente expresión:

$$h_{33} = \frac{(h_{fw} \dot{m}_{fw} + h_{f2} \dot{m}_{23} + h_{g2} \dot{m}_{cu} + h_{ci} \dot{m}_{ci})}{\dot{m}_{31}} \quad (3.68)$$

donde:

$h_{fw}$  : entalpía del agua de alimentación

$h_{g2}$  : entalpía de vapor a las condiciones del nodo de presión 2

$h_{f2}$  : entalpía de líquido a las condiciones del nodo de presión 2

$h_{ci}$  : entalpía del refrigerante ingresado por el sistema de inyección a alta presión

$\dot{m}_{fw}$  : flujo de agua de alimentación

$\dot{m}_{23}$  : flujo de líquido ingresando al downcomer

$\dot{m}_{cu}$  : flujo del carryunder

$\dot{m}_{ci}$  : flujo ingresado por el sistema de inyección a alta presión

$\dot{m}_{31}$  : flujo de refrigerante ingresando al núcleo

### 3.8.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.8.1 se puede observar la caracterización del modelo de la tasa de condensación en el carryunder.

Tabla 3.8.1 Caracterización del modelo de la tasa de condensación en el carryunder

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
		$\dot{m}_{fw}$ , $\dot{m}_{23}$ , $\dot{m}_{cu}$ $\dot{m}_{ci}$ , $\dot{m}_{31}$ , $h_{fw}$ $h_{f2}$ , $h_{g2}$ , $h_{ci}$	$h_{33}$

### 3.9 Balance de Entalpía a la Entrada del Pleno

Existe un retraso en el tiempo antes que una perturbación en la entalpía del agua de alimentación afecte el flujo llevado por las bombas jet. Todos los modelos de flujo con un retraso en el tiempo son obtenidos de la misma forma. Se comienza considerando un balance de entalpía a lo largo de una tubería (en una longitud definida) en la cual no hay flujo en reversa y no hay pérdida de calor.

$$\frac{-\partial h}{\partial x} \dot{m}_{31} = A_D \rho_l \frac{\partial h}{\partial t} \quad (3.69)$$

con la siguiente condición de frontera a la entrada del rociador:

$$h = h_{33}(t) \quad |_{x=0} \quad (3.70)$$

### 3.10 Balances de Masa

Las ecuaciones que describen la variación en el tiempo de las masas de líquido y vapor en el núcleo y la vasija del reactor, son derivadas de aplicar balances de masa y volumen en los nodos correspondientes.

#### 3.10.1 Balances de masa en el nodo del núcleo – pleno

Aplicando un balance de masa en todo el volumen del nodo

$$\dot{M}_{c+p} = \dot{m}_{31} - \dot{m}_{3s} + \dot{m}_{cs} \quad (3.71)$$

donde:

$M_{c+p}$  : masa de refrigerante en la región del núcleo y el pleno

$\dot{m}_{31}$  : flujo de refrigerante ingresando al núcleo

$\dot{m}_{3s}$  : flujo total de refrigerante en el separador

$\dot{m}_{cs}$  : flujo de refrigerante del sistema de aspersion de emergencia

Las masas de líquido y vapor saturado son obtenidas a partir del promedio de vacíos en el núcleo y la masa de líquido subenfriado en el núcleo

$$M_{gc} = \frac{\bar{\alpha} V_{TC}}{v_{g1}} = \rho_{g1} \bar{\alpha} V_{TC} \quad (3.72)$$

$$M_{fc} = \frac{(1-\bar{\alpha}) V_{TC}}{v_{fl}} - \frac{M_{sc} v_{l1}}{v_{fl}} \quad (3.73)$$

donde:

$M_{gc}$  : masa de vapor en el núcleo

$M_{fc}$  : masa de líquido en el núcleo

$M_{sc}$  : masa de refrigerante en la región subenfriada

$\bar{\alpha}$  : promedio de vacíos en el núcleo

$\rho_{g1}$  : densidad de vapor a las condiciones del nodo de presión 1

$v_{11}$  : volumen específico de refrigerante en la región de fase simple en el núcleo

$v_{g1}$  : volumen específico de vapor a las condiciones del nodo de presión 1

$v_{f1}$  : volumen específico de líquido a las condiciones del nodo de presión 1

$V_{TC}$  : volumen total del núcleo

La densidad promedio en el núcleo puede ser ahora determinada con la siguiente ecuación

$$\bar{\rho}_c = \frac{1}{V_{TC}} (M_{sc} + M_{fc} + M_{gc}) \quad (3.74)$$

La masa de refrigerante en el pleno de salida es obtenida de

$$M_p = M_{c+p} - \bar{\rho}_p V_{TC} \quad (3.75)$$

De un balance de volumen en el pleno se obtiene

$$M_{gp} = \frac{V_p}{v_{fgl}} - \frac{v_{fl} M_p}{v_{fgl}} \quad (3.76)$$

donde:

$M_{gp}$  : masa de vapor en el pleno

$V_p$  : volumen del pleno

La densidad promedio en el pleno de salida es:

$$\bar{\rho}_p = \frac{M_p}{V_p} \quad (3.77)$$

y la calidad promedio del pleno de salida:

$$x_{pl} = \frac{M_{gp}}{V_p} \quad (3.78)$$

A partir del flujo total en el separador, ecuación 3.49, y la calidad en la vasija, ecuación 3.53, es posible obtener el flujo de vapor hacia los separadores:

$$\dot{m}_{12} = x_{p2} \dot{m}_{3s} \quad (3.79)$$

donde:

$\dot{m}_{12}$  : flujo de vapor entrando al separadores

$\dot{m}_{3s}$  : flujo total de refrigerante en el separador

$x_{p2}$  : calidad en el nodo de presión 2

### 3.10.2 Balances de masa en el nodo de la vasija y el separador

La masa total del bulkwater en la vasija puede ser obtenida de un balance de masa

$$\dot{M}_{fb} = \dot{m}_{22} + \dot{m}_{gfb} - \dot{m}_{23} \quad (3.80)$$

donde:

$M_{fb}$  : masa de líquido en el bulkwater

$\dot{m}_{22}$  : flujo de líquido saliendo del separador

$\dot{m}_{23}$  : flujo de líquido ingresando al downcomer

$\dot{m}_{gfb}$  : tasa de condensación de refrigerante en la región de bulkwater

El carryunder entrando en el bulkwater es obtenido de:

$$\dot{M}_{gb} = x_{cu} \dot{m}_{22} - \dot{m}_{cu} - \dot{m}_{gfb} \quad (3.81)$$

La masa de vapor en el domo de la vasija es obtenido de un balance de masa en el domo

$$\dot{M}_{gd} = \dot{m}_{12} - x_{cu} \dot{m}_{22} - \dot{m}_{13} \quad (3.82)$$

donde:

$\dot{m}_{12}$  : flujo de vapor saliendo del separador

$\dot{m}_{13}$  : flujo de vapor ingresando a la línea de vapor

Considerando que la densidad promedio del fluido en el separador es aproximadamente la misma que en el pleno, la masa de vapor en el separador se puede aproximar como:

$$M_{gs} = \bar{\rho}_p x_{pl} V_s \quad (3.83)$$

donde:

$M_{gs}$  : masa de vapor en el separador

$\bar{\rho}_p$  : densidad promedio en el pleno

$x_{pl}$  : calidad en el pleno

$V_s$  : volumen del separador

La masa de líquido saturado es entonces:

$$M_{fs} = \bar{\rho}_p V_s - M_{gs} \quad (3.84)$$

donde:

$M_{fs}$  : masa de líquido en el separador

El volumen del bulkwater y la entrada del carryunder, por encima del rociador del agua de alimentación es obtenido de la siguiente expresión:

$$V_{b+cu} = M_{fb} v_{f2} + M_{gb} v_{g2} - V_s \quad (3.85)$$

donde:

$V_{b+cu}$  : volumen de refrigerante en el bulkwater y carryunder

$M_{fb}$  : masa de líquido en el bulkwater

$M_{gb}$  : masa de vapor en el bulkwater

$v_{f2}$  : volumen específico de líquido a las condiciones del nodo de presión 2

$v_{g2}$  : volumen específico de vapor a las condiciones del nodo de presión 2

### 3.10.3 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.10.1 se puede observar la caracterización del modelo de la tasa de condensación en el carryunder.

Tabla 3.10.1 Caracterización del modelo de los balances de masa

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
	$v_{g1}, v_{f1}, v_{l1}$ $V_{TC}$	$\dot{m}_{31}, \dot{m}_{3s}, \dot{m}_{cs}$ $\bar{\alpha}, M_{sc}$	$M_{c+p}, M_{gc}, M_{fc}$
		$V_p$	$\bar{\rho}_c, \bar{\rho}_p, x_{pl}$
		$x_{p2}$	$M_p, M_{gp}, \dot{m}_{12}$
		$\dot{m}_{gfb}, \dot{m}_{22}, \dot{m}_{23}$ $\dot{m}_{cu}, \dot{m}_{12}, \dot{m}_{13}$ $x_{cu}$	$M_{fb}, M_{gb}, M_{gd}$
	$v_{g2}, v_{f2}, V_s$		$M_{fs}, M_{gs}, V_{b+cu}$

### 3.11 Modelo del Sistema de Recirculación y Separadores de Vapor

Las ecuaciones que describen el flujo transitorio entre los nodos de presión del modelo son derivadas de balances de momento del fluido en cada sección de los lazos de recirculación. En la figura 3.3 se puede observar la distribución de flujos y presiones a lo largo del lazo de recirculación, mientras que en la figura 3.4 se muestra un diagrama de la garganta de la bomba jet.

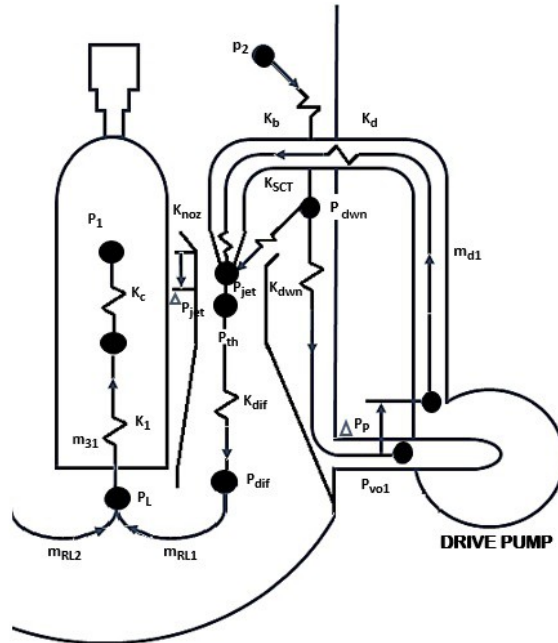


Figura 3.3. Esquema del lazo de recirculación.



### 3.11.1 Sistema de recirculación

El presente modelo incluye solamente una bomba jet con una sola boquilla, sin embargo, es posible simular varias bombas jet variando el área de la boquilla y la garganta, y ajustando los coeficientes de fricción para el flujo circulando en los lazos de recirculación. Las ecuaciones para los balances de momento están basadas en las siguientes suposiciones:

- Todo el flujo recirculando es líquido subenfriado, incompresible y de una sola dimensión.
- La energía cinética en el bulkwater, downcomer y pleno inferior son despreciables.
- La mezcla del flujo en la garganta de la bomba jet ocurre en una región sin inercia ni pérdidas, la cual existe desde la boquilla hacia “aguas abajo” hasta completar el intercambio de momento.
- La presión estática es uniforme en la succión y en el área de descarga a la salida de la boquilla.
- La inercia del flujo succionado a la entrada de la bomba jet es despreciable.
- La mezcla de la succión y del flujo bombeado no se puede apreciar hasta que los dos flujos alcanzan la entrada de la garganta de la bomba jet.

Lazo de bombeo.

- Del downcomer a la salida de la vasija

$$\left(\frac{l_D}{A_D}\right)\dot{m}_{di} = (P_{dwni} - P_{voi}) + g\bar{\rho}_r \Delta Z_D - K_{dwn} m_{di}^2 \quad (3.86)$$

donde:

$\dot{m}_{di}$  : flujo de refrigerante impulsado por la bomba de recirculación

$l_D$  : longitud equivalente del downcomer

$A_D$  : área transversal del downcomer

$P_{dwni}$  : presión en el downcomer

$P_{voi}$  : presión a la salida de la vasija

$g$  : gravedad

$\bar{\rho}_r$  : densidad promedio del reactor

$\Delta Z_D$  : cambio de altura en el downcomer

$K_{dwn}$  : factor de pérdidas en el downcomer

- De la salida de la vasija a la salida de la boquilla de la bomba jet

$$\left(\frac{l_{RL}}{A_{RL}}\right)\dot{m}_{di} = (P_{voi} + \Delta P_{pi} - P_{jeti}) - (K_d + K_{noz})\dot{m}_{di}^2 - \frac{\dot{m}_{di}^2}{2\bar{\rho}_r A_{noz}^2} - g\bar{\rho}_r \Delta Z_{RL} \quad (3.87)$$

donde:

$l_{RL}$  : longitud equivalente del lazo de recirculación

$A_D$  : área transversal del lazo de recirculación

$\Delta P_{pi}$  : presión de la bomba de recirculación

$P_{jeti}$  : presión de la bomba jet

$A_{noz}$  : área transversal de la boquilla de la bomba jet

$\Delta Z_{RL}$  : cambio de altura en el lazo de recirculación

$K_d$  : factor de pérdidas en el lazo de recirculación

$K_{noz}$  : factor de pérdidas en la boquilla de la bomba jet

- Suma de las ecuaciones 3.86 y 3.87

$$\left(\frac{l_D}{A_D} + \frac{l_{RL}}{A_{RL}}\right)\dot{m}_{di} = (P_{dwni} + \Delta P_{pi} - P_{jeti}) - (K_d + K_{noz})\dot{m}_{di}^2 - \frac{\dot{m}_{di}^2}{2\bar{\rho}_r A_{noz}^2} \quad (3.88)$$

Presión en el downcomer.

$$P_{dwni} = P_2 + [g\bar{\rho}_b(\Delta Z_b + L_V) - \frac{l_b}{A_b}\dot{m}_{RLi} - K_b\dot{m}_{RLi}^2] \quad (3.89)$$

donde:

$\dot{m}_{RLi}$  : refrigerante impulsado por el lazo de recirculación (  $\dot{m}_{di} + \dot{m}_{SCT}$  )

$P_2$  : presión en el nodo de presión 2

$\bar{\rho}_b$  : densidad en el bulkwater

$l_b$  : longitud equivalente del bulkwater

$A_b$  : área transversal del bulkwater

$\Delta Z_b$  : cambio de altura en el bulkwater

$L_V$  : altura de la vasija

$K_b$  : factor de pérdidas en el bulkwater

Flujo total bombeado.

- Presión en el downcomer a presión en la bomba jet

$$P_{jet} = P_{dwni} - \left( K_{SCT} - \frac{1}{\bar{\rho}_b A_{SCT}^2} \right) \dot{m}_{SCT}^2 \quad (3.90)$$

donde:

$\dot{m}_{SCT}$  : flujo de refrigerante en la succión de la bomba jet

$A_{SCT}$  : área transversal de succión de la bomba jet

$K_{SCT}$  : factor de pérdidas en la succión de la bomba jet

- Presión en la garganta de la bomba jet a la entrada del núcleo

$$\left( \frac{l_{PL}}{A_{PL}} + \frac{\bar{l}_{dif}}{A_{dif}} \right) \dot{m}_{RLi} = (P_{th} - P_L) + g \Delta Z_{dif} \bar{\rho}_r - \left( K_{dif} - \frac{1}{2 \bar{\rho}_r A_{th}^2} \right) \dot{m}_{RLi}^2 \quad (3.91)$$

donde:

$l_{PL}$  : longitud equivalente del pleno de vapor

$\bar{l}_{dif}$  : longitud equivalente del difusor de la bomba jet

$A_{PL}$  : área transversal del pleno de vapor

$A_{dif}$  : área transversal del difusor de la bomba jet

$A_{th}$  : área transversal de la garganta de la bomba jet

$P_{th}$  : presión en la garganta de la bomba jet

$P_L$  : presión en el pleno inferior

$\Delta Z_{dif}$  : cambio de altura en el difusor de la bomba jet

$K_{dif}$  : factor de pérdidas en el difusor de la bomba jet

- Entrada del núcleo a entrada del separador

$$\dot{m}_{31} = N_1 \dot{m}_{RL1} + N_2 \dot{m}_{RL2} \quad (3.92)$$

$$\left( \sum_c \frac{l_c}{A_c} \right) \dot{m}_{31} = (P_L - P_1) - (K_{PL} + K_L + K_c) \dot{m}_{31}^2 - g (\bar{\rho}_c \Delta Z_c + \bar{\rho}_p \Delta Z_{PL}) \quad (3.93)$$

$$K_c = K_c(\bar{\alpha}) \quad (3.94)$$

donde:

$l_c$  : longitud equivalente del núcleo

$A_c$  : área transversal del núcleo

$\Delta Z_c$  : cambio de altura en el núcleo

$\Delta Z_{PL}$  : cambio de altura en el pleno de vapor

$K_{PL}$  : factor de pérdidas en el pleno de vapor

$K_L$  : factor de pérdidas en el pleno inferior

$K_c$  : factor de pérdidas en el núcleo (en función del promedio de vacíos)

Sumando las ecuaciones 3.93, 3.91, 3.90 y 3.89 con la sustitución de  $\dot{m}_{31}$  de la

ecuación 3.92 se obtiene la ecuación de momento para un lazo completo de recirculación:

$$\begin{aligned}
& \left[ \frac{\bar{l}_{dif}}{A_{dif}} + N_i \left( \sum_c \frac{l_c}{A_c} \right) + \frac{l_{LP}}{A_{LP}} + \frac{l_b}{A_b} \right] \dot{m}_{RLi} = (P_{thi} - P_{jeti}) + (P_2 - P_1) \\
& + g \left[ \bar{\rho}_r \Delta Z_{dif} + \bar{\rho}_b (\Delta Z_{b+Lv}) - \bar{\rho}_c \Delta Z_c - \bar{\rho}_p \Delta Z_{PL} \right] - (K_{lp} + K_c) m_{31}^2 - \left( K_b + K_{dif} + \frac{1}{2 A_{th}^2 \bar{\rho}_r} \right) \\
& - \left( K_{SCT} + \frac{1}{2 A_{SCT}^2 \bar{\rho}_b} \right) m_{SCTi}^2 - \left( \sum_c \frac{l_c}{A_c} \right) (N \dot{m}_{RL})_{(otrolazo)} \quad (3.95)
\end{aligned}$$

- Balance de intercambio de momento.

El balance de momento libre de inercia para la región de intercambio de momento puede ser generalizado para flujo en una sola dimensión de la siguiente forma:

$$\sum F = \dot{m}_{out} V_{out} - \dot{m}_{in} V_{in} \quad (3.96)$$

Donde las velocidades de entrada y salida (  $V_{out}$  ,  $V_{in}$  ) tienen su propio signo hasta este punto. La geometría idealizada para la boquilla, el canal de succión y la garganta son mostradas en la figura 3.4.

$$\dot{m}_{out} V_{out} = \dot{m}_{RLi} V_{RLi} = \frac{\dot{m}_{RLi}^2}{\bar{\rho}_r A_{th}} \quad (3.97)$$

$$\dot{m}_{in} V_{in} = \dot{m}_{SCTi} V_{SCTi} + \dot{m}_{di} V_{di} = \frac{\dot{m}_{SCTi}^2}{\bar{\rho}_r A_{SCT}} + \frac{\dot{m}_{di}^2}{\bar{\rho}_r A_{noz}} \quad (3.98)$$

$$\sum F = P_{jeti} (A_{noz} + A_{SCT}) - P_{thi} A_{th} \quad (3.99)$$

$$\sum F = -(P_{thi} - P_{jeti}) A_{th} = -\Delta P_{jeti} A_{th} \quad (3.100)$$

$$\Delta P_{jeti} = \frac{\left( \frac{\dot{m}_{di}^2}{A_{noz}} + \frac{\dot{m}_{SCTi}^2}{A_{SCT}} - \frac{\dot{m}_{RLi}^2}{A_{th}} \right)}{\bar{\rho}_r A_{th}} \quad (3.101)$$

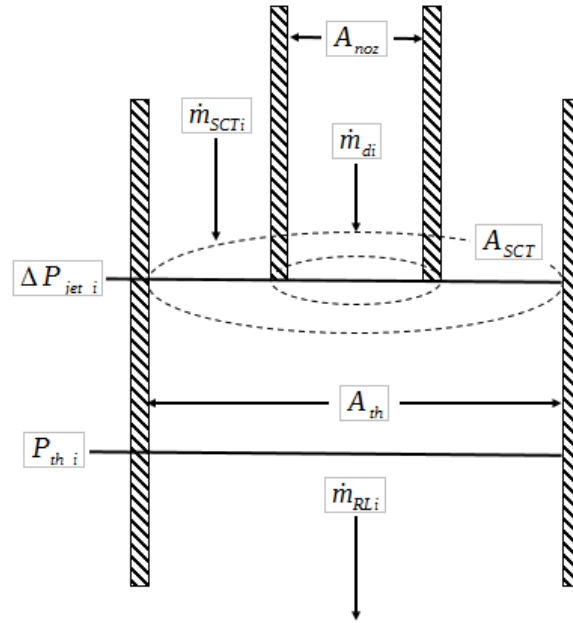


Figura 3.4. Diagrama de la garganta de la bomba jet.

El resultado de la ecuación 3.101 se sostiene para todos los tipos de flujo en la geometría de la figura x. Los casos específicos son:

- Todos los flujos “aguas abajo”.
- Flujo en la succión en reversa (  $\dot{m}_d = \dot{m}_{SCT} + \dot{m}_{RL}$  ).
- Los flujos en la succión y en el difusor en reversa (  $\dot{m}_{SCT} = \dot{m}_d + \dot{m}_{RL}$  ).
- Todos los flujos en reversa (  $\dot{m}_{RL} = \dot{m}_d + \dot{m}_{SCT}$  ).

### 3.11.1.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.11.1 se puede observar la caracterización del modelo del sistema de recirculación.

Tabla 3.11.1 Caracterización del modelo del sistema de recirculación

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
$\dot{m}_{RLi}$	$g, \Delta Z_b, L_V$ $l_b, A_b, K_b$	$P_2, \bar{\rho}_b$	$P_{dwn}$
	$l_{dif}, l_c, l_{LP}$ $A_{dif}, A_c, A_{LP}$ $A_{th}, A_{SCT}, \Delta Z_{dif}$ $\Delta Z_{dif}, \Delta Z_{b+L_V}$ $\Delta Z_c, \Delta Z_{PL}, K_c$ $K_{LP}, K_{dif}, K_{SCT}$	$\dot{m}_{31}, P_1, \bar{\rho}_r$ $\bar{\rho}_c, \bar{\rho}_p$	$\dot{m}_{di}$
	$A_{noz}$		$\Delta P_{jeti}$

### 3.11.2 Flujo en el downcomer

El flujo del carryunder entrando en el downcomer es proporcional al producto de la tasa de vapor entrando al bulkwater y el flujo de líquido desde la vasija.

$$\dot{m}_{cu} = \frac{M_{gb}}{M_{fb}} \dot{m}_{23} \quad (3.102)$$

donde:

$\dot{m}_{cu}$  : flujo de refrigerante del carryunder

$\dot{m}_{23}$  : flujo de líquido ingresando al downcomer

$M_{gb}$  : masa de vapor en el bulkwater

$M_{fb}$  : masa de líquido en el bulkwater

En el rociador del agua de alimentación, aplicando la continuidad en el flujo obtenemos:

$$\dot{m}_{31} = \dot{m}_{23} + \dot{m}_{fw} + \dot{m}_{cu} + \dot{m}_{ci} \quad (3.103)$$

Sustituyendo  $\dot{m}_{cu}$  de la ecuación 3.102 en la ecuación 3.103 y despejando el valor de  $\dot{m}_{23}$

$$\dot{m}_{23} = \frac{(\dot{m}_{31} - \dot{m}_{fw} - \dot{m}_{ci})}{1 + \frac{M_{gb}}{M_{fb}}} \quad (3.104)$$

donde:

$\dot{m}_{31}$  : flujo de refrigerante ingresando al núcleo

$\dot{m}_{fw}$  : flujo de agua de alimentación

$\dot{m}_{ci}$  : flujo de refrigerante ingresado por el sistema de seguridad de alta presión

#### 3.11.2.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.11.2 se puede observar la caracterización del flujo de refrigerante en el downcomer.

Tabla 3.11.2 Caracterización del flujo de refrigerante en el downcomer

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
		$\dot{m}_{31}$ , $\dot{m}_{fv}$ , $\dot{m}_{fci}$ $M_{gb}$ , $M_{fb}$	$\dot{m}_{cu}$ , $\dot{m}_{23}$

### 3.11.3 Flujo en el separador de vapor

La ecuación que describe el flujo pasando por el separador puede ser obtenida basada en las siguientes suposiciones:

- El comportamiento transitorio de los separadores de vapor es descrito en el modelo por la respuesta dinámica de un separador promedio.
- Los efectos de compresibilidad en el separador son despreciables.
- El vapor es separado cerca de la entrada del separador proporcionando un núcleo central de vapor y una capa de líquido girando hacia arriba en la pared del separador.
- Los efectos principales de inercia son debidos a la pared de líquido. (Cualquier otro  $l/A$  término es pequeño comparado con éste).

Un balance de fuerzas en el flujo de líquido girando en la pared del separador da como resultado

$$\left(\frac{l}{A}\right)\dot{m}_{21} = (P_1 - P_2) - g\bar{\rho}_p l_{SEP} - \Delta P_{SEP} \quad (3.105)$$

Mediciones experimentales en estado estable de la caída de presión en el separador [9] son expresadas por la siguiente correlación:

$$\Delta P_{SEP} = \frac{C_{SEP} \dot{m}_{3s}^2}{\bar{\rho}_p N_{SEP}^2} \quad (3.106)$$

Un estimado de la relación efectiva longitud/área en el separador, y por lo tanto la inercia calculada, puede variar considerablemente de las dimensiones físicas si se asume que una partícula promedio de fluido debe viajar en una trayectoria en espiral desde la entrada a la salida.



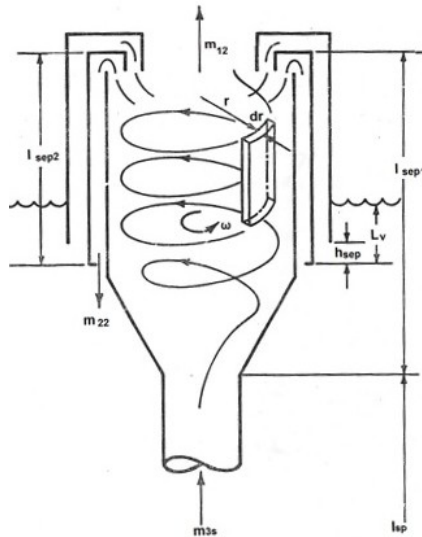


Figura 3.5 Geometría del separador de vapor.

La geometría del separador es mostrada en la figura 3.5. Consideraciones para el modelo del separador son:

- La capa de fluido sobre la pared del separador es virtualmente independiente del flujo total.
- El espesor de la capa de fluido (y por lo tanto la relación efectiva  $l/A$ ) es dependiente de la calidad en la entrada del separador.

El flujo de vapor entrando a la vasija es entonces obtenido de la siguiente ecuación:

$$\dot{m}_{12} = x_{p2} \dot{m}_{3s} \quad (3.107)$$

y el flujo de líquido es

$$\dot{m}_{22} = \dot{m}_{3s} - \dot{m}_{12} \quad (3.108)$$

donde:

$\dot{m}_{3s}$  : flujo de refrigerante saliendo del separador

$x_{p2}$  : calidad en el nodo de presión 2

### 3.11.3.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.11.3 se puede observar la caracterización del flujo en el separador de vapor.

Tabla 3.11.3 Caracterización del modelo del flujo en el separador de vapor

VARIABLES DE ESTADO	PARÁMETROS	ENTRADAS	SALIDAS
	$C_{SEP}, N_{SEP}, l_{SEP}$	$\dot{m}_{3s}, \dot{m}_{21}, \bar{\rho}_p$ $P_1, P_2$	$\Delta P_{SEP}$
		$x_{P2}$	$\dot{m}_{12}, \dot{m}_{22}$

### 3.11.4 Flujo en la línea de vapor

El flujo de vapor dejando la vasija y entrando directamente a la línea de vapor (se desprecia la inercia y cambios de energía cinética del vapor), está dado por

$$\dot{m}_{13} = K_{SL1} \sqrt{\frac{(P_2 - P_{SL1})}{v_{g2}}} \quad (3.109)$$

donde:

$P_2$  : presión en el nodo de presión 2

$P_{SL1}$  : presión en la línea de vapor antes de la válvula de aislamiento

$K_{SL1}$  : coeficiente de flujo antes de las válvulas de alivio

$v_{g2}$  : volumen específico de vapor a las condiciones del nodo de presión 2

Existen tres posibles flujos dejando el volumen de la línea de vapor en la región entre la vasija y las válvulas de aislamiento. Específicamente estos flujos son:

1. Flujo de vapor en la válvula de alivio.
2. Flujo de vapor en la válvula de seguridad.
3. Flujo de vapor a través de la válvula de aislamiento hacia el bypass y la turbina.

El flujo a través de las válvulas de aislamiento es:

$$\dot{m}_{ISO} = K_{SL2} K_{SL3} K_{ISO}(t) \sqrt{\frac{(P_{SL1} - P_T) / v_{gL}}{K_{SL2}^2 K_{SL3}^2 + K_{ISO}^2(t) (K_{SL2}^2 + K_{SL3}^2)}} \quad (3.110)$$

$$K_{ISO}(t) = C_{ISO} A_{open} \left( \frac{A(t)}{A_{open}} \right) \quad (3.111)$$

donde:

$P_T$  : presión en la turbina

$K_{SL2}$  : coeficiente de flujo antes de la válvula de aislamiento

$K_{SL3}$  : coeficiente de flujo después de la válvula de aislamiento

$K_{ISO}$  : coeficiente de flujo a través de la válvula de aislamiento

$v_{gL}$  : volumen específico del vapor en la línea de vapor

$C_{ISO}$  : factor de pérdidas en la válvula de aislamiento

$A_{open}$  : área de flujo de la válvula de aislamiento totalmente abierta

$A(t)$  : área de flujo de la válvula de aislamiento en función del tiempo

La función  $A(t)/A_{open}$  es una entrada al modelo y se encuentra en función del tiempo que dura la simulación, mientras que el volumen específico del vapor en la línea ( $v_{gL}$ ) se considera que varía inversamente a la presión.

Las válvulas de alivio y seguridad proveen alivio a alta presión para la vasija si los setpoints son excedidos. La localización de estas válvulas es a lo largo de la línea de vapor antes de las válvulas de aislamiento. Generalmente las válvulas de alivio y seguridad no vuelven a los setpoints de partida cuando son abiertas.

$$\dot{P}_{RL} = \dot{P}_2 - \frac{1}{V_{LI}} \frac{dP}{d\rho_{gR}} (\dot{m}_{13} - \dot{m}_{SV} - \dot{m}_{RV} - \dot{m}_{ISO}) \quad (3.112)$$

$$\dot{P}_{SL} = \dot{P}_2 - \dot{P}_{RL} - \frac{1}{V_{SL}} \frac{dP}{d\rho_{gs}} (\dot{m}_{ISO} - \dot{m}_{1T} - \dot{m}_{1B}) \quad (3.113)$$

#### 3.11.4.1 Variables de estado, parámetros, entradas y salidas

En la Tabla 3.11.4 se puede observar la caracterización del flujo en la línea de vapor.

Tabla 3.11.4 Caracterización del modelo del flujo en la línea de vapor

Variables de estado	Parámetros	Entradas	Salidas
	$K_{SL1}$ , $v_{g2}$	$P_2$ , $P_{SL1}$	$\dot{m}_{13}$
	$v_{gL}$ , $K_{SL2}$ , $K_{SL3}$ $C_{ISO}$ , $A_{OPEN}$	$P_{RL}$ , $P_T$	$\dot{m}_{ISO}$

## 4. LAGUNA VERDE. GENERALIDADES DEL REACTOR

### 4.1 Descripción de la Planta

La Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde (CNLV) consta de 2 unidades, con una capacidad cada una de 818.93 [MWe] netos, cada unidad está equipada con un reactor que opera con uranio enriquecido (U-235) como combustible, y agua en ebullición como moderador y refrigerante, un reactor del tipo BWR-5 [10].

El reactor consiste básicamente de los siguientes componentes [11]:

Vasija de presión. Tiene forma cilíndrica fabricada en acero al carbón con recubrimiento interior de acero inoxidable para reducir al mínimo la corrosión. La vasija contiene al núcleo del reactor.

Separadores de vapor. El conjunto de separadores se encuentra en la parte superior de la envolvente, unido a éste por medio del domo. Los separadores son de tres etapas y consisten de láminas en forma helicoidal que obligan al vapor a seguir una trayectoria también helicoidal, depositando las gotas de agua sobre sus paredes, el agua separada vuelve a introducirse al núcleo por la acción de las bombas jet.

Secadores de vapor. Situado sobre los separadores se encuentra el conjunto de secadores de vapor, éstos son cuatro paneles a través de los cuales pasa el vapor antes de dirigirse hacia la línea de salida de la vasija. El agua depositada en los secadores es colectada y descargada a la sección anular entre la envolvente y la vasija para ser posteriormente recirculada por las bombas jet.

Bombas jet. Formando parte del sistema de recirculación en el interior de la vasija del reactor se encuentran las bombas jet, entre la pared de la vasija y la envolvente del núcleo. Estas bombas provocan la circulación forzada del refrigerante dentro del núcleo.

Barras de control. Las barras de control y la totalidad de la instrumentación interior del núcleo penetran al mismo por la parte inferior. Formadas con polvos de carburo de boro ( $B_4C$ ) encapsulados en tubos y placas de acero inoxidable en forma de cruz, existen 109 barras dentro del núcleo y cada barra está rodeada por 4 ensambles de combustible. Las barras de control sirven para variar la potencia del reactor (o apagarlo en dado caso).

Núcleo del reactor. El núcleo consiste de 444 ensambles de combustible, dispuestos en forma cilíndrica (aproximadamente) dentro de la envolvente. Cada uno de los ensambles está formado por un canal y un elemento combustible, este último consiste de un arreglo cuadrado de 8 x 8 barras, de las cuales 62

contienen combustible y 2 son huecas a través de las cuales circula refrigerante.

La vasija del reactor tiene varias conexiones a través de las cuales fluye agua para refrigeración del núcleo o vapor para el movimiento de la turbina, estas conexiones son:

- Líneas de vapor principal (4).
- Líneas de succión e inyección de agua de recirculación (2 y 2).
- Líneas de agua de alimentación (4).
- Líneas de los mecanismos de impulsión de las barras de control (109).
- Líneas para los sistemas de remoción de calor residual (3).
- Líneas para la inyección de agua a alta y baja presión (1 y 1).
- Línea para la inyección de agua de enfriamiento en el reactor (núcleo) aislado (1).
- Líneas para la instrumentación del núcleo, líneas para instrumentación de las bombas jet y líneas para la instrumentación de nivel del agua dentro de la vasija.
- Línea para el sistema de control del líquido de reserva para apagado de emergencia del reactor.

Bajo la consideración de que el accidente base de diseño (DBA) se define como la ruptura de la línea de mayor diámetro conectada a la vasija del reactor, en forma de guillotina y doble exposición, el diseño de los sistemas de seguridad debe incluir sistemas de reposición de agua de enfriamiento al núcleo.

Estos sistemas deben ser capaces de proporcionar el enfriamiento requerido sin importar las condiciones de presión de la vasija, aún bajo la consideración de pérdida de la alimentación eléctrica exterior para los motores de sus bombas de accionamiento e impulsión del agua de enfriamiento.

Adicionalmente estos sistemas están diseñados para no permitir que la temperatura máxima dentro del núcleo alcance los 1204 [°C]. Para cumplir con estos objetivos la Central de Laguna Verde cuenta con los siguientes 4 sistemas redundantes:

1. Sistema de Rociado del Núcleo a Alta Presión (HPCS).
2. Sistema de Rociado del Núcleo a Baja Presión (LPCS).
3. Sistema de Inyección al Núcleo a Baja Presión (RHR – LPCI).
4. Sistema de Despresurización Automático (ADS).

## 4.2 Vasija y Núcleo del Reactor, Geometría y Parámetros Principales

Los principales parámetros del reactor son nombrados en la tabla 4.1.

Tabla 4.1 Principales parámetros del reactor de la CNLV

Potencia térmica	2317 [MWt]	
Potencia no debida al combustible	0.38 %	
Presión en el reactor	1036 [psig]	7.143 [MPa]
Presión en el domo	1006 [psig]	6.9361 [MPa]
Presión en la turbina	962 [psig]	6.6328 [MPa]
Razón de flujo de vapor	8.29 [Mlb/hr]	1044.52 [kg/s]
Flujo en el núcleo (107 %)	65.8 [Mlb/hr]	8290.66 [kg/s]
Flujo de agua de alimentación	2305 [lb/s]	0.29 [kg/s]
Temperatura de agua de alimentación	221 [°F]	105 [°C]
Entalpía de entrada al núcleo	528.7 [BTU/lb]	1229.76 [kJ/kg]
Promedio de vacíos en el núcleo	41.49 %	
Calidad promedio en el núcleo	7.4 %	
Fracción del carry under	0.34 %	
Fracción del carry over	0.1005 %	

La figura 4.1 muestra los principales componentes hidráulicos del modelo de la vasija del reactor, los cuales son:

- Núcleo.
- Pleno superior.
- Separadores de vapor (considerado como uno solo en el modelo).
- Volumen de agua (región de bulkwater).
- Línea de bajada (región del downcomer).
- Bomba jet y bomba de recirculación (lazo de recirculación), realmente se encuentra por fuera de la vasija del reactor.
- Pleno inferior.
- Domo de vapor.

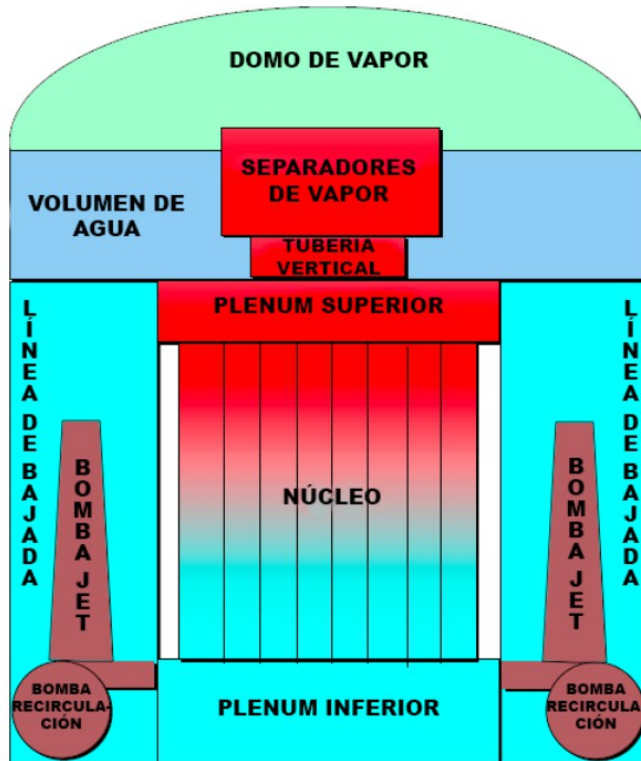


Figura 4.1 Principales componentes hidráulicos del modelo de la vasija del reactor [12].

En la tabla 4.2 se muestran los valores geométricos tomados para el modelo de la vasija del reactor.

Tabla 4.2 Geometría de los principales elementos del modelo de la vasija del reactor [13].

Elemento	Elevación ( $\Delta Z$ ) [m]	Diámetro hidráulico [m]	Área de flujo [m <sup>2</sup> ]	Volumen [m <sup>3</sup> ]	Longitud equivalente [m]
Pleno inferior	3.56	0.2	4.79	52.055	5.23
Núcleo	1.68	-	8.95	-	4.17
Pleno superior	2.84	-	2.7	37.805	4.37
Domo de vapor	-	-	20.9	113.58	6.91
Bulkwater	-	-	16.912	40.267	-
Downcomer	6.96	0.842	5.5	79.061	8.13
Lazo de recirculación	8.84	-	$602 \times 10^{-4}$	-	30.48

Los valores geométricos del combustible y el lazo de recirculación son mostrados en las tablas 4.3 y 4.4 respectivamente.

Tabla 4.3 Geometría y parámetros de la bomba de recirculación y la bomba jet [15].

Bomba de recirculación		
Presión de succión	1030 [psig]	7.102 [MPa]
Velocidad	1784 [rpm]	
Potencia	4500 [HP]	
Flujo másico	$10.52 \times 10^6$ [lb/hr]	
Velocidad del flujo	35.3 [fps]	10.759 [m/s]
Bomba jet		
Flujo total	$61.4 \times 10^6$ [lb/hr]	7736.27 [Kg/s]
Cabeza	87.72 [ft]	26.737 [m]
Área de flujo de la succión	20.15 [in <sup>2</sup> ]	0.013 [m <sup>2</sup> ]
Diámetro interior del difusor	14 [in]	0.356 [m]
Área de flujo del difusor	196 [in <sup>2</sup> ]	0.126 [m <sup>2</sup> ]
Velocidad de salida del difusor	16.9 [fps]	5.151 [m/s]
Diámetro interior de la garganta	5.6 [in]	0.142 [m]
Área de flujo de la garganta	31.36 [in <sup>2</sup> ]	0.020 [m <sup>2</sup> ]
Diámetro interior de la boquilla	1.09 [in]	0.028 [m]
Área de flujo de la boquilla	1.19 [in <sup>2</sup> ]	$7.7 \times 10^{-4}$ [m <sup>2</sup> ]
Factores de pérdidas en el modelo		
$K_{dwn}=0.058$	$K_d=25 \times 10^{-6}$	$K_{noz}=0.215$
$K_b=36.61^{-4}$	$K_{sct}=0.10733$	$K_{dif}=36.61^{-4}$
$K_{pl}=25 \times 10^{-6}$	$K_L=25 \times 10^{-6}$	$K_c=25 \times 10^{-6}$



Tabla 4.4 Geometría del combustible utilizada para el modelo [14].

Número de ensambles	444
Número total de barras de combustible	27528
Diámetro del combustible [cm]	1.044
Diámetro exterior del encamisado [cm]	1.227
Espesor del encamisado [cm]	0.081
Densidad del combustible [Kg/m <sup>3</sup> ]	10968.828
Densidad del encamisado [Kg/m <sup>3</sup> ]	6570.308

## 5. ANÁLISIS DE TRANSITORIOS

### 5.1 Descripción

Uno de los principios esenciales de seguridad en una planta nuclear es analizar de forma anticipada transitorios y accidentes postulados en el diseño que pueden ocurrir durante la operación de la misma. El licenciamiento debe llevarse a cabo cada que se va a construir una nueva planta nuclear, que se le va a agregar algún cambio o simplemente para renovar la misma. Es de vital importancia que los requerimientos de seguridad de la planta sean demostrados por métodos experimentales y analíticos.

Un transitorio es definido como un evento en el cual la planta pasa de un estado normal estacionario a un estado anormal. De igual forma puede ser definido como un cambio en la temperatura del sistema de enfriamiento del reactor, presión, o ambos, atribuido a un cambio en la potencia de salida del reactor [16].

Para los BWR frecuentemente se usa el término AOO, por sus siglas en inglés, para agrupar a los incidentes operacionales previstos. Que son procesos que se desvían de la operación normal y que se espera se produzca al menos una vez durante la vida operacional de la central pero que, a la vista de las disposiciones apropiadas de diseño y operación del resto de los componentes, no causan ningún daño significativo a los elementos importantes para la seguridad ni dan lugar a condiciones de accidente.

Ejemplos de incidentes operacionales previstos, AOOs, son la pérdida de energía eléctrica normal y fallos como una desconexión de la turbina, el mal funcionamiento de elementos individuales que la planta normalmente opera correctamente, la falta de funcionamiento de algún elemento individuales de los equipos de control, la pérdida de potencia de la bomba principal de refrigerante, etc. Algunas organizaciones utilizan el término operación anormal, en contraste con el funcionamiento normal para este concepto [17].

Si nos enfocamos en los transitorios, las condiciones iniciales son generalmente de gran sensibilidad y la mayoría de los parámetros y modelos son derivados de estado estable, sin embargo el análisis de transitorios es un problema más complejo. Con la ayuda de estos análisis y el comportamiento de la planta es posible estudiar potenciales emisiones de radiación y sus consecuencias durante eventos postulados en el diseño del reactor y de igual forma, gracias a estos se justifica la capacidad de las soluciones técnicas empleadas en una planta para cumplir con los requisitos de seguridad que permiten asegurar que:

- El reactor y sus sistemas de refrigeración no cuentan con características que puedan agravar de forma significativa las consecuencias de un accidente o transitorio.
- Los sistemas de seguridad cumplen con los requerimientos necesarios.

- La activación y actuación de los sistemas de seguridad ocurre en la situación correcta y en el momento correcto.
- Las dosis de radiación emitidas a la población y lugar cercano a la planta son contenidas por los sistemas de seguridad y las estructuras cuentan con capacidad suficiente.

Los transitorios y accidentes postulados en el diseño de la planta pueden ser divididos en las siguientes categorías :

- Decremento en la temperatura del refrigerante en el núcleo: una reducción en la temperatura del agua en la vasija del reactor da como resultado un incremento en la reactividad dentro del núcleo. Esto podría llevar a un daño en el encamisado del combustible.
- Incremento en la presión del reactor: el incremento en la presión del sistema de presión amenaza la ruptura de la frontera de presión del refrigerante del reactor (RCPB). También provoca un colapso en los vacíos en el moderador incrementando la reactividad del núcleo y por consiguiente la potencia, lo cual amenaza el encamisado del combustible debido a un posible sobrecalentamiento.
- Decremento en el flujo de refrigerante en el núcleo del reactor: el decremento en el flujo de refrigerante a través del núcleo amenaza con sobrecalentar el encamisado debido a la incapacidad del refrigerante de remover todo el calor generado por el combustible.
- Anomalías en la reactividad y distribución de potencia: los transitorios incluidos en esta categoría son aquellos que causan un aumento en la potencia debido a un incremento en los eventos que perturban el flujo de refrigerante en el núcleo del reactor. Un aumento en el flujo en el núcleo reduce la fracción de vacíos en el moderador incrementando la reactividad del núcleo y el nivel de potencia.
- Incremento en el inventario de refrigerante en el reactor: puede dar como resultado un exceso de humedad en el carryover hacia la turbina principal, las turbinas del agua de alimentación, etc.
- Decremento en el inventario de refrigerante en el reactor: una reducción en el inventario de refrigerante en el reactor puede amenazar el combustible debido a que el refrigerante se vuelve menos capaz de remover el calor generado en el núcleo.
- Liberación de radiación por un subsistema o componente.
- Transitorios anticipados sin scram (ATWS por sus siglas en inglés): a fin de determinar la capacidad del diseño de la planta para responder a un evento con una probabilidad extremadamente pequeña, se postula una situación de mal funcionamiento de varios sistemas. En otras palabras los ATWS son los AOO con la suposición adicional de que no se efectúe el disparo del reactor.

## 5.2 Disparo de Turbina (Bypass y RPT Activos)

El disparo de turbina es caracterizado por un cierre repentino de la válvula de paro de la turbina (TSV) y puede ser iniciado por una variedad de averías en la turbina o en el sistema nuclear. Una señal de disparo de turbina puede ser el alto nivel de los condensados en los separadores, presencia de humedad en el vapor de la turbina, vibraciones, cierre manual de la TSV por parte del operador, un bajo nivel de vacío en el condensador, alto nivel de refrigerante en el reactor, etc. Este transitorio es categorizado como un incidente de una frecuencia moderada.

Debido al disparo de la turbina, se presenta un incremento en la presión del sistema que es mitigado por los sistemas de protección del reactor. Si el transitorio se presenta a un nivel de potencia alto, un cierre de la TSV lleva directamente a un disparo del reactor, la apertura de la válvula de bypass de la turbina (BPV) y un disparo en las bombas de recirculación (RPT). En el caso que el nivel de potencia sea bajo, el scram iniciado por el cierre de la TSV es inhibido si el nivel de potencia medido indica que el transitorio puede ser manejado por el sistema de bypass de la turbina. Las válvulas de alivio y seguridad (SRV's) y las BPV's ayudan en la liberación del vapor producido, limitando el nivel de presión en el sistema.

Un transitorio por disparo de turbina es considerado uno de los eventos mas complejos a ser analizados debido a lo que implica en el núcleo del reactor, la frontera de refrigeración a alta presión, las válvulas y tuberías asociadas con interacciones altamente complejas y con variables cambiando de forma muy rápida[18].

El flujo neutrónico sufre un incremento rápido debido a una reducción en los vacíos, esta reducción es causada por un incremento en la presión de la vasija por el cierre de las válvulas de paro de la turbina. La tabla 5.2 muestra la secuencia de eventos que se desencadena debido a un disparo de turbina.

Tabla 5.2 Secuencia de eventos para un disparo de turbina.

Tiempo [s]	Evento
0	El disparo de turbina inicia el cierre de las válvulas de paro de la turbina
0	Se inicia la operación del bypass
0.01	Las válvulas de paro de la turbina principal alcanzan un nivel de apertura del 90% dando inicio al disparo de scram del reactor y un disparo en las bombas de recirculación (RPT)
0.10	Válvulas de paro de la turbina están completamente cerradas
0.10	Las válvulas de bypass de la turbina comienzan a abrir para regular la presión
0.14	El circuito del interruptor automático del motor de las bombas de

	recirculación se abre causando un decremento en el flujo del núcleo hacia circulación natural
2.06	Se activa el grupo 1 de las válvulas de alivio
2.21	Se activa el grupo 2 de las válvulas de alivio
2.37	Se activa el grupo 3 de las válvulas de alivio
2.56	Se activa el grupo 4 de las válvulas de alivio
2.88	Se activa el grupo 5 de las válvulas de alivio
4.96	El grupo 5 de las válvulas de alivio comienza a cerrar
5.28	Disparo de las turbinas de agua de alimentación por alto nivel de agua (N8)
8.46	Todos los grupos de válvulas de alivio cerrados
33.8	El bypass de la turbina comienza a cerrar
35 (aprox.)	Bypass de la turbina está completamente cerrado
41.9	Debido a un incremento en la presión a la entrada de la turbina el bypass de la turbina vuelve a abrir
50 +	Aislamiento en la línea principal de vapor, los sistemas RCIC y HPCS actúan en bajo nivel de agua (N2)

En la figura 5.2.1 se observa que existe un pico al alza en el flujo neutrónico, esto debido a que la presión en el domo de la vasija aumenta, lo cual provoca que la fracción de vacíos disminuya y por consiguiente una mayor moderación en el núcleo. También se ve que la población de neutrones en el núcleo alcanza un pico máximo al rededor de los 2 segundos cuando el efecto de las barras de control detiene la reacción en cadena y en menos de otro segundo adicional se hace cero. En la misma figura se ve el comportamiento del flujo de refrigerante a la entrada del núcleo, este sufre un decremento debido a que las bombas de recirculación y las bombas de agua de alimentación tienen un disparo. El flujo de refrigerante ingresado al núcleo del reactor no se hace cero debido a que las bombas de recirculación aún en disparo no se detienen por completo, la inercia del motor las mantiene bombeando aún después de apagadas y a los 50 segundos aún hay un 25% del caudal nominal. El flujo de calor promedio del combustible del reactor muestra un ligero pico a los 3 segundos y luego decrece exponencialmente mostrando el efecto del calor residual ya que siempre se mantiene arriba del 5% durante el periodo considerado.

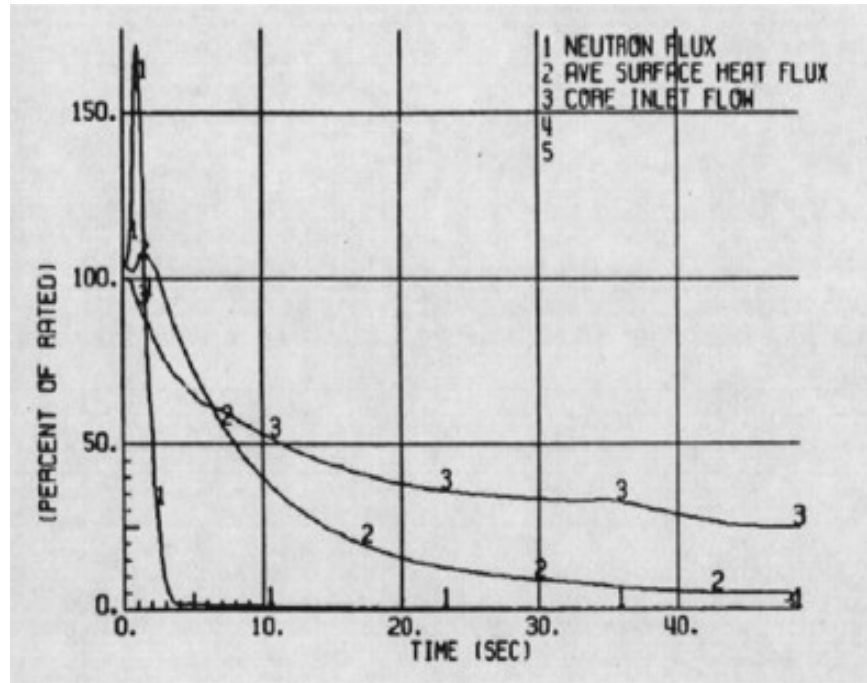


Figura 5.2.1 Flujo neutrónico, flujo promedio de calor superficial y flujo de refrigerante a la entrada del núcleo. Disparo de turbina [19].

La figura 5.2.2 muestra que la presión en la vasija tiene un pico al alza debido a que el vapor no puede abandonar el núcleo a la misma velocidad a la que es generado, por lo cual la presión aumenta. La operación del bypass puede ser observado en esta figura de igual forma, al igual que la operación de las válvulas de alivio. Debido a que aumenta la presión en la línea de vapor se alcanzan los set points que disparan la señal de apertura para las válvulas de alivio. Inicialmente la presión en la vasija alcanza un pico de unos 0.8 [MPa] adicionales cerca de los 3 segundos y el cual se limita principalmente por la apertura de las SRV que casi desfogan una cantidad de vapor similar a la nominal hacia las turbinas. El aumento de presión de la vasija cae rápidamente a casi 0.35 [MPa] mientras la mayoría de los bancos de SRV están abiertos pero al cerrar al rededor de los 7 segundos (según la gráfica) la presión de la vasija nuevamente trata de aumentar pero se ve que muy probablemente el calor residual ya no puede sostener el incrementos de la presión de la vasija y alcanza un segundo máximo a los 10 segundos, todo esto ayudado por el desfogue por el bypass de la turbina (TBV). Éste desfogue se observa estrangulado desde casi el inicio del transitorio, ya que no varía hasta el segundo 33, a pesar de que la presión de la vasija es mayor a la nominal hasta los 18 segundos.

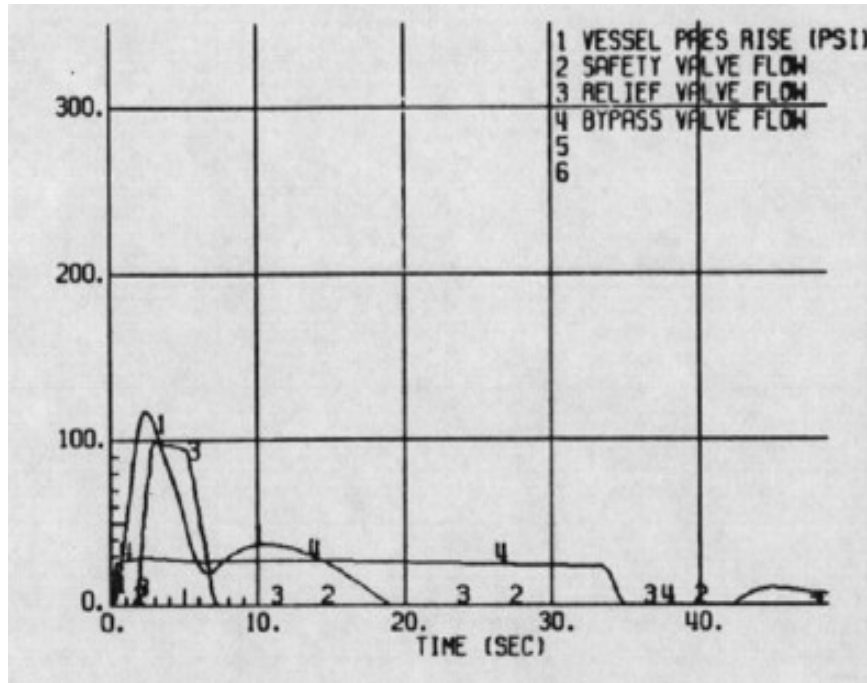


Figura 5.2.2 Flujo en las SRV's, presión en la vasija y flujo de vapor en la válvula de bypass. Disparo de turbina [19].

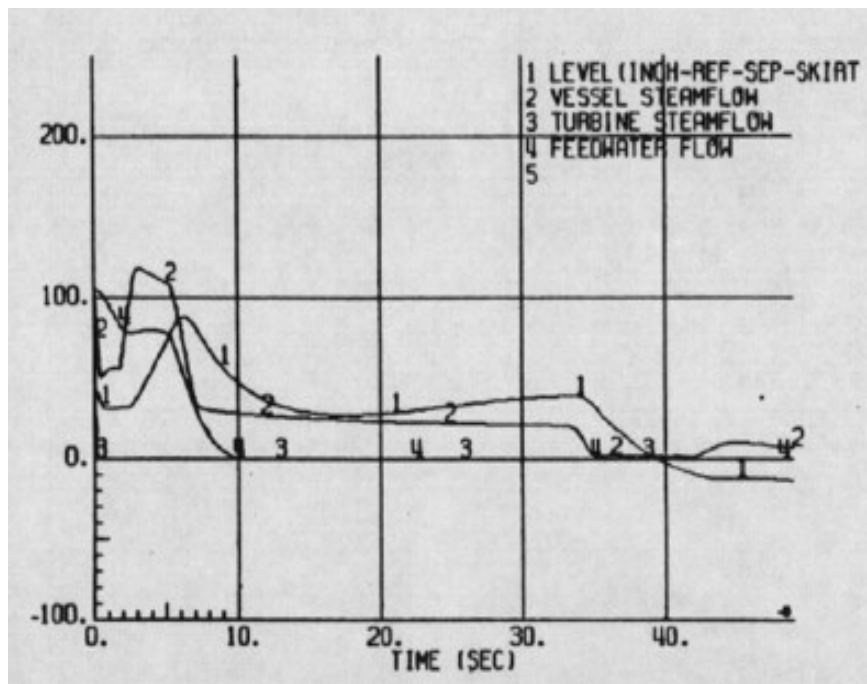


Figura 5.2.3 Nivel en la vasija, flujo de vapor en la vasija, flujo de vapor en la turbina y flujo de agua de alimentación. Disparo de turbina [19].

Aun con el aumento repentino en el flujo neutrónico (por un periodo de 2 a 3 segundos) la cantidad de vapor que se genera en el núcleo disminuye considerando

todos los elementos que contribuyen a ello (la reactividad negativa insertada por el scram y la disminución en el flujo de refrigerante en el núcleo), esto se puede observar en la figura 5.2.3. Las bombas de agua de alimentación se disparan por eso el flujo se vuelve cero y el flujo de vapor en la turbina se vuelve cero de igual forma. El nivel de agua en la vasija inicialmente baja por el colapsamiento de las burbujas en la vasija pero luego aumenta cuando la presión disminuye. El nivel de agua muestra claramente el efecto de la competencia entre el vapor drenado de la vasija y el agua suministrada a por las turbo bombas de AA, con el efecto de la presión superpuesta ya que la cantidad de vacíos altera las lecturas de los sensores. Como es de esperarse el flujo de vapor hacia las líneas de vapor principal tienen un comportamiento muy similar a la suma de los flujos por las SRV y TBV. El flujo vapor a las turbinas es cero desde el inicio del transitorio, en cambio el de agua de alimentación disminuye inicialmente porque al aumentar la presión de la vasija las bombas tienen mayor resistencia a ingresar agua hacia la vasija. A los 5 segundos cuando se ocurre el alto nivel (N8), las turbo bombas de agua de alimentación se disparan y el caudal disminuye a cero en un poco mas de 4 segundos, para finalizar así hasta completarse el análisis.

El comportamiento de la reactividad en el núcleo durante los primeros 2 segundos del TTT (disparo de turbina por sus siglas en inglés) se puede resumir como una competencia entre el efecto por vacíos y la inserción de barras, o de la siguiente forma (figura 5.2.4):

- Debido al aumento de presión repentino en la vasija se comprimen los vacíos en el núcleo y esto provoca una entrada de reactividad positiva.
- Existe un aumento en la temperatura del combustible por lo cual la reactividad por efecto doppler agrega una entrada ligeramente negativa de reactividad.
- El scram ingresa un valor alto de reactividad negativa en el núcleo.
- Al cabo de al rededor de 1.5 segundos después de que inicia el disparo de turbina la reactividad negativa ingresada por el scram es la que predomina y provoca que el reactor se apague.



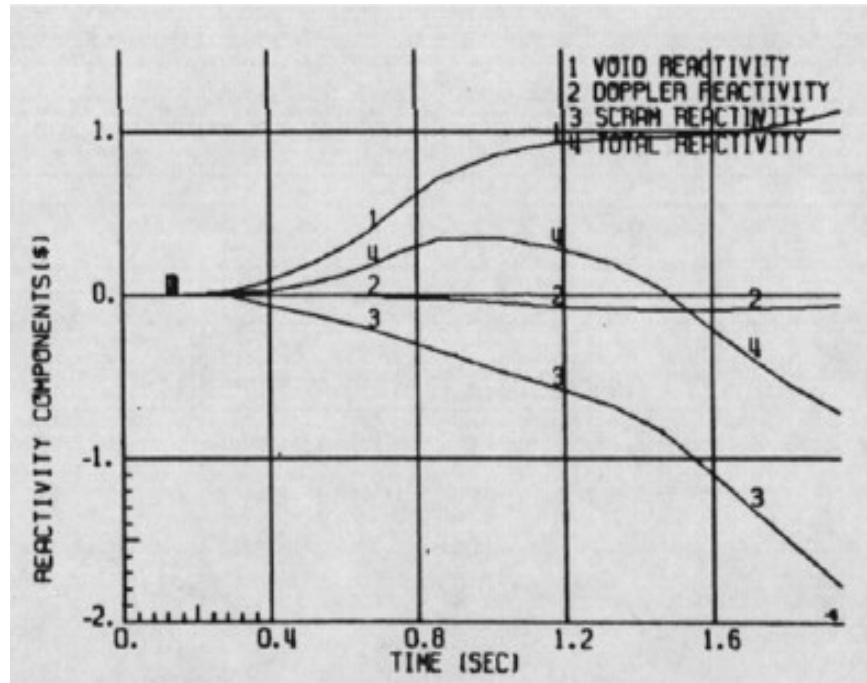


Figura 5.2.4 Reactividad por vacíos, efecto doppler, scram y reactividad total. Disparo de turbina [19].

### 5.3 Condiciones Iniciales y Parámetros de Entrada

La tabla 5.3 resume las condiciones iniciales del modelo y los parámetros utilizados para efectuar las pruebas en el modelo.

Tabla 5.3 Condiciones iniciales y parámetros de entrada para el disparo de turbina y falla del controlador de agua de alimentación en máxima demanda [19].

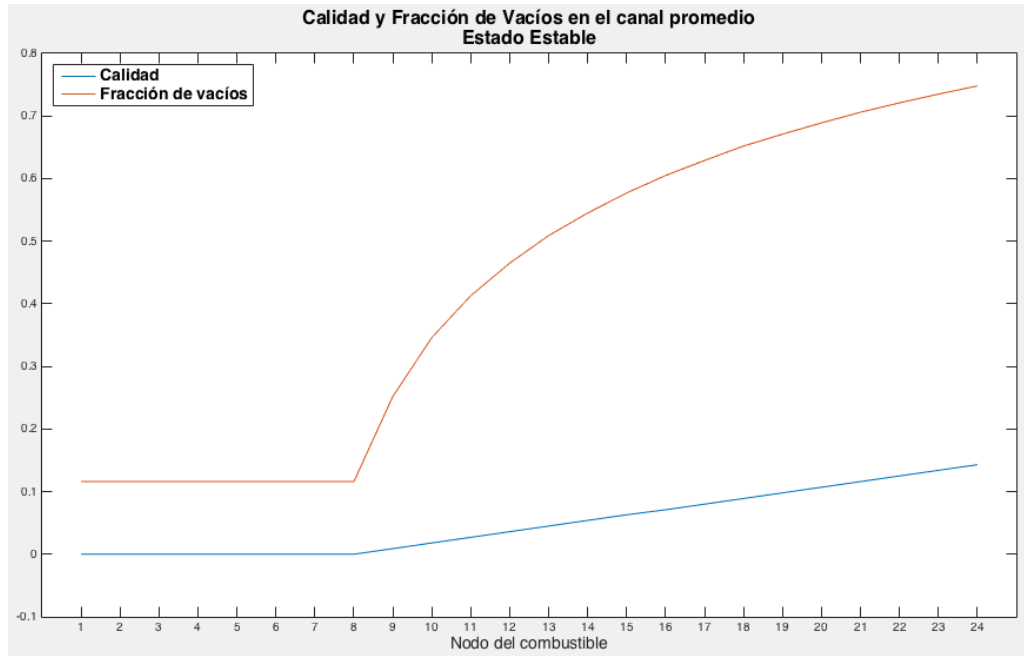
Potencia térmica	2014 [MWt]
Flujo de vapor	1098 [Kg / s]
Flujo en el núcleo	7748 [Kg / s]
Flujo de agua de alimentación	1098 [Kg / s]
Temperatura de agua de alimentación	215.6 [°C]
Presión en el domo	7.03 [MPa]
Presión en el núcleo	7.10 [MPa]
Entalpía de refrigerante a la entrada del núcleo	1229.8 [KJ / Kg]
Presión de entrada a la turbina	6.6 [MPa]
Conductancia del gap en el combustible	2939.55 [W/m <sup>2</sup> °C]
Reactividad por efecto Doppler	(-) 5.92 [¢ / °C]

Reactividad por vacíos (aumento de presión)	14.10 [C / %]
Reactividad por vacíos (decremento de presión)	10.72 [C / %]
Fracción de vacíos promedio del núcleo	41.29 %
Válvulas de seguridad setpoints (grupo 1, 2, 3, 4, 5)	8.11, 8.18, 8.25, 8.32, 8.39 [MPa]
Válvulas de alivio setpoints (grupo 1, 2, 3, 4, 5)	7.52, 7.59, 7.66, 7.73, 7.80 [MPa]
Disparo por nivel de refrigerante (nivel 8)	1.83 [m]
Disparo por nivel de refrigerante (nivel 4)	1.20 [m]
Disparo por nivel de refrigerante (nivel 3)	0.66 [m]
Disparo por nivel de refrigerante (nivel 2)	- 0.56 [m]
Disparo de bomba de recirculación (alta presión)	7.83 [MPa]

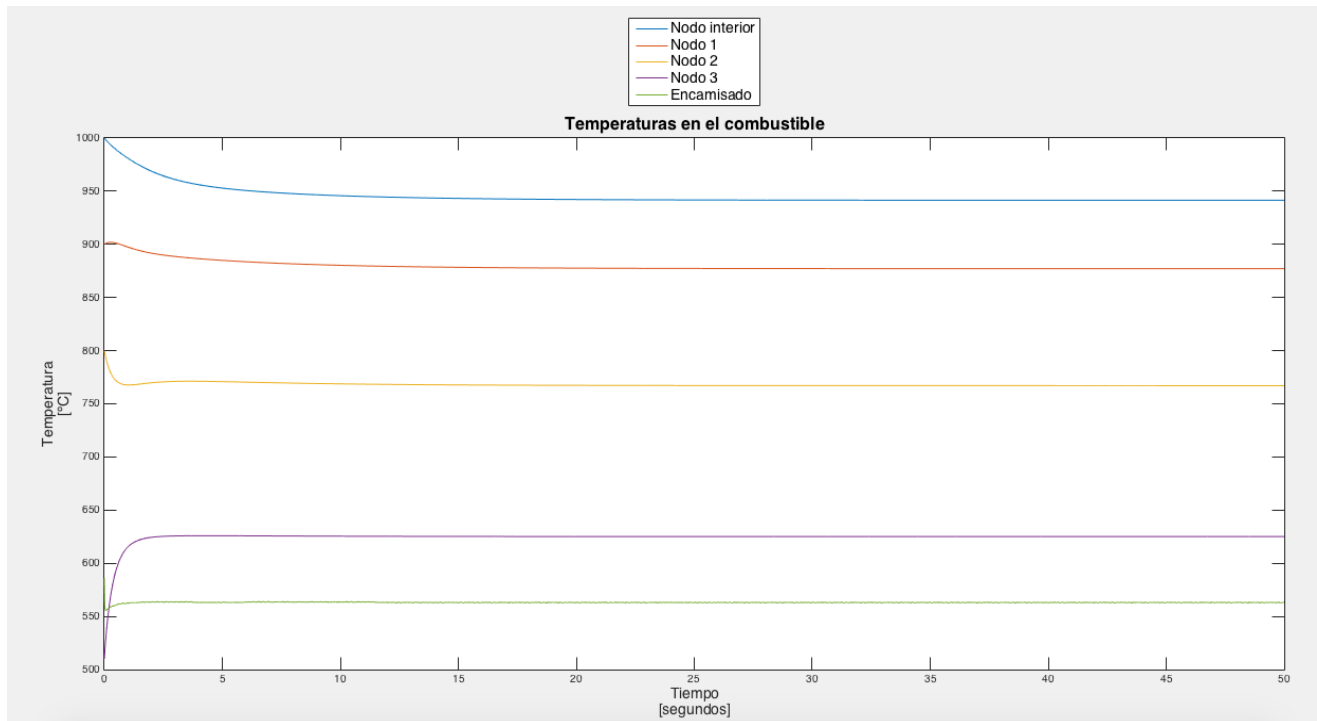
## 5.4 Análisis de Resultados

### 5.4.1 Estado estable

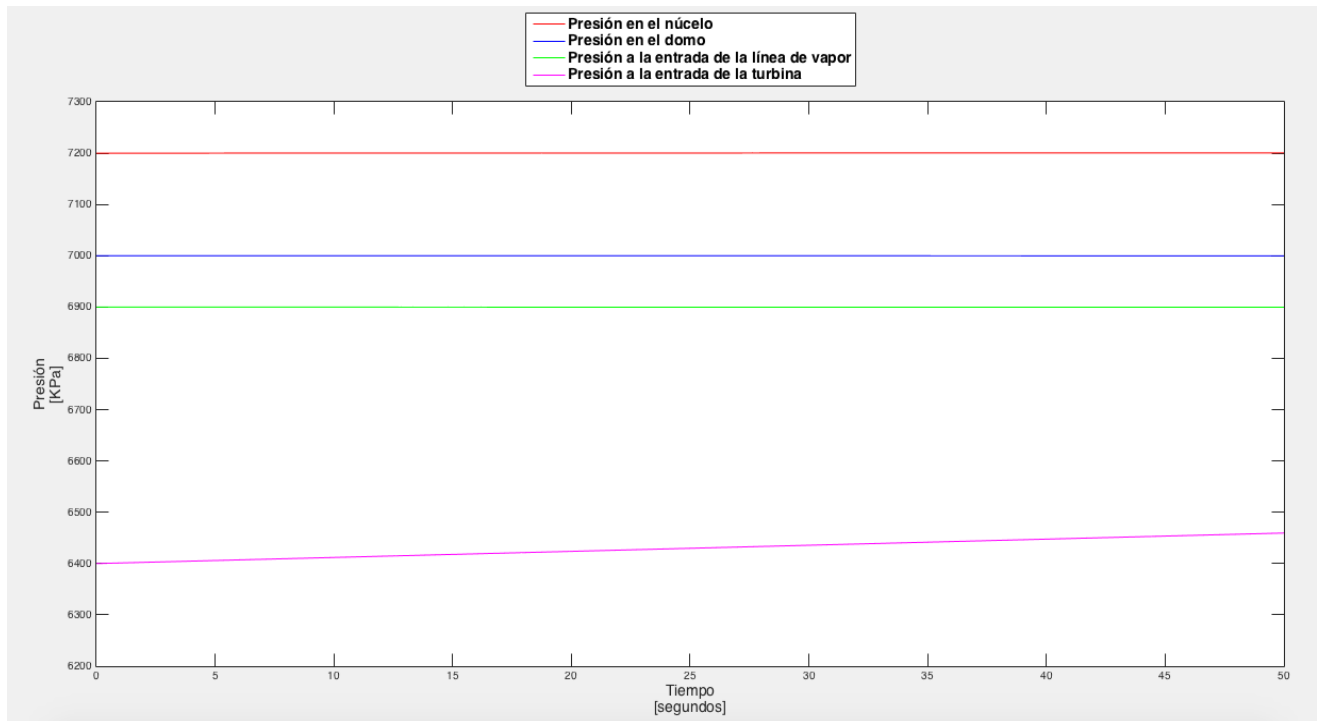
La gráfica 5.4.1 muestra los valores obtenidos para la calidad y la fracción de vacíos en el canal promedio dentro del núcleo, recordar que los elementos combustibles fueron divididos en 24 nodos axiales para su análisis. La gráfica 5.4.2 muestra las temperaturas en el ensamble de combustible promedio obtenidas para el estado estable. La gráfica 5.4.3 las presiones en el núcleo del reactor, el domo de vapor, a la entrada de la línea de vapor y a la entrada de la turbina. En la gráfica 5.4.4 se muestran los flujos de refrigerante a la entrada del núcleo, el lazo de recirculación y el vapor saliendo del reactor.



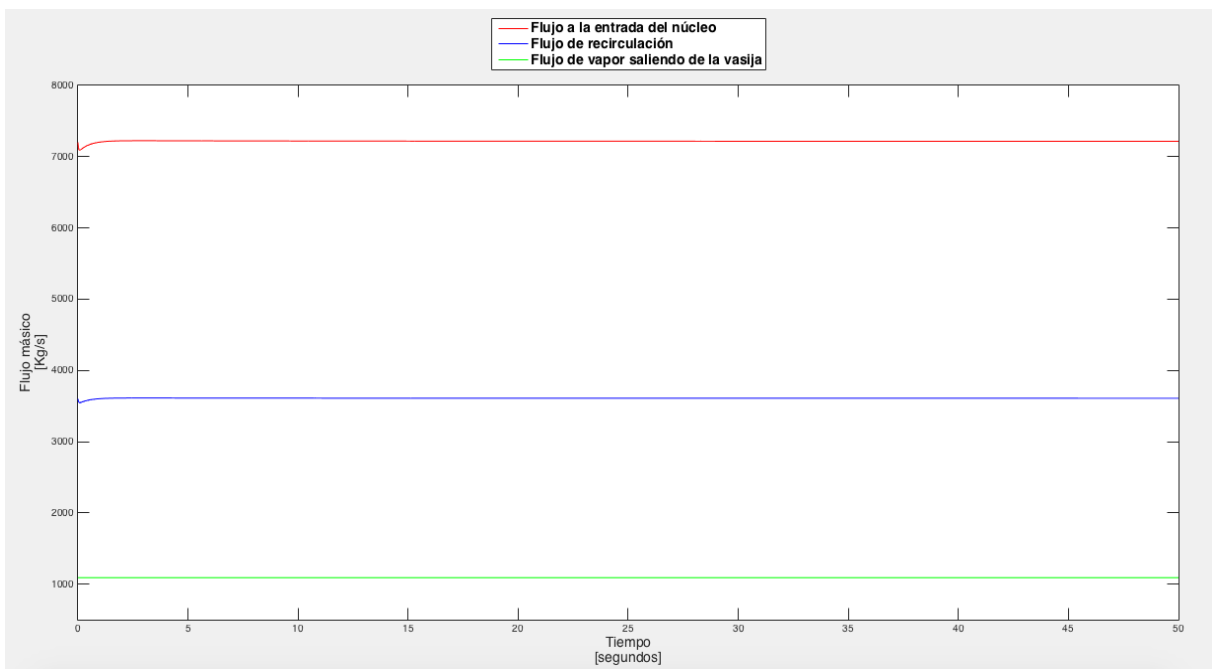
Gráfica 5.4.1 Calidad y fracción de vacíos para el canal promedio en estado estable.



Gráfica 5.4.2 Temperaturas en los 4 nodos del ensamble de combustible promedio.



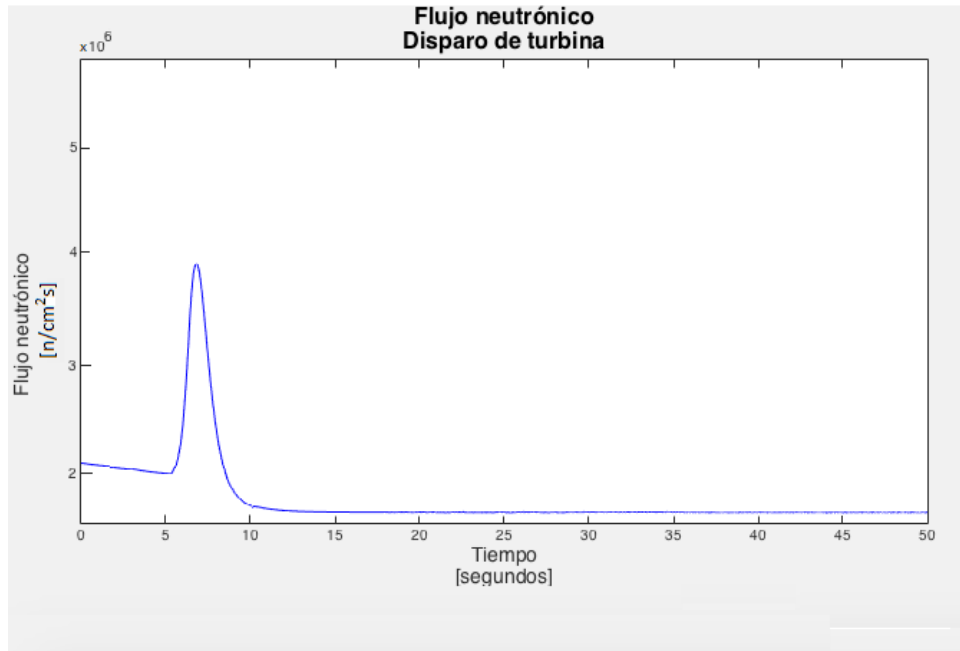
Gráfica 5.4.3 Presión en el núcleo del reactor, domo de vapor, entrada de la línea de vapor y a la entrada de la turbina para estado estacionario.



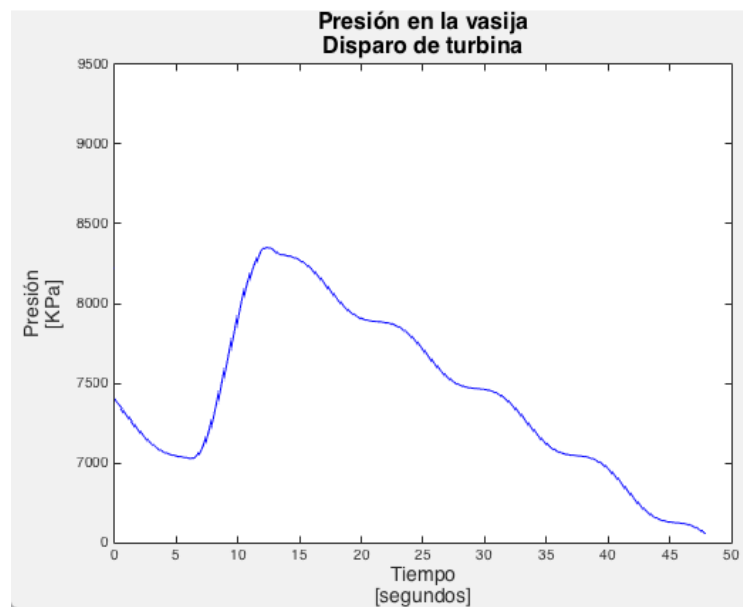
Gráfica 5.4.4 Flujo de refrigerante a la entrada del núcleo, en el lazo de recirculación y flujo de vapor dejando la vasija.

## 5.4.2 Disparo de turbina

En la gráfica 5.4.5 se puede observar el pico en el flujo neutrónico debido al colapsamiento de los vacíos producido por el aumento de presión en el domo de vapor por el disparo de turbina. El ingreso casi instantáneo del SCRAM lleva al reactor a un apagado por lo cual el flujo neutrónico decae considerablemente.

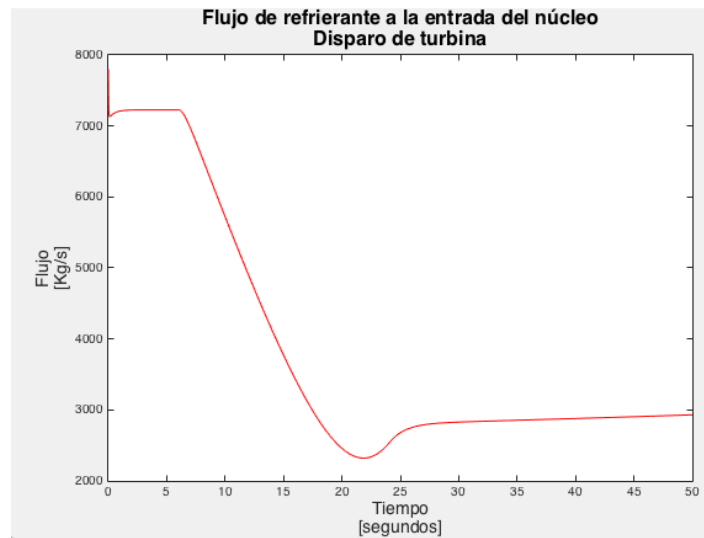


Gráfica 5.4.5 Flujo neutrónico para un disparo de turbina con bypass activado.

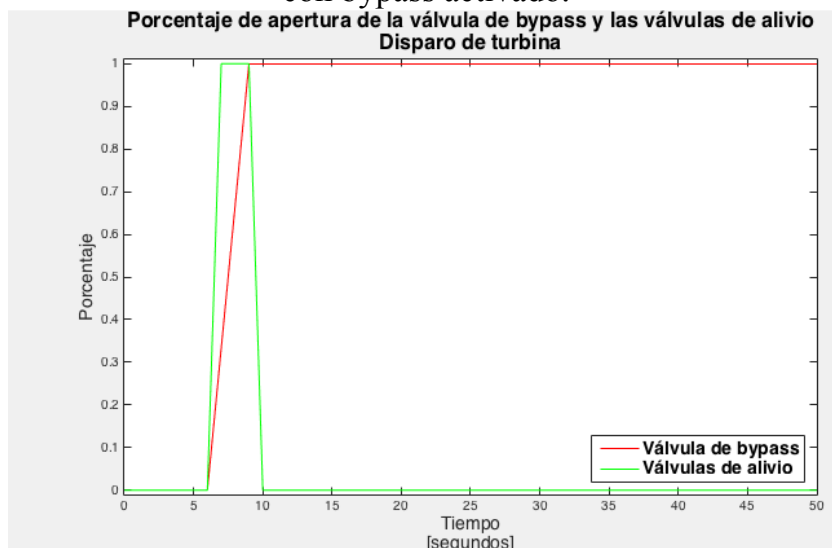


Gráfica 5.4.6 Presión en la vasija del reactor para un disparo de turbina con bypass activado.

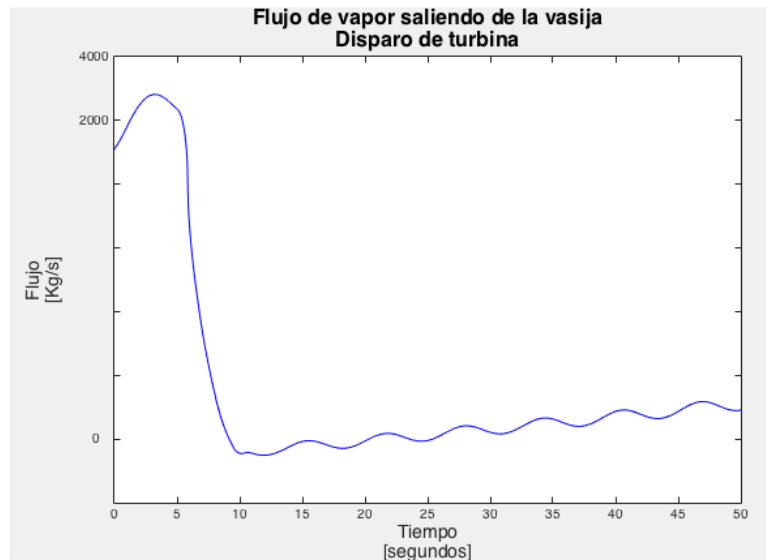
El aumento en la presión del domo de vapor puede ser observado en la gráfica 5.4.6. El disparo de la turbina provoca que el vapor, que debía ser dirigido a la misma, se almacene en la línea de vapor por lo cual hay un aumento en la presión. El disparo de turbina lleva también de la mano un disparo en las bombas de recirculación y agua de alimentación. Esto se ve reflejado en un decremento en el flujo de refrigerante que ingresa al núcleo del reactor, el flujo de recirculación a pesar de que las bombas son apagadas no llega a un valor de cero debido a que existe una inercia mecánica que sigue bombeando refrigerante durante un tiempo ( Gráfica 5.4.7). El accionamiento del bypass y la entrada de las válvulas de alivio ( Gráfica 5.4.8) permiten sacar el vapor de la vasija, que debido al apagado del reactor cada vez es menos ( Gráfica 5.4.9).



Gráfica 5.4.7 Flujo de refrigerante a la entrada del núcleo para un disparo de turbina con bypass activado.

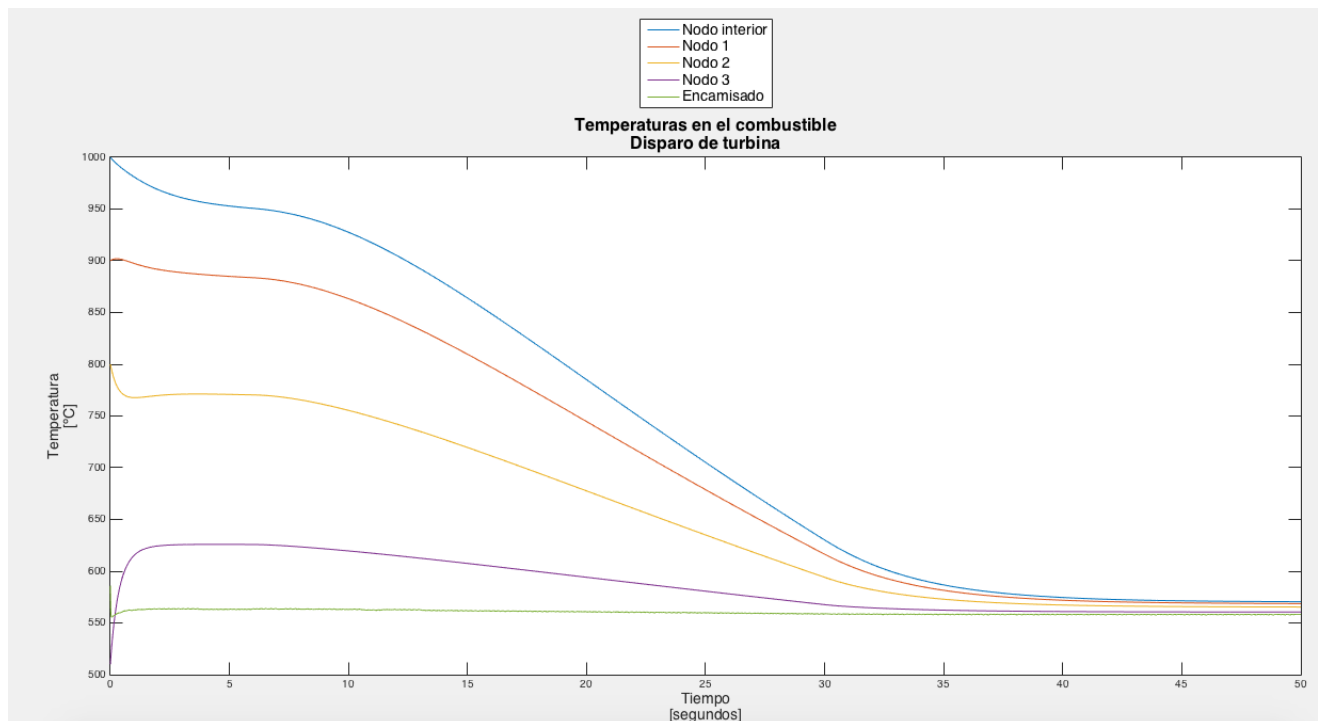


Gráfica 5.4.8 Apertura de la válvula de bypass y las válvulas de alivio para un disparo de turbina con bypass activado.



Gráfica 5.4.9 Flujo de vapor saliendo de la vasija para un disparo de turbina con bypass activado.

La temperatura en el ensamble combustible promedio debido al apagado del reactor debe disminuir conforme el tiempo va pasando después del disparo de turbina ( Gráfica 5.4.10).



Gráfica 5.4.10 Temperatura del ensamble combustible promedio para un disparo de turbina con bypass activado.

## 6. CONCLUSIONES

El modelo desarrollado representa los principales sistemas dentro del reactor, una neutrónica puntual, la transferencia de calor entre el combustible y el moderador, un lazo de recirculación con bombas jet y una línea de vapor. Debido a la forma en como están desarrollados los modelos de cada sistema en este pequeño simulador es posible representar reactores BWR con distintas características geométricas simplemente modificando los valores correspondientes de áreas, longitudes y hasta factores de pérdidas, sin la necesidad de modificar el modelo matemático.

Como primer paso fue necesario programar de forma independiente cada modelo y verificar su correcto funcionamiento, tomando todas las entradas a cada modelo como variables fijas y obteniendo tendencias aproximadas a las deseadas de acuerdo a las características del reactor de la Central de Laguna Verde. En algunos de los modelos el comportamiento deseado era obtenido sin mayores contratiempos, principalmente en los sistemas en los que se contaba con todos los valores geométricos y físicos (volúmenes de refrigerante en ciertas partes del reactor, flujos de refrigerante, presiones, etc.).

Para otros modelos, la mayoría de ellos, existió la necesidad de inferir algunos valores de longitudes y áreas, obtener valores equivalentes debido a la simplificación de los sistemas (una sola bomba jet que representa a las 10 de un lazo de recirculación del reactor de la CLV, una sola línea de vapor en lugar de 2, etc.). El reto para estos modelos fue el analizar de que forma afectaban cada una de las simplificaciones al sistema y el por qué aun ingresando valores “coherentes”, el sistema no tenía el comportamiento deseado, una vez comprendiendo el efecto físico de cada valor era posible solucionar los errores encontrados.

El siguiente reto fue el obtener un comportamiento integral de los modelos, se obtuvieron comportamientos casi erráticos en la primer prueba debido a que al ser probados de forma individual los valores de entrada eran constantes, pero al ser conectados los modelos esos valores constantes pasaban a ser variables calculadas dentro de algún modelo y que cambian de acuerdo al comportamiento conjunto. Al encontrar este inconveniente fue necesario planear un paso intermedio entre las pruebas individuales y el modelo integral, esto se logró dividiendo los modelos de acuerdo a la parte del reactor en el que se encuentran; la vasija del reactor, el lazo de recirculación, línea de vapor y núcleo del reactor. Con este nuevo grupo de sistemas se pudo probar el comportamiento conjunto de los modelos y corregir las fallas correspondientes a cada sistema, teniendo un número menor de variables que verificar. En esta parte del proceso la comprensión de las interacciones existentes dentro de cada sistema permitía encontrar los errores y corregirlos. Los factores de pérdidas en el lazo de recirculación y las curvas del comportamiento de las bombas de recirculación fueron los elementos que presentaron un mayor desafío.



Una vez se contó con los sistemas verificados se procedió de nueva forma a obtener un modelo integrado, en esta ocasión los errores encontrados fueron los menos y su corrección fue más fácil de lograr, siguiendo un proceso similar de encontrar las interacciones entre los sistemas y verificar las variables importantes.

El estado estable del modelo puede ser útil para visualizar como la energía obtenida del proceso de fisión es transferida al refrigerante y existe una generación de vapor. Observar de qué manera las bombas de recirculación cambian la velocidad del flujo de refrigerante que entra al núcleo del reactor, cambiando el área de flujo o el número de bombas en el reactor. El transitorio del disparo de turbina puede ser un muy buen ejercicio para visualizar la injerencia de variables como la cantidad de vapor que pasa por el bypass, el tiempo de respuesta de las SRV's o la cantidad de vapor que puede pasar a través de ellas, el tiempo de apagado de las bombas de recirculación, entre otras más.

El proceso de modelado, programación y corrección de las ecuaciones diferenciales se presenta como un excelente medio para obtener una comprensión más sólida de los fenómenos que ocurren dentro de un reactor nuclear. De igual forma es un método eficaz para reforzar conocimientos básicos en termodinámica, transferencia de calor, conservación de energía, ecuaciones diferenciales, entre otros temas.

Todos los modelos del simulador son funcionales, sin embargo pueden ser mejorados. El modelo del combustible puede ser mejorado o se puede agregar el efecto del quemado, agregar un modelo para las barras del combustible y su efecto en la reactividad. Hacen falta los sistemas de control del reactor (potencia, reactividad, flujo, nivel, presión, etc.) y a partir de su implementación se pueden agregar los sistemas de emergencia: Sistema de Rocío del Núcleo a Alta Presión (HPCS), Sistema de Despresurización Automática (ADS), Sistema de Rocío del Núcleo a Baja Presión (LPCS), Inyección de Refrigerante a Baja Presión (LPCI) y el Sistema de Veneno Líquido (SLCS). Un modelo mejorado del calor de decaimiento también puede ser implementado y la producción y efecto de los productos de fisión en la reactividad mejorado.

La ventaja al mejorar o agregar modelos para cualquiera de los sistemas mencionados es que no es necesario modificar todo el simulador, sólo desconectar el modelo antiguo y conectar el nuevo modelo o, si se desarrolla un modelo no existente en el simulador, conectarlo con algún modelo asociado ya existente.

Como trabajo a futuro también se puede desarrollar un entorno gráfico para el simulador, con controles para algunas variables de importancia (flujo de agua de alimentación, potencia del reactor, etc.) y gráficas en tiempo real de los efectos causados por el cambio de dichas variables. Una adecuación que podría ser de gran uso sería la implementación del módulo Projects de Simulink [20]. Projects es una herramienta de manejo o administración de proyectos colaborativos, permite el control

de versiones, accesos directos a operaciones comunes, documentación del proyecto, administración de archivos y búsqueda dentro de los mismos.

## ACRÓNIMOS Y DEFINICIONES

AOO	Eventos operacionales esperados.
ADS	Sistema de Despresurización Automática.
ATWS	Transitorios Anticipados sin SCRAM.
BE	Término aplicado a estimaciones imparciales que tienen una varianza mínima.
BPV	Válvula de Bypass de la Turbina
Bulkwater	Región de bulto.
BWR	Reactor de Agua en Ebullición
Bypass	Válvula instalada en la línea de vapor la cual presenta una derivación que permite desahogar vapor hacia el condensador.
Carryunder	Cantidad descendente de refrigerante que sale del separador arrastrada por el vapor.
CLV	Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde.
DBA	Accidente Base de Diseño.
Downcomer	Anillo que envuelve al núcleo, representa una línea de bajada para el refrigerante dentro del reactor.
FSAR	Reporte Final de los Análisis de Seguridad.
Gap	Espacio entre el combustible y el encamisado.
GE	General Electric.
GUI	Interfaces de Usuario.
HPCS	Sistema de Rociado del Núcleo a Alta Presión.
HRA	Análisis de Confiabilidad Humana.
IAEA	Agencia Internacional de Energía Atómica.
IDE	Entorno de Desarrollo Integrado.
LPCS	Sistema de Rociado del Núcleo a Baja Presión.
ODYN	Código hecho por General Electric con base en los modelos desarrollados por Linford para la simulación y licenciamiento de reactores tipo BWR.
RCPB	Frontera de Presión del Refrigerante del Reactor.
RHR – LPCI	Sistema de Inyección al Núcleo a Baja Presión.
RPT	Disparo de Bombas de Recirculación.
SCRAM	Apagado de emergencia del reactor.
SIMULATE-3	Código para la simulación neutrónica del núcleo de un reactor en 3D en condiciones de operación estacionaria. Calcula reactividad, límites térmicos, distribuciones de potencia, quemado del combustible, etc.
SLCS	Sistema de Veneno Líquido de Reserva.
SRV	Válvula de Alivio y Seguridad
TRAC-BF1	Código de mejor estimación que permite el análisis de rango completo de los accidentes postulados para un reactor tipo BWR y sus sistemas asociados.
TSV	Válvula de Paro de la Turbina.

## BIBLIOGRAFÍA

1. Linford, R. B., “Analytical Methods of Plant Transient Evaluations for the General Electric Boiling Water Reactor”, Licensing Topical Report, General Electric, 1985.
2. International Atomic Energy Agency, 2003, “Means of evaluating and improving the effectiveness of training of nuclear power plant personnel”, IAEA-TECDOC-1358. Agencia Internacional de Energía Atómica, Vienna.
3. William R. Nelson, “REACTOR: An Expert system for Diagnosis and Treatment of Nuclear Reactor Accidents”, *AAAI-82 Proceedings*, (1982).
4. World Nuclear Association's Licensing & Permitting Task Force, “Licensing and Project Development of New Nuclear Plants”, *WNA Report*, (2013).
5. Cabellos, O., Ahnert, C., Cuervo, D., Education and Training of Future Nuclear Engineers at DIN: From Advanced Computer Codes to an Interactive Plant Simulator
6. Matlab Lenguaje de Cálculo, <https://es.mathworks.com/products/matlab/index.html>
7. Simulink Toolbox de Matlab, <https://es.mathworks.com/products/simulink/>
8. El – Wakil, M. M., “Nuclear Heat Transport”, International Textbook Company, 1971.
9. Robinson, C. H., “Performances Tests of Axid Flow Primary Steam Separators”, APED-4762, Enero 1965.
10. Sistemas Primarios de un BWR Tema 2, [http://www.cnsns.gob.mx/sites/all/curso\\_bwr/Tema2.pdf](http://www.cnsns.gob.mx/sites/all/curso_bwr/Tema2.pdf)
11. Comisión Federal de Electricidad, “Curso Tecnología CLV”, Vasija del Reactor y sus Componentes Internos.
12. Vallejo Quintero Julio A., Tesis de Maestría en Ingeniería, “Estudio de Transitorios para el Análisis de Recargas de Combustible de la Nucleoeléctrica Laguna Verde”, Universidad Nacional Autónoma de México, 2015.
13. Final Safety Analysis Report, Central Nuclear Laguna Verde, tabla 4.4-8.
14. Final Safety Analysis Report, Central Nuclear Laguna Verde, tabla 4.2-4.
15. Final Safety Analysis Report, Central Nuclear Laguna Verde, tabla 5.4-1.
16. NRC Glossary. <http://www.nrc.gov/reading-rm/basic-ref/glossary/transient.html>
17. IAEA Glossary. <https://www.iaea.org/ns/tutorials/regcontrol/intro/glossaryp.html>
18. Jorge Solis, Kostadin N. Ivanov y Baris Sarikaya, “Boiling Water Reactor Turbine Trip (TT) Benchmark”, Nuclear Engineering Program, The Pennsylvania State University, 2001.
19. “Final Safety Analysis Report on-line”, Laguna Verde.
20. Projects de Simulink, <https://es.mathworks.com/discovery/simulink-projects.html>

## Apéndice.

### Implementación de los modelos matemáticos en MATLAB y Simulink

Para la programación e implementación de los modelos desarrollados en la presente tesis se hizo uso de la versión 2015a de MATLAB en un sistema operativo MAC OS X Yosemite. A continuación se presentarán algunas de las implementaciones en código y en bloques de Simulink de los modelos.

En la figura A.1 se puede observar que para la cinética puntual se programaron los 6 grupos de energía, para cada uno de ellos se implemento la ecuación 1.2. La implementación de la ecuación 1.1 (bloque en el lado derecho de la imagen) y su posterior integración dan como resultado el flujo neutrónico en el reactor.

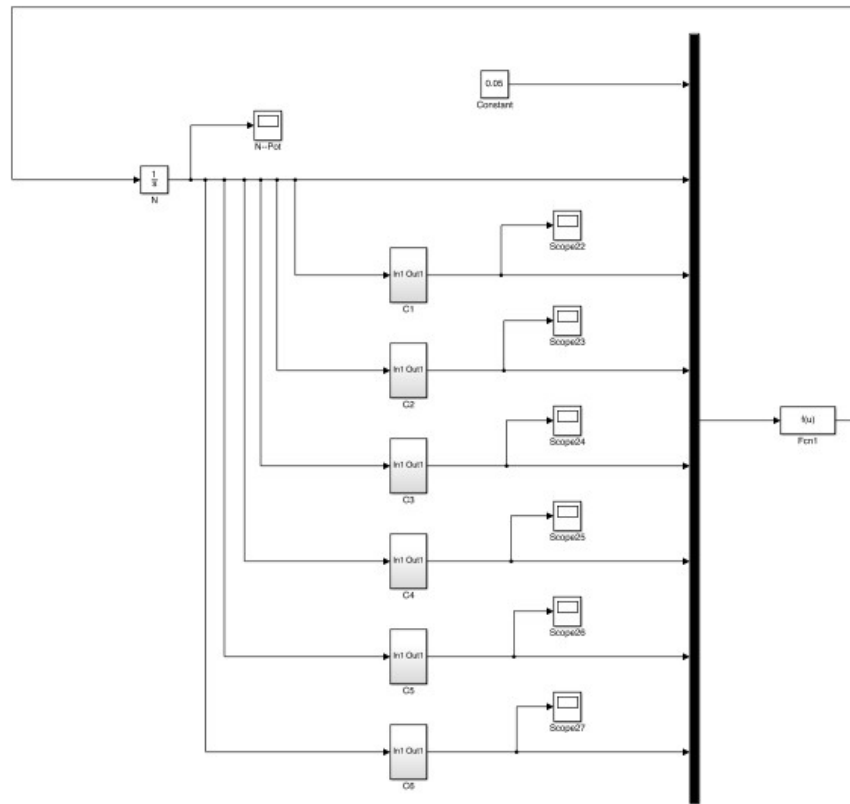


Figura A.1 Cinética puntual con 6 grupos de energía.

Al aplicar las ecuaciones 1.3 y 1.4 se obtiene la concentración de I-135 y Xe-135 que se tienen por la operación del reactor (figura A.2). De una forma similar con las ecuaciones 1.5 y 1.6 se obtiene la concentración del Pm-149 y el Sm-149. En ambos casos se utilizaron solamente bloques de Simulink.

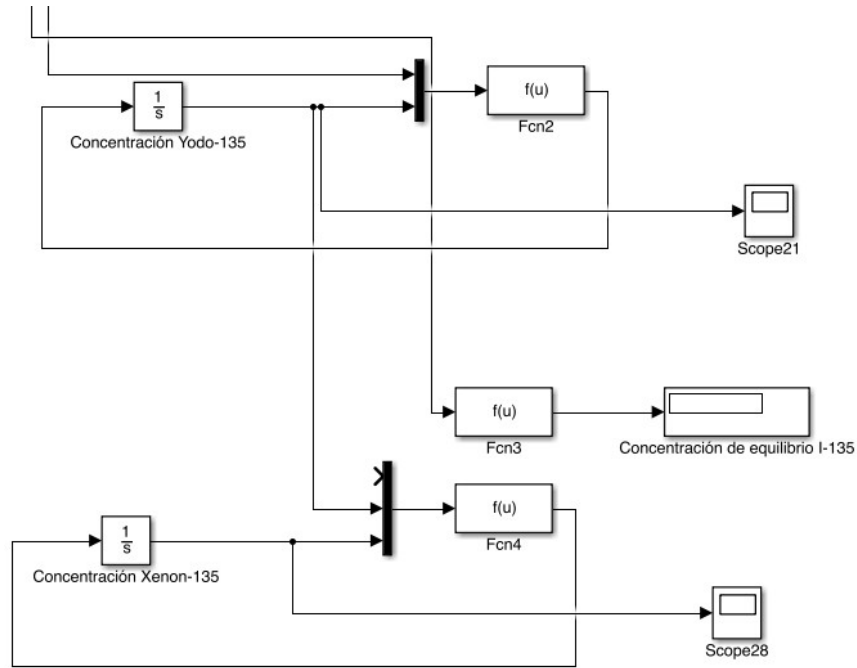


Figura A.2 Concentración de I-135 y Xe-135.

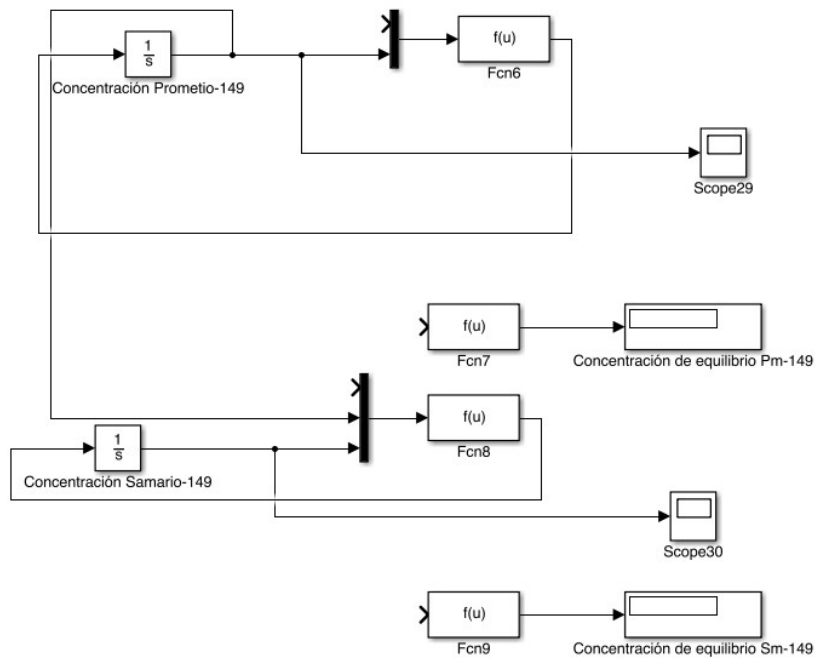


Figura A.3 Concentración del Pm-149 y Sm-149

Para el combustible se pone como ejemplo la implementación de la ecuación 2.10 figura A.4. Para su uso es necesario escribir dos pequeños bloques de código: uno para obtener el  $C_p$  del Oxido de Uranio de acuerdo a la temperatura del combustible y otro para obtener la conductividad térmica del encamisado. Para las temperaturas de los nodos centrales del combustible de igual forma es necesario escribir un bloque de código para obtener la conductividad térmica del Oxido de Uranio.

Para la conductividad térmica del combustible:

```
function KUO2 = kuo2(T) % en °K
    T = (T - 273.15)*1.8 + 32; % a °F
    KUO2 = (3978.1/(692.61 + T)) + 6.02366e-12*(T + 460)^3; % unidades
    inglesas Btu/(h ft °F)
    KUO2 = KUO2 * 1.730735; % conversión a unidades SI J/(s m °K)
end
```

Para el Cp del combustible:

```
function CpUO2 = cpuo2(T) % en °K
    T = (T - 273.15)*1.8 + 32; % a °F
    x = exp(6.25-(42659/(1.987*((5*T/9)+255.22))));
    CpUO2 = 0.07622 + 1.16e-6*(5*T/9 + 255.22) + (x/((1+x)^2))*(6.76e-6/
    (1.987*((5*T/9 + 255.22)^2))); % unidades inglesas Btu/(lb °F)
    CpUO2 = CpUO2 * 4186.8; %conversión a unidades SI J/(Kg °K)
end
```

Para la conductividad térmica del encamisado:

```
function KZr = kzr(T) % en °K
    T = (T - 273.15)*1.8 + 32; % a °F
    KZr = 7.151 + (2.472e-3*T) + (1.674e-6*T^2) - (3.334e-10*T^3); %
    unidades inglesas Btu/(h ft °F)
    KZr = KZr * 1.730735; % conversión a unidades SI J/(s m °K)
end
```

Para el Cp del encamisado:

```
function CpZr=cpzr(T) % en °K
    T = (T - 273.15)*1.8 + 32; % a °F
    CpZr = 0.068605 + 2.3872e-5*((T-32)/1.8); % unidades inglesas Btu/(lb
    °F)
    if T>=1175; CpZr = 0.085; end;
    CpZr = CpZr * 4186.8; % conversión a unidades SI J/(Kg °K)
end
```

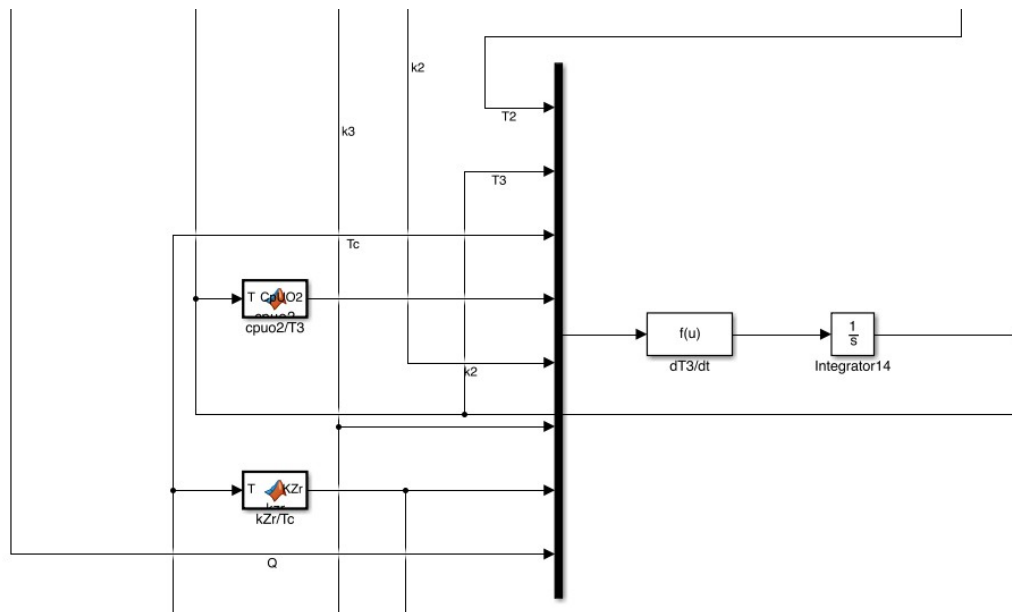


Figura A.4 Ejemplo de bloques para obtener un nodo de temperatura del combustible.

Las ecuaciones 3.15 y 3.16 permiten el cálculo de la calidad instantánea de salida del núcleo y el flujo de vapor que sale del núcleo (figura A.5). Para este bloque fue necesario escribir un bloque de código para hacer el cálculo:

```
function [Xbc,m1x] = fcn(QB, l, deltax, m31, Mfc, dhf1, Mgc, dhg1, VBC,
hfg1, vfg1, dvf1, dvg1, dP1)

    Xbc = (QB - (l*deltax*m31) - ((Mfc*dhf1 + Mgc*dhg1 - VBC) -
(hfg1/vfg1)*(Mfc*dvf1 + Mgc*dvg1))*dP1)/(hfg1*m31);

    m1x = Xbc*m31;
```

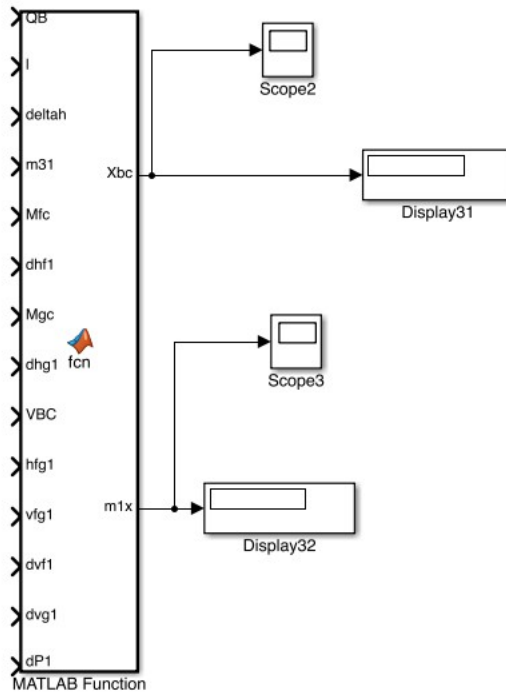


Figura A.5 Cálculo de la calidad instantánea y el flujo de vapor a la salida del núcleo.

De una forma similar se calcula la presión en el nodo del núcleo y el pleno inferior con la ecuación 3.12 (figura A.6) . Para obtener los valores de las propiedades termodinámicas del refrigerante con el cambio de presión del nodo se usó el bloque “Look up Table”, el cual permite agregar una tabla de datos que será usada para interpolar los valores de la propiedad. El código correspondiente al bloque de Simulink es:

```
function dP1 = fcn (QB, m11, m21, hfg1, vf1, vfg1, m31, mcs, l, deltax,
hf, hcs, Mfc, Mfp, dhf1, Mgc, Mgp, dhg1, vBC, vP, dvf1, dvg1)

    m3s = m11 + m21;
    a = (QB - (m11*hfg1) + ((vf1/vfg1)*hfg1*(m31-m3s+mcs)) - (l*m31*deltax)
- mcs*(hf - hcs));
    D1 = (((Mfc + Mfp)*dhf1) + ((Mgc + Mgp)*dhg1) - (vBC + vP)) -
((hfg1/vfg1)*(((Mfc + Mfp)*dvf1) + ((Mgc + Mgp)*dvg1)));

    dP1 = a / D1;
```



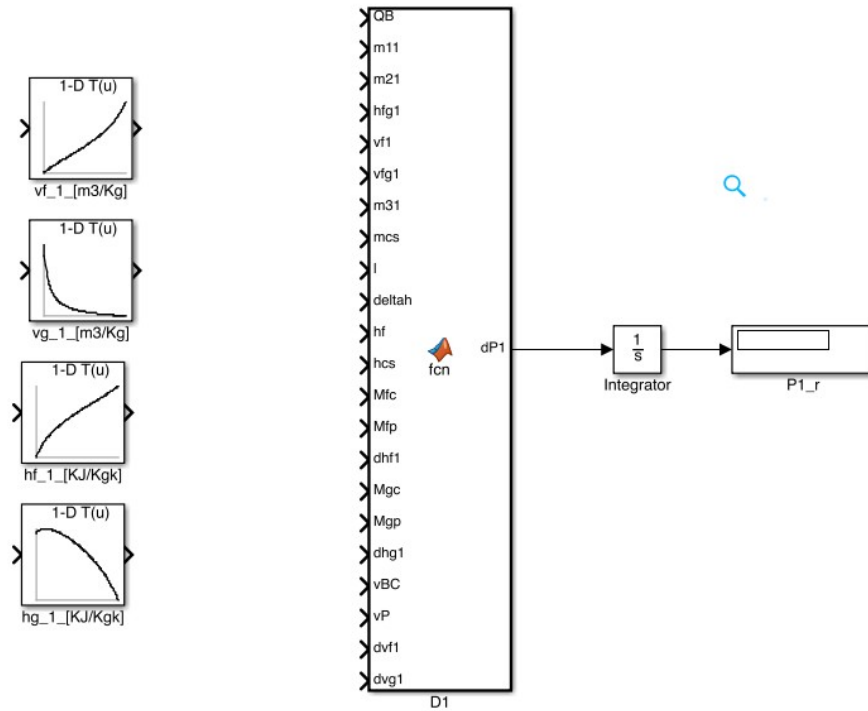


Figura A.5 Calculo de la presión en el nodo del núcleo y el pleno inferior.

Con la ecuación 3.1 se obtiene la masa de refrigerante subenfriado en la región del núcleo del reactor (Figura A.6). El código correspondiente es:

```
function dMsc = fcn (l, deltah, m31, Qs, Msc, hsc, dhsc, vl, dP1, hf1)
    dMsc = (((1 - l)*deltah*m31) - Qs + (Msc*(dhsc - vl*dP1))) / (hf1 - hsc);
```

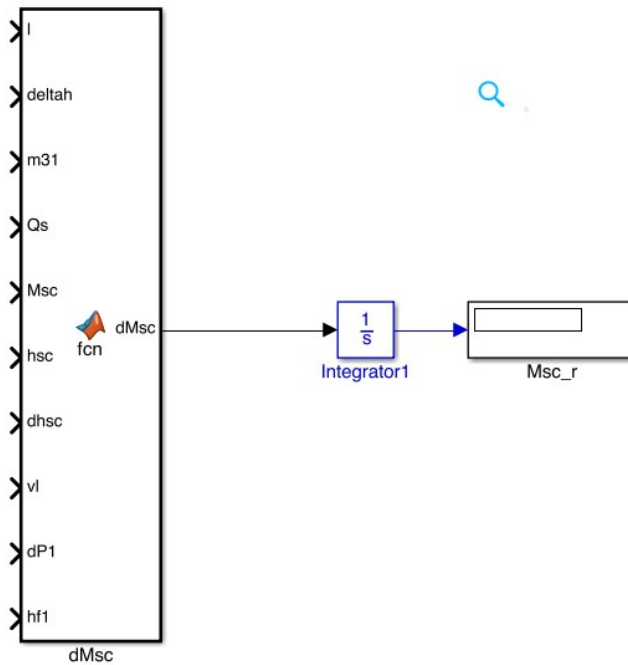


Figura A.6 Calculo de la masa de refrigerante subenfriado en el núcleo.

Los balances de masas (figura A.7) fueron implementados haciendo uso solamente de bloques de Simulink, mientras que la tasa de condensación en el carryunder de la ecuación 3.57 (figura A.8) si necesito de la programación de un pequeño bloque.

Para la tasa de condensación del carryunder:

```
function mgfb = fcn(hfg2, dhf2, dhg2, Mgb, Mfb, Vgb, Vfb, dP2)
```

$$mgfb = (1/hfg2)*(Mgb*dhg2 + Mfb*dhf2 - (Vgb + Vfb))*dP2;$$

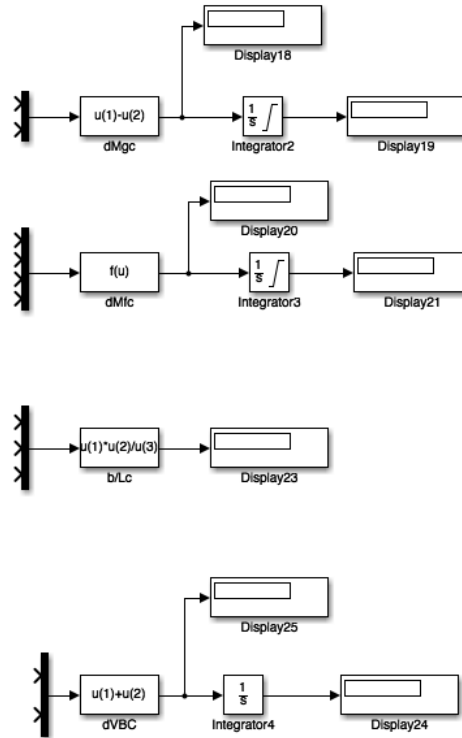


Figura A.7 Bloques de Simulink para algunos balances de masas.

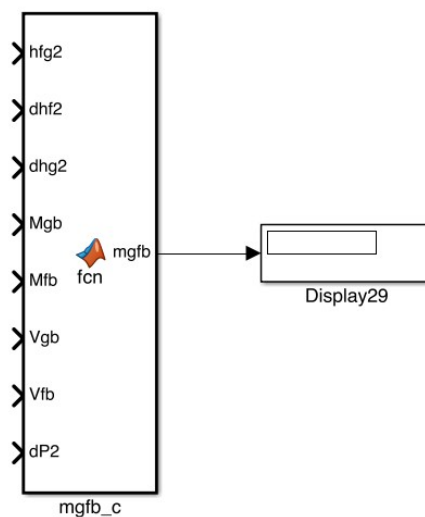


Figura A.8 Calculo de la tasa de condensación en el carryunder.

Con la ecuación 3.51 se calcula la presión en el domo de vapor (figura A.9), el código correspondiente al bloque es:

```
function dP2 = fcn (vfg2, vf2, vg2, hfg2, dvf2, dvg2, dhf2, dhg2, m22,
m23, m12, m13, mCu, Mfb, Mfs, Mgd, Mgb, V2)

a = (hfg2/vfg2)*(vf2*(m22-m23) + vg2*(m12-m13-mCu));
D2 = ((Mfb + Mfs)*dhf2 + (Mgd + Mgb)*dhg2 - V2) - (hfg2/vfg2)*((Mfb +
Mfs)*dvf2 + (Mgd + Mgb)*dvg2);
dP2 = a/D2;
```

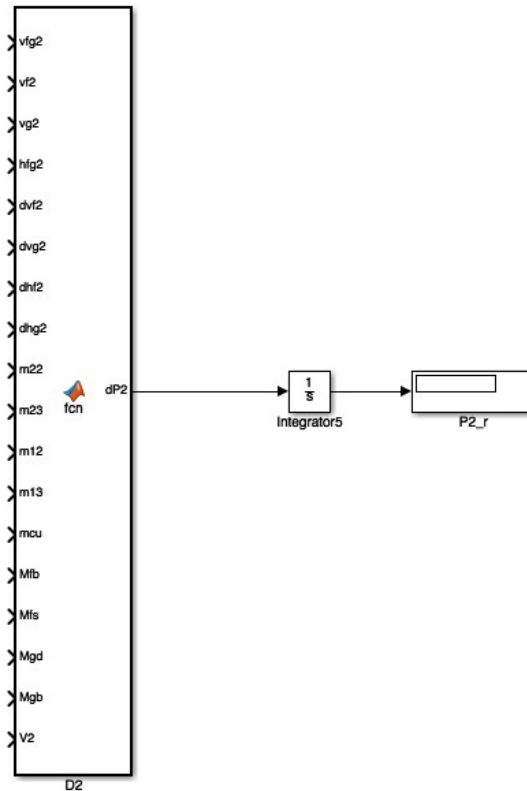


Figura A.9 Cálculo de la presión en el domo de vapor.

Para el cálculo del mapa de vacíos en el núcleo se cuenta con dos escenarios: uno estacionario y otro transitorio. Para el caso estacionario se hace uso de la ecuación 3.25 para el cálculo local de la calidad en cada uno de los 24 nodos del combustible (figura A.10). Para el caso transitorio se cuentan con dos modelos, la ecuación 3.35 con una constante de tiempo lineal (figura A.11) y la ecuación 3.41 con un sistema con amortiguamiento (figura A.12).

El código para el estado estacionario es:

```
function [hk, qk, keb, mfk, mgk, xk, alfak, mfg] = fcn(Q, m31, h31, hf, hfg, vf, vg)
k = 24; % número de nodos axiales
qk = Q/24;

h = 1:24;
mev = 1:24;
mfs = 1:24;
mgs = 1:24;
```

```

xs = 1:24;
alfa = 1:24;
cont = 0;
for i = 1:k
    h(i) = h31 + ((1/m31)*qk*i);
    if h(i) >= hf
        cont = cont + 1;
        mev(i) = qk/hfg;
        if i > 1
            mfs(i) = mfs(i-1) - mev(i);
            mgs(i) = mgs(i-1) + mev(i);
        else
            mfs(i)=m31;
            mgs(i)=0;
        end
        xs(i) = mgs(i)/m31;
        alfa(i) = 1/((1-((1-(1/xs(i)))/((vg/vf)^0.67)))^(1/
((vg/vf)*0.1)));
        h(i) = (hf*mfs(i) + (hf+hfg)*mgs(i))/m31;
    else
        cont = 0;
        mev(i) = 0;
        mfs(i) = m31;
        mgs(i) = 0;
        xs(i) = 0;
        alfa(i) = 0;
    end
end

end

keb = 24 - cont;
hk = h;
mfk = mfs;
mgk = mgs;
xk = xs;
alfak = alfa;
mfg = mev;

```

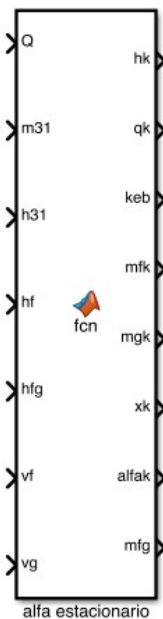


Figura A.10 Mapa de vacíos en estado estacionario.

Para el mapa de vacíos con una constante lineal:

```
function [dalfask,tbsk,fk] = fcn(keb,vf,m310,m31,xk,alfak,alfask)
k = 24;
Ac = 0.00013;
ka1 = -1;

dalfas = 1:24;
TBSk = 1:24;
f = 1:24;

for i = 1:k
    TBSk(i) = ((3.81-(0.15875*keb))*Ac*(1-alfak(i)))/(m31*vf*(1-xk(i)));
    dalfas(i) = (2/TBSk(i))*(alfak(i) - alfask(i) + ka1*(m31-m310));
    f(i)= alfak(i) + ka1*(m31-m310);
end
tbsk = TBSk;
dalfask = dalfas;
fk = f;
```

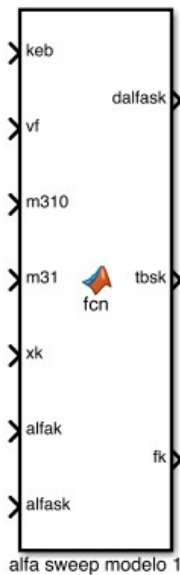


Figura A.11 Modelo transitorio para el mapa de vacíos con una variable lineal.

Para el modelo del mapa de vacíos transitorio con amortiguamiento:

```
function segdalfas = fcn(fk,tbsk,keb,alfak,primdalfas)

k = 24;
psi = 0.1;
Tk = 1:24;
segdalfask = 1:24;
tbsprom = 0;
for i = keb:k
    tbsprom = tbsprom + tbsk(i);
end

tbsprom = tbsprom/(k-keb);
kalf3 = tbsprom / tbsk(24);
```

```

for i = 1:k
    Tk(i) = tbsk(i)/kalf3;
    segdalfask(i) = (fk(i)/(Tk(i))^2) - (alfak(i)/(Tk(i))^2) -
    (((2*psi)/Tk(i))*primdalfas(i));
end
segdalfas = segdalfask;

```

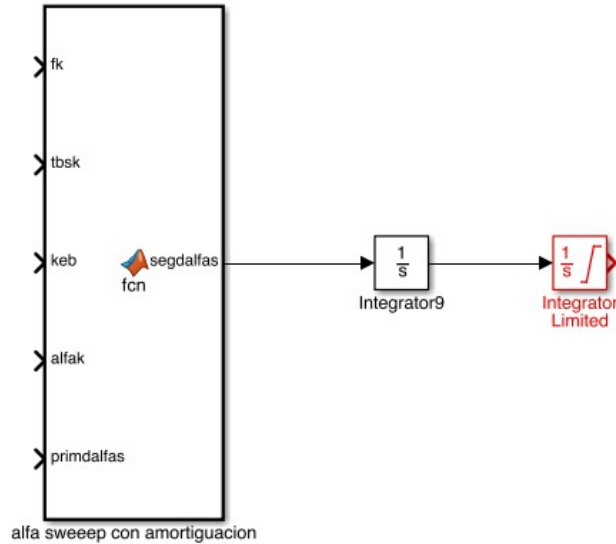


Figura A.12 Modelo transitorio para el mapa de vacíos con amortiguación.

Para el cálculo de las presiones en la línea de vapor se implementaron las ecuaciones 3.66 y 3.67, en la figura A.13 se puede observar que en su implementación no requirió la programación de código.

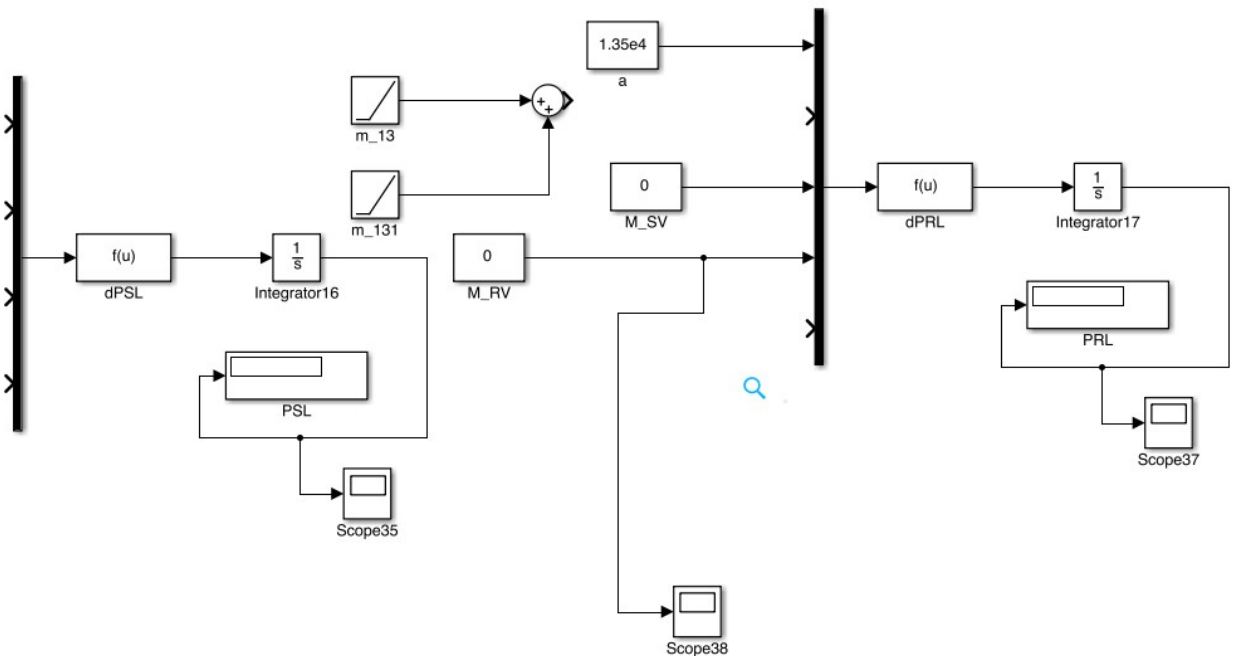


Figura A.13 Presiones en la línea de vapor.

En el lazo de recirculación para el cálculo de la presión en el downcomer, la presión a la entrada de la bomba jet, la presión a la entrada de la bomba de recirculación y el flujo de recirculación de la bomba se hizo uso de un solo bloque de Simulink (figura A.14), en el cual se implementaron las ecuaciones 3.88, 3.89 y 3.90. El código correspondiente a este bloque es:

```
function
[Pdwn1,Pdwn2,Pjet1,Pjet2,Pv1,Pv2,Pm1,kmd1,Amd1,Pm2,kmd2,Amd2,dmd1,dmd2] =
fcn(P2,Rob,DZblv,lb,Ab,dmrl1,dmrl2,Kb,mrl1,mrl2,Ksct,Asct,msct1,msct2,Kdwn,m
d1,md2,DPb1,DPb2,Ror,Knoz,Ath,ldwn,Adwn,lrl,Arl)

Anoz = (Ath - Asct)*20;

% Presiones

Pdwn1 = P2 + ((9.81*Rob*DZblv) - (lb/Ab)*dmrl1 - Kb*mrl1^2);
Pdwn2 = P2 + ((9.81*Rob*DZblv) - (lb/Ab)*dmrl2 - Kb*mrl2^2);
Pjet1 = Pdwn1 - (Ksct - (1/(2*Rob*(Asct*10)^2)))*msct1^2;
Pjet2 = Pdwn2 - (Ksct - (1/(2*Rob*(Asct*10)^2)))*msct2^2;
Pv1 = Pjet1 + Kdwn*md1^2 + DPb1;
Pv2 = Pjet2 + Kdwn*md2^2 + DPb2;

lA = (ldwn/Adwn) + (lrl/Arl);

% md1
Pm1 = Pdwn1 + DPb1 - Pjet1;
kmd1 = (Kdwn + Knoz)*md1^2;
Amd1 = md1^2/(2*Ror*(Anoz*10)^2);
dmd1 = (Pm1 - kmd1 - Amd1)/lA;

% md2
Pm2 = Pdwn2 + DPb2 - Pjet2;
kmd2 = (Kdwn + Knoz)*md2^2;
Amd2 = md2^2/(2*Ror*(Anoz*10)^2);
dmd2 = (Pm2 - kmd2 - Amd2)/lA;
```

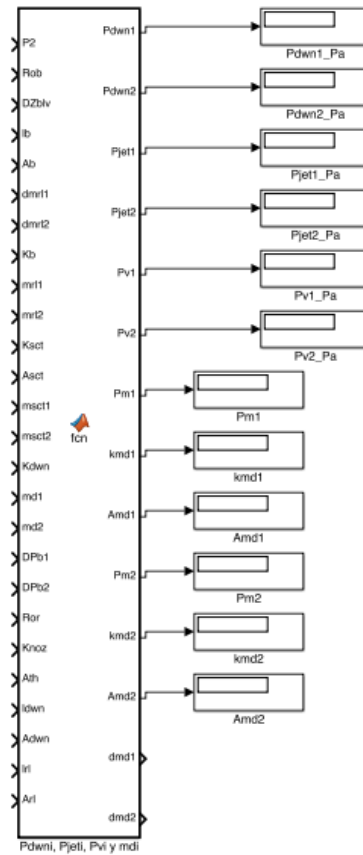


Figura A.14 Presiones en el lazo de recirculación.

Con la ecuación 3.101 se calcula el delta de presión de la bomba de recirculación (figura A.15). El código correspondiente es:

```
function [DPjet1,DPjet2] = fcn(md1,md2,mrl1,mrl2,Asct,Ath,Ror)
```

```
Anoz = (Ath - Asct)*17;
```

```
msct1 = mrl1 - md1;
```

```
msct2 = mrl2 - md2;
```

```
DPjet1 = ((md1^2/Anoz)+(msct1^2/Asct)-(mrl1^2/Ath))/(9.81*Ror*Ath);
```

```
DPjet2 = ((md2^2/Anoz)+(msct2^2/Asct)-(mrl2^2/Ath))/(9.81*Ror*Ath);
```

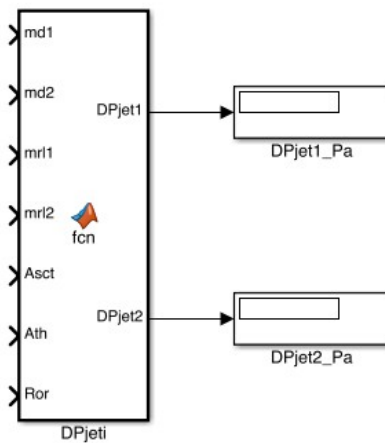


Figura A.15 Delta de presión en la bomba de recirculación.



En el caso de los transitorios es necesario modelar el comportamiento de la bomba de recirculación, principalmente el fenómeno que se presenta cuando se apaga la bomba pero aún existe un flujo de refrigerante debido a el impulso con el que cuenta la bomba figura (A.16).

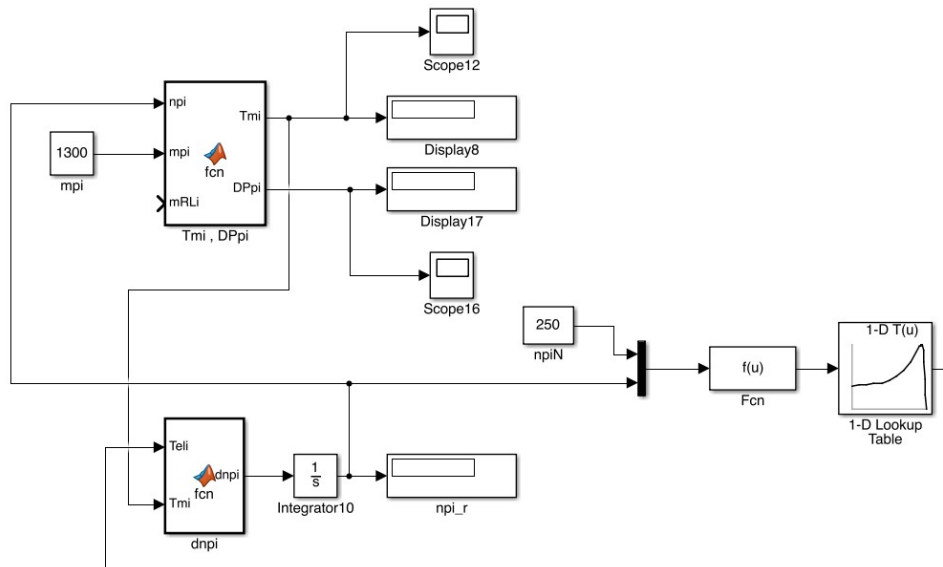


Figura A.16 Modelo de la bomba de recirculación.

Haciendo uso de la ecuación 3.95 se puede obtener entonces el flujo total que empuja el lazo de recirculación (figura A.17). El código correspondiente es:

```
function[mdmrl1,mdmrl2,msct1,msct2]=
fcn(mrl1,mrl2,DPjet1,DPjet2,P2,P1,Ror,DZdif,Rob,DZblv,Roc,DZc,Rop,DZpl,Klp,Kc,m31,Kb,Kdif,Ath,Ksct,Asct,md1,md2,lc,Ac,ldif,Adif,llp,Alp,lb,Ab,N1,N2)

msct1 = mrl1 - md1;

msct2 = mrl2 - md2;

Pr11 = DPjet1 + P2 - P1;

Pr12 = DPjet2 + P2 - P1;

DZ = 9.81*(Ror*DZdif + Rob*DZblv - Roc*DZc - Rop*DZpl);

km31 = (Klp + Kc)*(m31^2);

kmrl1 = (Kb + Kdif + (1/(2*(Ath*N1)^2*Ror)))*(mrl1^2);

kmrl2 = (Kb + Kdif + (1/(2*(Ath*N2)^2*Ror)))*(mrl2^2);

Amsct1 = (Ksct + (1/(2*(Asct*N1)^2*Rob)))*(msct1^2);

Amsct2 = (Ksct + (1/(2*(Asct*N2)^2*Rob)))*(msct2^2);

A1 = ((ldif*N1)/(Adif*N1)) + (llp/Alp) +(lb/Ab);

A2 = ((ldif*N2)/(Adif*N2)) + (llp/Alp) +(lb/Ab);

%B1 = N1*(lc/Ac);
```

```

B1 = (lc/Ac);
%B2 = N2*(lc/Ac);
B2 = (lc/Ac);

C1 = Prl1 + DZ - km31 - kmrl1 - Amsct1;
C2 = Prl2 + DZ - km31 - kmrl2 - Amsct2;

MAB = [A1+B1 B2; B1 A2+B2];

MC = [C1;C2];

Mdmrli = inv(MAB)*MC;

mdmr11 = Mdmrli(1);
mdmr12 = Mdmrli(1);

```

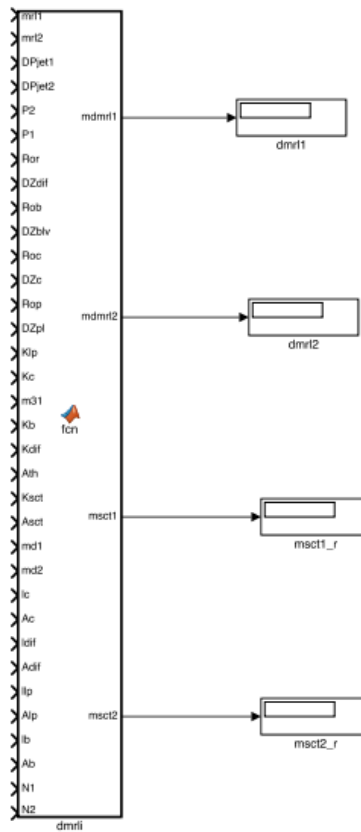


Figura A.17 Flujo de recirculación.