



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

*UNIVERSIDAD NACIONAL
AUTÓNOMA DE
MÉXICO*

**PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO
EN INGENIERÍA**

Facultad de Ingeniería

Estimación del Flujo de Refrigerante
en los Ensamblados de un BWR de
Circulación Natural en Tiempo Real

T E S I S
QUE PARA OBTENER EL GRADO DE:
DOCTOR EN INGENIERÍA
ENERGÍA - SISTEMAS ENERGÉTICOS
P R E S E N T A :
JULIO VALLE HERNANDEZ

Director de Tesis:

DR. JAIME BALTAZAR MORALES SANDOVAL



M E X I C O, D F. 2011

JURADO ASIGNADO:

Presidente: Dr. Juan Luis Francois Lacouture
Secretario: Dr. Jaime Baltazar Morales Sandoval
Vocal: Dra. Cecilia Martín Del Campo Marquez
1er. Suplente: Dr. Arturo Guillermo Reinking Cejudo
2do. Suplente: Dr. Gilberto Espinosa Paredes

Lugar o lugares donde se realizó la tesis:

Laboratorio de Análisis de Reactores Nucleares, Edificio de Posgrado, Facultad de Ingeniería, C.U.
Laboratorio de Simulación de Procesos Energético, Edificio T, UAM – Iztapalapa, México, D.F.

TUTOR DE TESIS:

Dr. Jaime B. Morales Sandoval



FIRMA

Índice General

| | |
|--------------------|-----|
| Índice de Figuras | I |
| Índice de Tablas | III |
| Lista de Acrónimos | IV |

Introducción

Capítulo 1

Reactores BWR de Circulación Natural

| | | |
|-------|---|----|
| 1.1 | Los reactores de agua en ebullición (BWR) | 1 |
| 1.2 | Evolución tecnológica en el diseño de los BWRs | 8 |
| 1.2.1 | Sistemas del reactor | 9 |
| 1.2.2 | Diseño de la contención | 11 |
| 1.3 | Diseño de reactores avanzados | 13 |
| 1.4 | Sistemas pasivos de seguridad y circulación natural | 15 |
| 1.5 | Reactores BWR con sistemas pasivos de seguridad | 17 |
| 1.5.1 | Sistemas pasivos del reactor SWR1000 | 17 |
| 1.5.2 | El económico y simplificado reactor BWR | 19 |
| 1.6 | Circulación natural de refrigerante en el núcleo | 20 |

Capítulo 2

Estimación del Flujo de Refrigerante en los Ensamblados

| | | |
|-----|--|----|
| 2.1 | Antecedentes | 23 |
| 2.2 | Objetivos de la estimación del flujo de refrigerante | 24 |

| | | |
|-------|--|----|
| 2.3 | Diseño de un controlador para estimar el flujo | 25 |
| 2.3.1 | Base de diseño para el control del estimador | 25 |
| 2.3.2 | Alcance del controlador del estimador | 26 |
| 2.4 | Estructura del estimador de flujo | 27 |

Capítulo 3

Desarrollo del Controlador

| | | |
|-------|--|----|
| 3.1 | Planteamiento | 29 |
| 3.2 | El filtro Kalman como controlador | 29 |
| 3.2.1 | Fundamentación matemática del filtro Kalman | 30 |
| 3.2.2 | Desarrollo del algoritmo del filtro Kalman | 32 |
| 3.2.3 | Adecuación del filtro Kalman para aplicarlo al estimador | 34 |
| 3.3 | Aplicación del filtro Kalman al estimador de flujo | 38 |
| 3.4 | Funcionamiento del controlador | 39 |

Capítulo 4

El Modelo del Observador

| | | |
|-------|---|----|
| 4.1 | Definición y características del observador | 41 |
| 4.2 | Diseño del observador: Modelo termohidráulico | 42 |
| 4.3 | Desarrollo del modelo termohidráulico | 44 |
| 4.3.1 | Modelado matemático de la cinética y la termohidráulica | 44 |
| 4.3.2 | Cálculo de la variable de entrada | 46 |
| 4.3.3 | Implementación en Simulink-Matlab | 48 |
| 4.3.4 | Pruebas al modelo del observador | 50 |
| 4.4 | Linealización del modelo del observador | 56 |
| 4.4.1 | Método de linealización | 56 |
| 4.4.2 | Implementación y comprobación del modelo lineal | 58 |
| 4.5 | Resultados | 61 |

Capítulo 5

Modelo Eléctrico Equivalente

| | | |
|-------|---|----|
| 5.1 | Justificación y alcance del modelo equivalente | 63 |
| 5.2 | Planteamiento de las equivalencias | 64 |
| 5.2.1 | Dinámica del refrigerante en reactores con circulación natural | 64 |
| 5.2.2 | Parámetros de diseño requeridos para el modelo equivalente | 65 |
| 5.3 | Desarrollo del modelo eléctrico equivalente | 67 |
| 5.4 | Caracterización del modelo eléctrico con la dinámica del núcleo del reactor | 71 |
| 5.4.1 | Modelo de fuente de corriente controlada por flujo de alimentación | 71 |
| 5.4.2 | Modelo de fuente de corriente controlada por potencia térmica | 73 |
| 5.4.3 | Comprobación de la equivalencia entre sistemas | 75 |
| 5.5 | Implementación y pruebas del modelo | 76 |
| 5.6 | Resultados | 80 |

Capítulo 6

Integración y Evaluación del Estimador

| | | |
|-------|--|----|
| 6.1 | Planteamiento y composición del modelo | 81 |
| 6.2 | Integración del sistema | 83 |
| 6.2.1 | Modelo matricial de la planta | 83 |
| 6.2.2 | Modelo matricial del observador | 84 |
| 6.3 | Aplicación del controlador al sistema | 86 |
| 6.4 | Estimación en estado estacionario | 88 |
| 6.5 | Evaluación dinámica del estimador | 90 |
| 6.5.1 | Variables de entrada y de acoplamiento | 91 |
| 6.5.2 | Implementación y pruebas | 91 |
| 6.6 | Resultados | 94 |

Capítulo 7

Aplicación del Estimador a un BWR de Circulación Natural

| | | |
|-------|--|-----|
| 7.1 | Conformación del estimador y variables de acoplamiento | 97 |
| 7.2 | Composición de la planta | 98 |
| 7.2.1 | Modelo para la potencia del reactor | 98 |
| 7.2.2 | Modelo para la temperatura del combustible | 101 |
| 7.3 | Composición del observador | 103 |
| 7.3.1 | Cálculo de la potencia nominal y del flujo de recirculación | 103 |
| 7.3.2 | Determinación fuera de línea de los parámetros del sistema | 105 |
| 7.4 | Implementación del algoritmo de control | 108 |
| 7.5 | Aplicación del estimador para la obtención del flujo de refrigerante | 110 |
| 7.5.1 | Pruebas en estado estacionario | 112 |
| 7.5.2 | Pruebas para un canal en estado dinámico | 115 |
| 7.6 | Resultados | 121 |

Conclusiones

Apéndice (*Modelado de la planta*)

Referencias

Índice de Figuras

| | | |
|-----------|---|----|
| Fig. 1-1 | BWR con doble ciclo | 2 |
| Fig. 1-2 | BWR con ciclo indirecto y circulación forzada | 3 |
| Fig. 1-3 | BWR con ciclo indirecto y circulación natural | 3 |
| Fig. 1-4 | BWR/2 con ciclo directo y circulación forzada | 4 |
| Fig. 1-5 | Primer BWR con ciclo directo y circulación natural | 5 |
| Fig. 1-6 | BWR/5/6 diseñado por G.E | 6 |
| Fig. 1-7 | Diseño del BWR moderno de KWU/ASEA-ATOM | 7 |
| Fig. 1-8 | Evolución de los sistemas de circulación en los BWR | 9 |
| Fig. 1-9 | Evolución de la contención de los BWR | 12 |
| Fig. 1-10 | Relación entre costo de desarrollo y diseño existente | 14 |
| Fig. 1-11 | Sistemas pasivos de seguridad de la contención del SWR-1000 | 18 |
| Fig. 1-12 | Sistemas pasivo de seguridad de la contención del ESBWR | 19 |
| | | |
| Fig. 2-1 | Estructura del estimador de flujo | 27 |
| | | |
| Fig. 3-1 | Algoritmo del filtro Kalman – Control del estimador | 34 |
| Fig. 3-2 | Control óptimo y estimación estocástica | 36 |
| Fig. 3-3 | Control del estimador de flujo | 38 |
| Fig. 3-4 | Estimación en estado estacionario | 40 |
| | | |
| Fig. 4-1 | Modelo del observador | 43 |
| Fig. 4-2 | Ecuación para la población neutrónica normalizada | 48 |
| Fig. 4-3 | Ecuación para los precursores de neutrones retardados | 48 |
| Fig. 4-4 | Ecuación para la temperatura promedio del combustible | 48 |
| Fig. 4-5 | Ecuación para la fracción de vacíos | 49 |
| Fig. 4-6 | Ecuación para la reactividad total | 49 |
| Fig. 4-7 | Modelo del observador en Simulink | 50 |
| Fig. 4-8 | Reactividad externa negativa | 51 |
| Fig. 4-9 | Potencia Normalizada (RN) | 52 |

| | | |
|-----------|--|-----|
| Fig. 4-10 | Temperatura promedio del combustible (RN) | 52 |
| Fig. 4-11 | Fracción de vacíos (RN) | 53 |
| Fig. 4-12 | Reactividad externa positiva | 54 |
| Fig. 4-13 | Potencia Normalizada (RP) | 54 |
| Fig. 4-14 | Temperatura promedio del combustible (RP) | 55 |
| Fig. 4-15 | Fracción de vacíos (RP) | 55 |
| Fig. 4-16 | Modelo linealizado en Simulink | 59 |
| Fig. 4-17 | Comparativa de la potencia normalizada | 59 |
| Fig. 4-18 | Comparativa de la temperatura promedio en combustible | 60 |
| Fig. 4-19 | Comparativa de la Fracción de vacíos | 61 |
| | | |
| Fig. 5-1 | Dinámica de la circulación natural y composición del ESBWR | 65 |
| Fig. 5-2 | Balace de masa y energía en el Reactor | 67 |
| Fig. 5-3 | Modelo del reactor y sistema eléctrico equivalente | 68 |
| Fig. 5-4 | Obtención de la fuente de voltaje del circuito eléctrico | 70 |
| Fig. 5-5 | Distribución de Potencia en el núcleo del reactor | 74 |
| Fig. 5-6 | Mapa caudal vs potencia equivalente | 76 |
| Fig. 5-7 | Modelo en impedancias del circuito eléctrico equivalente | 77 |
| Fig. 5-8 | Respuesta en voltaje a cambios de reactividad | 78 |
| Fig. 5-9 | Respuesta de la corriente eléctrica a cambios de reactividad | 79 |
| | | |
| Fig. 6-1 | Composición del estimador | 81 |
| Fig. 6-2 | Aplicación del controlador al sistema | 87 |
| Fig. 6-3 | Estimación discreta aplicando filtro Kalman | 89 |
| Fig. 6-4 | Corriente de fase líquida estimada en estado estacionario | 90 |
| Fig. 6-5 | Señal de ruidos de proceso y medición | 92 |
| Fig. 6-6 | Corriente de fase líquida medida con ruido | 93 |
| Fig. 6-7 | Corriente de fase líquida estimada | 94 |
| | | |
| Fig. 7-1 | Conformación del estimador de flujo | 97 |
| Fig. 7-2 | Distribución axial de potencia | 99 |
| Fig. 7-3 | Arreglo radial para una varilla de combustible | 101 |

| | | |
|-----------|--|-----|
| Fig. 7-4 | Aplicación del controlador para estimar el flujo de refrigerante | 111 |
| Fig. 7-5 | Diseño modular del observador | 112 |
| Fig. 7-6 | Potencia axial obtenida por el observador | 113 |
| Fig. 7-7 | Temperatura del refrigerante estimada a través del núcleo | 114 |
| Fig. 7-8 | Flujo de refrigerante estimado a través del núcleo | 114 |
| Fig. 7-9 | Potencia normalizada a la salida del observador (r +) | 116 |
| Fig. 7-10 | Temperaturas a la salida del observador-estimador (r +) | 117 |
| Fig. 7-11 | Flujo de refrigerante estimado a la entrada del núcleo (r +) | 118 |
| Fig. 7-12 | Potencia normalizada a la salida del observador (r -) | 119 |
| Fig. 7-13 | Temperaturas a la salida del observador-estimador (r -) | 120 |
| Fig. 7-14 | Flujo de refrigerante estimado a la entrada del núcleo (r -) | 120 |

Índice de Tablas

| | | |
|-----------|--|-----|
| Tabla 1-1 | Evolución de los reactores tipo BWR | 8 |
| Tabla 1-2 | Diseño y experiencia aplicada al ESBWR | 10 |
| Tabla 3-1 | Equivalencias de control | 36 |
| Tabla 4-1 | Valores de las constantes del modelo | 46 |
| Tabla 5-1 | Datos de la geometría del sistema de refrigeración del ESBWR | 66 |
| Tabla 5-2 | Densidades promedio del flujo de refrigerante | 66 |
| Tabla 5-3 | Equivalentes eléctricos del modelo de circulación natural | 69 |
| Tabla 7-1 | Parámetros del modelo de cinética de la planta | 100 |
| Tabla 7-2 | Correlaciones de los componentes de la reactividad neta | 100 |
| Tabla 7-3 | Parámetros de diseño del combustible | 102 |
| Tabla 7-4 | Parámetros estimados para el modelo del observador | 108 |
| Tabla 7-5 | Resultados obtenidos por el estimador | 121 |

Acrónimos

| | |
|-----------|--|
| ABWR | Advanced Boiling Water Reactor |
| ASEA-ATOM | (General Swedish Electric Company) |
| BWR | Boiling water reactor |
| CCC | Containment Cooling Condenser |
| ECCS | Emergency Core Cooling System |
| EKF | Extended Kalman Filter |
| ESBWR | Economic Simplified Boiling Water Reactor |
| EUR | European Utility Requirements |
| FMCRD | Fine Motion Control Rod Drive |
| GE | General Electric |
| GIRAFFE | Gravity-driven Integral Full-height Test For Passive Heat Removal |
| IAEA | International Atomic Energy Agency |
| ICS | Isolation Condensor System |
| IEEE | Institute of Electrical and Electronic Engineers |
| INPRO | International Project on Nuclear Reactors |
| LOCA | Lost Of Coolant Accident |
| LPRM | Local Power Range Monitor |
| MATLAB | Matrix Laboratory |
| MG | Motor generator |

| | |
|----------|---|
| MSIV | Main Steam Isolation Valve |
| PANDA | (Passive Decay Heat Removal and Depressurization Test Facility) |
| PANTHERS | Performance Analysis and Testing of Heat Removal Systems |
| PCCS | Passive Containment Cooling System |
| PWR | Pressurized water reactor |
| RCCV | Reinforced Concrete Containment Vessel |
| RPV | Reactor Pressure Vessel |
| RWCU | Reactor Water Cleanup System |
| SBWR | Simplified Boiling Water Reactor |
| SBLOCA | Small Break Lost Of Coolant Accident |
| SCRAM | Safety Control Rod Axe Man (emergency shutdown) |
| SLC | Standby Liquid Control |
| SRV | Safety Relief Valve |
| U.S.NRC | United State Nuclear Regulatory Commission |

INTRODUCCIÓN

Con objeto de garantizar la seguridad de la próxima generación de reactores nucleares, en la actualidad se ha puesto especial énfasis en reemplazar los sistemas activos por pasivos. En esta línea de investigación se encuentran algunos reactores avanzados de agua hirviente como el ESBWR y algunos otros reactores BWR de generación III+ que cuentan con circulación natural. El diseño de estos reactores permite eliminar las bombas de recirculación y los conductos y sistemas asociados a la circulación forzada. No obstante el incremento en la seguridad de operación del reactor, la simplificación del sistema de circulación ha provocado un aumento en la incertidumbre al estimar parámetros, como el flujo de refrigerante en los ensambles, que anteriormente eran obtenidos de la instrumentación instalada.

Durante todas las fases o modos de operación de una central nuclear con reactor de agua en ebullición BWR, el flujo de refrigerante en los ensambles es una de las variables principales, tanto para la generación de energía como para la seguridad de los elementos combustibles. Aunque la cantidad de refrigerante fluyendo por los ensambles de combustible no es una cantidad directamente medible, la cantidad total de flujo pasando por todos los ensambles si lo es. La medición del flujo total de refrigerante en un BWR en operación normal o durante un evento transitorio se realiza fundamentalmente a partir de mediciones de caída de presión con medidores en la placa de soporte del núcleo y/o en las bombas jet instrumentadas para ese propósito. Una medición adicional se obtiene de las mediciones en las bombas de recirculación interna o externas dependiendo del tipo de central nuclear y la calibración es apoyada con balances energéticos y másicos en la vasija del reactor y línea de vapor. Para este tipo de reactores, la determinación del flujo de refrigerante individual se realiza contando con un estimado más certero del flujo total pasando por el núcleo, por lo que resulta con incertidumbres relativamente menores a las que podrían esperarse en un sistema que no cuente con esos dispositivos de circulación forzada de refrigerante.

Por otra parte, las regiones de posibles oscilaciones por ondas de densidad en la región del núcleo pueden determinarse con mayor certidumbre si los flujos por los ensambles

individuales son correctamente estimados. Para núcleos grandes esto puede conducir a mejores descripciones de las oscilaciones en fase o fuera de fase. El beneficio de una mejor determinación de los flujos se espera definan con mayor certidumbre las regiones de inestabilidad y las permitidas para operación (Furuya *et al.*, 2005).

El análisis de eventos transitorios esperados o de eventos postulados tiene asociada una incertidumbre en el valor del flujo de refrigerante pasando por los ensambles individuales, aunque esta incertidumbre está fuertemente acotada por un conocimiento relativamente certero del flujo total de refrigerante por el reactor. Dicha incertidumbre en el flujo del refrigerante en los ensambles más limitantes resulta en penalizaciones en los límites de seguridad, límites de operación y finalmente en el procedimiento de operación (Manera *et al.*, 2005).

Para los reactores con circulación natural los flujos en los ensambles son determinados con incertidumbres mayores al 10% porque no se tienen disponibles otras variables que generalmente ayudan en el cálculo. De alguna manera se puede pensar que los ensambles “compiten” por el flujo y aun cuando comparten una misma caída de presión entre la placa de soporte del núcleo y el plano de salida, en si representan resistencias variables al paso de refrigerante. La cantidad de vapor y la distribución de potencia en el ensamble son factores muy decisivos en el valor instantáneo de la resistencia al flujo de refrigerante. Conjuntamente con las retroalimentaciones que resultan de las caídas de presión por aceleración de la fase de vapor así como la reactividad local se establece un escenario con muchos actores interactuando fuertemente en la distribución del flujo.

El objeto de esta investigación es estudiar por medio de análisis, modelos y simulaciones una posible reducción en la incertidumbre asociada a la determinación del flujo de refrigerante en los ensambles de los reactores BWR de circulación natural, para ofrecer mejoras a la eficiencia operativa y/o a la seguridad, utilizando métodos de estimación de estados multivariados. El proyecto consiste en diseñar, implementar y prueba un controlador que permita el arranque totalmente automático de un reactor BWR de circulación natural, estimando las variables no directamente medibles de la planta y utilizando, igualmente, estimaciones de las distribuciones locales del flujo.

Partiendo de la hipótesis de que el flujo de refrigerante en los ensambles de combustible de un BWR de circulación natural, así como la incertidumbre asociada, puede ser estimado durante la operación normal de la planta utilizando la instrumentación tradicional y un algoritmo de estimación de estados multivariantes, basado en control avanzado como el filtro kalman, se construyó un modelo sintético de muy rápida ejecución en una PC que representa la dinámica del flujo de refrigerante a través de los ensambles de un BWR de circulación natural, mientras el reactor esté en operación normal o sólo ligeramente fuera de esta condición.

El trabajo realizado se reporta en esta tesis doctoral que consta de siete capítulos y un apéndice. En el primer capítulo se presenta una introducción a la tecnología BWR y la evolución que ha presentado hasta llegar a los reactores de circulación natural. El capítulo dos trata el problema de la estimación del flujo de refrigerante y en él se plantea el diseño de un estimador que lo resuelva. Se plantea la estructura que tendrá el modelo del estimador y las partes que lo integran.

En los capítulos tres y cuatro se desarrollan los modelos de los dos componentes que integran el estimador; el controlador y el observador. El controlador se diseñó a partir del algoritmo del filtro kalman, en el capítulo tres se presenta su formulación matemática y su aplicación al estimador. El modelo del observador consiste en un modelo simplificado de cinco ecuaciones que describen la cinética y la termohidráulica básica del reactor, también se desarrolló un modelo linealizado del mismo para su aplicación directa al estimador, se implementó en matlab y se le realizaron pruebas que comprobaron su correcto funcionamiento, como se muestra en el capítulo cuatro.

El capítulo cinco fue dedicado a la construcción de un modelo eléctrico equivalente a la dinámica del flujo de refrigerante en un BWR de circulación natural, el modelo se diseñó en base a las analogías entre sistemas, con la finalidad de probar el funcionamiento del estimador. El circuito se implementó en Simulink-Matlab, se comprobó la consistencia de equivalencias y el correcto funcionamiento de la dinámica del flujo.

La evaluación del funcionamiento del modelo del estimador, documentada en el capítulo seis, conllevó a la integración de los tres modelos descritos en los capítulos anteriores; controlador formado por el filtro kalman, observador representado por el modelo eléctrico equivalente, y planta compuesta por el modelo de cinco ecuaciones (modelo termohidráulico del observador final). En este capítulo se describió la estructura del estimador, se integró e implementó en Matlab y se probó el correcto funcionamiento de la dinámica de estimación.

El modelo final del estimador que es acoplado a la planta, BWR de circulación natural, mantiene la misma estructura que el probado exitosamente con el modelo simplificado de cinco ecuaciones y el circuito eléctrico equivalente. Sin embargo, este último tiene como observador del sistema al modelo termohidráulico descrito en el capítulo cuatro. La planta está representada por un modelo dinámico de un BWR de 1800 MWt con circulación natural desarrollado por Espinosa *et al*, 2008, (Ver apéndice). Una vez acoplados los sistemas, mediante variables medibles en la planta, el modelo completo es probado en estado estacionario y en un transitorio por introducción de barras de control. El capítulo siete recopila esta implementación y los resultados obtenidos del estimador.

CAPÍTULO 1

Reactores BWR de Circulación Natural

1.1 Los reactores de agua en ebullición (BWR)

En la actualidad hay dos tipos básicos de reactores que utilizan agua ligera como fluido refrigerante y de trabajo; el reactor de agua presurizada (PWR) y el reactor de agua en ebullición (BWR), ambos tipos de reactores basan su funcionamiento en el ciclo termodinámico Rankine. En este capítulo se presentan las principales características de diseño que marcaron el desarrollo y la evolución de la tecnología BWR hasta nuestros días.

Los reactores del tipo BWR actuales tienen sólo un circuito en el cual el combustible nuclear hace hervir el agua produciendo vapor. El vapor asciende hacia una serie de separadores y secadores que lo separan del caudal de agua de refrigeración, reduciendo el contenido de humedad del vapor, lo cual aumenta la calidad de éste. El vapor seco fluye entonces en dirección a la turbina que mueve el generador eléctrico.

A lo largo del tiempo diversos tipos de diseños de reactores de agua en ebullición han sido construidos y operados, a continuación se describen los principales.

La figura 1-1 presenta el esquema de un típico BWR/1 de doble ciclo (e.g., Dresden-1). En éste puede observarse que las características de diseño del sistema son una mezcla del ciclo indirecto de un PWR y del ciclo directo del BWR. Fue construido de esta manera para obtener experiencia operativa, ya que la estabilidad del ciclo directo de los BWR's aun no había sido probada.

El control de un BWR de ciclo doble se realiza por movimiento de barras de control y por control de subenfriamiento. Esto es, si durante la operación normal más potencia es demandada por el generador, la turbina se desacelera causando la apertura de la válvula

reguladora entre el generador de vapor y la etapa de baja presión de la turbina. A medida que más energía es extraída del generador de vapor, la entrada de agua al núcleo se enfría. Cuando esta agua subenfriada entra al núcleo, colapsando los vacíos en él, provoca un aumento en el nivel de potencia debido a la realimentación de reactividad por vacíos. Este método de seguimiento de carga es una forma de control “potencia sobre demanda” y opera por que el reactor es básicamente esclavizado por la turbina. Debe tenerse en cuenta que el vapor en la etapa de alta presión de la turbina es prácticamente inafectado por los cambios en la carga; por lo tanto, a lo largo de un cierto rango, todos los cambios de carga son absorbidos por la etapa de baja presión.

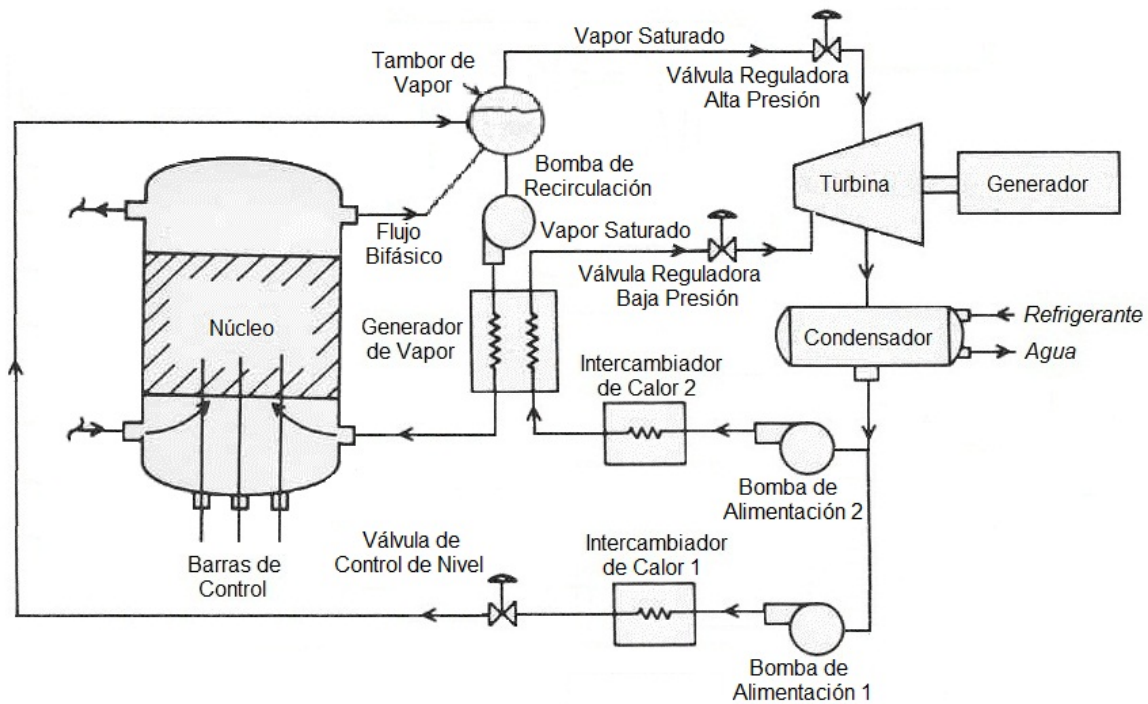


Figura 1-1. BWR con doble ciclo

En las figuras 1-2 y 1-3 se observan los diagramas de dos BWR's con ciclos indirectos (e.g., Kahl, Alemania). La figura 1-2 muestra una típica planta con circulación forzada, mientras que en la figura 1-3 se tiene una planta con circulación natural. Este tipo de plantas fueron construidas para ganar experiencia operacional y prevenir situaciones en las que la separación del vapor interno no funcione. El diseño de reactores con ciclo indirecto es costoso y

actualmente incluye las peores características de diseño tanto de PWR's como de BWR's. Plantas de este tipo ya no se consideran viables.

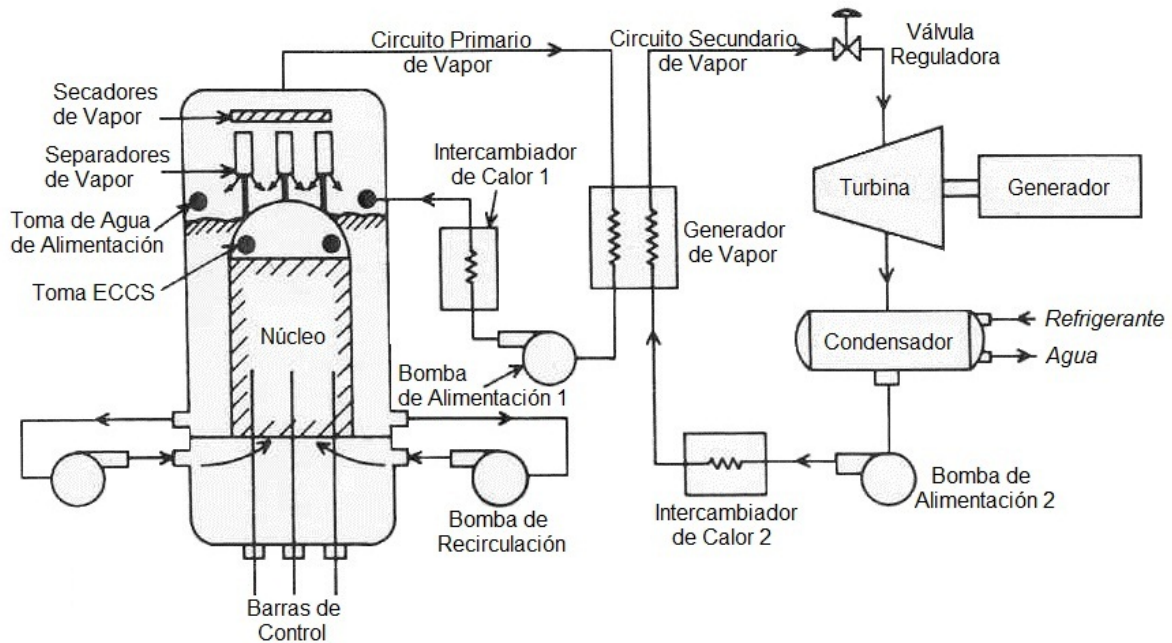


Figura 1-2. BWR con ciclo indirecto y circulación forzada

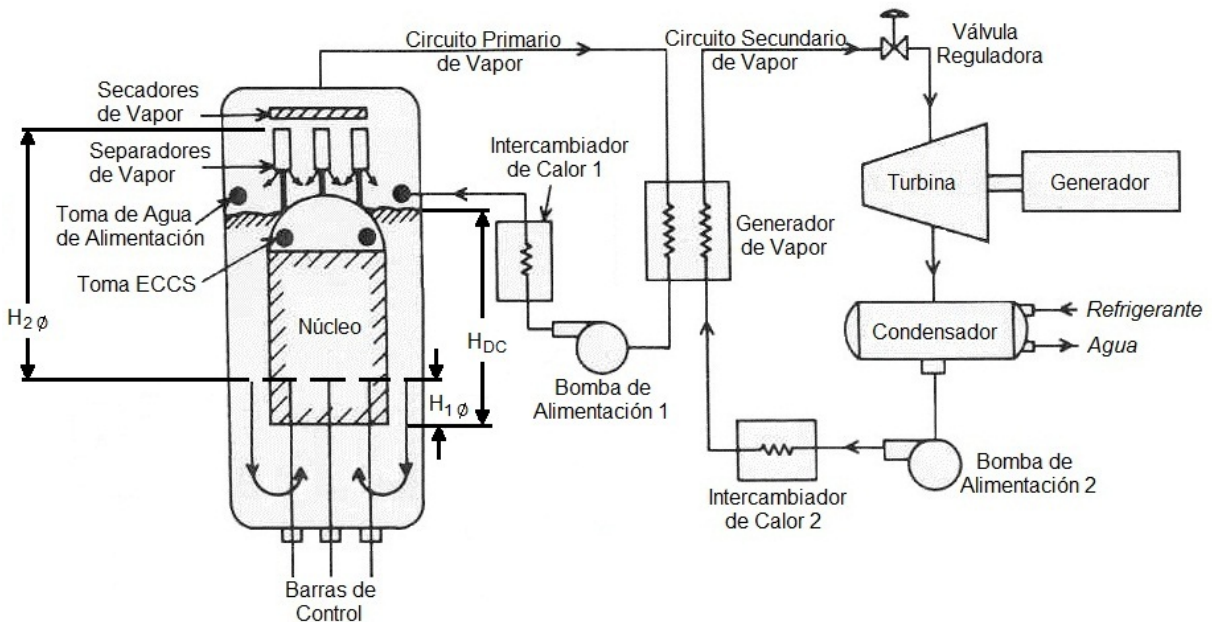


Figura 1-3. BWR con ciclo indirecto y circulación natural

Los primeros reactores BWR's con ciclo directo fueron de tipo circulación natural (e.g., Bodega Bay) o de tipo circulación forzada (Oyster Creek). La figura 1-4 presenta el esquema de un típico BWR/2 con ciclo directo y circulación forzada. En este diseño debe notarse que el flujo completo de refrigerante, que entra al núcleo, pasa a través de las bombas de recirculación. La potencia se controla por posición de barras de control y control de flujo. Este último método se utiliza para maniobrar transitorios. Por ejemplo, a medida que cambia la carga del generador, el módulo motor-generator (MG) cambia la velocidad de la bomba de recirculación principal que conduce a un cambio en el caudal de refrigerante que entra al núcleo. Esta variación de flujo en el núcleo provoca un cambio en la fracción de vacíos, resultando en un nuevo estado de operación que es compatible con la nueva carga del generador.

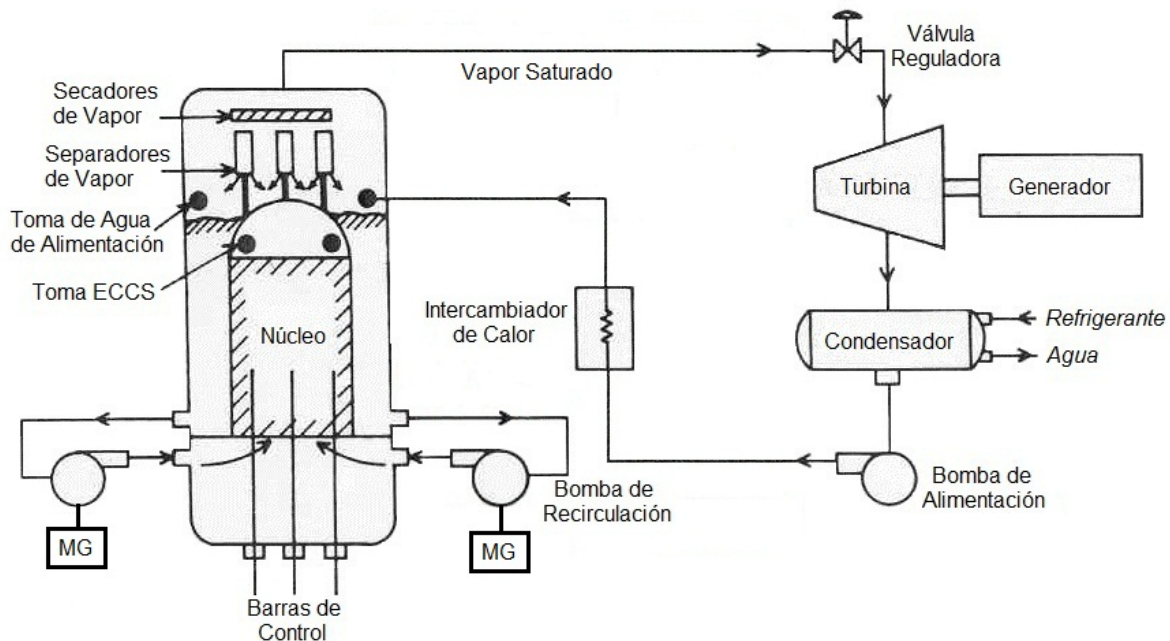


Figura 1-4. BWR/2 con ciclo directo y circulación forzada

Una de las consecuencias para la seguridad de este tipo de diseño es que en el caso de una rotura importante de las líneas de recirculación, no sería posible volver a inundar el núcleo, ya que la integridad del plenum inferior estaría fisurada. En este caso, la refrigeración del núcleo debe confiarse a los “sprays” de los ECCS en el plenum superior. La eliminación de las bombas

de recirculación principal, en favor de la circulación natural, fue un esfuerzo por mejorar la seguridad y economía de los BWRs.

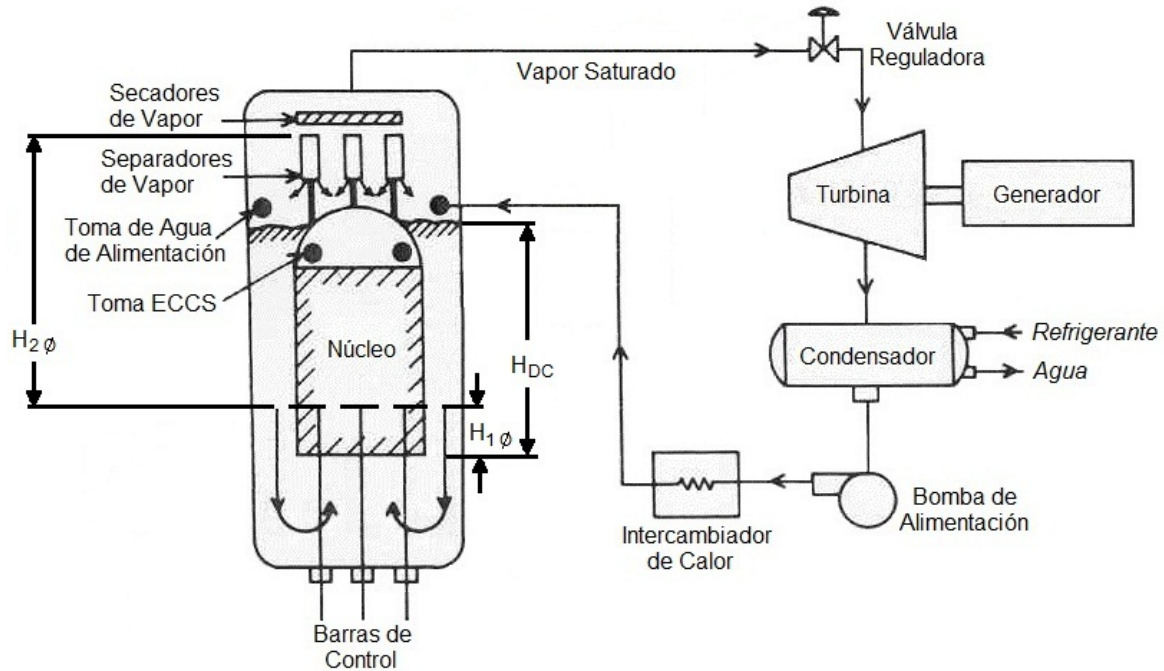


Figura 1-5. Primer BWR con ciclo directo y circulación natural

La figura 1-5 es el diagrama de un BWR con ciclo directo que opera en circulación natural, puede notarse que, como en la figura 1-3, la conducción principal a través del núcleo está dada por:

$$\Delta p_{core} = \rho_f \frac{g}{g_c} H_{DC} - \rho_f \frac{g}{g_c} H_{1\phi} - \left[\rho_f (1 - \langle \bar{\alpha} \rangle) + \rho_g \langle \bar{\alpha} \rangle \right] \frac{g}{g_c} H_{2\phi} \quad (1.1)$$

Donde:

$$\langle \bar{\alpha} \rangle = \frac{1}{H_{2\phi}} \int_0^{H_{2\phi}} \langle \alpha \rangle dz \quad , \text{ fracción de vacíos axial promedio.}$$

$H_{1\phi}$ = Altura del nivel de agua líquida en el núcleo.

$H_{2\phi}$ = Altura del agua bifásica en el núcleo, pleno superior y separadores.

H_{DC} = Altura del líquido en el downcomer.

Por lo tanto, el caudal máximo de refrigerante es determinado por la altura relativa de éste en el núcleo y downcomer. La experiencia operacional ha indicado que los flujos alcanzables serían bastante bajos y por ello este tipo de reactores no se han construido hoy en día debido a las limitaciones inherentes en el control, la estabilidad y la densidad de potencia del núcleo.

Los modernos BWRs utilizan ya sea el diseño de bombas jet de G.E. (BWR/3-BWR/6) o el diseño de bombas internas de KWU/ASEA-ATOM.

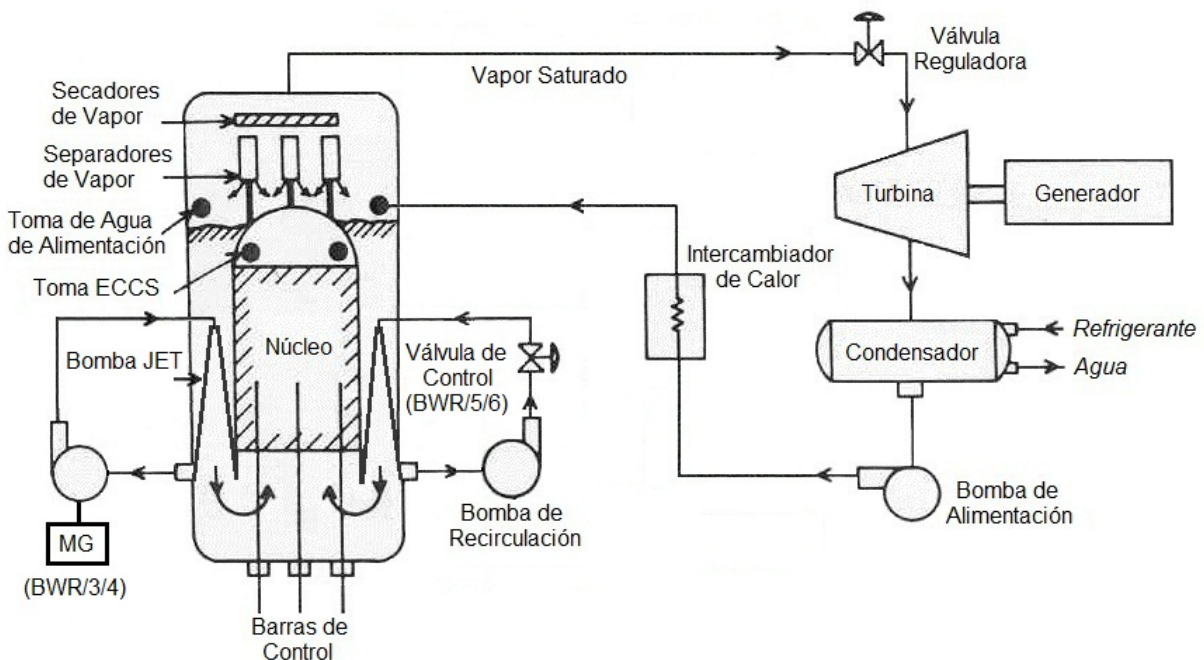


Figura 1-6. BWR/5/6 diseñado por G.E.

En la figura 1-6 se muestra el esquema de un típico BWR/5 o BWR/6. Para este tipo de diseño, una válvula de control se utiliza para proveer el control de flujo de circulación, mientras que para los diseños BWR/3 y BWR/4, se utiliza el módulo MG para controlar la velocidad de las bombas de recirculación. Debe notarse que a diferencia del diseño del BWR/2 con circulación forzada, mostrado en la figura 1-4, en que todo el flujo de refrigerante pasa a través de las bombas de recirculación para entrar al núcleo, en el diseño que ocupa bombas jet mostrado en la figura 1-6, únicamente alrededor de una tercera parte del flujo total que entra al núcleo va a través de las bombas de recirculación (debido a que las bombas jet conducen el flujo). Esta innovación en el diseño reduce drásticamente el tamaño de la tubería de

recirculación (y por lo tanto reduce la posibilidad de ocurrencia de un LOCA). Más importante aún, no obstante, si ocurriera una rotura de la línea de recirculación en una planta con bomba jet, aun sería posible volver a inundar el núcleo ya que el pleno inferior permanecería intacto.

La figura 1-7 presenta el diagrama de un moderno BWR con ciclo directo del tipo KWU (Alemania) o ASEA-ATOM (Suecia) en los cuales bombas internas han sido utilizadas para eliminar la posibilidad de una rotura en la tubería de recirculación. Este tipo de diseños tienen numerosas ventajas inherentes a la seguridad; sin embargo, las normas europeas de licenciamiento han evolucionado para incluir un análisis de roturas del pleno inferior, en cuyo caso las consecuencias de estas roturas son similares (si no es que peor) a las clásicas roturas en la línea de recirculación. Es lamentable que las innovaciones de diseño que mejoran claramente la seguridad de los reactores sean tan frecuentemente contrarrestadas por la escalada de requisitos para la concesión de licencias (Owen, 1981).

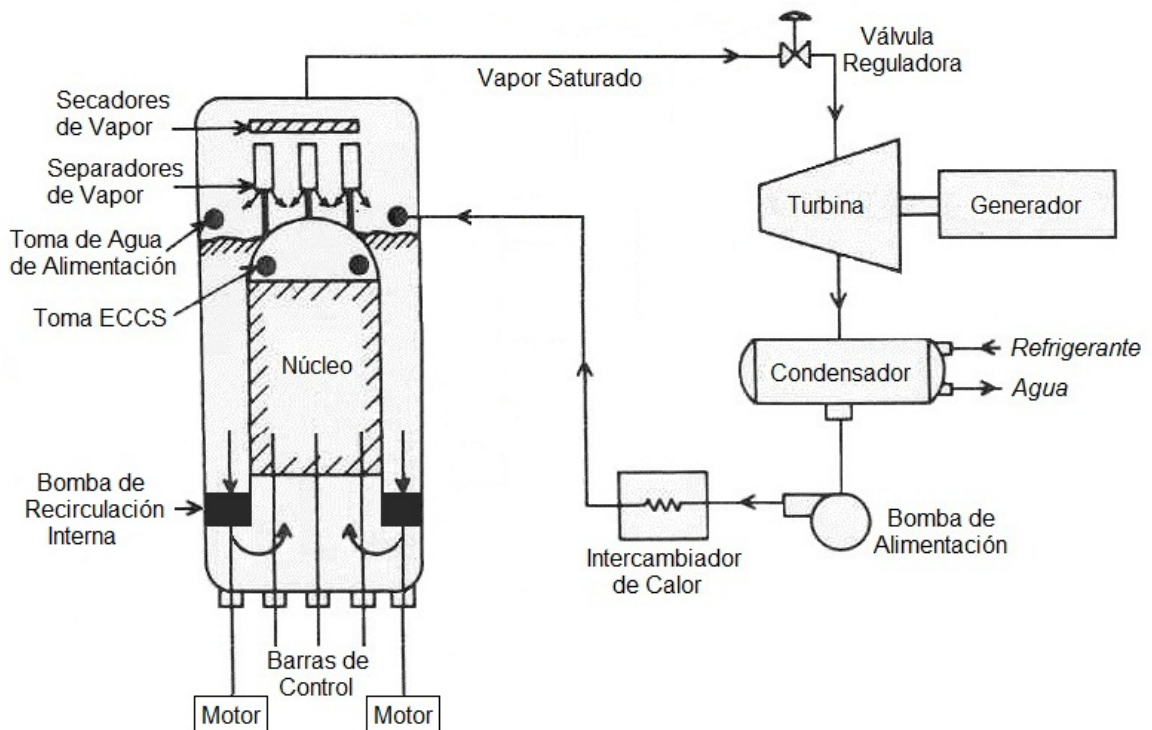


Figura 1-7. Diseño del BWR moderno de KWU/ASEA-ATOM

1.2 Evolución tecnológica en el diseño de los BWR's

El avance de la tecnología de los reactores BWR ha sido dividido, para su simplificación, en dos etapas principales de diseño: el diseño de los sistemas del reactor y el diseño de la contención, en la Tabla 1-1 se muestra un resumen de la evolución que ha tenido este tipo de reactores.

Tabla 1-1. Evolución de los reactores tipo BWR (Khorana et al, 1997)

| Reactor | Año | Características y aspectos de la Planta |
|------------------|-------------------|--|
| BWR/1 | 1955 | <i>Doderwaard, Dresden 1, Big RockPoint y Humboldt Bay</i> <ul style="list-style-type: none"> • Circulación Natural (<i>Doderwaard y Humboldt Bay</i>). • Separadores de vapor internos. • Condensadores para aislamiento. • Contención a presión reducida. |
| BWR/2 BWR/3/4 | 1963 1965/1966 | <i>Oyster Creek – Ciclo directo</i> <i>Dresden 2/Browns Ferry</i> <ul style="list-style-type: none"> • Recirculación controlada por bombas jet. • Implementación de ECCS: rocío e inundación. • Sistema de refrigeración para aislamiento del núcleo del reactor (Reemplaza el condensador para aislamiento en el BWR/4). |
| BWR/5 | 1969 | <i>LaSalle</i> <ul style="list-style-type: none"> • Mejora de los sistemas ECCS. • Control del flujo de la válvula de recirculación. |
| BWR/6 | 1972 | <i>Grand Gula</i> <ul style="list-style-type: none"> • Mejora de las bombas jet y los separadores de vapor. • Mejora del desempeño de los ECCS. |
| ABWR | 1996 | <i>K-6/K-7. Lungmen</i> <ul style="list-style-type: none"> • Bombas de recirculación internas. • Ajuste fino de las barras de control. |
| ESBWR | En revisión | <ul style="list-style-type: none"> • Inundación de la contención. • Se retoma el condensador para aislamiento. • Se retoma la circulación natural. • Refrigeración pasiva de la contención. • Ajuste fino de las barras de control. |

1.2.1 Sistemas del Reactor

En cuanto al diseño de los sistemas del reactor el *Dresden 1* no puede considerarse como un auténtico BWR. El diseño se basó en un ciclo dual de vapor, y no en el ciclo directo del vapor que caracteriza a los BWR. El vapor era generado en el reactor pero el fluido se mandaba a un tambor elevado y a un generador secundario antes de ser enviado a la turbina. El primer grado de simplificación de este diseño, como se muestra en la Figura 1-8, fue la eliminación del tambor externo de vapor y la introducción de dos innovaciones técnicas; el separador interno de vapor y el secador (reactor *KRB*, 1962). Esta práctica de simplificar el diseño de los sistemas del reactor con innovaciones técnicas continuó.

Los primeros BWR de ciclo directo (*Oyster Creek*) aparecieron a mediados de 1960 y se caracterizaron por la eliminación de los generadores de vapor y el uso de cinco lazos de recirculación externos. Posteriormente, los sistemas del reactor son nuevamente simplificados con la incorporación de bombas jet internas. Estas bombas fueron lo suficientemente potentes para reducir a dos el número de lazos de recirculación. Esta primera etapa de cambios culminó en la planta *Dresden-2* del tipo BWR/3.

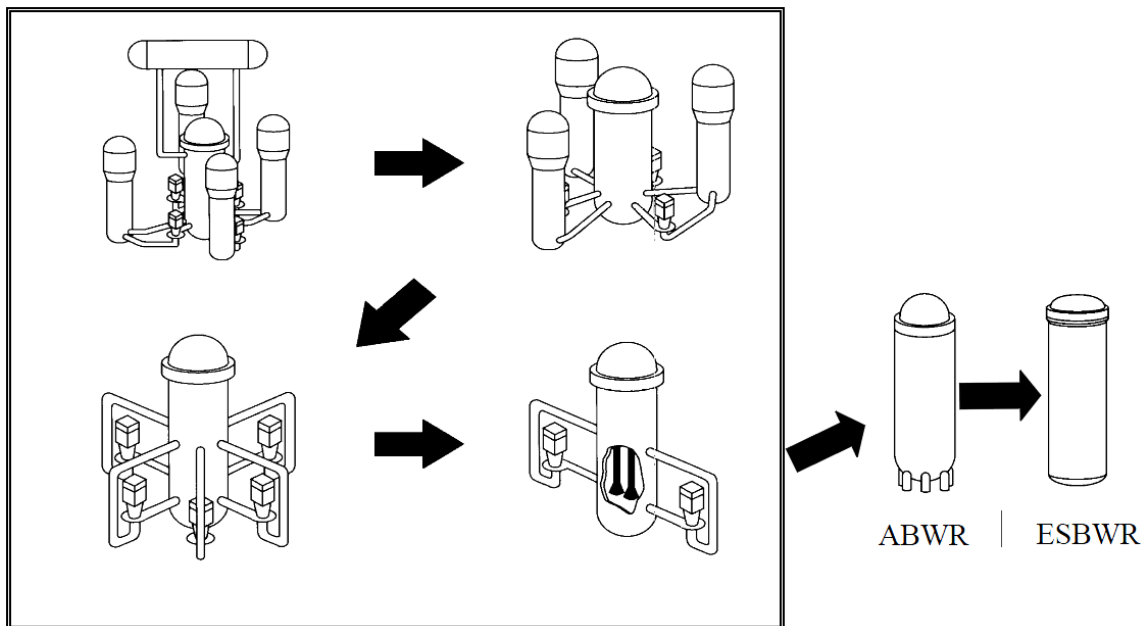


Figura 1-8. Evolución de los sistemas de circulación en los BWR

El proceso de simplificación continuó con el uso de bombas internas presentes en el diseño del reactor ABWR. Usando directamente bombas dentro de la vasija, las bombas jet y los sistemas de recirculación externos han sido eliminados por completo. Este rasgo en el diseño es la razón de las ventajas de seguridad en la operación del ABWR.

Tabla 1-2. Diseño y experiencia aplicada al ESBWR (Khorana et al, 1997)

| Diseño aplicado al ESBWR | Experiencia | Planta |
|--|--|--|
| Condensador de aislamiento | Operando en plantas. | Doderwaard, Dresden 1, 2, 3, Big Rock Pt., Tarapur 1, 2, Nine Mile Pt., Oyster Creek, Millstone 1, Tsurugam Nuclenor, Fukushima 1. |
| Circulación natural | Operando en plantas. | Doderwaard y Humboldt Bay. |
| Válvulas de explosión | Operando en plantas. Prueba 323 de IEEE. | BWR/6 y ABWR. Válvulas de inyección SLC. |
| Inundación por gravedad | Operando en plantas. | Piscina de depósito - BWR/6. Sistema de inundación de la piscina de supresión. |
| Separadores de vapor internos | Operando en plantas. | BWR/1-6 y ABWR. |
| Chimenea | Operando en plantas. | Doderwaard y Humboldt Bay. |
| Sistema fino de operación de barras de control (FMCRD) | Desarrollo y pruebas del programa ABWR K-6 en operación. | ABWR. |
| Válvulas de despresurización automática (MSIV) | Operando en plantas. | Todos los BWR. |
| Reducción de presión | Pruebas en Mk I-III y ABWR. | BWR/1-6 y ABWR. |
| Ventilación horizontal | Pruebas en Mk III y ABWR. | BWR/6 y ABWR. |
| Enfriadores rápidos | Pruebas en Mk III y operación en plantas. | BWR/2-6 y ABWR. |
| Función dual de los intercambiadores de calor | Plantas operando. PANDA, GIRAFFE y PANTHERS. | BWR/6, Modo condensación de vapor para la remoción de calor residual. |

El Reactor ESBWR, basado en el diseño del SBWR, tiene una circulación natural, que aprovecha las diferencias de densidad del fluido refrigerante y procesos físicos como la gravedad para el proceso de circulación, lo anterior permite simplificar los sistemas del reactor. La ventaja de no tener lazos externos conectados a bombas de recirculación reduce significativamente el riesgo de que el núcleo pudiese descubrirse por la pérdida de refrigerante. Sin embargo, las perforaciones inferiores para el sistema de limpieza del agua del reactor y para la inserción de barras de control permanecen.

En esencia, para el ESBWR se han aplicado las mejores características de los diseños anteriores de plantas BWR ya licenciadas, continuándose con el proceso de simplificación como se muestra en la Tabla 1-2. De hecho la única innovación completamente nueva que lo caracteriza son los intercambiadores de calor del Sistema de Refrigeración Pasivo de la Contención (Passive Containment Cooling System PCCS) que remueve el calor de decaimiento.

Los resultados directos de esta evolución son: la simplicidad con la que el operador puede responder a un evento en la planta y el mayor tiempo que dan los sistemas para que el operador pueda tener días en vez de minutos para responder ante un evento.

1.2.2 Diseño de la Contención

Las primeras contenciones de BWR fueron estructuras esféricas, parecidas a las que se usan en los diseños de los PWR. Sin embargo, el BWR, cambio rápidamente su diseño en cuanto a la contención al introducir el uso de albercas de supresión para controlar la presión. El diseño de “supresión de presión” en la contención aporta varias ventajas:

- Alta capacidad de calor.
- Menor presión de diseño.
- Mejor adaptabilidad en una descompresión rápida.
- Extraordinaria capacidad para filtrar y retener productos de fisión.
- Un gran inventario de agua disponible en caso de accidentes.
- Un diseño simplificado y compacto.

La evolución en el diseño de la contención está en la reducción de la presión, conjuntamente con la eliminación de los lazos externos de recirculación, lo que permite a la contención (por las dimensiones del edificio del reactor) ser más compacta.

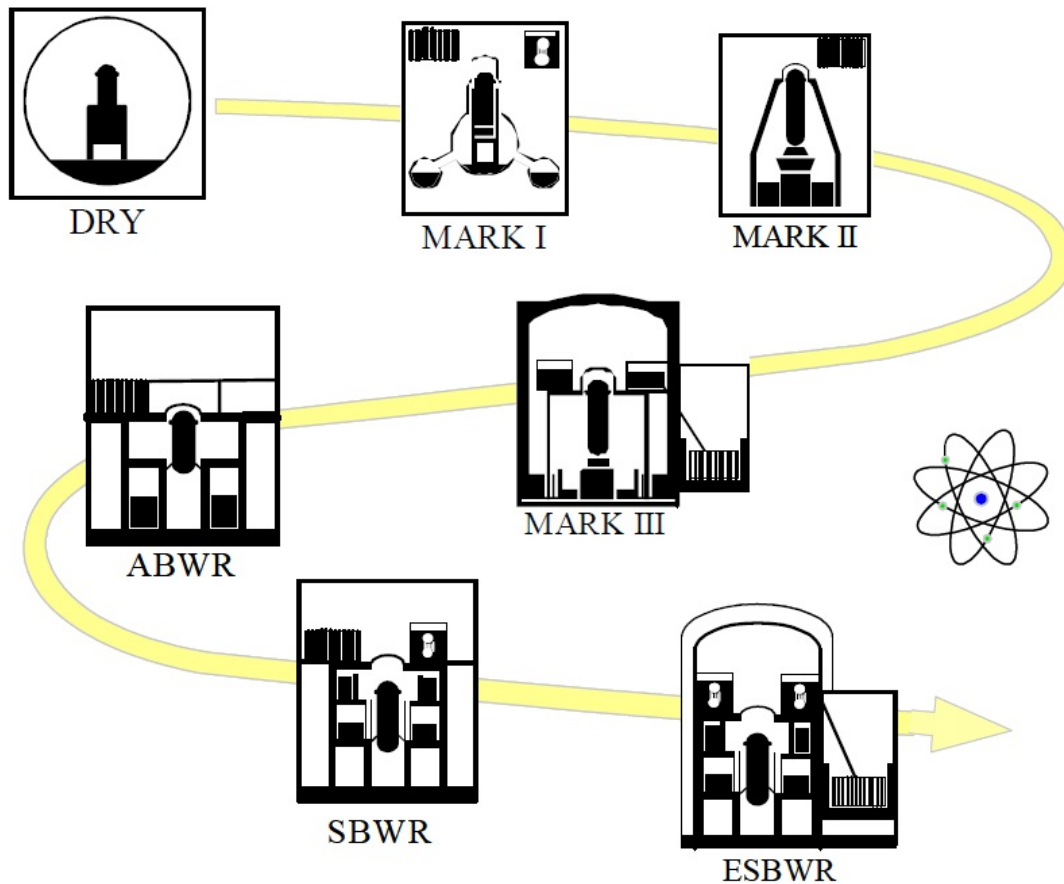


Figura 1-9. Evolución de la contención de los BWR

En la Figura 1-9 se muestra la evolución del sistema de contención. El diseño de la contención del Mark I fue el primero en tener una cavidad para almacenar un gran inventario de agua, lo que le daba un diseño característico de configuración de bombilla. El diseño cónico del Mark II tiene un arreglo menos complicado, cuyo rasgo más importante fue la integración de un pozo húmedo en la contención que provee más espacio al vapor, y las tuberías de los ECCS. El Mark III, usado en todo el mundo con los BWR/6 y algunos BWR/5, represento la mejor simplificación en diseño de la contención; su estructura cilíndrica es fácil de construir, provee un acceso rápido al equipo con suficiente espacio para las actividades de mantenimiento e

incluye respiraderos horizontales para reducir el impacto en caso de accidente por pérdida de refrigerante (Lost Of Coolant Accident LOCA).

La contención del ABWR es significativamente más pequeña que la contención del Mark III debido a la eliminación de los lazos de recirculación, esto se traduce en uno de los diseños más compactos del edificio del reactor. La estructura está hecha de concreto reforzado con acero de donde recibe el nombre contención de la vasija de concreto reforzado (RCCV). El ESBWR aprovecho los diseños licenciados de modelos anteriores del BWR, rediseñándolos y adaptándolos para los sistemas de circulación natural que incorpora.

1.3 Diseño de reactores avanzados

La nueva generación de plantas nucleares que está en desarrollo basa sus diseños en los éxitos alcanzados por la tecnología y la experiencia adquirida de la operación de centrales nucleares. Diferentes organizaciones están involucradas en el desarrollo de reactores avanzados, incluyendo gobiernos, industrias, universidades, centros y laboratorios de investigación.

Se denominan reactores avanzados a los diferentes tipos de reactores, operando actualmente en centrales nucleares, que están siendo rediseñados con sistemas mejorados y simplificados. En general el diseño avanzado de un reactor tiene como propósito mejorar los diseños anteriores y actualmente existentes. Este consiste en diseños evolucionados que requieren un mayor esfuerzo para su desarrollo, el cual puede variar desde modificaciones moderadas a los diseños existentes hasta la integración de un concepto totalmente nuevo.

Los diseños de reactores pueden clasificarse, en base al nivel de desarrollo que involucren, en evolucionados o en innovadores.

Diseño Evolucionado:

Este tipo de diseño consiste en mejorar diseños ya existentes a través de pequeñas o moderadas modificaciones con una marcada tendencia a mantener las características ya

probadas para así minimizar el riesgo tecnológico. El desarrollo de un diseño evolucionado requiere de mayor ingeniería y de la realización de pruebas que confirmen las mejoras implementadas.

Diseño Innovador:

Este es un diseño que incorpora cambios conceptualmente radicales en el planteamiento y la configuración de los sistemas de los diseños existentes. Por lo que requieren considerables pruebas de fiabilidad, prototipos y plantas de demostración para su desarrollo.

Los diseños avanzados comprenden en menor o mayor grado alguna de estas características, por lo que pueden catalogarse como evolucionados o innovadores. En la figura 1-10 se presenta la relación que hay entre estos diseños y el costo de desarrollo asociado a la experiencia de diseños existentes (Cleveland, 2005).

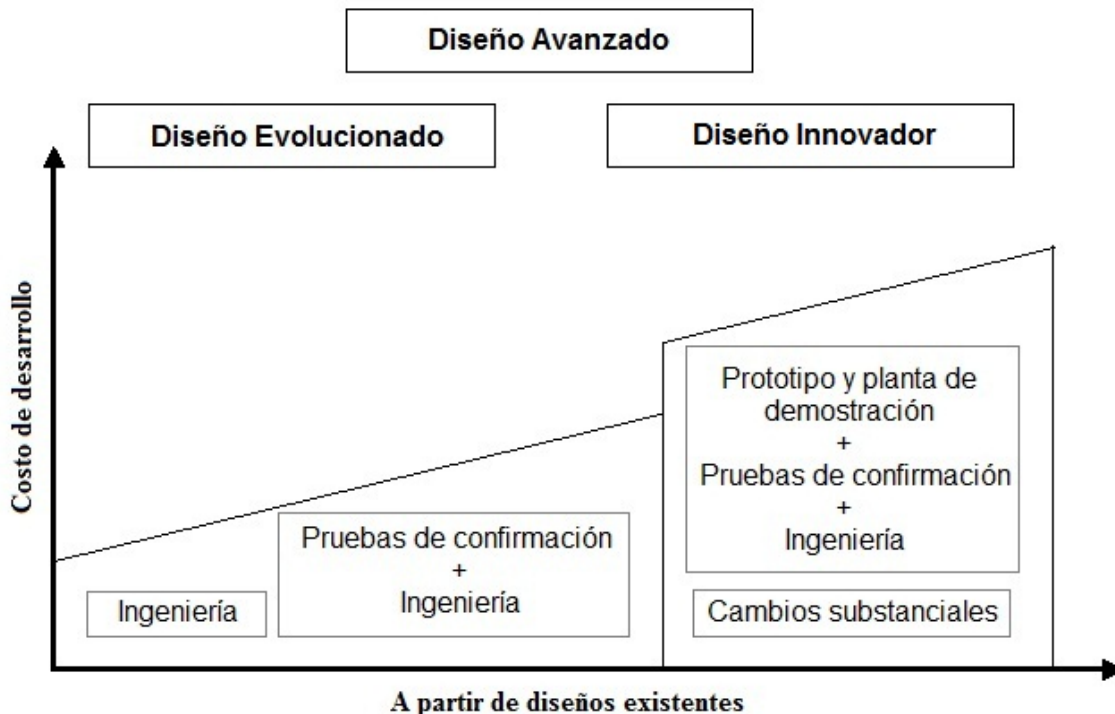


Figura 1-10. Relación entre costo de desarrollo y diseño existente

La figura muestra que el grado de incremento en el costo de desarrollo proviene de la necesidad para construir un prototipo o una planta de prueba como parte del programa.

La primera categoría abarca los diseños evolucionados directos de las plantas actualmente existentes, los cuales presentan mejoras y modificaciones basadas en la retroalimentación de la experiencia y la adopción de nuevos desarrollos tecnológicos, y posiblemente también la introducción de algunas características innovadoras, como por ejemplo la incorporación de sistema pasivos de seguridad.

La segunda categoría consiste en los diseños que se desvían significativamente de los que actualmente existen, en consecuencia requieren sustancialmente de más pruebas de verificación, con una probable construcción de una planta de demostración del prototipo, antes de la implementación comercial a gran escala. Estos son los llamados diseños innovadores.

1.4 Sistemas pasivos de seguridad y circulación natural

Un sistema pasivo de seguridad provee refrigeración al núcleo del reactor usando procesos tales como transferencia de calor por convección natural, condensación de vapor, evaporación de líquidos, inyección controlada de refrigerante por presión o inyección de refrigerante controlados por gravedad. Un sistema pasivo no depende de mecanismos, energía eléctrica, señales o fuerzas externas como bombas. Esto permite eliminar costos asociados a la instalación, mantenimiento y operación de sistemas activos de seguridad que por su parte requieren múltiples bombas con un suministro de electricidad independiente y redundante para garantizar su operación.

Como resultado de esto, los sistemas pasivos de seguridad están siendo considerados para numerosos conceptos de reactores de la generación III avanzada (o bien III+) y potencialmente pueden encontrar aplicaciones en los diseños de reactores de Generación IV. Otra razón para el uso de sistemas de seguridad pasiva es la confiabilidad en los sistemas de seguridad.

Es importante mencionar que los sistemas pasivos de seguridad pueden proveer un mayor o igual grado de seguridad que los sistemas de seguridad activos usados en las plantas convencionales. Por ejemplo, para obtener la aprobación de un diseño en los Estados Unidos, una planta nuclear con sistemas pasivos debe demostrar que bajo las peores condiciones de accidente la planta puede ser enfriada de forma pasiva sin energía u operaciones externas por un mínimo de 3 días (Energy Code of Federal Regulations, 2004).

La Organización Internacional de Energía Atómica (International Atomic Energy Agency IAEA) ha establecido criterios básicos y requisitos para las futuras plantas nucleares. Los países de Europa han trabajado de forma conjunta para proponer un conjunto de requisitos para la seguridad nuclear, conocido como EUR (European Utility Requirements). El objetivo de este conjunto de requerimientos, para las instalaciones europeas, es permitir desarrollar diseños competitivos y con los mismos estándares para todos los países miembros.

De manera semejante el departamento de Energía de los Estados Unidos ha lanzado una iniciativa de investigación internacional, llamada Generación IV, (Gen-IV) para desarrollar y presentar las nuevas tecnologías de reactores. Los requerimientos para la Generación IV, objetivos tecnológicos y principios básicos, han sido establecidos en el Proyecto Internacional de Reactores Nucleares Innovadores (INPRO) de la Agencia Internacional de Energía Atómica. Estos requerimientos deben ser desarrollados a partir de los siguientes términos:

- Características de la planta (Máximo quemado del combustible e intervalos de recarga).
- Objetivos de operación (Máxima disponibilidad de la planta, mínimos tiempos de recarga, velocidad del SCRAM).
- Estandarización (Diseño para soportar terremotos de alta intensidad, presiones externas e impactos de aviones).
- Objetivos económicos (Competitividad contra el quemado de combustibles fósiles, costo de recuperación y tiempo de construcción).
- Prevención de daños al núcleo (Reducción en la frecuencia estimada de daños al núcleo)
- Mitigación de accidentes severos y control del hidrógeno.
- Tiempos de liberación de material radiactivo en función de las fuentes.

1.5 Reactores BWR con sistemas pasivos de seguridad

La aplicación de sistemas pasivos de seguridad en las nuevas plantas de energía nuclear tiene un potencial que representa lograr una simplificación y mejora económica. El uso de sistemas pasivos no es completamente nuevo, y no es único para una línea de diseño de reactores en particular. Pero un incremento en la dependencia de estos sistemas, permite tener funciones de seguridad menos dependientes de componentes activos como bombas y generadores diesel. Este potencial permitirá alcanzar una reducción de costos para las futuras plantas nucleares.

Muchos nuevos diseños de reactores nucleares que están bajo desarrollo incorporan sistemas pasivos basados en circulación natural. Dos de estos diseños de reactores tipo BWR que son el SWR1000 y el ESBWR.

1.5.1 Sistemas pasivos del reactor SWR-1000

El concepto de diseño básico de los SWR-1000, así como los sistemas y componentes previstos para la operación normal de la planta se basa en la amplia y global experiencia adquirida de las plantas BWR actuales. Esta probada tecnología se incorpora en el diseño del SWR-1000. Además de que se ha aplicado la experiencia operativa de las plantas BWR para simplificar la ingeniería de los sistemas de este nuevo diseño.

La refrigeración de la atmósfera de la contención por medio de condensadores instalados cerca del techo es el principal avance en el diseño del SWR-1000. El condensador de refrigeración de la contención (Containment Cooling Condenser CCC) cuenta con un sistema secundario que se conecta a una piscina externa como se muestra en la Figura 1-11.

En caso de evento de falla del sistema de remoción de calor residual, cuatro CCCs están diseñados para remover este calor de la contención hacia los secadores y separadores de la piscina localizada en la parte superior de la contención. Los CCCs son accionados por el incremento de la temperatura en la contención y utilizan circulación natural en ambos lados de los condensadores. En realidad son unos intercambiadores de calor sencillos montados cerca de 1 metro por encima del nivel de agua de la piscina de inundación del núcleo. Si la

temperatura atmosférica del pozo seco supera la temperatura de los separadores, el agua dentro de los tubos del intercambiador es calentada y fluyen fuera de la línea debido a la pendiente de los tubos.

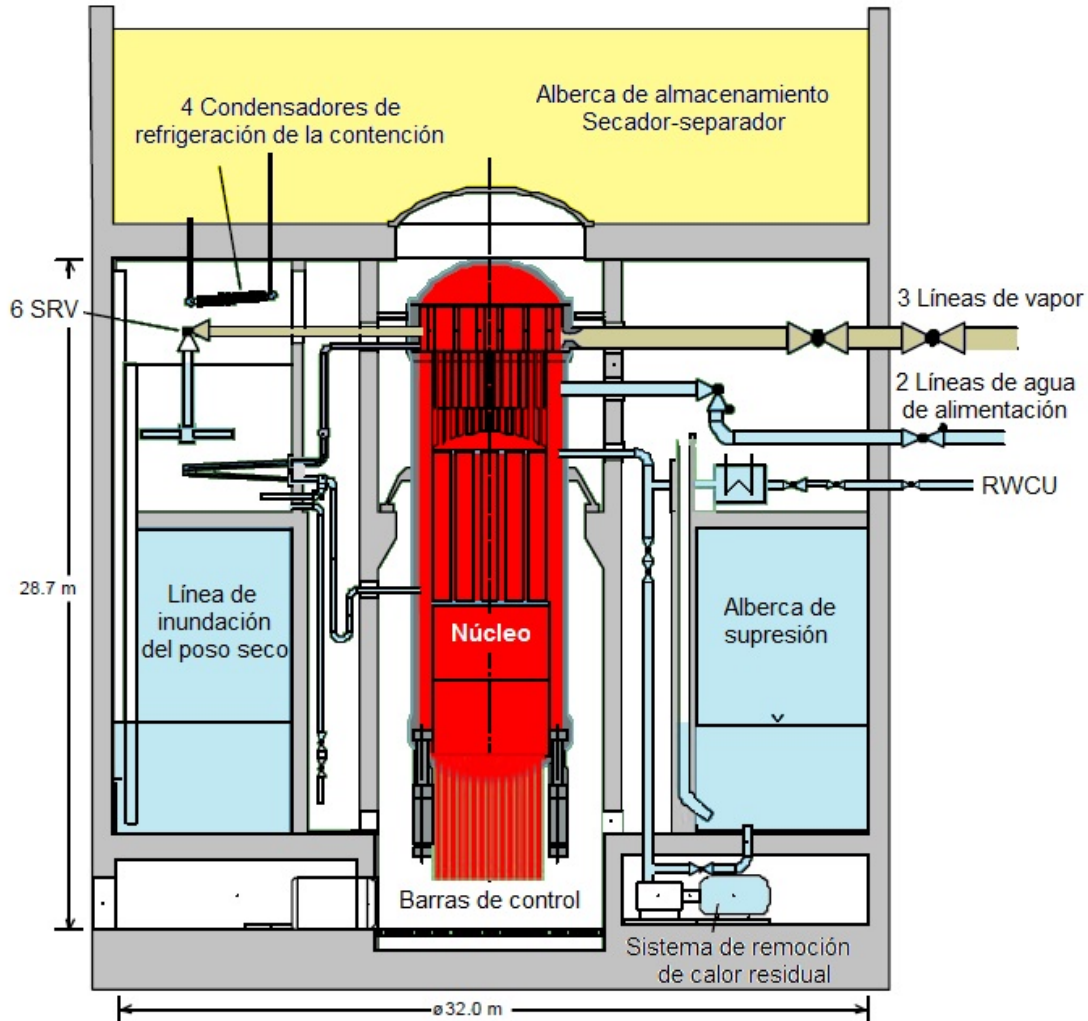


Figura 1-11. Sistemas pasivo de seguridad de la contención del SWR-1000

Durante condiciones normales de operación el agua de alimentación de este sistema está parcialmente llena porque el nivel del agua del reactor es alto, en caso de accidente cuando los niveles del agua dentro de la vasija se reducen drásticamente es cuando el condensador entra en operación.

La remoción de calor en la contención es proporcionada por el sistema PCC y consiste en cuatro lazos de baja presión. Cada lazo consta de un intercambiador de calor abierto a la contención, una línea de drenado que regresa el condensado del PCCS a un tanque, parte del mismo PCCS, que está conectado a la vasija del reactor por medio de una boquilla. Los cuatro intercambiadores son similares a los sistemas del condensador para aislamiento (ICS) localizados en las piscinas externas en la parte superior de la contención.

La operación del PCCS es iniciada después de la despresurización de la vasija del reactor, y el condensado regresa a la vasija por una línea permanentemente abierta. El PCCS usa convección natural para proporcionar, de forma pasiva, refrigeración a la contención por un largo plazo. La piscina del PCCS tiene el tamaño suficiente para remover el calor de decaimiento posterior al evento de LOCA durante las primeras 72 horas, sin necesidad de adicionar agua a ésta.

1.6 Circulación natural de refrigerante en el núcleo

Varios diseños de reactores avanzados usan la circulación natural para enfriar el núcleo. Estos sistemas funcionan con el reactor a plena potencia mientras el flujo de refrigerante fluye por circulación natural a través del núcleo.

La circulación natural se establece debido a las diferentes densidades que el flujo de refrigerante tiene dentro de la vasija del reactor. La alta densidad del agua en el downcomer crea una presión hidrostática mayor que la existente en el núcleo y chimenea debido a que en éstos hay una mezcla vapor/agua de baja densidad. Esta diferencia de presión provoca que el refrigerante empiece a fluir de forma natural.

La principal ventaja de un sistema de circulación natural es la simplicidad. La eliminación de fuentes de alimentación activas y bombas de recirculación permite simplificar la construcción, operación y mantenimiento del sistema. Por otra parte, la eliminación de bombas y tuberías de conexión elimina también escenarios de accidentes asociados con la pérdida de refrigerante en

la bomba, accidentes de rotura del sello de la bomba y efectos manómetro durante accidentes de pérdida de refrigerante por pequeñas roturas en el lazo de recirculación (SBLOCAs).

Otra ventaja de la circulación natural es que la distribución de flujo en los canales paralelos del núcleo es mucho más uniforme. Además, de que las características de flujo del líquido en dos fases en función de la potencia son mejores en un sistema de circulación natural. Es decir, el flujo aumenta con la potencia, mientras que en un sistema de circulación forzada el flujo en dos fases disminuye al aumentar la potencia.

Debido a los bajos requerimientos, los reactores con sistema de circulación natural tienden a tener grandes volúmenes y relativamente bajas densidades de potencia comparados con sistemas de flujo forzada de la misma potencia. Como resultado, la respuesta térmica de los sistemas de circulación natural es lenta, dando a los operadores tiempo suficiente para responder a los transitorios de la planta.

Sin embargo, el flujo másico a través del núcleo de un reactor enfriado con circulación natural es bajo. Por consecuencia, la potencia máxima admisible por canal es menor, lo que conduce a tener un núcleo más grande en comparación al de reactores con circulación forzada de la misma potencia. Estos grandes volúmenes de núcleo pueden dar lugar a problemas de control y estabilidad. Mientras que la inestabilidad es común a ambos sistemas de circulación forzada y natural, este último es inherentemente menos estable. Esto es atribuible a la naturaleza no lineal del fenómeno de la circulación natural, donde cualquier cambio en la fuerza motriz afecta el flujo que a su vez afecta a la fuerza que puede conducir a un comportamiento oscilatorio.

No obstante, las regiones de posibles oscilaciones por ondas de densidad en la región del núcleo pueden determinarse con mayor certidumbre si los flujos por los ensambles individuales son correctamente estimados. Para núcleos grandes esto puede conducir a mejores descripciones de las oscilaciones en fase o fuera de fase. El beneficio de una mejor determinación de los flujos se espera definan con mayor certidumbre las regiones de inestabilidad y las permitidas para operación.

CAPÍTULO 2

Estimación del Flujo de Refrigerante en los Ensamblés

2.1 Antecedentes

Durante todas las fases o modos de operación de una central nuclear con reactor de agua en ebullición BWR, el flujo de refrigerante en los ensamblés es una de las variables principales, tanto para la generación de energía como para la seguridad de los elementos combustibles.

No obstante que la cantidad de refrigerante que fluye por los ensamblés de combustible no es una cantidad directamente medible, la cantidad total de flujo que pasa por todos los ensamblés si lo es. La medición del flujo total de refrigerante en un BWR en operación normal o durante un evento transitorio se realiza fundamentalmente a partir de mediciones de caída de presión con medidores en la placa de soporte del núcleo y/o en las bombas jet instrumentadas para ese propósito. Una medición adicional se obtiene de las mediciones en las bombas de recirculación interna o externas dependiendo del tipo de central nuclear y la calibración es apoyada con balances energéticos y másicos en la vasija del reactor y línea de vapor. Para este tipo de reactores, la determinación del flujo de refrigerante individual se realiza contando con un estimado más certero del flujo total que pasa por el núcleo, por lo que resulta con incertidumbres relativamente menores a las que podrían esperarse en un sistema que no cuente con esos dispositivos de circulación forzada de refrigerante (Furuya et al, 2005).

El análisis de eventos transitorios esperados o de eventos postulados tiene asociada una incertidumbre en el valor del flujo de refrigerante que pasa por los ensamblés individuales, aunque esta incertidumbre está fuertemente acotada por un conocimiento relativamente certero del flujo total de refrigerante por el reactor. Dicha incertidumbre en el flujo del refrigerante en los ensamblés más limitantes resulta en penalizaciones en los límites de seguridad, límites de operación y finalmente en el procedimiento de operación (Manera et al, 2005).

Para los reactores con circulación natural, los flujos en los ensamblés son determinados con incertidumbres mayores al 10% porque no se tienen disponibles otras variables que generalmente ayudan en el cálculo. De alguna manera se puede pensar que los ensamblés “compiten” por el flujo y aun cuando comparten una misma caída de presión entre la placa de soporte del núcleo y el plano de salida, en si representan resistencias variables al paso de refrigerante. La cantidad de vapor y la distribución de potencia en el ensamblé son factores muy decisivos en el valor instantáneo de la resistencia al flujo de refrigerante. Conjuntamente con las retroalimentaciones que resultan de las caídas de presión por aceleración de la fase de vapor así como la reactividad local se establece un escenario con muchos actores interactuando fuertemente en la distribución del flujo (U.S.NRC, 2002).

2.2 Objetivos de la estimación del flujo de refrigerante

Con objeto de garantizar la seguridad de la próxima generación de reactores nucleares, en la actualidad se ha puesto énfasis especial en reemplazar los sistemas activos por pasivos. En esta línea de investigación se encuentran algunos reactores avanzados de agua hirviente como es el ESBWR y algunos otros reactores BWR de generación III+.

El diseño de estos reactores permite eliminar la necesidad de las bombas de recirculación y los conductos y sistemas asociados, que resultan en una menor complejidad del sistema, obteniéndose una mayor seguridad y una reducción de costos. Sin embargo al no contar con la instrumentación asociada a los sistemas eliminados se dificulta tener una buena estimación del flujo de refrigerante a través de los ensamblés de combustible. Por consiguiente, las regiones de posibles oscilaciones por ondas de densidad en la región del núcleo no pueden determinarse con incertidumbre aceptable.

Tener una mejor estimación del flujo de refrigerante a través del núcleo permite contar con mejores descripciones de las oscilaciones en fase o fuera de fase, y definir con mayor certidumbre las regiones de inestabilidad y las permitidas para operación.

Poder reducir las penalizaciones que tienen que establecerse en los cálculos de los límites de operación debidos a la magnitud de las incertidumbres en los flujos de refrigerante es uno de los objetivos de tener una buena estimación del flujo. Una mayor eficiencia operativa resulta al determinar los límites de inestabilidades que pudiesen presentarse por ejemplo durante el arranque del reactor, cuando recién se presente la ebullición subenfriada y no se tenga circulación natural. O bien cuando se tenga circulación natural pero la tasa de incremento de potencia sea muy violento por retiro de barras de control.

Otro objetivo, de tener una buena estimación del flujo, es el beneficio que traería su aplicación en innumerables análisis de eventos transitorios, accidentes postulados o en el diseño de recargas de combustible. En estos análisis las condiciones iniciales y las incertidumbres de estos valores indudablemente incluyen en todos los casos al flujo de refrigerante total y el local por los ensambles limitantes (en particular el canal caliente).

2.3 Diseño de un controlador para estimar el flujo

Los estimadores de variables de estado han probado ser herramientas muy útiles en un gran número de aplicaciones industriales principalmente para optimizar el uso de controladores de proceso que tienen variables no directamente medibles o cuando los ruidos o perturbaciones impiden lecturas de señales precisas.

El diseño y prueba de un controlador que permita el arranque totalmente automático de un reactor BWR de circulación natural seguramente requerirá de un estimador de las variables no directamente medibles de la planta y usará estimaciones de las distribuciones locales del flujo del enfriador. Este tipo de controladores actualmente se utilizan en los ABWR y varios BWR en operación en Japón (Mori et al, 2001).

1.2.1 Base de Diseño para el Control del Estimador

En el estudio de sistemas considerados determinísticos, que interactúa de forma perfectamente previsible, se llevan a cabo tres pasos para su análisis: la construcción de un modelo del

sistema a partir de las leyes físicas que definen su dinámica, la revisión de su estructura y forma de respuesta, y de ser necesario, el diseño de compensadores para alterar o regular sus características. Para ello se requiere de un amplio conjunto de experiencias que hayan sido aplicadas con anterioridad al sistema. Sin embargo, en realidad no existen sistemas determinísticos exactos, principalmente por tres motivos:

- a) No existe un modelo matemático perfecto de un sistema real.
- b) Existen perturbaciones que no se pueden modelar de una forma determinística.
- c) Los sensores no son perfectos, o no siempre se pueden tener.

Esto nos lleva a plantearnos una serie de preguntas:

- a) ¿Cómo desarrollar modelos de sistemas que tengan en cuenta las incertidumbres?
- b) ¿Cómo estimar de una forma óptima los datos que interesan de un sistema cuando no se pueden medir directamente o cuando se tienen datos alterados por el ruido?
- c) ¿Cómo controlar de forma óptima sistemas estocásticos?

La respuesta a las tres preguntas es: mediante el uso de un controlador avanzado. Un controlador avanzado nos permite obtener información de la dinámica del proceso sin necesidad de medir todas las variables, ya que por medio del conocimiento de la dinámica de variables de estado puede inferirlas u observarlas, además éste nos permite ocupar mediciones contaminadas por algún tipo de incertidumbre.

Lo anterior está ligado a dos aspectos del control: por un lado a la observación o estimación de estados internos de un sistema y por otro a esta misma observación cuando las mediciones están contaminadas por algún tipo de perturbación (Kailath, 1990).

2.3.2 Alcance del Controlador del Estimador

El estimador debe permitirnos desarrollar un modelo del sistema que tome en cuenta sus incertidumbres y que estime de forma óptima los datos de interés de éste cuando no puedan

medirse directamente o cuando estén alterados por ruido. El algoritmo de control para estimar el flujo de refrigerante incorporará el concepto de control avanzado.

Al aplicar un control avanzado al estimador, el flujo de refrigerante a través de los ensamblajes del núcleo de un BWR de circulación natural podrá ser determinado y su dinámica representada por un modelo sintético de muy rápida ejecución en una PC, mientras el reactor esté en operación normal o sólo ligeramente fuera de esta condición.

2.4 Estructura del estimador de flujo

El modelo del estimador es un sistema que integra el diseño de un controlador al modelo numérico que intenta reproducir la dinámica de la planta en estudio, como se ilustra en la figura 2-1. El vector de variables de entrada U , que recibe la planta y que modifican su estado dinámico, se introduce al observador originando un vector de señales de salida que es comparado con su equivalente de la planta (C). Las diferencias observadas entran al controlador del estimador ajustando los parámetros del vector de estados de éste. La respuesta del controlador es un vector estimado de las variables de estado del sistema X' , el cual inicializa de forma recurrente al estimador hasta obtener la mejor estimación.

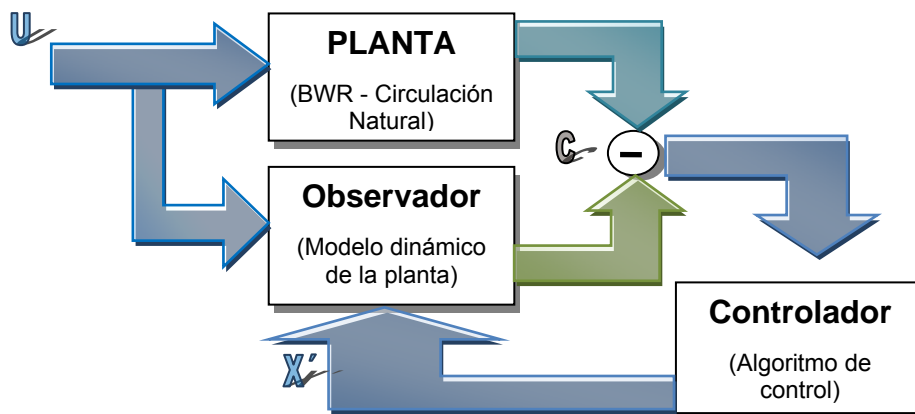


Figura 2-1. Estructura del estimador de flujo

La variable estimada puede ser una variable no directamente medible de la planta, como lo es el flujo de refrigera a través de los ensambles de un BWR de circulación natural, la cual se obtiene directamente del observador o a partir de un modelo matemático acoplado a éste.

En los capítulos siguientes se presenta el diseño, desarrollo e implementación de cada uno de los modelos que integran el estimador de flujos; controlador, observador y planta, así como algunas pruebas realizadas a cada uno de estos modelos. Los capítulos finales están dedicados a la integración, planteamiento y evaluación del estimador de flujos.

CAPÍTULO 3

Desarrollo del Controlador

3.1 Planteamiento

Se parte de la hipótesis de que los márgenes de seguridad y la eficiencia operativa de un BWR de circulación natural pueden mejorarse si se reducen las incertidumbres asociadas a la determinación de los flujos individuales de los ensambles de combustible. El controlador avanzado del estimador deberá ser capaz de estimar el flujo de refrigerante por cada uno de los ensambles de combustible de un BWR de circulación natural, así como la incertidumbre asociada, durante la operación normal de la planta utilizando la instrumentación tradicional y un algoritmo de estimación de estados multivariantes.

El filtro Kalman es un algoritmo de control avanzado que nos permite obtener información de la dinámica del proceso sin necesidad de medir todas las variables, ya que por medio del conocimiento de la dinámica de variables de estado puede observarlas, además éste nos permite analizar mediciones contaminadas por algún tipo de incertidumbre. Dadas estas características, y considerando que el estimador a desarrollar es realmente un problema de diseño de un controlador para el modelo numérico que intenta reproducir la dinámica de la planta, se planteó utilizar el filtro de Kalman como controlador del estimador de flujo.

2.5 El filtro Kalman como controlador

El filtro de Kalman es un conjunto de ecuaciones matemáticas que proveen una solución recursiva eficiente del método de mínimos cuadrados para poder estimar el estado oculto (no medible) de un sistema dinámico lineal y opera por medio de un mecanismo de predicción y corrección (Grewal et al, 1993). Esta solución permite calcular un estimador lineal, no sesgado y óptimo del vector de estado de un proceso en cada momento del tiempo con base en la

información disponible en el momento $t-1$, y actualizar, con la información adicional disponible en el momento t . Para ello es indispensable conocer las ecuaciones que describen la dinámica del sistema y tener información de los parámetros globales que describen al menos inicialmente las perturbaciones que tiene el sistema y los instrumentos de medición que producen las señales analizadas.

El filtro de Kalman tiene como objetivo resolver el problema general de estimar el vector de estado $X \in \mathbb{R}^n$ de un proceso controlado en tiempo discreto, el cual es dominado por una ecuación lineal en diferencia estocástica de la siguiente forma:

$$X_t = AX_{t-1} + w_{t-1} \quad (3.1)$$

$$Z_t = HX_t + v_t \quad (3.2)$$

siendo las medidas o el observable el vector $Z \in \mathbb{R}^m$. Las variables aleatorias w_t y v_t representan el error del proceso y de la medida respectivamente. Se asume que son independientes entre ellas, que son ruido blanco y con distribución de probabilidad normal:

$$P(w) \cong N(0, Q) \quad (3.3)$$

$$P(v) \cong N(0, R) \quad (3.4)$$

En la práctica las matrices de covarianza de la perturbación del proceso, Q , y de la perturbación de la medida, R , cambian en el tiempo. La matriz A se asume de una dimensión $n \times n$ y relaciona el estado en el periodo previo $t-1$ con el estado en el momento t . La matriz H de dimensión $m \times n$ relaciona el estado con la medición Z_t .

3.2.1 Fundamentación matemática del Filtro de Kalman

Es importante entender el proceso de estimación para el caso en que se tienen diferentes mediciones y se quiere hallar la mejor estimación. Se entiende por estimación al mecanismo mediante el cual se obtiene un valor a partir de una información incompleta, siendo muy

importante que el valor obtenido sea la mejor estimación posible. Consideremos un sistema de variables a estimar:

$$\begin{cases} x_{k+1} = A_k x_k + B u_k + q_k \\ y_k = C_k x_k + v_k \end{cases} \quad (3.5)$$

Donde por simplicidad se asume que la entrada u es cero cosa que no afecta para nada el análisis. Las características estadísticas de las perturbaciones son:

$$E\{q\} = 0 \quad E\{qq^T\} = Q \quad (3.6)$$

$$E\{v\} = 0 \quad E\{vv^T\} = R \quad (3.7)$$

El problema es determinar la mejor estimación del estado x en función de las mediciones de la salida y . Para ello se debe conocer o fijar x estimado inicial y su varianza:

$$x_1 = A_0 x_0 + q_0 \quad (3.8)$$

$$N_o = E\{[\hat{x}_0 - x_0][\hat{x}_0 - x_0]^T\} \quad (3.9)$$

entonces se define la estimación en el instante 1 conocido x_0 como:

$$\hat{x}_{1/0} = A_0 \hat{x}_0 \quad (3.10)$$

Y se calcula la auto-correlación de esta estimación:

$$\begin{aligned} N_1 &= E\{[\hat{x}_{1/0} - x_1][\hat{x}_{1/0} - x_1]^T\} = E\{[A_0 x_0 + W_0 - A_0 \hat{x}_0][A_0 x_0 + W_0 - A_0 \hat{x}_0]^T\} \\ &= E\{A_0(x_0 - \hat{x}_0)(x_0 - \hat{x}_0)^T A_0^T + W_0 W_0^T + W_0(x_0 - \hat{x}_0)^T A_0^T + A_0(x_0 - \hat{x}_0)W_0^T\} \end{aligned}$$

suponiendo que W y x no están correlacionadas entre sí, tenemos:

$$N_1 = A_0 N_o A_0^T + Q \quad (3.11)$$

Ahora calculando $\hat{x}_{1/1}$ a partir de la estimación $\hat{x}_{1/0}$ y la nueva medición de la salida. Resulta:

$$\begin{aligned}\hat{x}_{1/1} &= \hat{x}_{1/0} + W_1[y_1 - C_1\hat{x}_{1/0}] \\ W_1 &= P_1 C_1^T R^{-1} \\ P_1^{-1} &= N_1^{-1} + C_1^T R^{-1} \\ P_1 &= [N_1^{-1} + C_1^T R^{-1}]^{-1} = N_1 - N_1 C_1^T [C_1 N_1 C_1^T + R]^{-1} C_1 N_1^T\end{aligned}$$

Y sólo se necesita saber el valor inicial de x . Si no se conoce, se toma un valor cualquiera y se considera dispersión infinita

$$P_0 = N_1 = I_\infty \quad (3.12)$$

$$P_1^{-1} = C_1^T R^{-1} C_1 \quad (3.13)$$

Con lo que obtenemos la forma general del Filtro de Kalman para sistemas dinámicos:

$$\begin{cases} \hat{x}_{k+1/k+1} = A_k \hat{x}_{k/k} + W_{k+1} [y_{k+1} - C_{k+1} A_k \hat{x}_{k/k}] \\ N_{k+1} = A_k N_k A_k^T + Q \\ P_k = N_k - N_k C_k^T [C_k N_k C_k^T + R]^{-1} C_k N_k^T \\ W_k = P_k C_k^T R^{-1} \end{cases} \quad (3.14)$$

3.2.2 Desarrollo del algoritmo del Filtro Kalman

Las ecuaciones que se utilizan para derivar el filtro Kalman se pueden dividir en dos grupos: las que actualizan el tiempo o ecuaciones de predicción y las que actualizan los datos observados o ecuaciones de actualización. Las del primer grupo son responsables de la proyección del estado al momento t tomando como referencia el estado en el momento $t-1$ y de la actualización intermedia de la matriz de covarianza del estado:

$$\hat{X}^*_t = A \hat{X}_{t-1} \quad (3.15)$$

$$P^*_t = A P_{t-1} A^T + Q \quad (3.16)$$

La matriz A relaciona el estado en el momento previo $t-1$ con el estado al momento actual t , y Q representa la covarianza de la perturbación aleatoria del proceso que trata de estimar el estado.

El segundo grupo de ecuaciones son responsables de la retroalimentación, es decir, incorporan nueva información dentro de la estimación anterior con lo cual se llega a una estimación mejorada del estado.

$$K_t = P_t^* H^T (HP_t^* H^T + R)^{-1} \quad (3.17)$$

$$\hat{X}_t = \hat{X}_t^* + K_t (Z_t H \hat{X}_t^*) \quad (3.18)$$

$$P_t = (I - K_t H) P_t^* \quad (3.19)$$

La primera tarea durante la corrección de la proyección del estado es el cálculo de la ganancia de Kalman, ecuación (3.17). Este factor de ponderación es seleccionado de tal forma que minimice la covarianza del error de la nueva estimación del estado. El siguiente paso es medir el proceso para obtener Z_t y entonces generar una nueva estimación del estado que incorpora la nueva observación como en la ecuación (3.18). El paso final es obtener una nueva estimación de la covarianza del error mediante la ecuación (3.19).

Después de cada par de actualizaciones, tanto del tiempo como de la medida, el proceso es repetido tomando como punto de partida las nuevas estimaciones del estado y de la covarianza del error. Esta naturaleza recursiva es una de las características llamativas del filtro de Kalman.

En la Figura 3-1 se muestra un diagrama completo del algoritmo del filtro Kalman, el cual se aplica al diseño del controlador del estimador de flujos. En ésta se observa el mecanismo recurrente del filtro Kalman el cual genera un pronóstico del estado en el tiempo (predicción), tomando en cuenta la información inicial disponible en ese momento, y con ello genera un pronóstico mejorado de dicho estado (corrección), de tal manera que el error es minimizado estadísticamente.

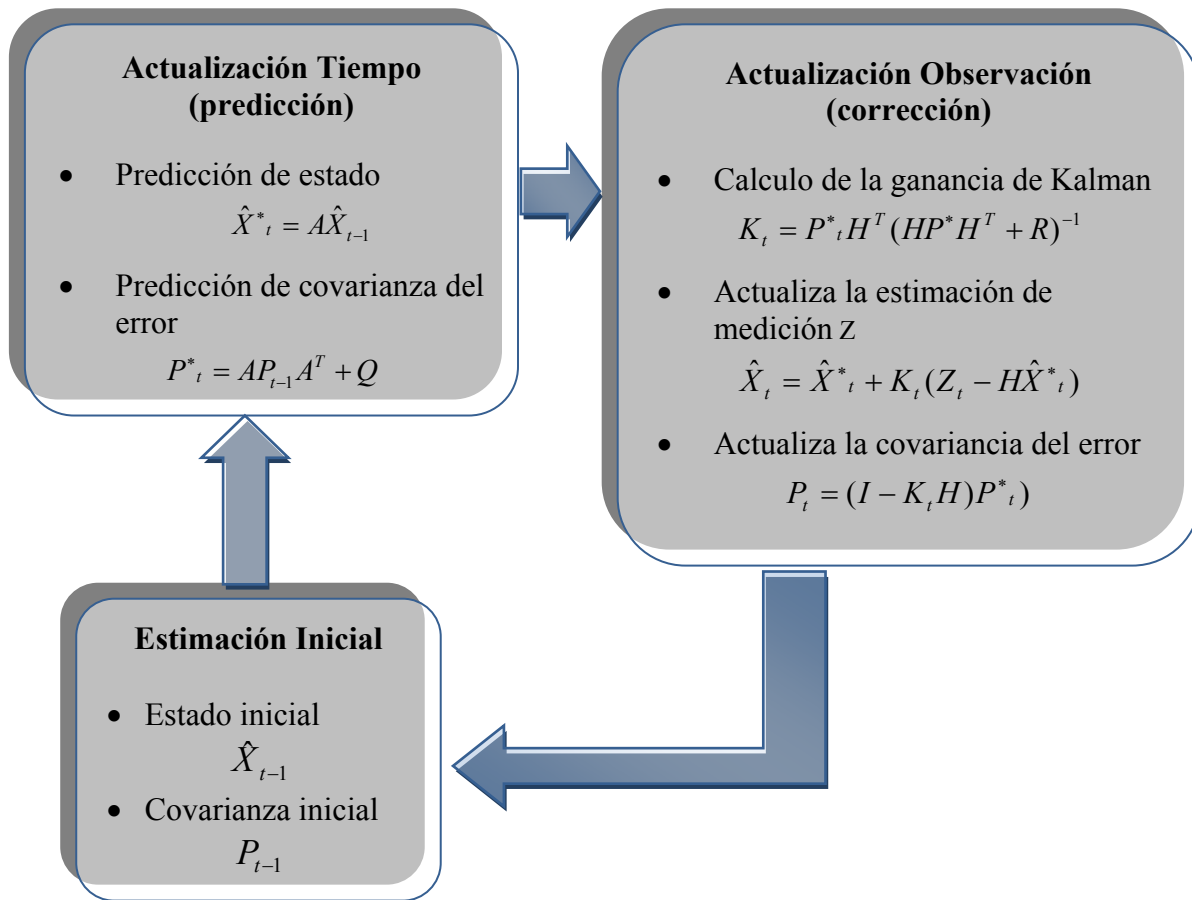


Figura 3-1. Algoritmo del filtro Kalman – Control del estimador

3.2.3 Adecuación del filtro Kalman para aplicarlo al estimador

El filtro Kalman se distingue por su habilidad para predecir el estado de un modelo en el pasado, presente y futuro, aún cuando la naturaleza precisa del sistema modelado sea desconocida. La modelación dinámica de un sistema es una de las características claves que distingue a este método.

No obstante, las ventajas que nos ofrece, el filtro de Kalman no es aplicable directamente a sistemas no lineales y estocásticos, y dado que el desarrollo del estimador de flujo implica la utilización de sistemas con estas características es necesario ocuparnos de estos dos temas.

I. Control Estocástico: Teorema de separación

El teorema de separación permite unir la teoría de control determinístico con la problemática de la estimación de sistemas estocásticos. Las ecuaciones dinámicas y de medida de un sistema son:

$$x(k+1) = A(k)x(k) + B(k)u(k) + v(k) \quad (3.20)$$

$$y(k) = C(k)x(k) + w(k) \quad (3.21)$$

El índice de comportamiento cuadrático, para control óptimo, en donde se ha aplicado el operador de esperanza matemática al ser variables estocásticas, se define como:

$$J = E \left[\sum_{k=0}^N x^T(k) M x(k) + \sum_{k=0}^N u^T(k) H u(k) \right] \quad (3.22)$$

En control óptimo determinístico se obtiene una ley de control que depende del vector de estado original:

$$u(k) = -G(k)x(k) \quad (3.23)$$

El teorema de separación demuestra que el control óptimo para sistemas estocásticos es:

$$u(k) = -G(k)\hat{x}(k) \quad (3.24)$$

siendo $G(k)$ la misma matriz que se calcula en el caso de sistemas determinísticos y $\hat{x}(k)$ el vector de estado estimado.

La importancia del teorema de separación radica en que descompone el problema en dos partes independientes: el cálculo de las matrices de control como si fuera un sistema determinístico y la estimación del vector de estado que es el que finalmente se realimenta.

En la Figura 3-2 se muestra el diagrama de bloques asociado al control óptimo de procesos estocásticos. La variable de entrada (U) alimenta tanto a la planta como al filtro Kalman, para la planta debe considerarse además el error de proceso (V), a la salida real de la planta se le adiciona el error de proceso (ω) y resulta (Y) que es la señal medible. La señal $Y(t)$ entra al filtro y después al modulo de control para ser optimizada a partir de las variables de estado estimadas (X').

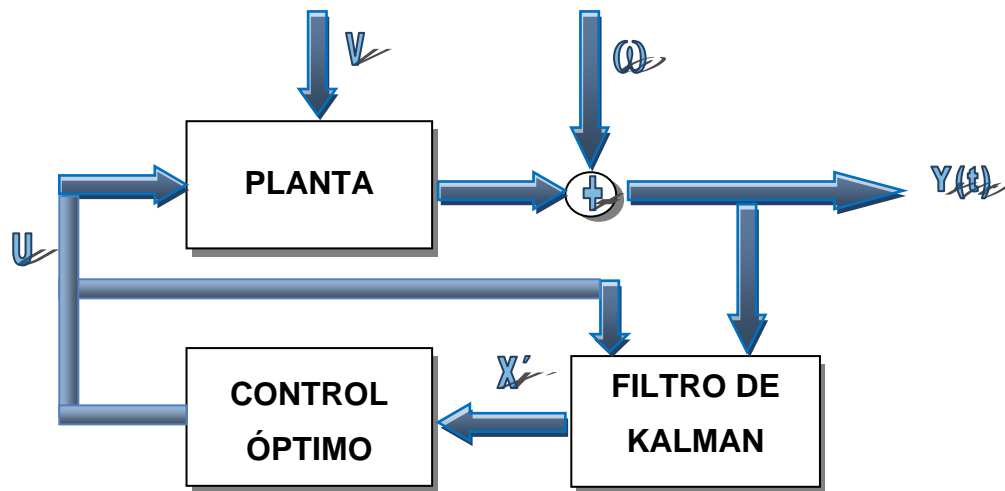


Figura 3-2. Control óptimo y estimación estocástica

Es importante notar que existe una dualidad entre el control óptimo y la estimación óptima del vector de estado. Se puede demostrar que el problema de estimación del estado es equivalente a un problema de control óptimo. La equivalencia se indica en la siguiente tabla:

Tabla 3-1. Equivalencias de control

| Control Óptimo | Estimación de Estado |
|----------------|----------------------|
| G | K^T |
| B | C^T |
| M | P |
| A | A^T |
| $N-k$ | K |

II. Filtro Kalman Extendido (EKF)

Cuando las ecuaciones del proceso y/o de medida no son lineales, el filtro Kalman extendido permite linealizar el sistema:

Ecuación de proceso:

$$A_k = \frac{\partial a}{\partial x}(\hat{x}_{k-1}, u_k, 0), \quad W_k = \frac{\partial a}{\partial w}(\hat{x}_{k-1}, u_k, 0) \quad (3.25)$$

Ecuación de medida:

$$H_k = \frac{\partial h}{\partial x}(\hat{x}_k^-, 0), \quad V_k = \frac{\partial H}{\partial v}(\hat{x}_k^-, 0) \quad (3.26)$$

Y las ecuaciones del filtro Kalman extendido, para sistemas no lineales, queda de la siguiente forma:

Ecuaciones de Predicción:

$$\hat{x}_k^- = a(\hat{x}_{k-1}, u_k, 0) \quad (3.27)$$

$$P_k^- = A_k P_{k-1} A_k^H + W_k Q W_k^H \quad (3.28)$$

Ecuaciones de Corrección:

$$K_k = P_k^- H_k^H (H_k P_k^- H_k^H + V_k R V_k^H)^{-1} \quad (3.29)$$

$$\hat{x}_k = \hat{x}_k^- + K_k (z_k - h(\hat{x}_k^-, 0)) \quad (3.30)$$

$$P_k = (I - K_k H_k) P_k^- \quad (3.31)$$

3.3 Aplicación del filtro Kalman al estimador de flujo

El desarrollo del estimador de flujo es realmente un problema de diseño de un controlador para el modelo numérico que intenta reproducir la dinámica del flujo de refrigerante en los ensambles de un BWR de circulación natural. La planta, modelo detallado de la dinámica del reactor BWR-CN, recibe señales que modifican su estado dinámico lo que es medible en principio por la instrumentación instalada. Estos vectores alimentan a su vez al observador, modelo simplificado de la dinámica del flujo de refrigerante. La respuesta definida en el vector de salida de la planta es comparada con su equivalente en el vector de salida del observador. Las diferencias observadas entran al controlador del estimador, filtro Kalman, ajustando los parámetros del vector de estados. La respuesta del controlador es un vector estimado de las variables de estado del sistema, el cual inicializa de forma recurrente al estimador hasta obtener la mejor estimación. La Figura 3-3 muestra el proceso de estimación.

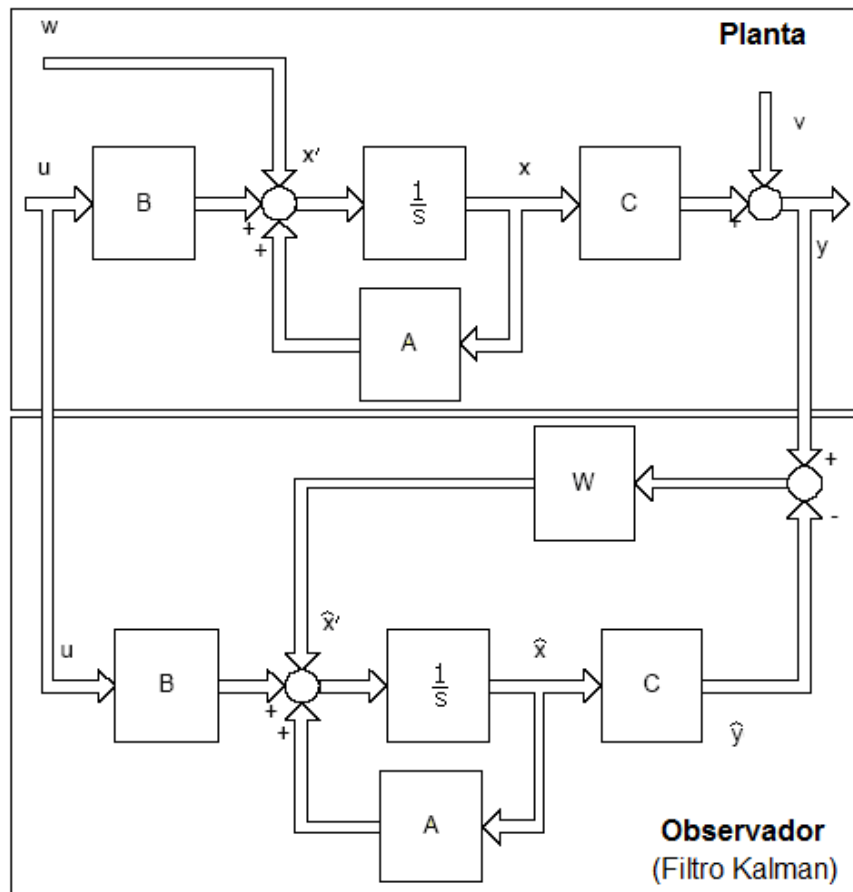


Figura 3-3. Control del estimador de flujo

Para aplicar el filtro Kalman a un sistema continuo en el tiempo, sin tener que discretizarlo, podemos utilizar la ecuación de Riccati para obtener y resolver la ecuación diferencial no lineal de la covarianza de estados (P). La ecuación (3.32) modela el comportamiento en el tiempo de la matriz de covarianza.

$$\frac{dP}{dt} = -PH^T R^{-1}HP + AP + PA^T + Q \quad (3.32)$$

Con lo que la ganancia de Kalman queda expresada como:

$$K = PH^T R^{-1} \quad (3.33)$$

Y el vector de estados resultante es:

$$\dot{\hat{X}} = A\hat{X} + BU + K(Z - H\hat{X}) \quad (3.34)$$

3.4 Funcionamiento del controlador

Para obtener una primera aproximación del funcionamiento del filtro de kalman, controlador del estimador, se utilizó un modelo discreto de primer orden como modelo del observador y de la planta, al cual se adicionaron ruidos que impiden la lectura precisa de las señales, como se muestra en el diagrama de la Figura 3-3.

El funcionamiento del controlador, en tiempo discreto y para estado estacionario, se muestra en la Figura 3-4. La señal continua representa una medición de la señal de salida, corriente eléctrica en un circuito RC, que oscila alrededor de un valor nominal, y la señal punteada la salida del estimador. Se observa que los valores de la señal de salida del estimador reducen aproximadamente cinco veces las variaciones de la señal medida.

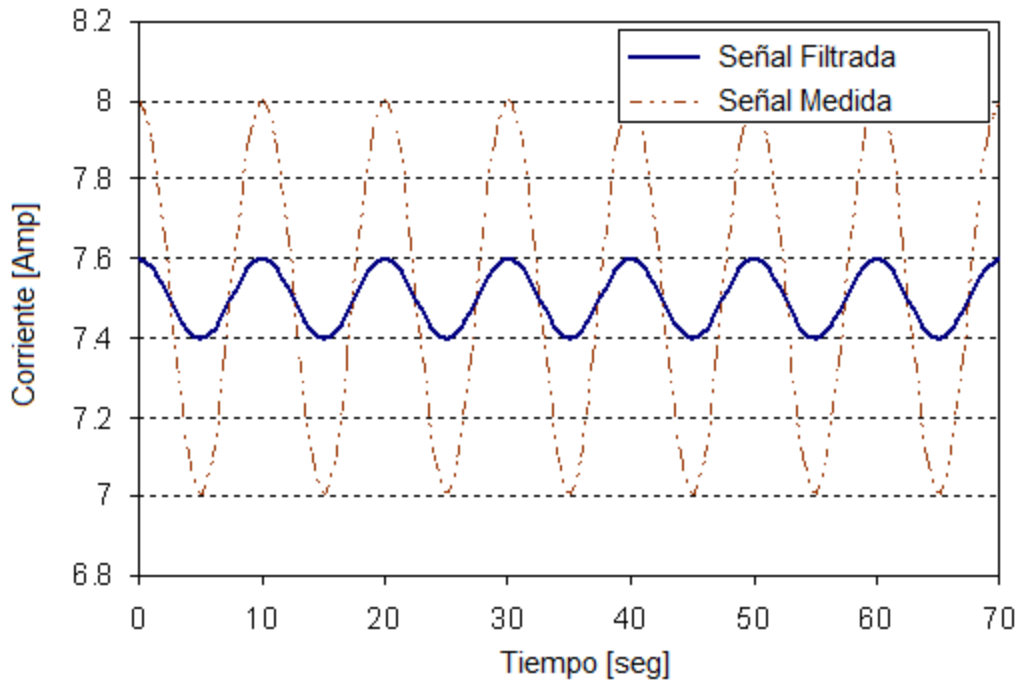


Figura 3-4. Estimación en estado estacionario

Hasta aquí se ha presentado el desarrollo del modelo del controlador, filtro Kalman, para el estimador de flujo. En los capítulos siguientes se tratará el diseño, desarrollo e implementación de los modelos de la planta y observador los otros dos elementos que conforman el estimador de flujo.

CAPÍTULO 4

El Modelo del Observador

4.1 Definición y características del Observador

La teoría de control con realimentación de estados generalmente asume la disponibilidad de todas las variables de estado. Sin embargo, en la práctica no todas las variables se encuentran disponibles para retroalimentación. Entonces, hay que estimar las variables de estado disponibles. Es importante evitar la diferenciación de una variable de estado para generar otra. La diferenciación de una señal, siempre disminuye la relación señal de comando. En ocasiones, la relación señal a ruido puede disminuir varias veces por un proceso de diferenciación. Hay procedimientos para estimar variables de estado no disponibles sin utilizar el proceso de diferenciación.

La estimación de variables de estado no medibles se suele denominar observación. A un dispositivo (o programa de computadora), que estima u observa las variables de estado, se le denomina observador de estado o simplemente observador. Si el observador de estado estima todas las variables de estado del sistema, independientemente de si algunas variables de estado se encuentran disponibles para medición directa, se denomina observador de estado de orden completo. Hay ocasiones en que esto no es necesario ya que solo se requiere observar las variables de estado no medibles, pero no las que son medibles en forma directa. Por ejemplo, como las variables de salida son observables y están relacionadas con las variables de estado, no se necesitan observar todas las variables de estado, si no sólo observar $n - m$ variables de estado, donde n es la dimensión del vector de estado y m es la dimensión del vector de salida.

El observador de estado, que sólo estima las variables de estado de orden mínimo se denomina observador de estado de orden mínimo o simplemente observador de orden mínimo.

Un observador de estado estima las variables de estado con base en la medición de las variables de salida y de control. El diseño de observadores de estado es posible si y sólo si, se satisface la condición de observabilidad.

El procedimiento para diseñar un observador, que cumpla con la condición de observabilidad, es el siguiente:

- I. Elegir una matriz Hurwitz (F) de dimensión $n \times n$ cualquiera que no tenga autovalores en común con los de la matriz de estados del sistema a observar (A).
- II. Elegir un vector (L) de dimensión $n \times 1$ cualquiera tal que (F, L) sea controlable.
- III. Calcular la solución única (T), no singular, de la ecuación de Sylvester $TA - FT = LC$.
- IV. Entonces la ecuación de estados que genera una estimación asintótica de $x(t)$, es:

$$\dot{z}(t) = Fz(t) + TBu(t) + Ly(t) \quad (4.1)$$

$$\hat{x}(t) = T^{-1}z(t) \quad (4.2)$$

4.2 Diseño del Observador: Modelo Termohidráulico

El observador del sistema debe ser un modelo simplificado que cumpla con las características de observabilidad y que simule el comportamiento dinámico de las variables involucradas en la determinación de flujo de refrigerante a través del núcleo del reactor.

Para que el reactor nuclear opere a un nivel de potencia constante, la tasa de neutrones producidos por las reacciones de fisión debe estar perfectamente balanceada por la pérdida de neutrones debido a los procesos de absorción y fuga. Cualquier desbalance de esta condición producirá un cambio en la población neutrónica y por ende, en la potencia del reactor. Una forma de representar este balance de neutrones es mediante las ecuaciones de cinética del

reactor, para el modelo simplificado, del observador, se utilizó una cinética puntual con seis grupos de neutrones retardados (Morales, 2004).

El modelo de la termohidráulica nos permite considerar los efectos en la reactividad que no dependen de la composición del núcleo, si no de algunas variables a las que no se tiene acceso directo para controlarlas como son la temperatura del combustible y la distribución de la densidad del flujo del refrigerante a lo largo del núcleo, los cuales pueden llegar a producir un cambio significativo en la fracción de vacíos teniendo como consecuencia variaciones en la presión del reactor.

La variación de la reactividad, y por consiguiente la variación de potencia en el reactor, se da por dos fenómenos conocidos; el efecto Doppler, causado por el decremento en la densidad del moderador debido al aumento en la temperatura del núcleo del reactor, y el efecto de reactividad por vacíos, causado por una variación en la densidad de aire en forma de burbujas que se encuentra en la mezcla bifásica de refrigerante a lo largo del núcleo.

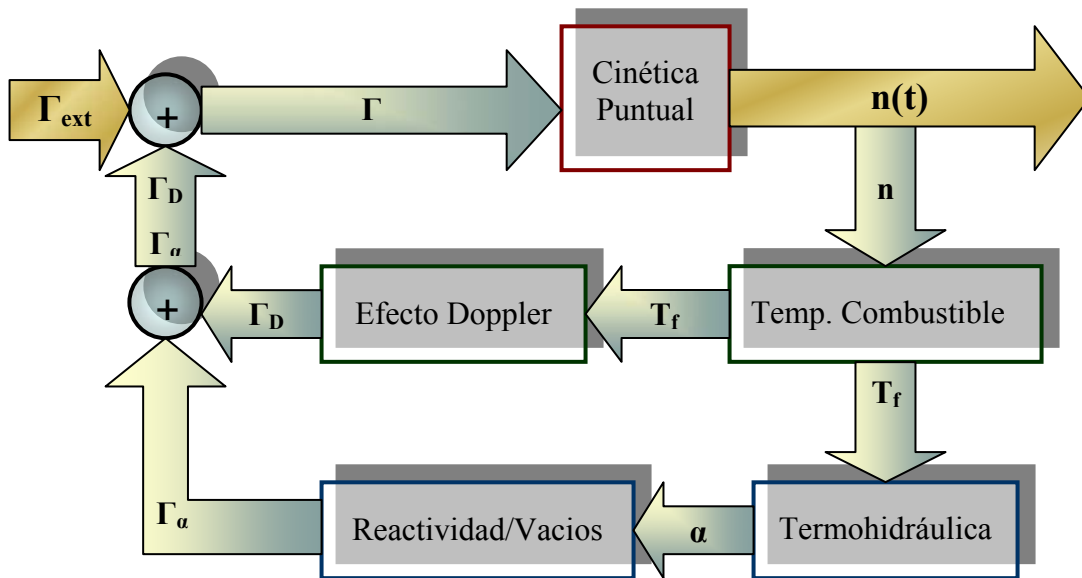


Figura 4-1. Modelo del observador

La Figura 4-1 muestra la estructura del modelo del núcleo del reactor implementado para actuar como observador del estimador. Una reactividad externa (Γ_{ext}), variable de entrada del

sistema, es adicionada a las reactividades por efecto Doppler (Γ_D) y por fracción de vacíos (Γ_α) para formar la reactividad total (Γ) que entra al modelo de cinética puntual. La potencia normalizada ($n(t)$), calculada en el modelo de cinética, es la variable de salida del sistema y es realimentada en el modelo para calcular la temperatura en el combustible (T_f) que permite obtener a su vez la fracción de vacíos (α) con las que se obtienen las reactividades correspondientes.

4.3 Desarrollo del modelo termohidráulico

Se diseñó un modelo de orden reducido, a partir de la cinética y la termohidráulica básica del reactor, que nos permite conocer la potencia térmica y la temperatura del combustible, variables de estado necesarias para determinar el estado oculto del sistema.

4.3.1 Modelado matemático de la cinética y la termohidráulica

El modelo matemático de orden reducido propuesto como observador y que representa la dinámica global del núcleo del reactor es el siguiente:

$$\frac{dn(t)}{dt} = \lambda_N [(r(t) - 1)n(t) + c(t)] \quad (4.3)$$

$$\frac{dc(t)}{dt} = \lambda [n(t) - c(t)] \quad (4.4)$$

$$\frac{dT_f(t)}{dt} = a_n n(t) - \lambda_f T_f(t) \quad (4.5)$$

$$\frac{d^2\alpha(t)}{dt^2} + 2\xi\omega_n \frac{d\alpha(t)}{dt} + \omega_n^2 (\alpha(t) - \alpha_0) = b_f (T_f(t) - T_{f0}) + b_n (n(t) - n_0) + b_{gr} \frac{dT_f(t)}{dt} \quad (4.6)$$

$$r(t) = r_{ess} + \alpha_D (T_f(t) - T_{f0}) + \alpha_V (\alpha(t) - \alpha_0) \quad (4.7)$$

Donde:

$n(t)$ = Potencia normalizada.

$c(t)$ = Precursor de neutrones retardados normalizado.

n_0 = Potencia normalizada en estado estable.

$T_f(t)$ = Temperatura del combustible.

T_{f0} = Temperatura del combustible en estado estacionario.

$\alpha(t)$ = Fracción de vacíos.

α_0 = Fracción de vacíos en condición de estado estacionario.

$r(t)$ = Reactividad total de realimentación.

r_{exx} = Cambios en la reactividad externa.

α_D = Coeficiente de reactividad Doppler.

α_V = Coeficiente de reactividad por fracción de vacíos.

β = Fracción de neutrones retardados.

Λ = Tiempo generacional de los neutrones.

λ_i = Constante de decaimiento del i-esimo grupo de neutrones retardados.

ξ = Factor de amortiguamiento relativo.

ω_n = Frecuencia natural no amortiguada.

b_n = Parámetro que representa la contribución del calor directo en la temperatura.

b_f = Parámetro correspondiente a la conducción de calor a través del combustible.

b_{gr} = Parámetro que corresponde a la derivada de la temperatura en la superficie del combustible.

Los valores correspondientes a cada uno de estos parámetros y variables se muestran en la Tabla 4-1.

Las ecuaciones de cinética puntual (4.3 y 4.4) determinan el comportamiento de la población neutrónica en función de la reactividad. Las ecuaciones (4.5 y 4.6) representan la dinámica de transferencia de calor en el combustible y la dinámica de la fracción de vacíos, respectivamente, mientras que la ecuación (4.7) corresponde a la realimentación del modelo por medio de la reactividad.

Tabla 4-1. Valores de las constantes del modelo

| PARÁMETRO DE DISEÑO | VALOR NORMALIZADO | UNIDADES |
|---------------------|-------------------------|-----------------------------------|
| n_0 | 1 | Fracción |
| c_0 | 1 | Fracción |
| λ_N | 66 | seg ⁻¹ |
| λ | 0.1 | seg ⁻¹ |
| T_{f0} | 750 | Kelvin |
| λ_f | 0.1818 | sec ⁻¹ |
| α_n | 136.35 | K/seg |
| α_0 | 0.4 | Fracción |
| b_n | 0.0001 | seg ⁻² |
| b_f | 0.00001 | seg ⁻² K ⁻¹ |
| b_{gr} | 0.000001 | seg ⁻¹ K ⁻¹ |
| α_D | -0.006 | \$ |
| α_V | - 25 con $\beta=0.0066$ | \$/K |
| ξ | 0.85 | Adimensional |
| ω_n | 3.1416 | rad/seg |

4.3.2 Cálculo de la variable de entrada

La reactividad externa, considerada como la entrada de nuestro modelo, se determina mediante el movimiento de las barras de control ajustadas por los operadores del reactor. Al iniciar la inserción de barras de control, la reactividad se comporta de manera muy similar a una función de tipo rampa en función de la posición, de la siguiente forma:

$$r_{ext} = r_{rod}(z(t) - z_0) \quad (4.8)$$

En $t = 0$ seg, $r_{ext} = 0$.

La longitud activa de las barras de control es de 3.048 m dividida en 48 muescas. Debido a que las barras paran en las muescas pares, cada vez que se introduce una muesca la barra entra $\Delta z = 3.048 / 24 = 0.127 [m]$.

Considerando que una barra de control, en condiciones de operación normal produce aproximadamente 4.2 pcm/ muesca (Morales, 2005), para una $\beta = 0.0066$, tenemos que la reactividad en dólares / muesca par es:

$$r_{\$/mpar} = \frac{8.4e^{-5}}{0.0066} = \$0.0127$$

De manera que la reactividad por metro introducido de barra de control es:

$$r_{rod} = \frac{r_{\$/mpar}}{\Delta z} = \frac{\$0.0127}{0.127} = \$0.1/m$$

Cada que se introduce la barra de control una muesca, la función de la posición con respecto al tiempo tiene la siguiente forma:

$$\begin{aligned} z &= 0 & si \quad t < 0 \quad [s] \\ z &= 0.127t & si \quad 0 < t < 1 \quad [s] \\ z &= 0.127 & si \quad t > 1 \quad [s] \end{aligned} \quad (4.9)$$

Por lo tanto, la reactividad externa en función de la posición, y por consiguiente del tiempo, al introducirse una muesca se expresa de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} r_{ext} &= 0 & si \quad t < 0 \quad [s] \\ r_{ext} &= 0.0127t & si \quad 0 < t < 1 \quad [s] \\ r_{ext} &= 0.0127 & si \quad t > 1 \quad [s] \end{aligned} \quad (4.10)$$

En las pruebas realizadas al modelo, documentadas en esa sección, se muestra el comportamiento de éste al insertar las barras de control que introduce la reactividad externa.

4.3.3 Implementación en Simulink – Matlab

El modelo del observador, modelo termohidráulico de cinco ecuaciones, se implementó en la plataforma de simulación de Matlab. Simulink permite programar de forma gráfica cada una de las ecuaciones que representan la dinámica de sistema por medio de bloques de control. A continuación se muestra cada uno de estos bloques:

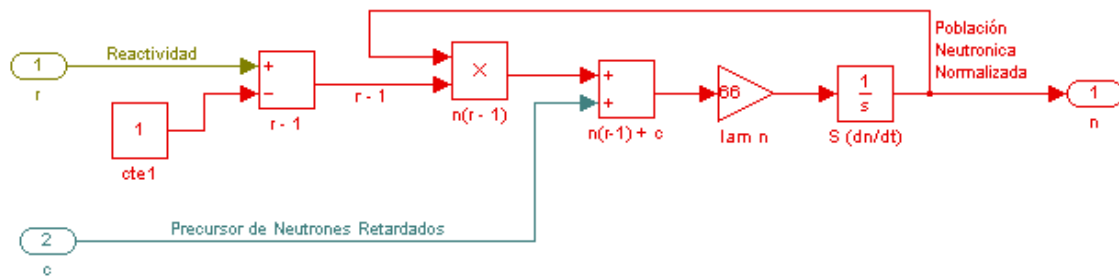


Figura 4-2. Ecuación para la población neutrónica normalizada

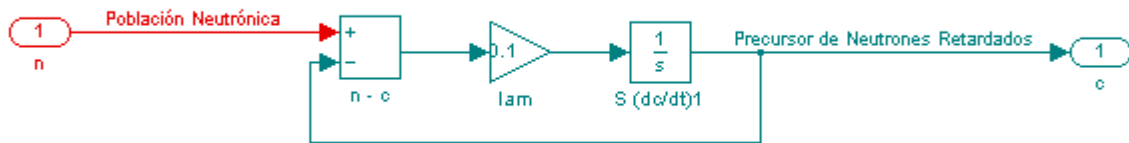


Figura 4-3. Ecuación para los precursores de neutrones retardados

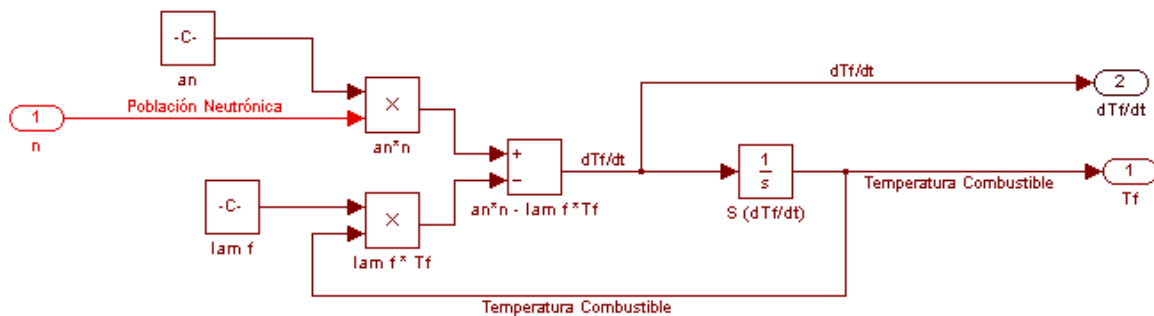


Figura 4-4. Ecuación para la temperatura promedio del combustible

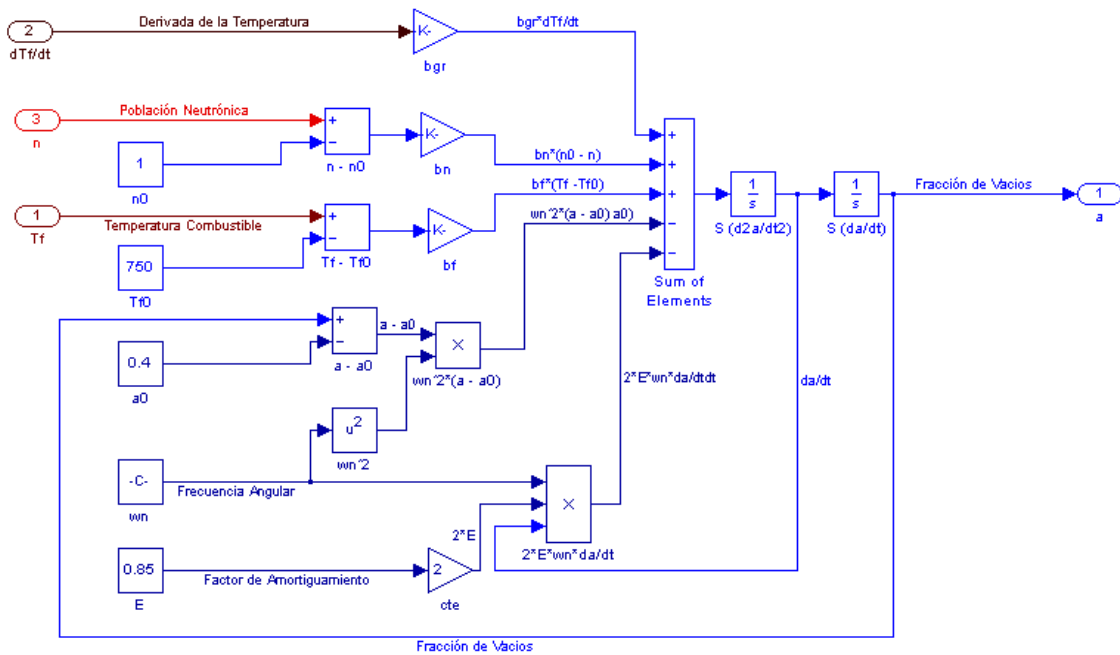


Figura 4-5. Ecuación para la fracción de vacíos

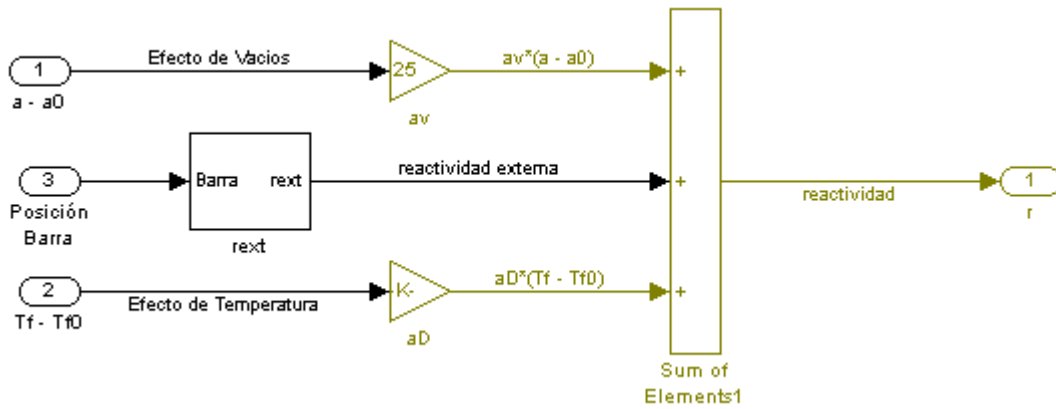


Figura 4-6. Ecuación para la reactividad total

El modelo del núcleo del reactor está compuesto por las ecuaciones correspondientes a la cinética del reactor (ecuaciones 4.3 y 4.4), temperatura promedio del combustible (ecuación 4.5), dinámica de la fracción de vacíos (ecuación 4.6) y reactividad total (ecuación 4.7). Estos modelos se integraron en bloques de simulink, para facilitar su interconexión y realizar las pruebas de integración y respuesta a inserción de reactividad. El diagrama de bloques resultante se presenta en la Figura 4.7.

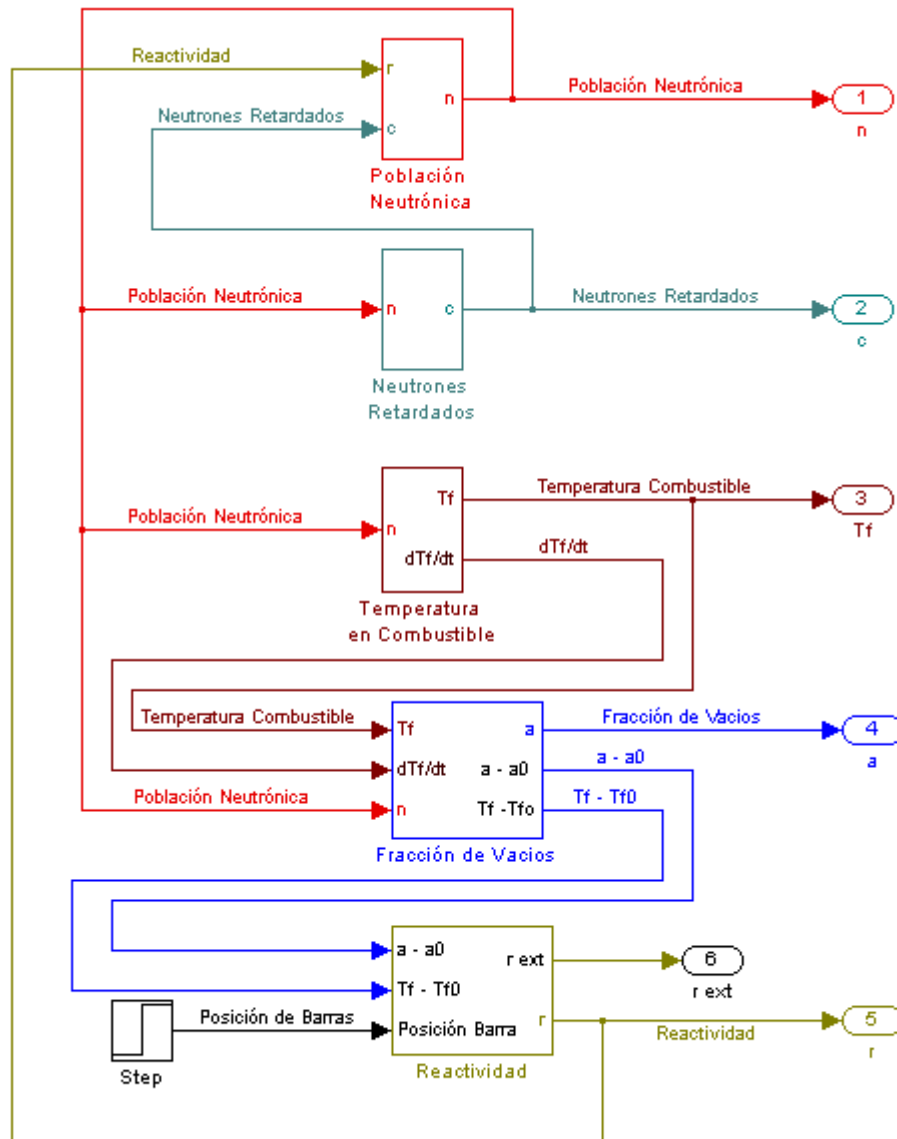


Figura 4-7. Modelo del observador en Simulink

4.3.4 Pruebas al modelo del observador

El modelo del observador, modelo de orden reducido que simula la dinámica en el reactor, fue evaluado para asegurar su adecuado funcionamiento. Las pruebas realizadas a este modelo consistieron en insertar reactividad negativa, para el primer caso, y positiva, para el segundo, mediante inserción y retiro de barras de control.

La reactividad de barras es controlada por el operador. Esta reactividad se controla introduciendo o retirando parte de la barra a razón de 12.7 cm. por movimiento, que equivalen a la distancia entre muescas. El impacto de la reactividad externa, al introducir una porción de barra, se refleja en las cinco variables del modelo, los resultados se reportan a continuación.

I. Inserción de Reactividad Negativa

En condiciones nominales de operación la reactividad total $\alpha_T = 0$, el reactor está en estado crítico, como se muestra en la figura. A los 50 segundos se introduce una fracción de barra de control que inserta una reactividad externa $r_{ext} = - \$ 0.0127$, lo que provoca un decremento inmediato de la reactividad total, que alcanza el valor negativo de la reactividad introducida, pero enseguida vuelve a su valor inicial debido a que el reactor opera con un coeficiente de reactividad negativo.

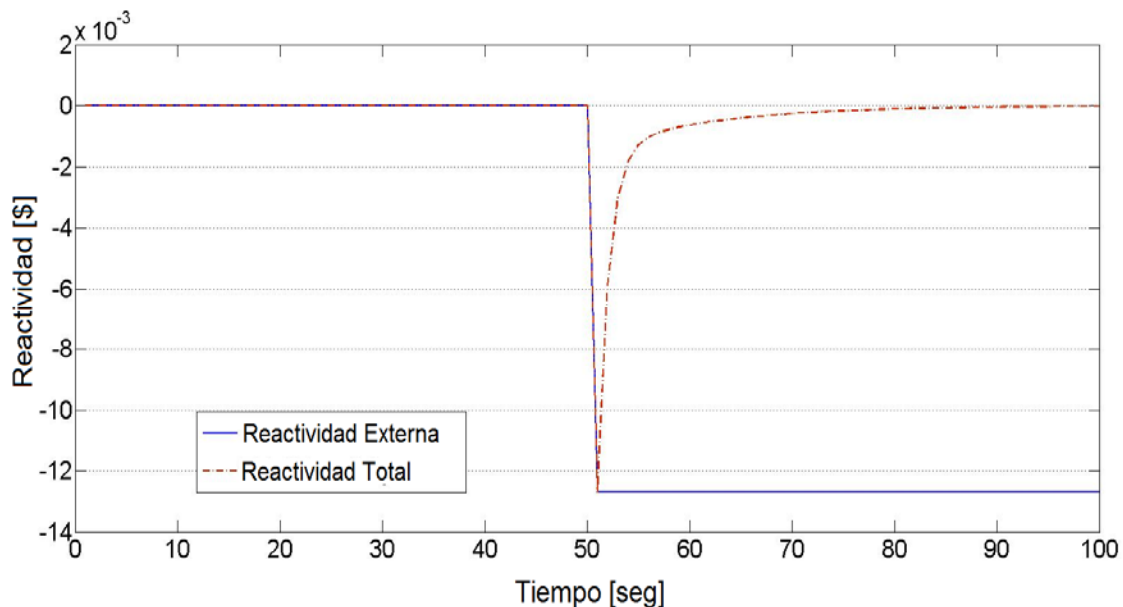


Figura 4-8. Reactividad externa negativa

La potencia normalizada, originalmente en condiciones nominales de operación, al introducir la reactividad negativa disminuye en un principio y después se recupera siguiendo el efecto de la reactividad total, estabilizándose en un valor menor a la potencia nominal debido a que la generación de neutrones disminuye por el efecto de las barras de control.

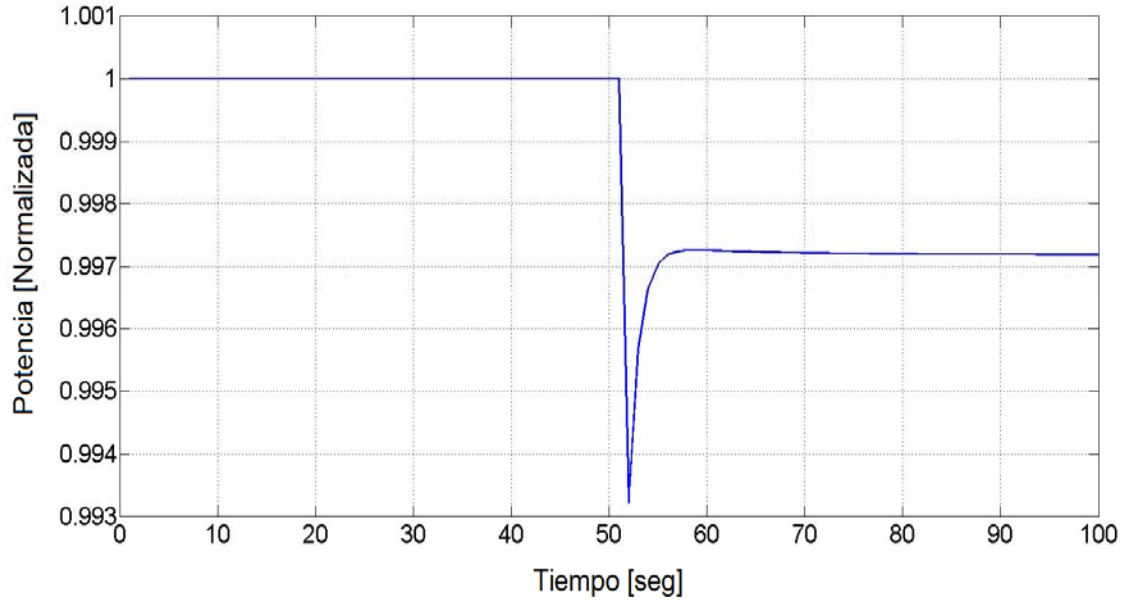


Figura 4-9. Potencia Normalizada

La temperatura promedio del combustible al disminuir la potencia del reactor, por efecto de la reactividad negativa introducida, también disminuye con respecto a la temperatura nominal. Esto ocasiona que la reactividad por efecto doppler del reactor sea positiva lo que contribuye a que la reactividad total se mantenga en cero.

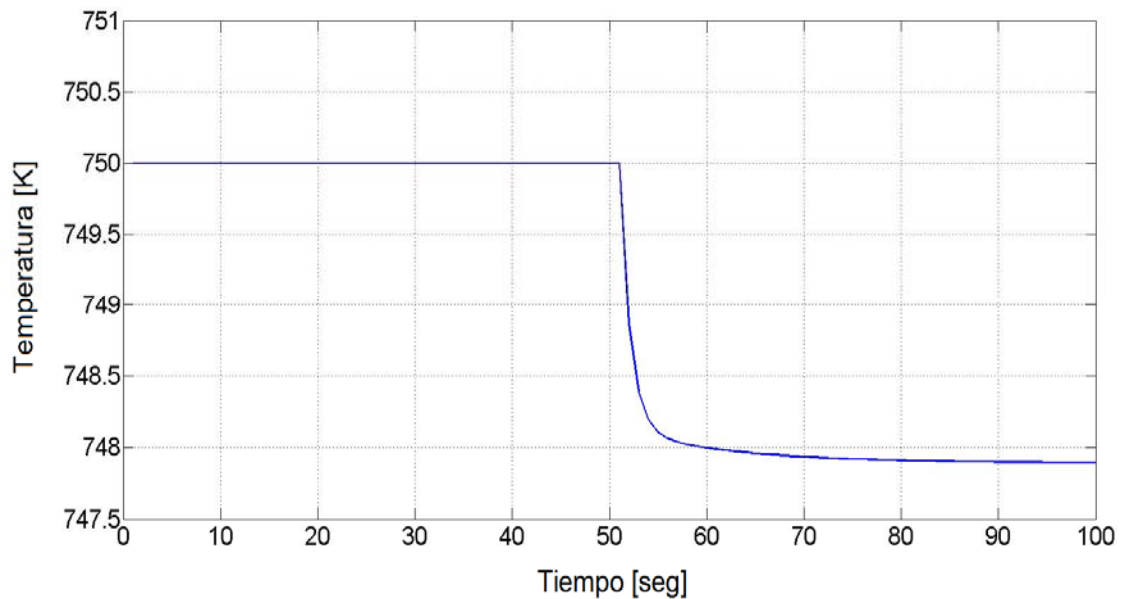


Figura 4-10. Temperatura promedio del combustible

La fracción de vacíos, al igual que la temperatura, disminuye al bajar la potencia del reactor pues la evaporación es menor, lo que ocasiona que la reactividad por vacíos sea positiva. Esta reactividad y la debida al efecto doppler son las que controlan la reactividad interna del reactor.

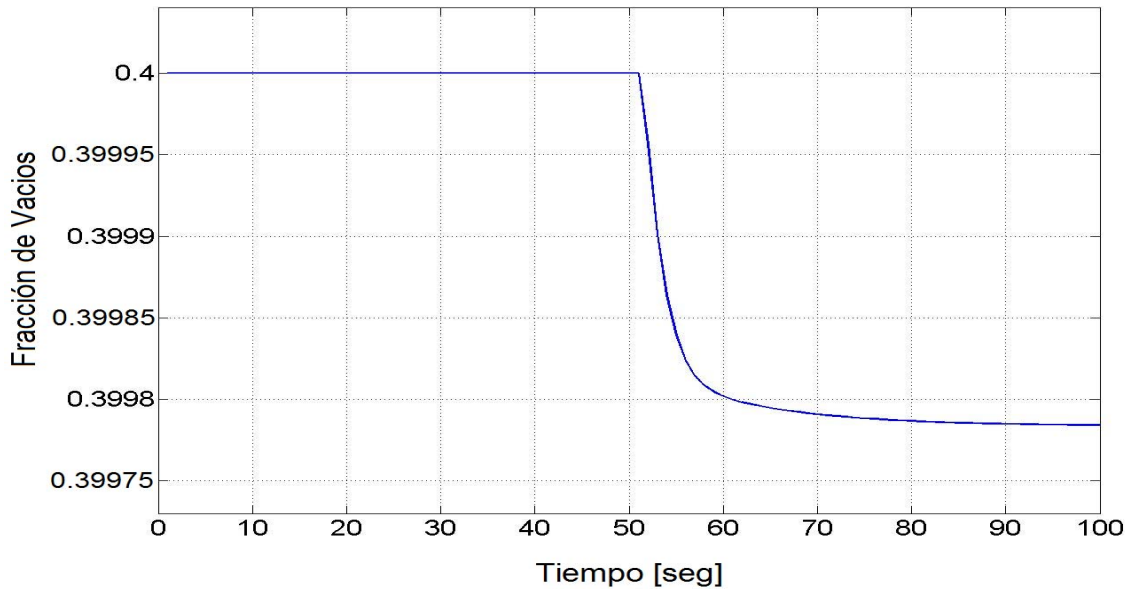


Figura 4-11. Fracción de vacíos

II. Inserción de Reactividad Positiva

Al igual que para el caso de la inserción de reactividad negativa, para este caso, el reactor opera inicialmente en condiciones nominales con una reactividad total $\alpha_T = 0$. A los 50 segundos se extrae una fracción de barra de control que da como resultado el incremento de la reactividad total, que en un instante alcanza el valor de la reactividad introducida $r_{ext} = \$ 0.0127$, la cual después vuelve a su valor inicial debido al coeficiente de reactividad negativo con que opera el reactor.

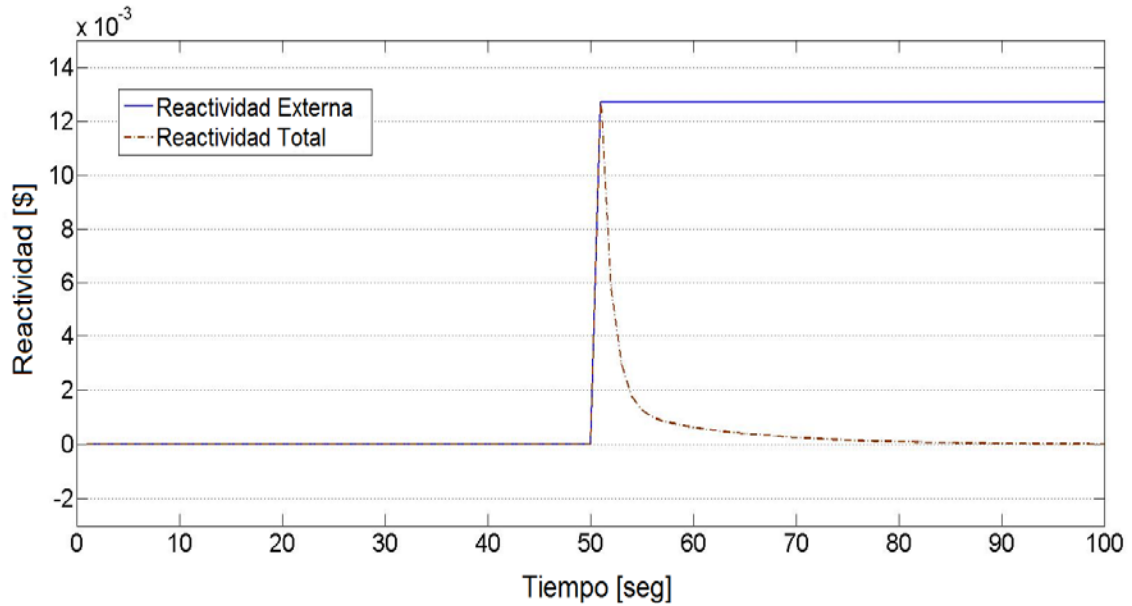


Figura 4-12. Reactividad externa positiva

La potencia normalizada presenta el mismo efecto que la reactividad total. Al originarse la reactividad positiva, por la extracción de barras de control, la potencia aumenta en un principio y después disminuye estabilizándose en un valor mayor a la potencia nominal debido a la disminución de neutrones capturados por barras.

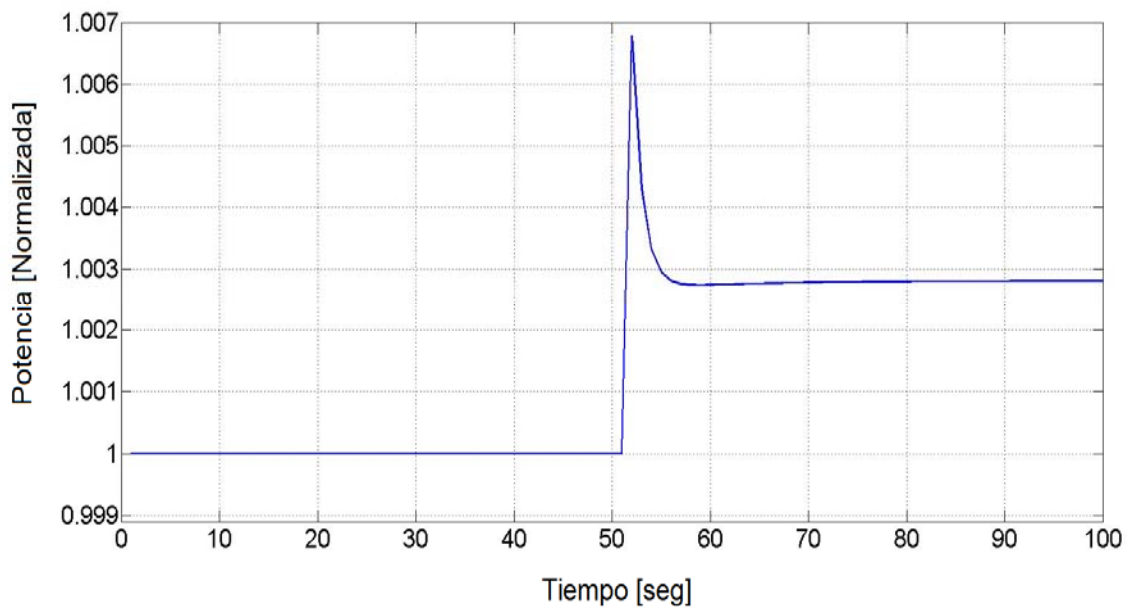


Figura 4-13. Potencia Normalizada

La temperatura promedio del combustible aumenta debido al aumento de potencia del reactor, este incremento en la temperatura produce una reactividad por efecto doppler negativa que contribuye a que la reactividad total se mantenga en cero.

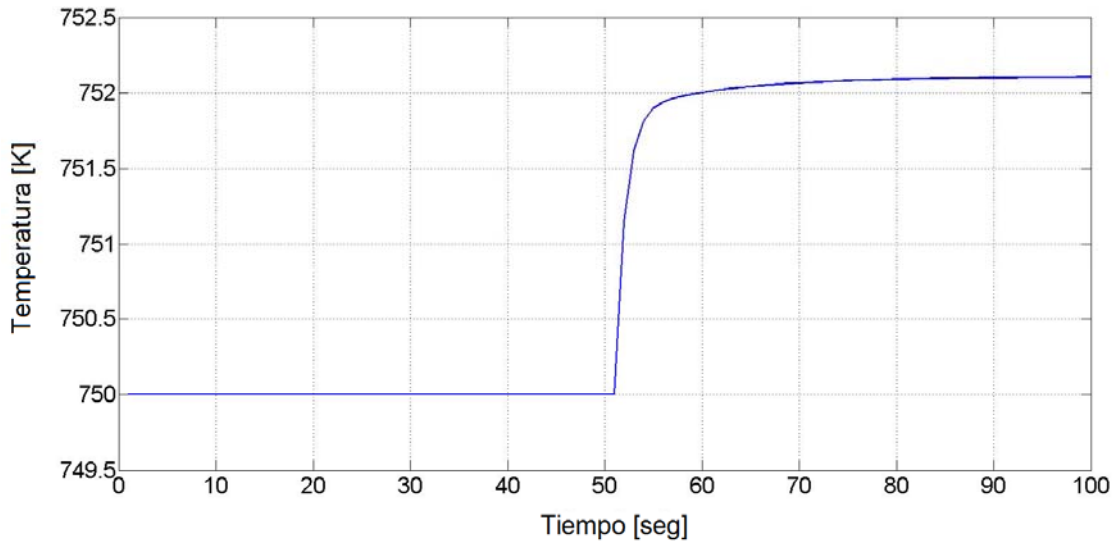


Figura 4-14. Temperatura promedio del combustible

Al aumentar la potencia del reactor y aumentar la temperatura del combustible se tiene una mayor evaporación de moderador, y con ello un aumento en la fracción de vacíos, que da lugar a una reactividad por vacíos negativa que permite controlar el reactor.

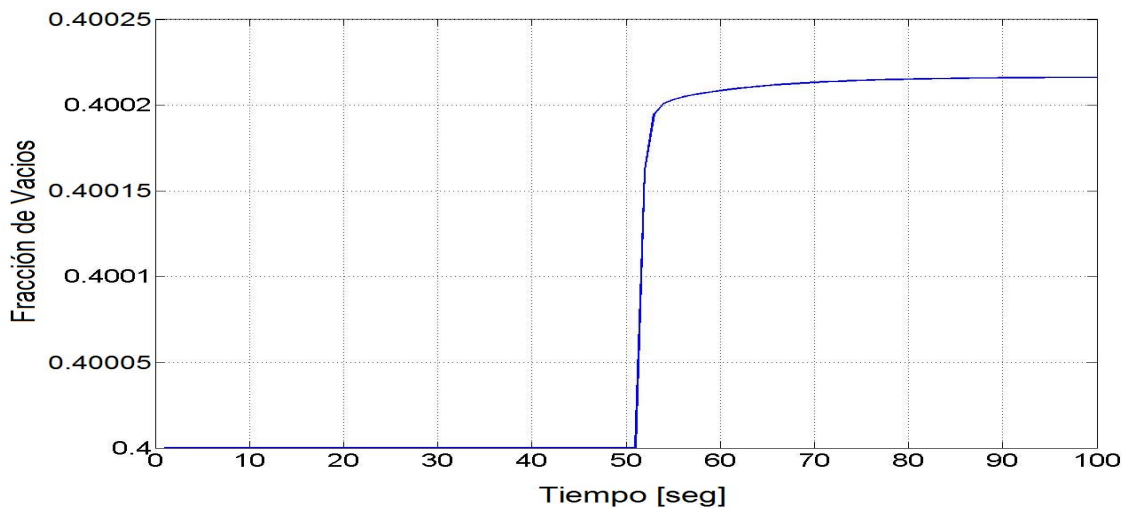


Figura 4-15. Fracción de vacíos

4.4 Linealización del modelo del observador

El modelo del observador, modelo de cinco ecuaciones, es un modelo no lineal, la no linealidad se encuentra representada por la ecuación de cinética puntual correspondiente a la variación de la población neutrónica (ecuación 4.3). Como se vio en el capítulo 3, para sistemas no lineales se debe emplear el filtro kalman extendido. No obstante, debido a que se trata del modelo del observador, por simplicidad, se decidió linealizar este modelo para aplicarlo al estimador.

4.4.1 Método de linealización

La metodología para linealizar el modelo del observador, considera que los cambios en la reactividad son pequeños para determinados intervalos de tiempo. Lo anterior es correcto para las condiciones de operación del núcleo del reactor que observa el sistema.

Si consideramos que $[x_0(t), u_0(t)]$ es una solución para el sistema $x'(t) = f(x, u)$, entonces se puede considerar que, para pequeñas variaciones (\tilde{x}, \tilde{u}) alrededor de la condición inicial anterior, $[x(t), u(t)] = [x_0(t) + \tilde{x}(t), u_0(t) + \tilde{u}(t)]$ también corresponde a una solución para el sistema. Por lo tanto, aplicando la serie de Taylor alrededor de la condición inicial anterior a $x'(t) = f(x, u)$ se linealiza con el primer término de la serie el cual corresponde a la derivada de primer orden del sistema, valuada en $[x_0(t), u_0(t)]$. Una representación es de la siguiente forma:

$$A[x_0(t), u_0(t)] = \frac{\partial f}{\partial x} [x_0(t), u_0(t)] \quad (4.11)$$

$$B[x_0(t), u_0(t)] = \frac{\partial f}{\partial u} [x_0(t), u_0(t)] \quad (4.12)$$

Al sustituir la condición de linealización $[x(t), u(t)] = [x_0 + \tilde{x}(t), u_0 + \tilde{u}(t)]$ en las ecuaciones del sistema, (4.3), (4.4), (4.5), (4.6) y (4.7), tenemos:

$$\frac{d[n_0 + \tilde{n}(t)]}{dt} = \lambda_N [(r(t) - 1)[n_0 + \tilde{n}(t)] + c_0 + \tilde{c}(t)] \quad (4.13)$$

$$\frac{d[c_0 + \tilde{c}(t)]}{dt} = \lambda[n_0 + \tilde{n}(t) - c_0 - \tilde{c}(t)] \quad (4.14)$$

$$\frac{d[T_{f0} + \tilde{T}_f(t)]}{dt} = a_n[n_0 + \tilde{n}(t)] - \lambda_f[T_{f0} + \tilde{T}_f(t)] \quad (4.15)$$

$$\begin{aligned} \frac{d^2[\alpha_0 + \tilde{\alpha}(t)]}{dt^2} + 2\xi\omega_n \frac{d[\alpha_0 + \tilde{\alpha}(t)]}{dt} + \omega_n^2(\alpha_0 + \tilde{\alpha}(t) - \alpha_0) = & b_f(T_{f0} + \tilde{T}_f(t) - T_{f0}) \\ & + b_n(n_0 + \tilde{n}(t) - n_0) + b_{gr} \frac{d[T_{f0} + \tilde{T}_f(t)]}{dt} \end{aligned} \quad (4.16)$$

$$r(t) = r_{esx} + \alpha_D[T_{f0} + \tilde{T}_f(t) - T_{f0}] + \alpha_V[\alpha_0 + \tilde{\alpha}(t) - \alpha_0] \quad (4.17)$$

Sustituyendo las condiciones iniciales normalizadas y realizando las operaciones correspondientes, considerando que el producto entre pequeñas variaciones es despreciable, al sustituir la reactividad total $r(t)$ en (4.13) resulta:

$$\frac{d\tilde{n}(t)}{dt} = \lambda_N [(r_{esx} - 1)\tilde{n}(t) + \tilde{c}(t) + \alpha_D n_0 \tilde{T}_f(t) + \alpha_V n_0 \tilde{\alpha}(t) + r_{esx} n_0] \quad (4.19)$$

$$\frac{d\tilde{c}(t)}{dt} = \lambda[\tilde{n}(t) - \tilde{c}(t)] \quad (4.20)$$

$$\frac{d\tilde{T}_f(t)}{dt} = a_n \tilde{n}(t) - \lambda_f \tilde{T}_f(t) \quad (4.21)$$

$$\frac{d^2\tilde{\alpha}(t)}{dt^2} + 2\xi\omega_n \frac{d\tilde{\alpha}(t)}{dt} + \omega_n^2 \tilde{\alpha}(t) = b_f \tilde{T}_f(t) + b_n \tilde{n}(t) + b_{gr} \frac{d\tilde{T}_f(t)}{dt} \quad (4.22)$$

$$r(t) = r_{esx} + \alpha_D \tilde{T}_f(t) + \alpha_V \tilde{\alpha}(t) \quad (4.23)$$

Las ecuaciones (4.19), (4.20), (4.21) y (4.22) representan el modelo linealizado de la dinámica del reactor, donde se puede observar que el primer término del lado izquierdo de la ecuación (4.23), que representa la reactividad externa que es una variable en el tiempo, no afecta la linealidad pues ésta representa la inserción de barras de control y es constante una vez introducida al sistema.

La representación del modelo del núcleo del reactor, de orden reducido y lineal para pequeñas variaciones de reactividad, en variables de estado es de la forma:

$$\frac{dx}{dt} = Ax + Bu \quad ; \quad y = Cx + Du$$

Resultando:

$$\begin{bmatrix} \tilde{n}'(t) \\ \tilde{c}'(t) \\ \tilde{T}_f'(t) \\ \tilde{\alpha}'(t) \\ \tilde{\alpha}''(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_N(r_{ext} - 1) & \lambda_N & \lambda_N n_0 \alpha_D & \lambda_N n_0 \alpha_V & 0 \\ \lambda & -\lambda & 0 & 0 & 0 \\ \alpha_n & 0 & -\lambda_f & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ b_n + b_{gr} \alpha_n & 0 & b_f - b_{gr} \lambda_f & -\omega_n^2 & -2\xi\omega_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{n}(t) \\ \tilde{c}(t) \\ \tilde{T}_f(t) \\ \tilde{\alpha}(t) \\ \tilde{\alpha}'(t) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \lambda_N n_0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} [r_{ext}]$$

$$\begin{bmatrix} \tilde{n}(t) \\ \tilde{c}(t) \\ \tilde{T}_f(t) \\ \tilde{\alpha}(t) \\ \tilde{\alpha}'(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{n}(t) \\ \tilde{c}(t) \\ \tilde{T}_f(t) \\ \tilde{\alpha}(t) \\ \tilde{\alpha}'(t) \end{bmatrix}$$

4.4.2 Implementación y comprobación del modelo lineal

Si se programa el modelo lineal en variables de estado utilizando las matrices anteriores, para un vector de entrada u que representa la reactividad externa, se puede ver qué tan confiable resulta el modelo lineal para representar la dinámica del núcleo de un reactor.

En la Figura 4-16 se muestra la implementación del modelo linealizado en Simulink – Matlab. Las respuestas obtenidas para las variables de salida; potencia normalizada, temperatura promedio en combustible y fracción de vacíos, del modelo lineal son comparadas con sus equivalentes del modelo no lineal. Esta comparativa, que permite comprobar el resultado de la linealización, se presenta en las Figura 4-17, 4-18 y 4.19, para las condiciones nominales de operación.

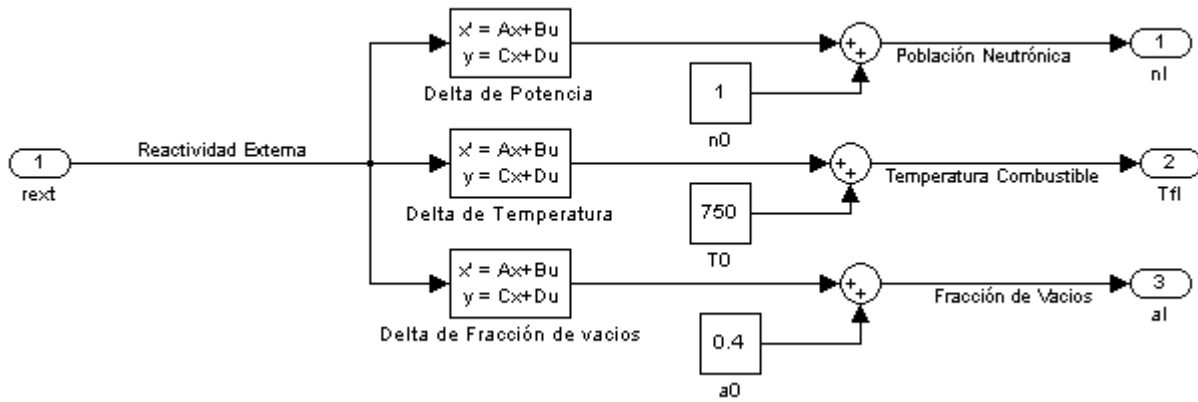


Figura 4-16. Modelo linealizado en Simulink

El funcionamiento del modelo linealizado se probó, comparando su respuesta con la del modelo no lineal, insertando una reactividad positiva.

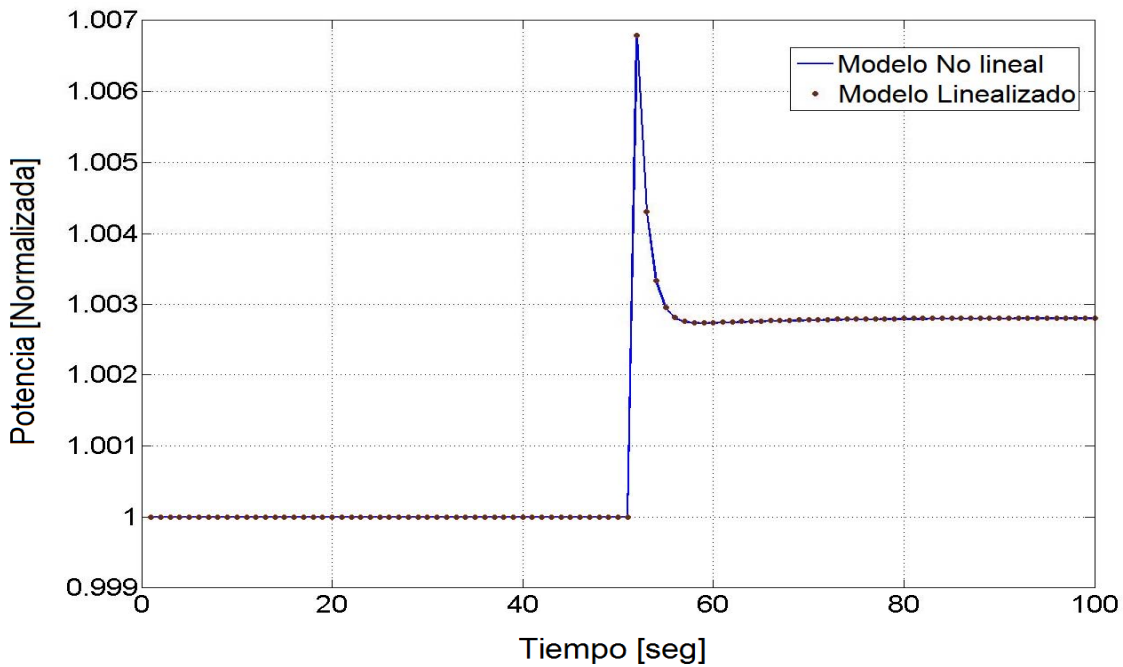


Figura 4-17. Comparativa de la potencia normalizada

El comportamiento de la potencia en el modelo linealizado, que responde al introducir una reactividad positiva por medio de barras de control, es idéntico al del modelo lineal. Esto

debido a que el termino de reactividad total que ocasiona la no linealidad, al considerarse variaciones muy pequeñas al rededor de la condición inicial, depende prácticamente sólo de la reactividad externa, la cual es constante una vez fijada la barra.

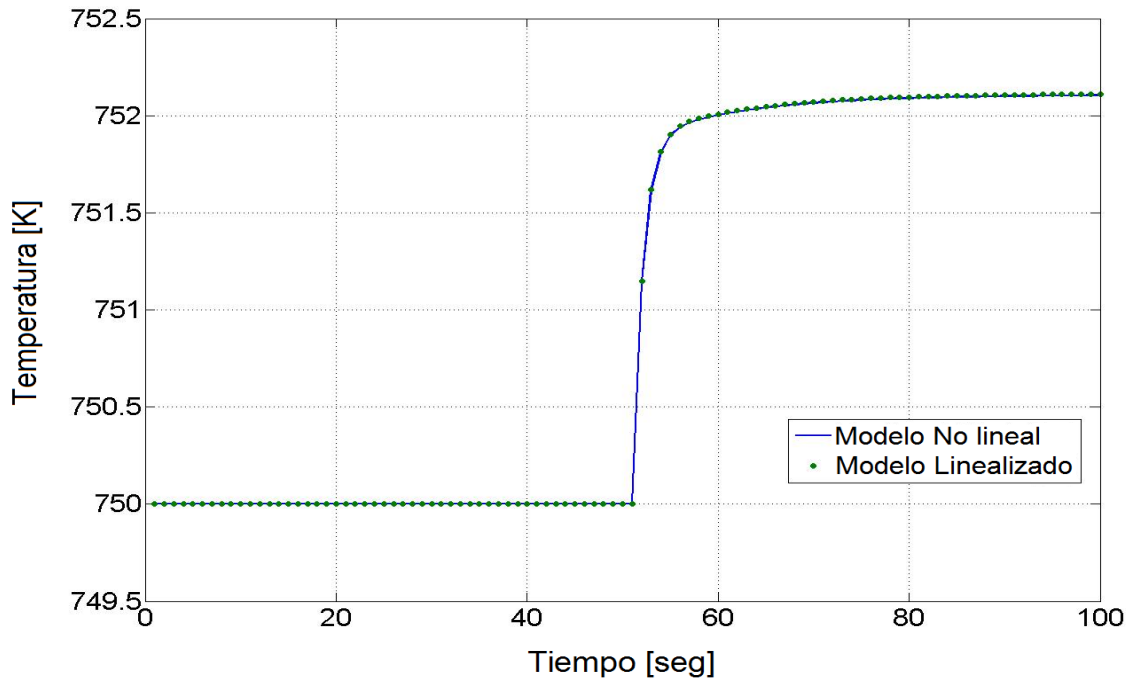


Figura 4-18. Comparativa de la temperatura promedio en combustible

La temperatura promedio del combustible obtenida del modelo linealizado se comportó de la misma forma a la obtenida con el modelo no lineal, esto debido a que el modelo dinámico de la temperatura del combustible, para los dos modelos, dependen unicamente de la variación de potencia del reactor.

En el caso del comportamiento de la fracción de vacíos si hubo una diferencia en la respuesta del modelo no lineal con la del modelo linealizado, como se observa en la Figura 4-19, esto debido a que los productos entre variables de estado eliminados en la linealización por considerarse muy pequeños impactan directamente en la variable calculada. No obstante, esta diferencia entre modelos no afecta a la variable de interés, variables de estado del observador, que es la potencia normalizada y la temperatura promedio del combustible. El comportamiento que presenta la fracción de vacíos en el modelo linealizado no responde a variaciones externas de reactividad y sólo es aplicable a estado estacionario.

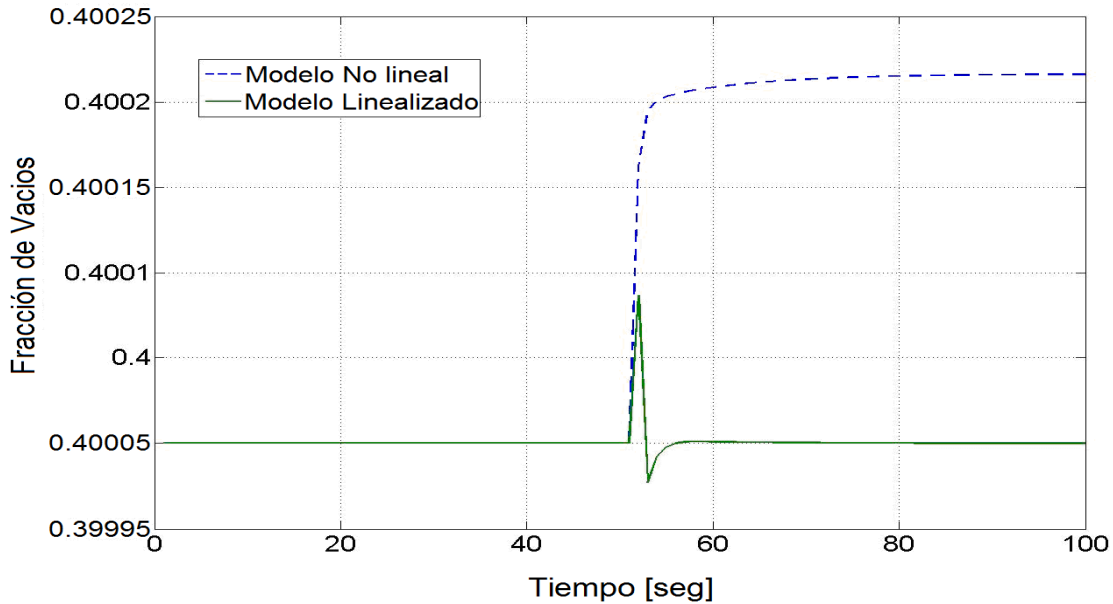


Figura 4-19. Comparativa de la fracción de vacíos

4.5 Resultados

El modelo del observador es un modelo simplificado que reproduce la dinámica en el núcleo del reactor, integrado por cinco ecuaciones que modelan la cinética y la termohidráulica, éste nos permite tener acceso a variables que en la planta no son directamente medibles. Pero también a variables, como la potencia, que si pueden medirse y por consiguiente compararse con sus equivalentes del observador para realimentar al estimador.

El resultado de las pruebas realizadas al modelo del observador, mediante la inserción de reactividad positiva y negativa, fue satisfactorio y de acuerdo a lo esperado por los fenómenos involucrados en la dinámica, tal como se muestra en las gráficas de las Figuras 4-8 a 4-15.

Por otra parte, los resultados obtenidos de la comparación entre modelos, no lineal y linealizado, son congruentes con las consideraciones realizadas en el método de linealización. Las variables de interés para la realimentación del estimador, potencia normalizada la cual será comparada con la de la planta y la temperatura del combustible con la que se estimará la temperatura del flujo de circulación natural en el núcleo, son consistentes en el modelo lineal.

CAPÍTULO 5

Modelo Eléctrico Equivalente

5.1 Justificación y alcance del modelo equivalente

La necesidad de contar con un modelo relativamente sencillo en cual probar el diseño del estimador de flujo sin perder la idea del fenómeno que se modela, nos llevó a realizar un modelado equivalente de la dinámica del flujo de refrigerante en un reactor BWR de circulación natural.

Probar el funcionamiento del estimador requiere el desarrollo de un modelo simplificado que reproduzca la dinámica básica del refrigerante fluyendo a través del reactor. Una forma práctica y muy interesante de representar este fenómeno es mediante la utilización de un modelo eléctrico equivalente. El modelo eléctrico que se plantea considera como señal de entrada, determinada por otros módulos, las variaciones en la fuente de voltaje que es proporcional a la potencia del reactor. Este modelo se probó para que pudiese representar los mapas típicos de caudal-potencia de un BWR de circulación natural y se comprobó que esta equivalencia es correcta como una primera aproximación a la fenomenología que se presenta en las plantas de ese tipo.

Al aplicar el modelo equivalente para probar de manera preliminar la metodología de estimación del flujo de refrigerante en un BWR de circulación natural, sólo se pretende ganar experiencia y habilidad para determinar cuales son los “actores” principales en la convergencia de dichos flujos hacia los valores que adquieren. Con este desarrollo no se pretende modelar todos los ensambles con un solo circuito eléctrico equivalente, sino tener un modelo globalizado de todos los ensambles de combustible con un equivalente eléctrico que permita probar la metodología de estimación. En los capítulos finales se ampliará el análisis a más ensambles escalados en paralelo para tener una mejor representación de los ensambles y determinar su flujo en mayor detalle.

5.2 Planteamiento de las equivalencias

Decimos que dos modelos son equivalentes si ambos tienen las mismas soluciones óptimas o bien si existe una transformación que permita construir la solución de uno de los modelos a partir de la solución del otro. El flujo másico de refrigerante en un reactor de circulación natural se origina debido a las diferencias de densidad y por consecuencia a las diferencias de presión a través del reactor, dependiendo siempre de la potencia a la que opere éste y experimentando una resistencia al flujo, es un fenómeno análogo al flujo de corriente en un circuito eléctrico debido a una diferencia de potencial que depende de una fuente de voltaje y a las resistencias propias del sistema. En base a esta analogía, entre la relación que guardan las diferencias de presión con el flujo másico y las diferencias de potencial eléctrico con la corriente eléctrica, se desarrolló el modelo eléctrico equivalente.

5.2.1 Dinámica del flujo de refrigerante en reactores con circulación natural

La circulación natural, que provee refrigerante al núcleo del reactor, se establece debido a las diferencias de densidad entre el agua del downcomer y la mezcla de vapor/agua dentro de la columna del núcleo y la chimenea. La energía producida en el núcleo del reactor calienta el agua que entra por la base de éste, transformándola en una mezcla de vapor/agua. Como el líquido de refrigeración viaja hacia arriba a través del núcleo el porcentaje de vapor saturado aumenta hasta que a la salida del núcleo es aproximadamente del 18 % del peso. Esta mezcla de vapor/agua viaja a través de la chimenea hacia los separadores de vapor donde una fuerza centrífuga separa el vapor del agua. El agua saturada, que es separada, regresa por medio de los separadores mientras que el vapor ligeramente húmedo viaja hacia arriba a los secadores y eventualmente es expulsado a la línea de vapor principal. El agua de alimentación subenfriada, entra a la vasija por la parte superior del downcomer, donde se mezcla con el agua saturada de los separadores. La mezcla resultante a una temperatura ligeramente menor a la de saturación, viaja a través del downcomer para volver a entrar al núcleo. Es así como se forma el lazo de recirculación dentro de la vasija, donde la chimenea añade altura mejorando el proceso de circulación.

La figura 5-1A muestra el fenómeno de circulación natural que se da en el ESBWR y la distribución del flujo de refrigerante, subenfriado, saturado y bifásico, que se presenta en él. La figura 5-1B es un diagrama de bloques que muestra las alturas de cada una de las partes en que se dividió el reactor para su análisis.

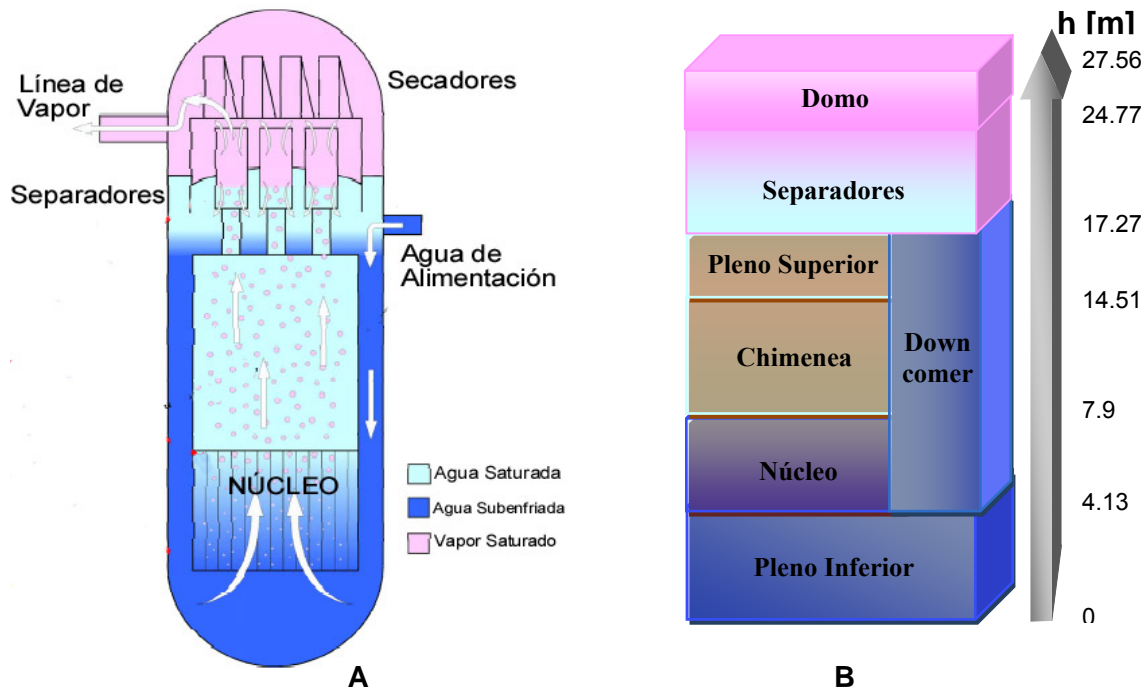


Figura 5-1. Dinámica de la circulación natural y composición del ESBWR

5.2.2 Parámetros de diseño requeridos para el modelo equivalente

Los parámetros de diseño requeridos para la implementación del modelo eléctrico equivalente, geometría del reactor, valores nominales de operación y de las propiedades termodinámicas, fueron obtenidos de la literatura de divulgación del diseño del ESBWR de General Electric, (G.E., 2007). No obstante, el diseño del modelo eléctrico equivalente puede ser aplicado a cualquier BWR de circulación natural, y con pequeñas modificaciones a cualquier BWR.

La Tabla 5-1 muestra los datos de diseño, referidos por General Electric (G.E., 2007), de la geometría del reactor ESBWR. La última columna correspondiente a la densidad promedio del

refrigerante a través del reactor se construyó a partir del balance de masa y energía empleado para el modelo reducido.

Tabla 5-1. Datos de la geometría del sistema de refrigeración del ESBWR

| Descripción | Longitud [m] | Altura / nivel del líquido [m] | Área de flujo [m ²] | Volumen [m ³] |
|----------------|--------------|--------------------------------|---------------------------------|---------------------------|
| Pleno Inferior | 4.13 | 4.13 / 4.13 | 16.83 | 69.508 |
| Núcleo | 3.79 | 3.77 / 2 fases | 20.22 | 76.634 |
| Chimenea | 6.6 | 6.61 / 2 fases | 29.27 | 193.182 |
| Pleno Superior | 2.75 | 2.75 / vapor | 29.53 | 81.207 |
| Separadores | 7.5 | 7.5 / vapor | 14.67 | 110.025 |
| Domo | 2.79 | 2.79 / vapor | 28.67 | 79.979 |
| Downcomer | 14.53 | 14.53 / 14.53 | 8.4 | 122.052 |

En la Figura 5-2 se muestran los balances de masa y energía, en condiciones nominales, que se presentan durante la operación normal del ESBWR, (G.E., 2007).

En la Tabla 5-2 se presentan las densidades promedio del flujo de refrigerante en las diferentes partes del reactor, las cuales nos permiten calcular las caídas de presión a lo alto de éste.

Tabla 5-2. Densidades promedio del flujo de refrigerante

| Descripción | Densidad promedio [kg/m ³] |
|------------------------------|--|
| Pleno inferior | 770.8 |
| Núcleo | 736.7 |
| Chimenea | 608.62 |
| Pleno Superior y Separadores | 561.9 |
| Domo | 37.52 |
| Downcomer | 770.8 |

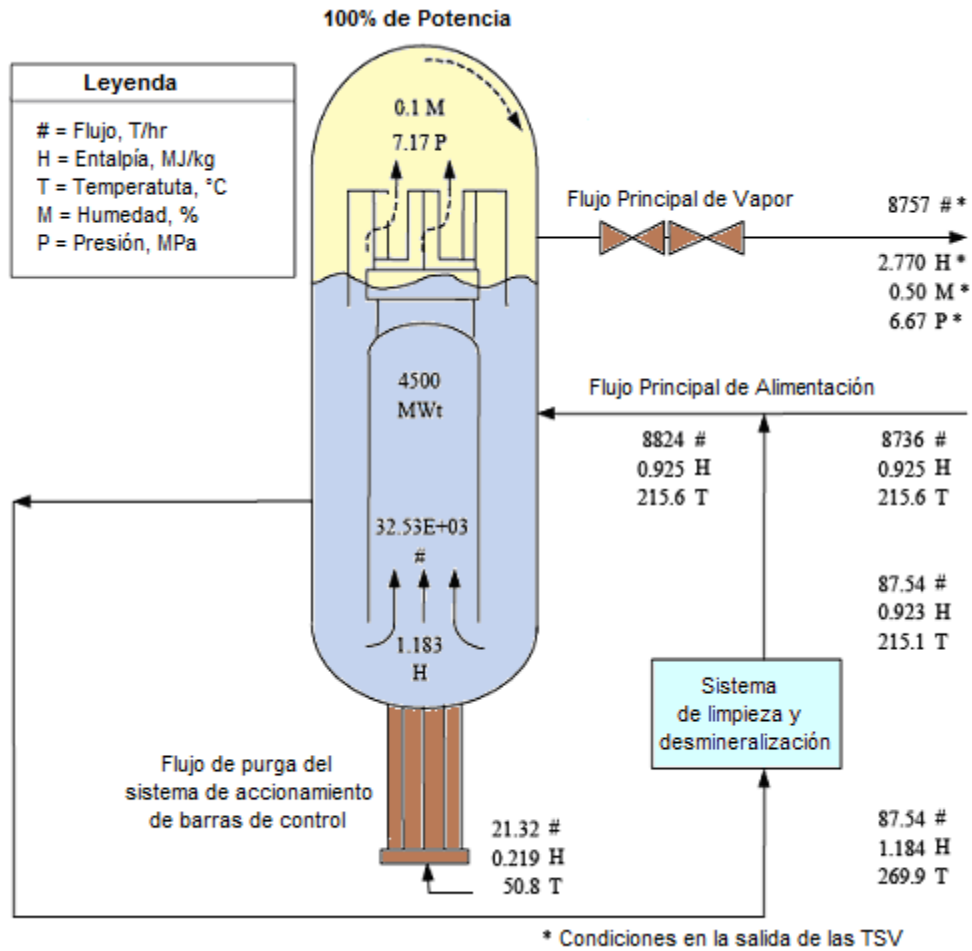


Figura 5-2. Balance de masa y energía en el reactor

5.1. Desarrollo del modelo eléctrico equivalente

A partir de los datos mostrados en las figuras y tablas 5-1 y 5-2, se calculó la diferencia de presión en cada elemento del reactor la cual es equivalente a la caída de potencial en el circuito eléctrico:

$$\Delta P = \rho gh ; \quad \Delta P = 1000\Delta E \tag{5.1}$$

Donde ρ es la densidad promedio, g el valor de la gravedad (9.8 m/seg^2), y h la altura del elemento del reactor. E es el potencial eléctrico. Además considerando, por el balance de masa en la planta, que el flujo de agua que entra al núcleo del reactor es de 10000 kg/seg

aproximadamente de los cuales 2500 kg/seg se evaporan y fluyen a la línea de vapor. Realizamos la siguiente equivalencia:

$$w = 1000I ; \quad I [A] = \Delta E / R [V / \Omega] \quad (5.2)$$

Siendo w el flujo másico de refrigerante, I la corriente y R la resistencia eléctrica. Las resistencias eléctricas en el circuito son equivalentes a la resistencia que presenta cada elemento, del modelo termohidráulico del reactor con circulación natural, al flujo de refrigerante.

La Figura 5-3 muestra el diagrama del circuito eléctrico equivalente a la dinámica del flujo de refrigerante, modelo termohidráulico, de un BWR con circulación natural. Los valores de los parámetros eléctricos se presentan en la Tabla 5-3.

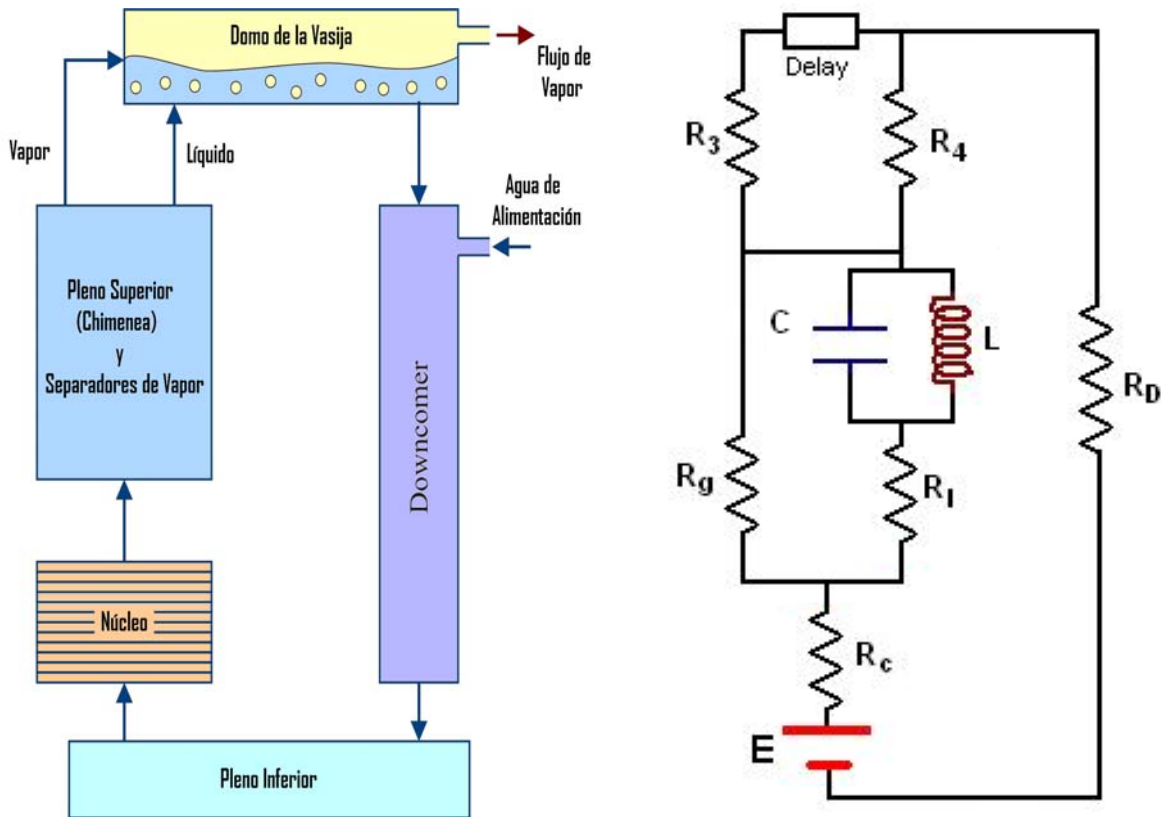


Figura 5-3. Modelo del reactor y sistema eléctrico equivalente

La diferencia de presión que se tienen en el núcleo del reactor debido a la columna de refrigerante es aproximadamente de 80 KPa, la caída de presión a través de los secadores se desprecia debido a que el peso de la columna de vapor en ellos es muy pequeño comparado con la de la mezcla bifásica y la fase líquida.

Tabla 5-3. Equivalentes eléctricos del modelo de circulación natural

| Elemento | Voltaje [V] | Corriente [A] Vapor / líquido | Resistencias [Ω] Vapor / líquido |
|---|-------------|----------------------------------|--|
| Pleno inferior y Núcleo (Agua Saturada) | 37.1 | $I = 10$ | $R_c = 3.7$ |
| Núcleo y Chimenea (Dos Fases) | 57.8 | $I_g = 2.5 / I_l = 7.5$ | $R_g = 23.1 / R_l = 7.7$ |
| Pleno Superior y Separadores (Dos Fases) | 50.5 | $I_g = 2.5 / I_l = 7.5$ | $R_4 = 21.8 / R_3 = 6.7$ |
| Separadores y Domo (Vapor) | 4.5 | $I_{stm} = 2.5$ | Incluida en R_4 |
| Downcomer (Agua Saturada) | 151.9 | $I = 10$ | $R_D = 15.2$ |

Los componentes eléctricos capacitivos e inductivos se agregan al circuito eléctrico para incluir los efectos debidos a la compresión de vapor y la renuencia del líquido a cambiar sus valores de flujo másico. Estos efectos deben ser apreciables si hay un considerable aumento de la cantidad de vapor en el núcleo. Los cambios en la potencia (voltaje) pueden dar lugar a condiciones de conducción instantánea a través del elemento capacitivo, mientras que el elemento inductivo es la reluctancia al cambio del flujo de corriente.

La capacitancia eléctrica (C), que modela los efectos del flujo de evaporación que hay en el sistema cuando el reactor experimenta variaciones en la potencia, se calcula a partir de la definición $C = q/V$, donde al despejar la carga eléctrica (q) y derivarla con respecto al tiempo tenemos:

$$\frac{dq}{dt} = I_C = C \frac{dV}{dt} \quad (5.3)$$

En base a que el flujo de refrigerante que se evapora en el núcleo está dado por:

$$w_{eva} = \frac{v_{lc}(w_{DC} - w_{lc}) - v_{gc} \cdot w_{gc} + \left(M_{gc} \frac{dv_{gc}}{dP} + M_{lc} \frac{dv_{lc}}{dP} \right) \frac{dP}{dt}}{(v_{lc} - v_{gc})} \quad (5.4)$$

Donde w_{DC} es el flujo de refrigerante que llega del downcomer, v es el volumen específico y M la masa de refrigerante. Los subíndices lc y gc denotan que se trata de la fase líquida y vapor en el núcleo respectivamente (Barrón, 2007). En base a las equivalencias definidas anteriormente la capacitancia C se calcula como:

$$C = \frac{\left(M_{gc} \frac{dv_{gc}}{dP} + M_{lc} \frac{dv_{lc}}{dP} \right)}{(v_{lc} - v_{gc})} \quad (5.5)$$

La inductancia (L) nos modela la impedancia que limita la circulación del flujo de refrigerante en estado líquido, ésta se obtiene del sistema de ecuaciones que resulta al resolver el circuito.

La potencia del reactor controla, mediante la evaporación de refrigerante en el núcleo, la circulación natural producto de la diferencia de densidades presentes en él. La fuente de voltaje (E), que controla el flujo de corriente eléctrica, es proporcional a la potencia del reactor. En la Figura 5-4 se describe el proceso para obtener la fuente de voltaje a partir de la cinética del reactor.

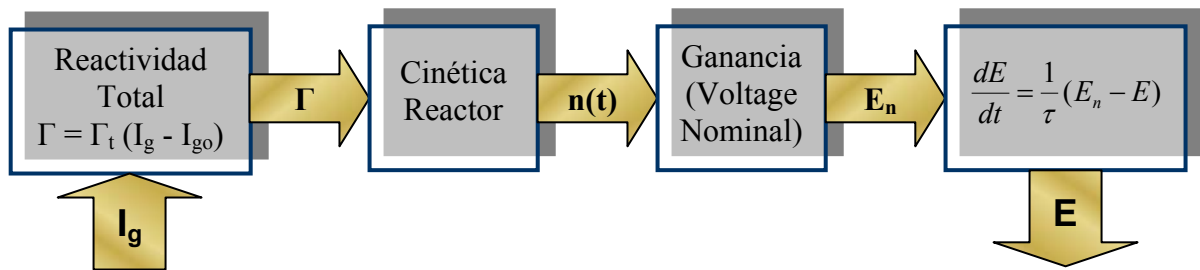


Figura 5-4. Obtención de la fuente de voltaje del circuito eléctrico

Siendo Γ_t el factor de reactividad por vacíos (Kikuchi, 1970), I_{go} las corriente equivalente a la fase vapor en condiciones nominales, $n(t)$ la potencia normalizada del reactor obtenidas de una cinética puntual para seis grupos de neutrones retardados, E_n el voltaje en condiciones nominales de operación del reactor y τ una constante de tiempo.

5.4 Caracterización del modelo eléctrico con la dinámica del reactor

Bajo las analogías consideradas entre la relación que guardan las diferencias de presión con el flujo másico y las diferencias de potencial eléctrico con la corriente eléctrica, tenemos que el flujo másico en una y dos fases es equivalente a las corrientes eléctricas respectivas. Por consiguiente las corrientes I_g , I_l e I , equivalentes a los flujos másicos de vapor, de líquido y flujo total de refrigerante en el reactor, obtenidas en el modelo eléctrico deben presentar un comportamiento similar al de los flujos nominales de operación reportados en la literatura.

Para obtener este comportamiento equivalente el modelo eléctrico debe considerar como señales de entrada, las cuales se construyen en módulos separados, variables que dependan directamente de la dinámica del reactor. La potencia térmica generada y el flujo de agua de alimentación, variables controlables en la planta, serán las que determinen las variaciones en los flujos eléctricos por medio de dos fuentes de corriente variables en el tiempo.

Estas dos fuentes de corriente que alimentan el circuito son modeladas a partir de ecuaciones diferenciales que involucran la potencia térmica y el flujo de agua de alimentación. La primera determina la corriente eléctrica equivalente al flujo total de refrigerante que es calentado hasta la saturación en el núcleo del reactor, mientras que la segunda determina la corriente eléctrica equivalente al flujo de refrigerante que es evaporado.

5.4.1 Modelo de la fuente de corriente controlada por el flujo de alimentación

Esta fuente de corriente es controlada por medio de la variable de entrada K , que representa la apertura de la válvula de agua de alimentación, cuyos valores normalizados son controlados

por el operador y equivalen a un porcentaje del flujo de agua de alimentación a condiciones nominales de operación (W_{fw0}). En base a lo anterior el flujo de agua de alimentación que entra al reactor se obtiene como:

$$W_{Fw} = K * W_{Fw0} \quad (5.6)$$

El flujo de refrigerante que entra al núcleo del reactor, para ser calentado hasta la temperatura de saturación, es:

$$W_{core} = W_{down} + W_{Fw} \quad (5.7)$$

Siendo W_{down} , el flujo de refrigerante en el downcomer que se mezcla con el flujo de agua de alimentación (W_{Fw}), para entrar al núcleo. La variación del flujo de refrigerante que entra al núcleo es proporcional a la variación de la presión hidrostática en él, esto es:

$$\frac{dW_{core}}{dt} = -k_P \frac{dP_{core}}{dt} = -k_P g \frac{d\rho(t)h(t)}{dt} = -k_P g \left[\rho(t) \frac{dh(t)}{dt} + h(t) \frac{d\rho(t)}{dt} \right] \quad (5.8)$$

Donde: g es la constante gravitacional (9.8 m/s^2), $\rho(t)$ es la densidad del agua en el núcleo y $h(t)$ la altura del líquido en el reactor. La densidad del agua en el núcleo y chimenea del reactor se calcula como:

$$\rho(t) = \frac{M(t)_{core}}{V_{core}} \quad (5.9)$$

donde $M(t)_{core}$ es la masa de agua líquida en el núcleo del reactor y V_{core} el volumen de éste.

El balance de masa en el núcleo del reactor está dado por:

$$\frac{dM_{core}}{dt} = W_{core} - W_{down} - W_{stm} \quad (5.10)$$

donde W_{stm} es el flujo de vapor generado por el reactor y que va a la línea de vapor.

La variación del volumen de líquido en el downcomer se calcula de la siguiente manera:

$$\frac{dV_{down}}{dt} = \frac{W_{down}}{\rho_{sat}} + \frac{W_{Fw}}{\rho_{Fw}} - \frac{W_{core}}{\rho_{core}} \quad (5.11)$$

Siendo ρ_{sat} , ρ_{Fw} y ρ_{core} las densidades del líquido a las temperaturas de saturación, de agua de alimentación y de entrada al núcleo. Y la altura del líquido en el reactor, con un área de flujo en el downcomer (A), se determina como:

$$\frac{dh(t)}{dt} = \frac{1}{A} \frac{dV_{down}}{dt} \quad (5.12)$$

Impedancia de la Fuente de Corriente

La potencia térmica requerida para calentar, hasta la temperatura de saturación, el flujo de agua que entra al núcleo se obtiene como:

$$Q_{sat} = W_{core} Cp(T_{sat} - T_{core}) \quad (5.13)$$

Donde Cp es el calor específico promedio del agua en el núcleo del reactor, T_{sat} la temperatura de saturación y T_{core} la temperatura con que entra el agua al reactor. Dadas las equivalencias, entre potencia–voltaje y flujo másico–corriente eléctrica, la impedancia de la fuente es:

$$X_{sat} = Cp(T_{sat} - T_{core}) \quad (5.14)$$

5.4.2 Modelo de la fuente de corriente controlada por la potencia térmica

La segunda fuente de corriente es controlada por medio de la potencia térmica del reactor (Q), con unidades en Watts, la cual se obtiene como:

$$Q = 4500 * n(t) \quad (5.15)$$

Donde $n(t)$ es la potencia normalizada obtenida en las ecuaciones de cinética del reactor, Capítulo 4, y el factor de 4500 es el valor en megawatts con que opera el reactor en condiciones nominales.

Considerando un arreglo de 30 nodos axiales para la geometría del núcleo del reactor, y a partir de valores nominales documentados en la literatura (G.E., 2005), se obtuvo la siguiente distribución de potencias:

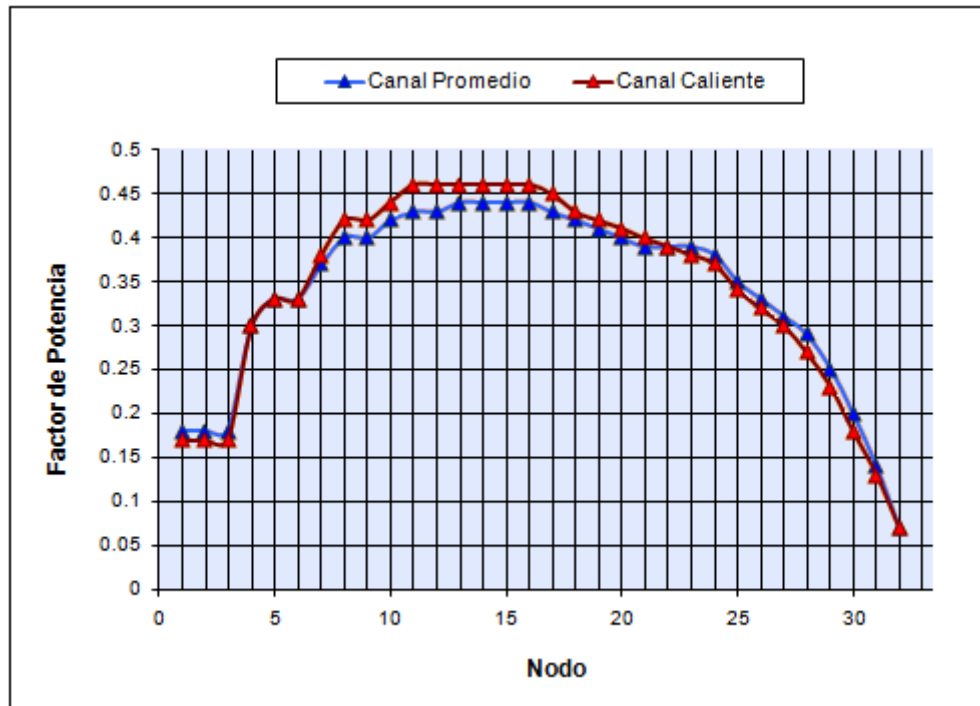


Figura 5-5. Distribución de potencia en el núcleo del reactor

El gráfico anterior nos permite obtener una relación *altura vs potencia* en el núcleo. Con dicha relación podemos determinar la altura de saturación y la altura de evaporación del líquido en el modelo equivalente.

La potencia térmica disponible para evaporar el flujo de refrigerante que entra al núcleo es:

$$Q_{eva} = Q - Q_{sat} \quad (5.16)$$

Y el flujo de refrigerante que se evapora en el núcleo del reactor, equivalente a la corriente de fase vapor (I_s) del circuito eléctrico, se obtiene como:

$$W_{eva}(t) = \frac{Q(t)_{eva}}{h_{fg}} \quad (5.17)$$

Siendo h_{fg} la entalpia de evaporización.

Impedancia de la Fuente de Corriente

Considerando las equivalencias potencia–voltaje y flujo másico–corriente eléctrica, definidas anteriormente, de la ecuación (5.17) tenemos que la impedancia de la fuente es:

$$X_{eva} = h_{fg} \quad (5.18)$$

5.4.3 Comprobación de la equivalencia entre sistemas

La validez de las equivalencias se probó mediante la representación del mapa típico de caudal–potencia de los BWR, en especial para el caso de circulación natural, y se comprobó que como una primera aproximación a la fenomenología que se presenta en las plantas de ese tipo la dinámica equivalente es satisfactoria.

El circuito eléctrico, implementado a partir de las equivalencias entre sistemas, se evaluó introduciendo variaciones de potencia a la fuente de voltaje y registrando los valores de corriente eléctrica resultantes. Al graficar los valores de voltaje en función de la corriente eléctrica, multiplicados por el factor de proporcionalidad, se obtuvo una gráfica prácticamente igual al diagrama caudal vs potencia del ESBWR reportado por GE, 2005. La Figura 5-6 muestra la gráfica de la potencia en función del flujo másico de refrigerante por ensamble reportada por General Electric, dibujada con línea continua en azul, y la obtenida a partir del circuito eléctrico equivalente, dibujada con línea discontinua en rojo.

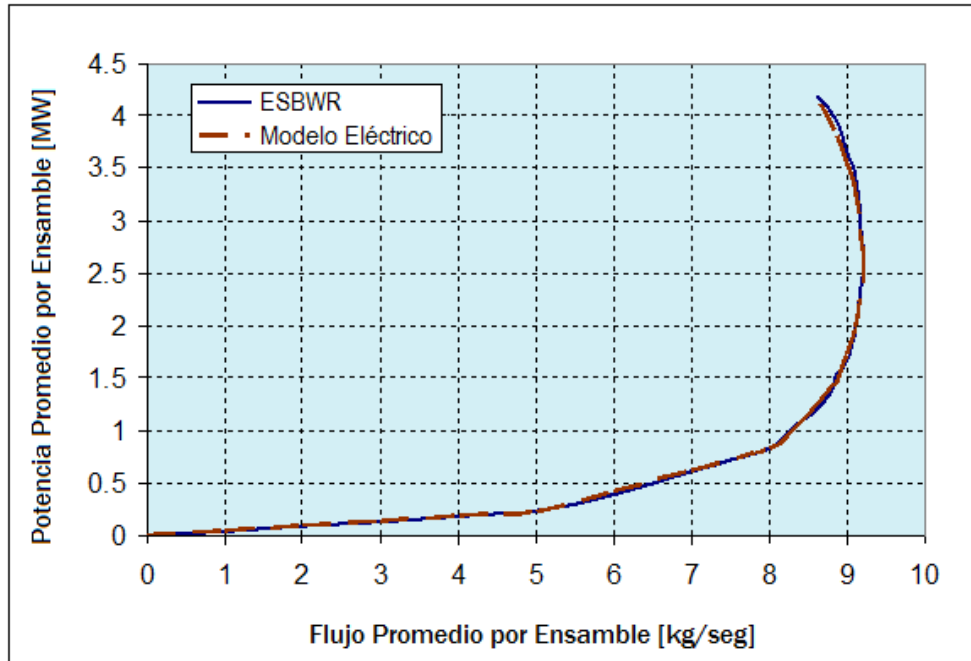


Figura 5-6. Mapa caudal vs potencia equivalente

5.5 Implementación y pruebas del modelo

El circuito eléctrico equivalente se implementó en Simulink como un modelo en impedancias, mediante su traslado al dominio de la frecuencia, para tener una simulación dinámica en fase con la de los modelos que lo realimentan. Dado que el modelo eléctrico equivalente se desempeñara como observador del estimador es importante tener una interconexión directa entre sistemas por ello la importancia de estas simulaciones en fase.

En la figura 5-7 se muestra el diagrama en impedancias del modelo equivalente, en ella se observa la conexión de las dos fuentes de corriente controladas cada una por una variable de entrada obtenida de otros modelos. Las variables entradas Q y K, que controlan las fuentes de corriente, representan la potencia térmica del reactor y la apertura de la válvula de agua de alimentación, respectivamente. Estas controlan la corriente eléctrica total y la corriente equivalente a la fase gaseosa y se obtiene a partir de un modelo simplificado de la cinética y la termohidráulica del reactor.

Las impedancias del modelo correspondientes a las resistencias puras del circuito eléctrico, X_{Rc} , X_D , X_l , X_g , X_3 , y X_4 , se calculan de la siguiente forma:

$$X_i = R_i + K_i(I(t) - I_0) \quad i = Rc, D, l, g, 3, 4, \quad (5.19)$$

Y las impedancias reactivas, X_L , y X_C , debido a los elementos inductivo y capacitivo son:

$$X_L = \omega * L \quad (5.20)$$

$$X_C = \frac{1}{\omega * C} \quad (5.21)$$

Siendo R el valor constante de las resistencias del sistema, K_i una constante de proporcionalidad empírica, $I(t)$ la corriente que pasa por la resistencia en el momento t e I_0 la corriente nominal que pasa por la resistencia. ω es la frecuencia angular del sistema.

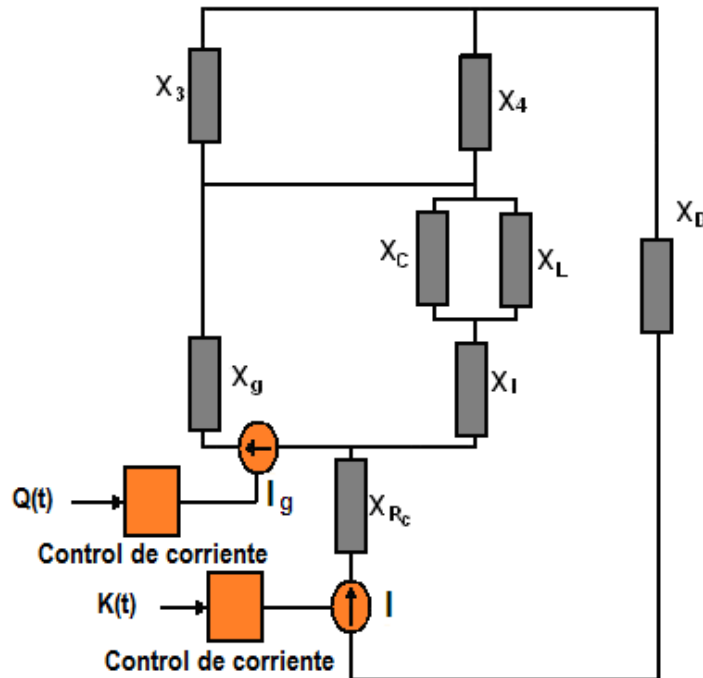


Figura 5-7. Modelo en impedancias del circuito eléctrico equivalente

El modelo eléctrico equivalente al simular, en forma general, la dinámica del flujo de refrigerante a través del núcleo del reactor cumple con la función de observador del sistema. No obstante se debió probar su respuesta a las variaciones de parámetros típicos en la operación de un reactor nuclear; como por ejemplo la reactividad.

Las figuras 5-8 y 5-9 muestran el comportamiento de las variables medibles en el modelo eléctrico al insertar una reactividad positiva como entrada al sistema.

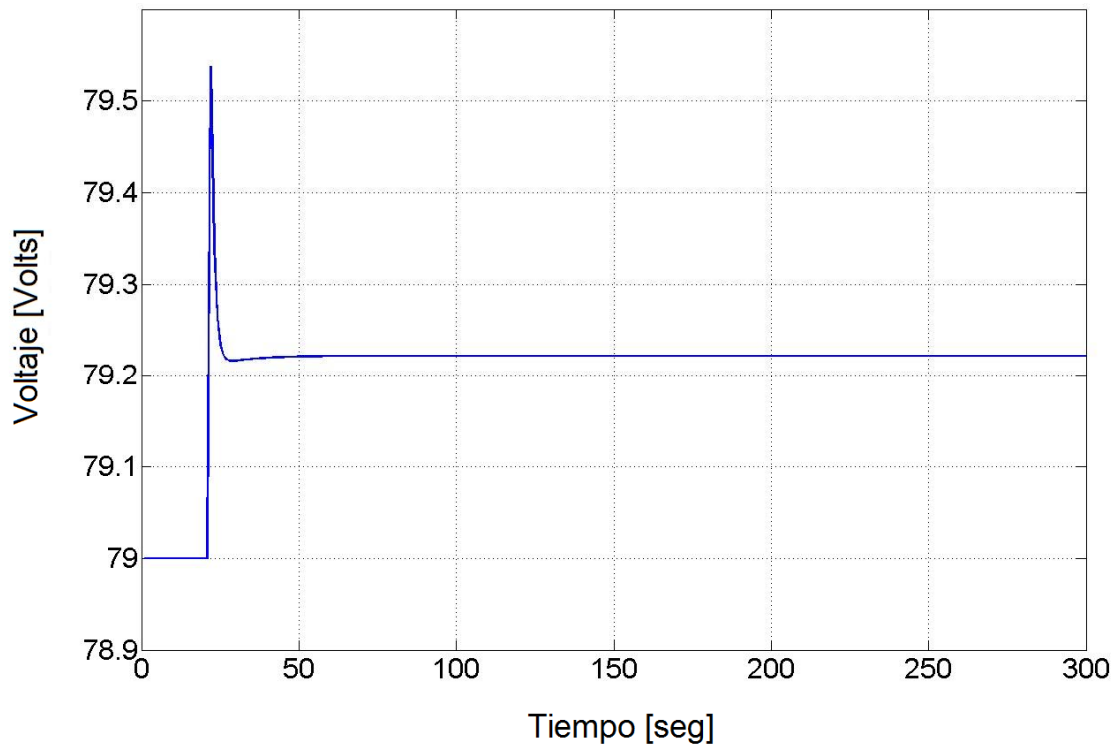


Figura 5-8. Respuesta en voltaje a cambios de reactividad

Al insertarse una reactividad positiva, en este caso en $t = 20$ seg, la potencia aumenta en un principio y después disminuye estabilizándose en un valor mayor a la potencia nominal debido a la disminución de neutrones capturados por las barras de control. El voltaje que permite la circulación de corriente, que se comporta de forma proporcional a la potencia, presenta ese mismo efecto, como se observa en la gráfica. El valor del voltaje nominal representa la diferencia de presiones que produce la circulación natural en el reactor.

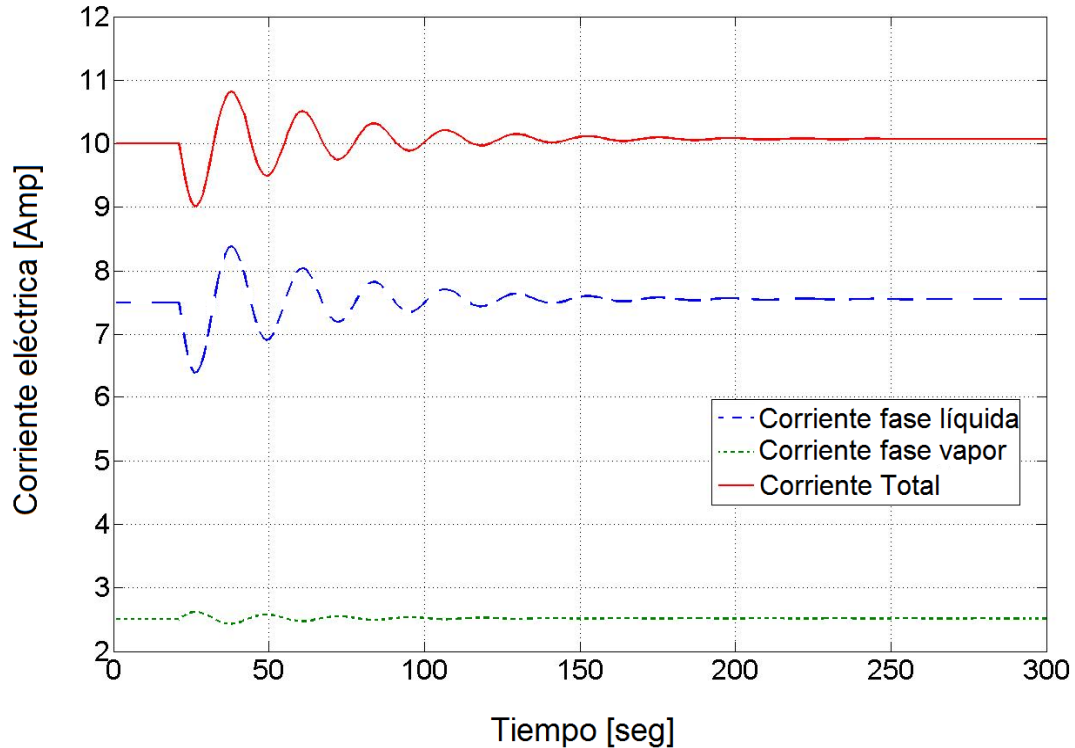


Figura 5-9. Respuesta de la corriente eléctrica a cambios de reactividad

Las corrientes eléctricas que fluyen por el circuito en estado estacionario presentan un comportamiento cuantitativamente equivalente a los flujos de refrigerante. Al presentarse el transitorio por la extracción de barras de control éstas presentan una oscilación que después se estabiliza en un valor ligeramente mayor al nominal, por el incremento de potencia, este aumento en corriente es proporcional al aumento de voltaje.

Las corrientes eléctricas son directamente medibles del circuito, lo que no sucede con los flujos de refrigerante en el reactor, esto nos permite comparar la corriente equivalente al flujo de refrigerante en fase líquida con la variable a estimar.

5.6 Resultados

La utilización de un modelo eléctrico equivalente para estudiar el comportamiento del flujo de refrigerante en el núcleo del reactor representa una forma simplificada de entender la dinámica de la circulación natural en un BWR, donde podemos observar que el modelo cumple con las características básicas tanto en el comportamiento de las variables por separado como en todo el sistema. Siendo principalmente interesante el comportamiento equivalente del capacitor e inductor que son los elementos que causan las oscilaciones en el sistema, el primero representa los efectos causados por la evaporización en los cambios de presión y el segundo la impedancia que experimenta el flujo de refrigerante líquido que por ser altamente incompresible presenta una fuerte inercia al movimiento que lleva, comparado con el vapor que lleva poca masa pero requiere unas veinte veces más volumen.

Sin embargo la equivalencia del modelo eléctrico se limita a la reproducción del mapa típico de caudal-potencia de un BWR de circulación forzada o natural, para todo el rango de operación normal. Por lo que la equivalencia de flujos máscicos a eléctricos y caídas de presión a voltajes no debe extenderse arbitrariamente a otros contextos ya que un considerable número de fenómenos termohidráulicos no son modelados por el equivalente eléctrico. Pero para el propósito de pruebas preliminares de la metodología de estimación del flujo en canales adyacentes a una cadena de LPRM plenamente funcionales, esta equivalencia muestra muchos atractivos de simplificación. No obstante, el alcance de estos beneficios requiere un mayor estudio para poder definirlo con precisión.

CAPÍTULO 6

Integración y Evaluación del Estimador

5.1 Planteamiento y composición del modelo

La confiabilidad en la aplicación de un controlador avanzado para intentar reducir las incertidumbres asociadas a la determinación de los valores iniciales de flujo de refrigerante en el núcleo, de reactores de circulación natural, está ligada a la utilización de un modelo detallado de la planta y del observador, al menos en la dinámica del fenómeno a reproducir, para el caso de una estimación teórica.

Sin embargo el cumplimiento de esta condición de confiabilidad en la estimación, mediante una mayor complejidad en el modelado de la planta y del observador, conlleva una dificultad mayor en la evaluación del comportamiento del estimador debido al aumento en el número de variables que involucraría el proceso.

La razón por la que se decidió probar el funcionamiento del estimador en modelos de orden reducido, que simulan la dinámica básica del flujo de refrigerante en el núcleo del reactor, es debido a que, no obstante la confiabilidad en la estimación de una variable involucrada en un proceso depende de la complejidad de modelado de éste, la evaluación del funcionamiento del estimador no está ligada al nivel de detalle en el modelado del proceso en cuestión.

Aplicar el estimador a modelos probados con anterioridad como son: el modelo del observador y el modelo eléctrico equivalente, nos permite evaluar el correcto funcionamiento del controlador del estimador, permitiendo detectar y corregir errores asociados únicamente a la dinámica de estimación y ganar experiencia en el manejo de variables de estado, de entrada y de salida. La evaluación del estimador se realizó con la integración de los tres sistemas que lo componen; la planta, el observador y el controlador, todos estos modelos desarrollados y evaluados satisfactoriamente por separado.

La planta es representada por el modelo no lineal de cinco ecuaciones, modelo termohidráulico documentado en el capítulo cuatro, del cual se obtiene la potencia del reactor y la temperatura del combustible para inferir la temperatura de refrigerante. En tanto que el modelo eléctrico desarrollado a partir de la teoría de equivalencias entre sistemas, implementado en Simulink, fue utilizado como el observador del sistema. El controlador del estimador basado en el algoritmo del filtro Kalman, que nos permite controlar y optimizar las variables de estado y mediciones del sistema, implementado en la paquetería de MATLAB fue acondicionado para conectarlo a los modelos en Simulink de la planta y el observador. La evaluación del funcionamiento del modelo del estimador se realizó mediante la modificación de las condiciones nominales de operación de la planta al variar el vector de entrada del sistema, simulando una inserción de barras de control en el reactor.

La figura 6-1 muestra el diagrama del modelo del estimador. El modelo termohidráulico de orden reducido recibe señales que modifican su estado dinámico lo que es medible en principio por la instrumentación instalada; flujo de alimentación y potencia térmica. Estos vectores alimentan al modelo eléctrico que funciona como observador. La respuesta definida en el vector de señales de salida de la planta es comparada con las señales equivalentes del vector de salida del observador y en base a las diferencias observadas se pasa la tarea de ajustar los parámetros de la planta y el vector de estado simulado al controlador del estimador.

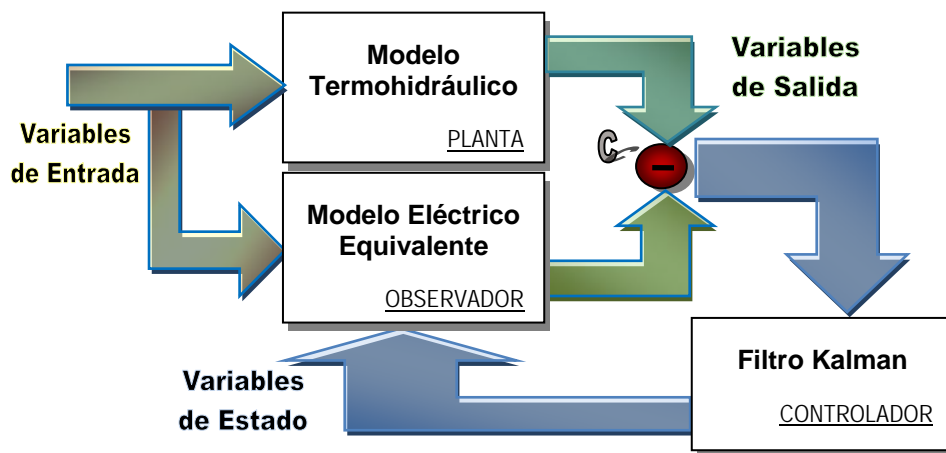


Figura 6-1. Composición del estimador

6.2 Integración del sistema

La evaluación del sistema, para comprobar el funcionamiento del estimador, se realizó tanto en estado estacionario como en estado dinámico. Para el caso estacionario se considera una fuente de voltaje constante que alimenta el circuito eléctrico equivalente, que representó tanto a la planta como al observador, aplicando el filtro Kalman discreto como controlador. En el caso dinámico se requirió la integración del modelo eléctrico y del modelo termohidráulico del núcleo en un solo sistema. A este sistema compuesto se le aplicó el filtro Kalman continuo, con realimentación a las fuentes de corriente, por lo que se requirió una representación matricial de las variables de estado de cada modelo.

5.2.1 Modelo matricial de la planta

La planta del sistema está representada por el modelo de orden reducido de la termohidráulica del núcleo, detallado en el capítulo cuatro, cuyo modelo matricial en variables de estado tiene la siguiente estructura:

$$\frac{dX}{dt} = AX + BU \quad (6.1)$$

$$Y = CX + DU \quad (6.2)$$

Donde X es el vector de variables de estado y U es el vector de entradas. A , B , C y D son matrices que relacionan las variables de estado y de entrada del sistema con los vectores de cambio de estado y de medición (Y).

Las variables de estado del modelo de la planta son: la potencia normalizada del reactor ($n(t)$), la fracción de neutrones retardados ($c(t)$), la temperatura promedio del combustible ($T_f(t)$), la fracción de vacíos ($\alpha(t)$) y su razón de cambio ($\alpha'(t)$). Y la variable de entrada está dada por la reactividad de barras de control.

Las matrices A , B , C y D se forman con los parámetros de diseño mostrados en la tabla 4-1, mediante el desarrollo documentado en la sección 4.4.1 del capítulo cuatro, resultando:

$$A = \begin{bmatrix} 66(r_{ext} - 1) & 66 & -0.396 & -1650 & 0 \\ 0.1 & -0.1 & 0 & 0 & 0 \\ 136.35 & 0 & -0.1818 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 2.3635e^{-3} & 0 & 8.182e^{-6} & -9.8697 & -5.3407 \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} 66 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad D = [0]$$

6.2.2 Modelo matricial del observador

El primer paso para obtener el modelo matricial del observador es representar la dinámica del circuito eléctrico equivalente, utilizado como observador del sistema, en función de sus variables de estado. En base al modelo eléctrico, desarrollado en el capítulo anterior, puede probarse que la ecuación diferencial de segundo grado que rige el comportamiento de la corriente eléctrica, equivalente al flujo de refrigerante en fase líquida, es:

$$\frac{d^2 I_l}{dt^2} + 2\omega\xi \frac{dI_l}{dt} + \omega^2 I_l = K_1 \frac{dE}{dt} + K_0 E \quad (6.3)$$

Donde:

$$2\omega\xi = \frac{[\tau_3(R_4 + R_l)R_g + (T_l + \tau_4)(R_g + R_3)R_l]}{[\tau_3 R_g + \tau_4(R_g + R_3)]T_l R_l}; \quad \omega^2 = \frac{(R_4 + R_l)(R_g + R_3)}{[\tau_3 R_g + \tau_4(R_g + R_3)]T_l R_l}$$

Siendo ω_e la frecuencia angular amortiguada y ξ_e el factor de amortiguamiento.

Con:

$$K_1 = \frac{\tau_3(R_g - R_4) + \tau_4(R_g + R_3)}{[\tau_3 R_g + \tau_4(R_g + R_3)]T_l R_l}; \quad K_0 = \frac{(R_g + R_3)}{[\tau_3 R_g + \tau_4(R_g + R_3)]T_l R_l}$$

Por lo tanto, el modelo matricial del circuito eléctrico equivalente, considerando la corriente eléctrica de fase líquida y su derivada como variables de estado, es:

$$\begin{bmatrix} I_l' \\ I_l'' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\omega^2 & -2\omega\xi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_l \\ I_l' \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ K_0 & K_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E \\ E' \end{bmatrix} \quad (6.4)$$

$$\begin{bmatrix} I_l \\ E \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_l \\ I_l' \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E \\ E' \end{bmatrix} \quad (6.5)$$

La frecuencia angular y el factor de amortiguamiento son parámetros propios del sistema que dependen directamente de los valores de diseño de cada uno de los componentes eléctricos del circuito. En base a los valores obtenidos del modelado del circuito eléctrico equivalente, mostrados en la Tabla 5-3, se tienen que la frecuencia angular y el factor de amortiguamiento del sistema son:

$$\omega_e = 0.02823 \text{ rad/seg} \quad ; \quad \xi_{le} = 0.9$$

Resultando las siguientes matrices de variables de estado y de entrada para el modelo del observador:

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -0.07576 & -0.04778 \end{bmatrix} \quad y \quad B = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0.007225 & -0.09537 \end{bmatrix}$$

6.3 Aplicación del controlador al sistema

El modelo del controlador se implementó a partir del filtro Kalman, algoritmo de control prediseñado, programado en Matlab. A continuación se muestra la aplicación del controlador al modelo del observador que permitirá obtener la mejor estimación de las variables ocultas de la planta.

La planta, sistema continuo en el tiempo, debe expresarse en términos de su ecuación de estados y su ecuación de medición:

$$\frac{dx}{dt} = Ax + Bu + Gw \quad (6.6)$$

$$y_v = Cx + Du + Hw + v \quad (6.7)$$

Con un vector de variables de entrada conocido (u), y vectores de ruido blanco asociados al proceso (w) y a la medición (v) que cumplan con:

$$E(w) = E(v) = 0, \quad E(ww^T) = Q, \quad E(vv^T) = R, \quad E(wv^T) = N \quad (6.8)$$

Construimos un vector de estados estimado $\hat{x}(t)$ que minimice la covarianza de error en estado estable:

$$P = \lim_{t \rightarrow \infty} E(\{x - \hat{x}\} \{x - \hat{x}\}^T) \quad (6.9)$$

Podemos obtener una solución óptima de este sistema, utilizando el filtro Kalman continuo en el tiempo, como algoritmo de control, con las siguientes ecuaciones:

$$\frac{d\hat{x}}{dt} = A\hat{x} + Bu + L(y_v - C\hat{x} - Du) \quad (6.10)$$

$$\begin{bmatrix} \hat{y} \\ \hat{x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C \\ I \end{bmatrix} \hat{x} + \begin{bmatrix} D \\ 0 \end{bmatrix} u \quad (6.11)$$

Donde L es la ganancia de Kalman que se obtiene mediante la resolución de la ecuación de Riccati. En la Figura 6-2 se muestra el diseño del controlador del estimador aplicado al modelo dinámico.

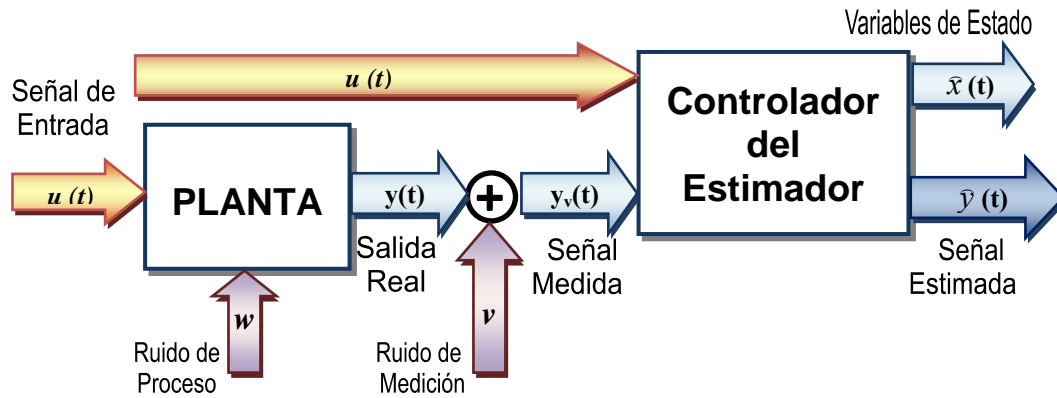


Figura 6-2. Aplicación del controlador al sistema

El diagrama de bloques representa el diseño del filtro de Kalman continuo aplicado al modelo dinámico. La variable de entrada (u) alimenta tanto a la planta como al filtro Kalman, para la planta debe considerarse además el error de proceso (w), a la salida real de la planta (y) se le adiciona el error de medición (v) y resulta (y_v) que es la señal medible. La señal y_v entra al filtro para ser optimizada, resultando \hat{y} que es la salida estimada. Nótese que la señal de salida real de la planta es:

$$y = Cx + Du + Hw \quad (6.12)$$

Una vez obtenido el modelo del observador en forma matricial le aplicamos la función *kalman*, programada en las herramientas de control de Matlab, que permite diseñar un estimador de estados tipo Kalman a partir del modelo en variables de estado de un sistema, dinámica del proceso en la planta, y de la medición de datos de covarianza del ruido.

Al utilizar la función *kalman* expresada como: $[kest, L, P] = kalman(sys, Qn, Rn, Nn)$ obtenemos un modelo en variables de estado (*kest*) del estimador Kalman a partir del modelo del sistema (*sys*) y de las matrices de covarianza de ruido Qn, Rn, Nn , descritas anteriormente.

En la función *kalman* el primer argumento (*sys*) debe estar expresado en variables de estado con las matrices A , $[B \ G]$, C y $[D \ H]$, y el último argumento (Nn) puede omitirse considerando $N = 0$.

La función *Kalman* opera de la misma forma en problemas de tipo continuo como en problemas de tipo discreto, y produce un estimador continuo cuando (*sys*) es continuo, y un estimador discreto en caso de que el sistema sea de este tipo.

En tiempo continuo, la función *kalman* devuelve el modelo resultante del estimador (*kest*), que tiene como entradas $[u, y_v]$ y genera como salidas $[\hat{y}; \hat{x}]$, la ganancia de Kalman (L) y la matriz de covarianza de error en estado estacionario (P), solución de la ecuación de Riccati asociada.

6.4 Estimación en estado estacionario

La primera etapa de evaluación del funcionamiento del estimador consistió en la estimación de la corriente eléctrica, equivalente al flujo de refrigerante en fase líquida, en estado estacionario y con un modelo discreto en el tiempo. Para esta prueba se utilizó como observador y como planta del sistema el modelo eléctrico equivalente, para el cual se suponen ruidos y perturbaciones que impiden la lectura de señales precisas. Estos ruidos y perturbaciones del sistema se integraron mediante una matriz de covarianzas de estado (P), la cual se propuso simétrica y aleatoria.

$$P = \begin{bmatrix} 0.25 & 0 \\ 0 & 0.25 \end{bmatrix}$$

El modelo eléctrico discretizado, en su forma matricial, se introduce como planta del sistema en la función *Kalman* discreta. La discretización se realizó utilizando el método ZOH (Zero-order hold), con un tiempo de muestreo $t_m = 0.5$ seg.

El modelo resultante del sistema en variables de estado es el siguiente:

$$\begin{bmatrix} I_l'(z) \\ I_l''(z) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.9999 & 0.4936 \\ -0.0003934 & 0.9747 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_l(z) \\ I_l'(z) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1.815e-5 & 5.739e-4 \\ 7.227e-5 & 2.286e-3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E(z) \\ E'(z) \end{bmatrix}$$

Con las variables medibles representadas matricialmente como:

$$\begin{bmatrix} I_l(z) \\ E(z) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_l(z) \\ I_l'(z) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E(z) \\ E'(z) \end{bmatrix}$$

En la Figura 6-3 se muestra el proceso de estimación, para el caso discreto, en diagrama de bloques. Las matrices A, B y C, están asociadas a las variables de estados (x), entradas (u) y mediciones (y) respectivamente, son propias del sistema e idénticas en este caso para la planta y el observador. W es el controlador del estimador, filtro Kalman, que compara las respuestas de cada elemento entre sí para obtener la mejor estimación.

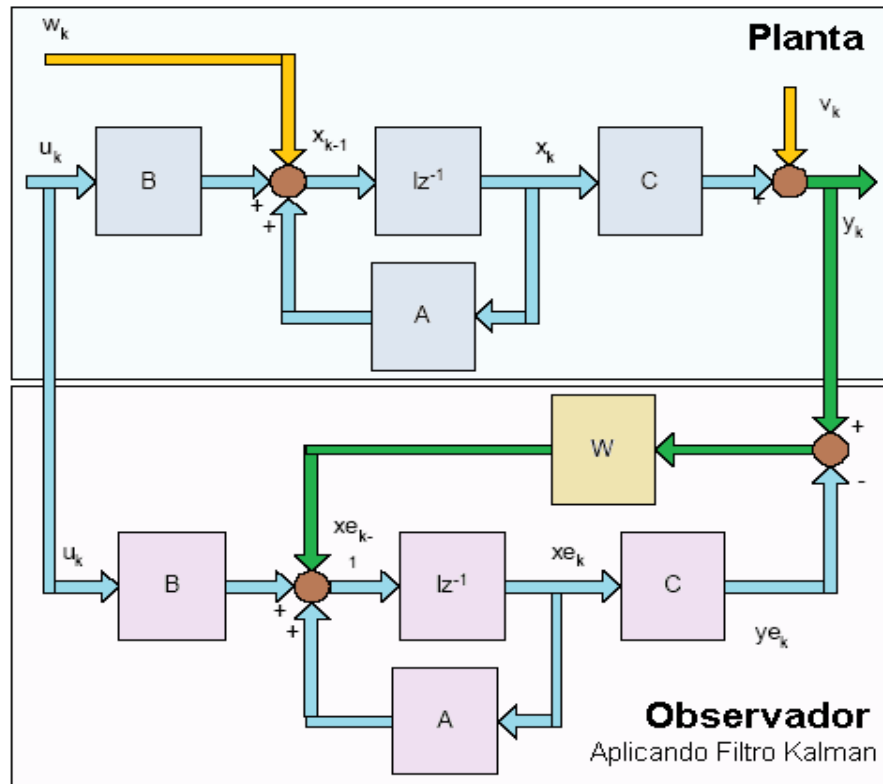


Figura 6-3. Estimación discreta aplicando filtro Kalman

Al aplicar el filtro Kalman discreto al sistema representado por el modelo eléctrico equivalente, en estado estacionario, obtenemos la mejor estimación de la corriente I_l equivalente al flujo másico de refrigerante en fase líquida, como se muestra en la Figura 6-4. La señal en violeta representa una medición de la señal de salida que oscila alrededor de un valor nominal, contaminada con ruido de proceso (w) y de medición (v), y la señal en amarillo la salida del estimador. Se observa que los valores de la señal de salida del estimador reducen aproximadamente cinco veces las variaciones de la señal medida.

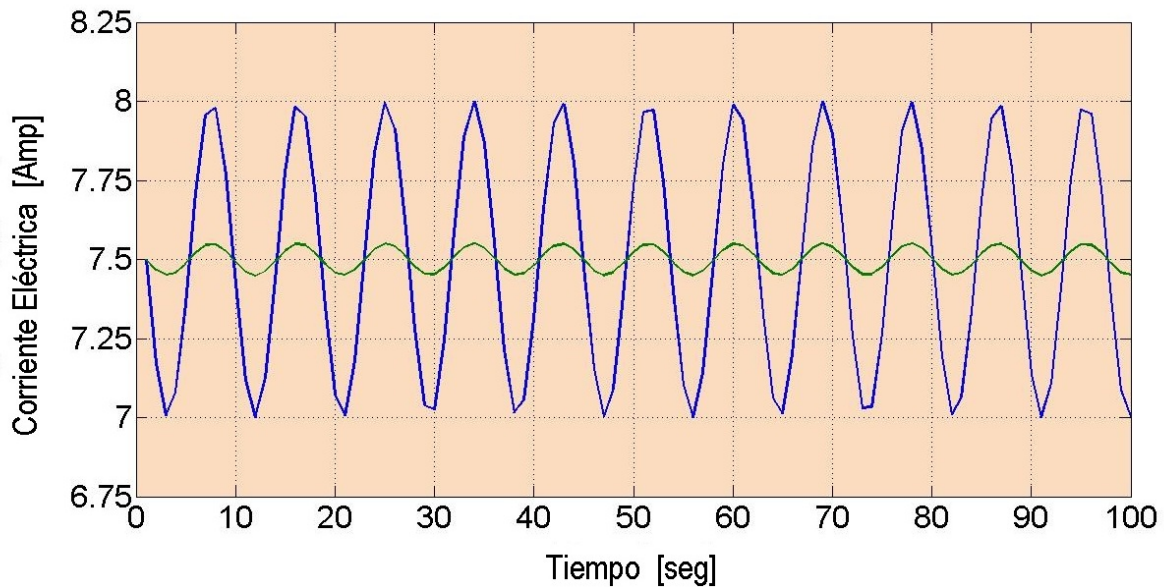


Figura 6-4. Corriente de fase líquida estimada en estado estacionario

6.5 Evaluación dinámica del estimador

El flujo de refrigerante a través de los ensambles de combustible en el núcleo del reactor es una variable de estado oculto, no es directamente medible, por lo que debe ser estimada de forma óptima. El filtro Kalman, algoritmo de control del estimador, nos permitirá obtener la mejor estimación de esta variable oculta. Asegurar un correcto funcionamiento del estimador es esencial para tener una estimación confiable. Por ello, una vez comprobado el correcto funcionamiento del estimador en estado estacionario y para un mismo sistema, se prosiguió a

evaluar la aplicación dinámica del estimador a un sistema con modelos de planta y observador diferentes.

6.5.1 Variables de entrada y de acoplamiento

El modelo de la planta, modelo termohidráulico de orden reducido, tiene como variable de entrada una reactividad externa (r_{ext}), la cual se introduce por medio de barras de control. Las ecuaciones (6.1) y (6.2) determinan su comportamiento en variables de estado. Las variables de salida son las mismas variables de estado; potencia normalizada $n(t)$, fracción de neutrones retardados $c(t)$, temperatura promedio del combustible $T_f(t)$, fracción de vacíos $\alpha(t)$ y su razón de cambio $\alpha'(t)$. Pero las variables medibles en la planta únicamente son la potencia normalizada y la temperatura del combustible.

El observador es el circuito eléctrico, modelado en variables de estado, el cual nos permite obtener el valor teórico de la corriente eléctrica equivalente al flujo líquido de refrigerante en el reactor. El modelo eléctrico tiene como variable de entrada la diferencia de potencial eléctrico y su razón de cambio. La diferencia de potencial eléctrico se modela a partir de una fuente de voltaje que depende directamente de la potencia del reactor, ecuación (5.15), que es una de las variables directamente medible de la planta. La variable de salida del observador es la corriente de fase líquida (I_l), equivalente al flujo de refrigerante, cuyo valor es puramente teórico por tratarse de un modelo eléctrico ideal. Por lo que para tener una estimación real, se debe agregar ruido de proceso y de medición al sistema.

6.5.2 Implementación y pruebas

El modelo del observador en variables de estado, en forma matricial y continuo en el tiempo, está dado por la ecuaciones (6.4) y (6.5), cuyas matrices con los parámetros de diseño resultan:

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -0.07576 & -0.04778 \end{bmatrix} \quad y \quad B = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0.007225 & -0.09537 \end{bmatrix}$$

Las señales de ruido, de proceso $w(t)$ y de medición $v(t)$, que se le añadieron al sistema se muestran en la Figura 6-5. El ruido de proceso intrínseco al sistema tiene una magnitud pequeña respecto al ruido de medición, que depende de la instrumentación instalada.

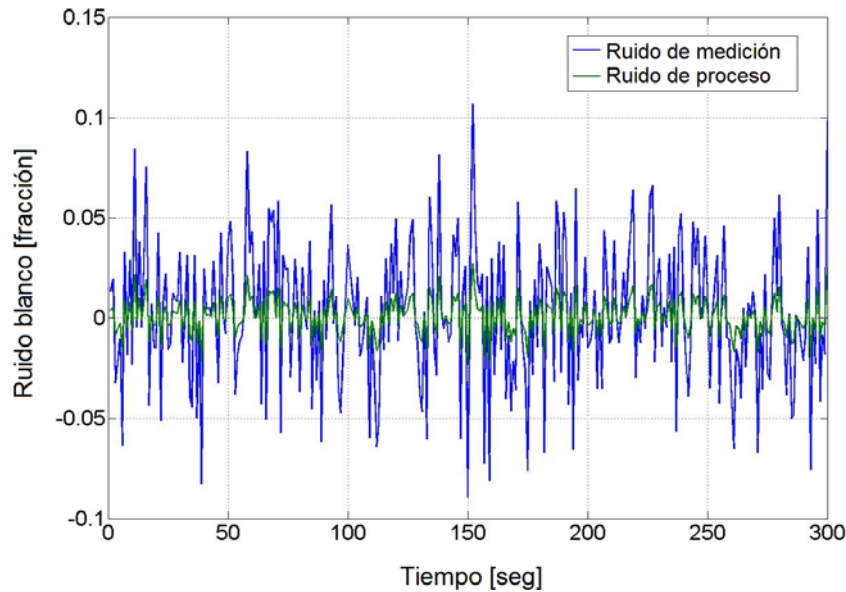


Figura 6-5. Señal de ruidos de proceso y medición

Para esta evaluación los ruidos se asignaron de forma arbitraria para mostrar su efecto y la efectividad del filtro Kalman, sin embargo, deben cumplir con las características de ruido blanco, ser aleatorios y de diferente magnitud. Y más adelante pueden ser calculados con mayor detalle a partir de un análisis de incertidumbre en función de los valores reportados en la literatura.

Las señales de ruido se añaden al sistema mediante una matriz G para el ruido de proceso y una matriz H para el ruido de medición, como se muestra en la ecuación (6.6). Donde se debe cumplir la ecuación (6.8) para $N = 0$ y $Q = R = [I]$.

Entonces utilizamos la función Kalman con las nuevas matrices del sistema, que son:

$$A_r = A \quad B_r = [B \quad G \quad H * 0] \quad C_r = \begin{bmatrix} C \\ C \end{bmatrix} \quad D_r = \begin{bmatrix} D & G * 0 & H * 0 \\ D & G * 0 & H \end{bmatrix}$$

La señal de salida del modelo eléctrico, adicionada con ruido blanco, es considerada como la señal real no directamente medible del proceso, la cual entra como variable de estado “oculto” al filtro Kalman para ser filtrada. La Figura 6-6 muestra como se vería ésta en caso de ser directamente medible.

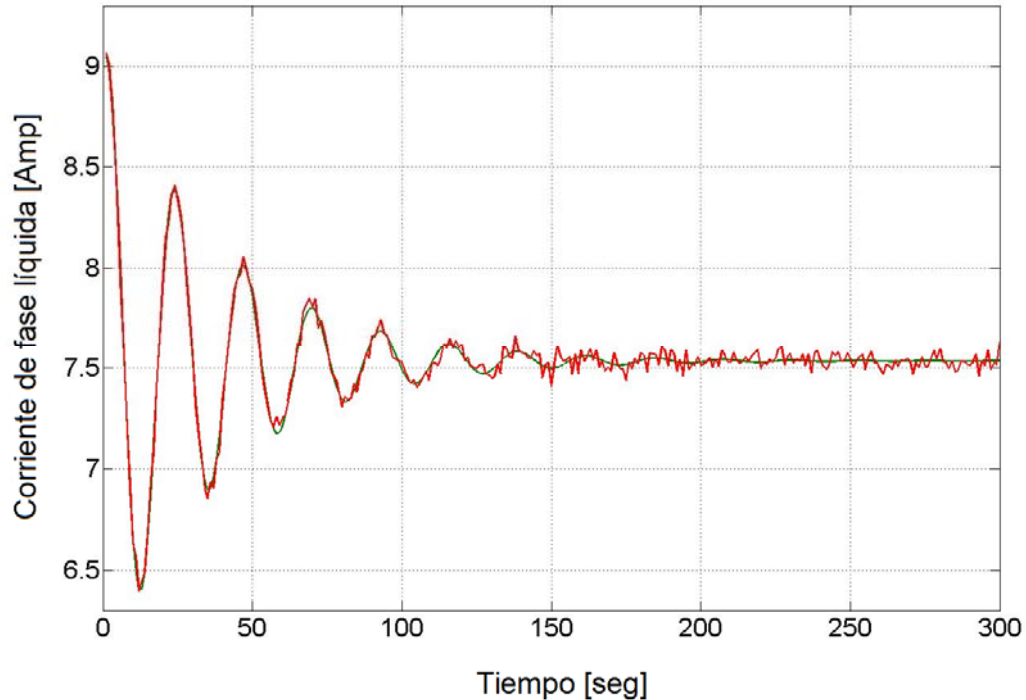


Figura 6-6. Corriente de fase líquida medida con ruido

Cabe mencionar que en el modelo eléctrico es posible obtener el valor de la corriente directamente a partir de la dinámica del circuito y compararla con la corriente estimada por el filtro kalman, como se hizo para probar el funcionamiento del estimador, pero esto no es posible en otros sistemas en los cuales la aplicación del filtro kalman permite estimar la variable oculta de interés a partir de otras no ocultas.

En la Figura 6-7 se muestran la señal estimada por la función Kalman, que representa a la corriente eléctrica equivalente al flujo de refrigerante en fase líquida, comparada con la misma señal pero obtenida de forma teórica e independiente al estimador.

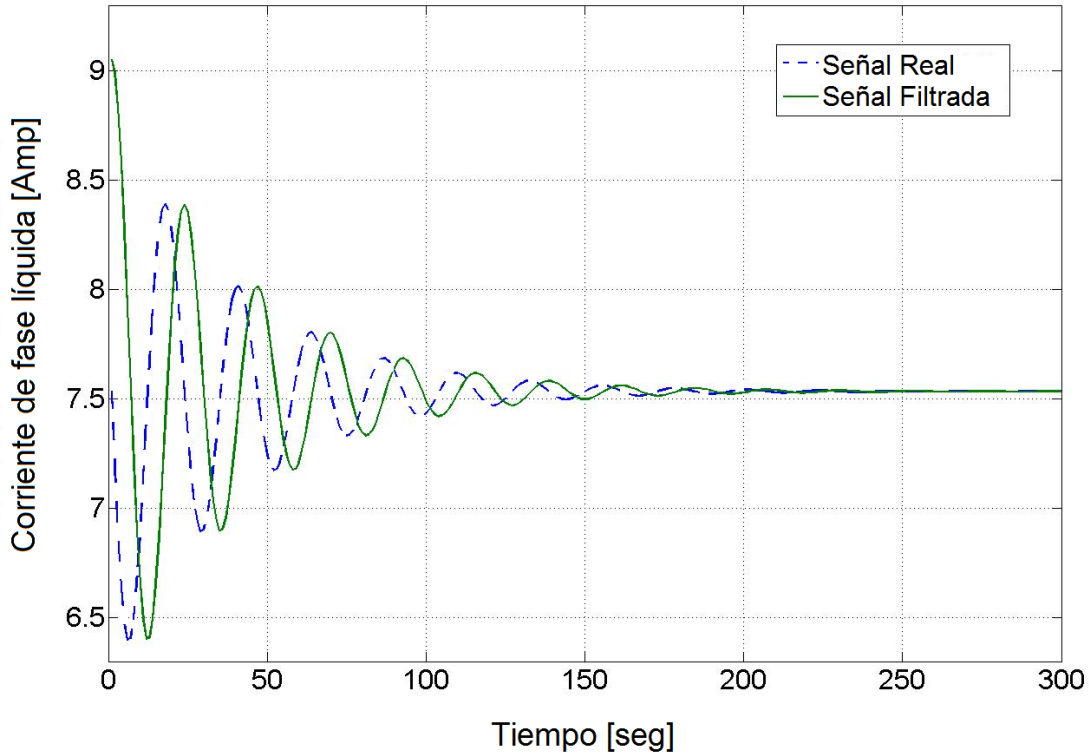


Figura 6-7. Corriente de fase líquida estimada

6.6 Resultados

La construcción de un estimador de flujo suficientemente confiable implica un estudio detallado del proceso a estimar, tomando en cuenta su nivel de linealidad y análisis estocástico, además de la utilización de modelos dinámicos más completos para su aplicación. No obstante que para la evaluación del funcionamiento del estimador no se requieren modelos detallados ni complejos del proceso, el modelo equivalente utilizado en el presente capítulo para simular el proceso de circulación natural es una parte importante del diseño del estimador de flujo. En este modelo preliminar participan los principales componentes del estimador de flujo de refrigerante en un reactor de circulación natural; la planta que es el propio reactor, el observador que es un modelo de la dinámica de éste y el controlador del estimador que es el filtro Kalman. Es decir, el actual modelo crea las bases para el desarrollo del estimador final basado en leyes netamente termo-hidráulicas.

Los resultados obtenidos de la evaluación del estimador, tanto en estado estable como en forma dinámica, están acorde a lo esperado. Por una parte el estimador permitió reducir las variaciones en la señal medida, causadas por ruidos de proceso y medición, como se vio para el caso estacionario. Mientras que por otra parte se comprobó un correcto funcionamiento dinámico del estimador al utilizar un observador, para la variable oculta, completamente independiente de la planta, como es en la realidad, donde se apreció que la estimación obtenida es prácticamente igual a la señal real.

Sin embargo, hay que recordar que la equivalencia del modelo eléctrico se limita a la reproducción del mapa típico de caudal-potencia de un BWR de circulación forzada o natural, para todo el rango de operación normal. Por lo que, la equivalencia de flujos máxicos a eléctricos y caídas de presión a voltajes no debe extenderse arbitrariamente a otros contextos ya que un considerable número de fenómenos termohidráulicos no son modelados por el equivalente eléctrico. Pero para el propósito de pruebas preliminares de la metodología de estimación del flujo, al utilizarlo como observador es consistente.

En el siguiente y último capítulo se estimará el flujo de refrigerante en el núcleo del reactor de circulación natural utilizando modelos puramente termohidráulicos. Donde del modelo de la planta únicamente obtendremos las señales que son directamente medibles en la realidad. Con estas señales y utilizando el modelo del observador diseñado en el capítulo cuatro obtendremos la mejor estimación del flujo a partir de la aplicación del filtro Kalman.

CAPÍTULO 7

Aplicación del Estimador a un BWR de Circulación Natural

7.1 Conformación del estimador y variables de acoplamiento

El estimador está conformado por un modelo observador y un algoritmo de control, los cuales son acoplados a la planta para estimar de forma óptima los datos no directamente medibles de ésta y/o los que están alterados por ruido. El observador del sistema es un modelo simplificado que reproduce la dinámica de la planta tomando en cuenta las incertidumbres asociadas al proceso de circulación natural. Mientras que el algoritmo de control es un modelo numérico basado en el filtro Kalman que permite obtener la mejor estimación del flujo de refrigerante en el núcleo. El acoplamiento de estos modelos a la planta se presenta en la figura 7-1.

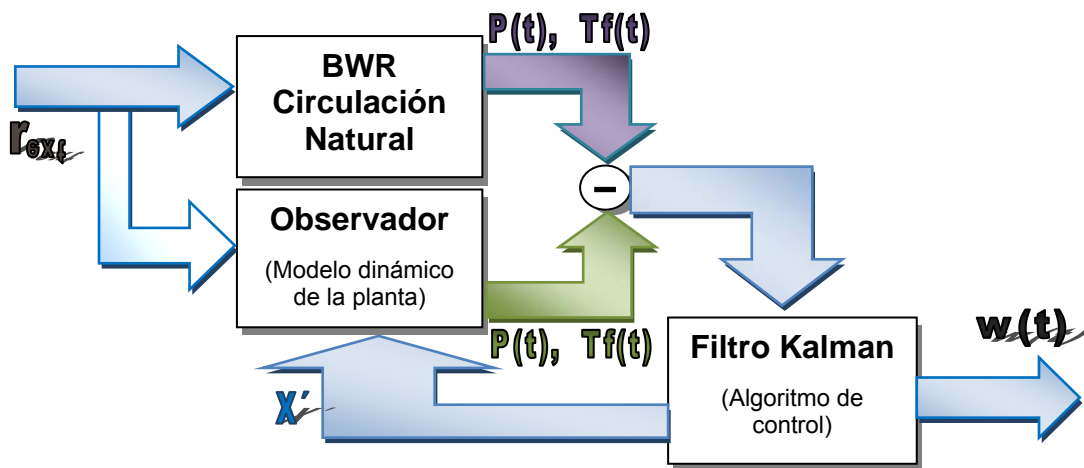


Figura 7-1. Conformación del estimador

El vector de entrada está determinado por una variación en la reactividad r_{ext} , que recibe la planta y que modifica su estado dinámico, este vector se introduce también al observador originando un vector de señales de salida, determinado por la potencia térmica ($P(t)$) y la temperatura del combustible ($T_f(t)$), que es comparado con su equivalente de la planta. Las diferencias observadas entran al controlador del estimador ajustando los parámetros del vector

de estados. La respuesta del controlador es un vector estimado de las variables de estado del sistema X' , que determinan el flujo de refrigerante en el núcleo, e inicializa de forma recurrente al estimador hasta obtener la mejor estimación de éste.

La aplicación del estimador al sistema BWR-CN permitirá determinar el flujo de refrigerante a través de los ensambles del núcleo, y representar su dinámica por medio de un modelo sintético de muy rápida ejecución en una PC, mientras el reactor esté en operación normal o sólo ligeramente fuera de esta condición.

7.2 Composición de la planta

El modelo de la planta debe representar de manera fehaciente la dinámica del sistema real. Por lo tanto, para la aplicación del estimador se utilizó un modelo completo de un BWR de circulación natural como planta del sistema. No obstante que este modelo permite obtener la mayoría de las variables involucradas en la operación del BWR-CN, sólo algunas de ellas son directamente medibles por la instrumentación instalada en la planta. Para la estimación del flujo de refrigerante en el núcleo del reactor requerimos dos de estas variables que se obtienen directamente de la planta; la potencia térmica del reactor y la temperatura del combustible.

El modelado completo de la planta, realizado por Espinosa y Núñez, 2008, se presenta en el Apéndice A. En esta sección únicamente se presentará el modelado de las variables de interés.

7.2.1 Modelado de la potencia del reactor

La potencia del reactor como una función del tiempo y la posición está dada por la siguiente ecuación:

$$P(t, z) = n(t)F(z)P_0 \quad (7.1)$$

Donde $F(z)$ es el factor de potencia axial (que se obtiene de la distribución de potencia mostrada en la Figure 7-2), P_0 es la potencia nominal y $n(t)$ es el flujo normalizado de

neutrones, el cual es calculado a partir del modelo de cinética puntual del reactor con seis grupos de neutrones retardados:

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} n(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i c_i(t) \quad (7.2)$$

$$\frac{dc_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} n(t) - \lambda_i c_i(t); \quad i = 1, 2, \dots, 6 \quad (7.3)$$

donde c_i es la concentración normalizada de neutrones retardados del i -ésimo grupo precursor, ρ la reactividad neta, β la fracción de neutrones retardados, Λ el tiempo de generación de neutrones, λ_i la constante de decaimiento del i -ésimo grupo, y β_i la porción de neutrones generados por el i -ésimo grupo. Las condiciones iniciales están dadas por $n(0) = n_0$ y $c_i(0) = \beta_i n_0 / \Lambda \lambda_i$. Los parámetros del modelo de cinética son presentados en la Tabla 7-1.

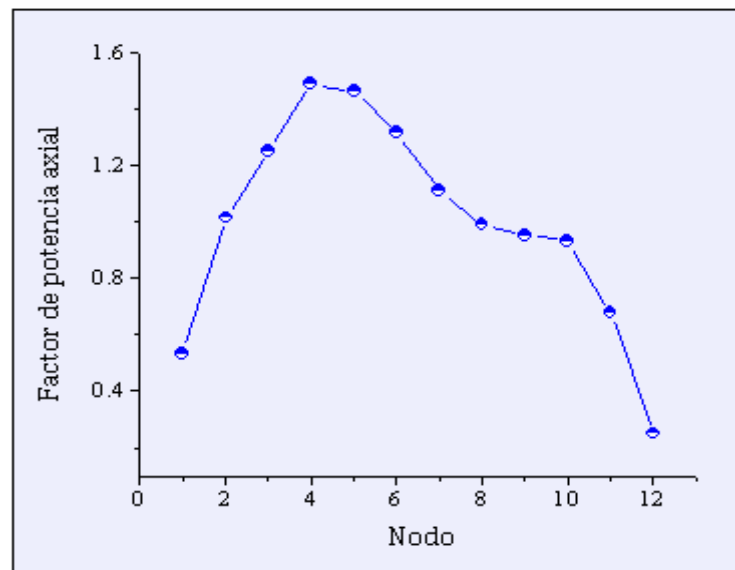


Figura 7-2. Distribución axial de potencia

La reactividad neta del reactor está dada por:

$$\rho(t) = \rho_v(t) + \rho_D(t) + \rho_m(t) + \rho_{cr}(t) \quad (7.4)$$

Donde ρ_v es la reactividad debido a la fracción de vacíos en el flujo bifásico, ρ_D es la reactividad por efecto Doppler debido a la temperatura del combustible, ρ_m es la reactividad por cambio en la temperatura del moderador y ρ_{cr} es la reactividad por barras de control. En la Tabla 7-2 se presentan las correlaciones que determinan cada una de estas componentes de la reactividad neta.

Tabla 7-1. Parámetros del modelo de cinética de la planta

| | β_i | λ_i |
|-----------|--------------------------------|-------------------------|
| Group 1 | 2.470×10^{-4} | 0.0127 s^{-1} |
| Group 2 | 1.355×10^{-3} | 0.0317 s^{-1} |
| Group 3 | 1.222×10^{-3} | 0.1150 s^{-1} |
| Group 4 | 2.646×10^{-3} | 0.3110 s^{-1} |
| Group 5 | 8.320×10^{-4} | 1.4000 s^{-1} |
| Group 6 | 1.690×10^{-4} | 3.8700 s^{-1} |
| β | 6.5×10^{-3} | |
| Λ | $4.0 \times 10^{-5} \text{ s}$ | |

Tabla 7-2. Correlaciones de los componentes de la reactividad neta

| Reactividad (pcm) |
|---|
| $\rho_v(\langle \varepsilon_g \rangle) = -4.0925 - 41.036 \langle \varepsilon_g \rangle + 30.8223 \langle \varepsilon_g \rangle^2$ |
| $\rho_D = 1.3 - 0.005 \langle T_f \rangle + 2.0 \times 10^{-6} \langle T_f \rangle^2 + -3.0 \times 10^{-11} \langle T_f \rangle^3 - 1.1 \times 10^{-3} \langle \varepsilon_g \rangle (\langle T_f \rangle - 325.0)$ |
| $\rho_m = 1.656 - 1.035 \times 10^{-2} \langle T_m \rangle + 4.0 \times 10^{-5} \langle T_m \rangle^2 - 7.33 \times 10^{-8} \langle T_m \rangle^3$ |
| $\rho_{cr} = -11.235 + \frac{57.73(1 - CRD)}{1 + 0.937(1 - CRD)}$ |

7.2.2 Modelado de la temperatura del combustible

La distribución de temperatura en el ensamble de combustible fue obtenida considerando que en cada uno de los veinte nodos axiales a lo largo del núcleo hay el siguiente arreglo de nodos radiales: dos nodos radiales para el *clad* y el *gap*, dos nodos más para evaluar las condiciones de frontera, y cuatro nodos para un elemento combustible equivalente, como se ilustra en la Figura 7-3.

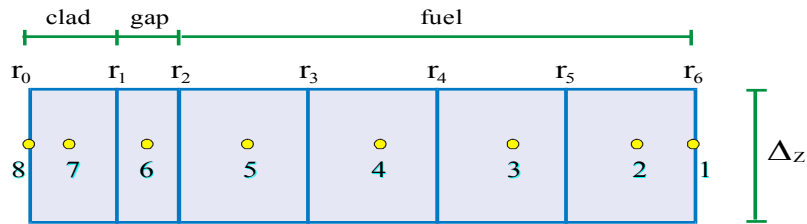


Figura 7-3. Arreglo radial para una varilla de combustible

La transferencia de calor en el combustible es formulada basándose en las siguientes suposiciones: i) la transferencia de calor radial es axialmente simétrica, ii) la conducción de calor en dirección axial es despreciable con respecto a la conducción de calor en dirección radial, iii) la tasa de generación de calor volumétrico en el combustible es uniforme en cada uno de los nodos radiales, y iv) el almacenamiento de calor en el encamisado del combustible y en el *gap* es despreciable. Bajo estas suposiciones, la distribución de temperatura transitoria en una varilla de combustible, con sus condiciones iniciales y de frontera, está dadas por:

$$(\rho C_p) \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q'''(t) \quad \text{en } r_0 \leq r \leq r_6 \quad (7.5)$$

$$\text{C.I. } T(r, 0) = T(r) \quad \text{en } t = 0 \quad (7.6)$$

$$\text{C.F.1 } -k \frac{\partial T}{\partial r} = H_\infty (T - T_m) \quad \text{en } r = r_6 \quad (7.7)$$

$$\text{C.F.2 } \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad \text{en } r = r_0 \quad (7.8)$$

Siendo r la coordenada radial cilíndrica, T_m la temperatura del moderador y H_∞ el coeficiente convectivo de transferencia de calor. El calor volumétrico por nodo axial es $q'''(t) = P(t)/V_f$.

La interacción de este modelo con el modelo que determina la potencia del reactor se realiza a través de la evaluación de la tasa de generación de calor volumétrico (q''') y la temperatura promedio del combustible $\langle T_f \rangle$, que se obtiene como:

$$\langle T_f \rangle = \frac{1}{V_f} \int_{V_f} T_f dV = \frac{1}{V_f} \sum_{i=1}^n (V_2 T_{i,2} + V_3 T_{i,3} + V_4 T_{i,4} + V_5 T_{i,5}) \quad (7.9)$$

donde $V_f = V_2 + V_3 + V_4 + V_5$ es el volumen del combustible. Aquí los subíndices 2, 3, 4 y 5 representan los nodos radiales mostrados en la Figure 7-3, mientras que i representa el índice axial del nodo. Los valores de los parámetros del combustible se muestran en la Tabla 7-3.

Tabla 7-3. Parámetros de diseño del combustible

Subíndices: f = Combustible cl = Clad ga = Gap

$$K_f = \frac{3825.02}{\langle T_f \rangle + 129.41} + 6.08 \times 10^{-11} \langle T_f \rangle^3, J/m \cdot s$$

$$(\rho C_p)_f = \frac{8.5103 \times 10^{11} e^{535.28/\langle T_f \rangle}}{\langle T_f \rangle (e^{535.28/\langle T_f \rangle} - 1)^2} + 2.4348 \times 10^2 \langle T_f \rangle + \frac{1.6609 \times 10^{16} e^{-1.8970 \times 10^4 / \langle T_f \rangle}}{\langle T_f \rangle^2}, J/m^3 \cdot K$$

$$V_f = 8.9335 m^3$$

$$K_{cl} = 7.51 - 0.0209 T_{cl} - 1.45 \times 10^{-5} T_{cl}^2 + 7.67 \times 10^{-9} T_{cl}^3, J/m \cdot s$$

$$(\rho C_p)_{cl} = 1.8204 \times 10^6 + 3.0386 \times 10^5 \theta_{cl} - 1.0637 \times 10^5 \theta_{cl}^2 + 2.8102 \times 10^4 \theta_{cl}^3 - 2723.6 \theta_{cl}^4, J/m^3 \cdot K$$

$$\theta_{cl} = \frac{T_{cl} - 300}{200}$$

$$K_{ga} = \frac{H_{gap}}{\delta_{gap}} = \frac{2936.8}{1.14 \times 10^{-4}}, J/m \cdot s$$

7.3 Composición del observador

El diseño y la implementación del observador se desarrollaron y documentaron detalladamente en el capítulo 4. Por tanto, en esta sección únicamente se presentan las ecuaciones finales que componen el modelo de dicho sistema.

Dado que el observador del sistema debe reproducir, simplificada y rápidamente, la dinámica del proceso que observa, las ecuaciones que modelan las variables de interés son de orden reducido. Dichas variables deben ser las mismas que se obtienen directamente de la planta pues serán comparadas para ajustar el control del estimador.

La potencia del reactor y la temperatura promedio del combustible, variables directamente medibles de la planta, en el observador se obtienen como:

$$\frac{d\tilde{n}(t)}{dt} = \lambda_N \left[(r_{esx} - 1)\tilde{n}(t) + \tilde{c}(t) + \alpha_D n_0 \tilde{T}_f(t) + \alpha_V n_0 \tilde{\alpha}(t) + r_{esx} n_0 \right] \quad (7.10)$$

$$\frac{d\tilde{T}_f(t)}{dt} = a_n \tilde{n}(t) - \lambda_f \tilde{T}_f(t) \quad (7.11)$$

Las ecuaciones anteriores son parte del modelo termohidráulico linealizado, definido en el capítulo 4, donde los parámetros $\tilde{n}(t)$ y $\tilde{T}_f(t)$ representan las variaciones de la potencia normalizada del reactor y la temperatura promedio del combustible.

7.3.1 Cálculo de la potencia nominal y del flujo de recirculación

La potencia del reactor en el modelo del observador está dada por la siguiente ecuación:

$$P(t) = P_0 * \tilde{n}(t) \quad (7.12)$$

Donde P_0 es la potencia nominal de operación del reactor la cual se obtiene mediante balances de masa y energía.

En el núcleo del reactor se presentan los siguientes balances de masa y energía:

$$\frac{dM_{core}}{dt} = w_{fw} - w_{stm} \quad (7.13)$$

$$\frac{dE_{core}}{dt} = P + h_{fw}w_{fw} - h_{stm}w_{stm} \quad (7.14)$$

donde w_{stm} es el flujo de vapor a la salida del reactor, w_{fw} el flujo de agua de alimentación, y h_{stm} y h_{fw} sus respectivas entalpías. P es la potencia térmica generada por el reactor.

Así para el caso de estado estacionario, tenemos que:

$$w_{fw} = w_{stm}$$

$$P_0 = h_{stm}w_{stm} - h_{fw}w_{fw}$$

Y la potencia nominal, en estado estacionario, puede ser expresada en función del flujo de vapor, la entalpía con la que sale éste del reactor y la entalpía del agua de alimentación, todas estas variables directamente medibles de la planta.

$$P_0 = (h_{stm} - h_{fw})w_{stm} \quad (7.15)$$

Por otra parte, el flujo total de refrigerante que pasa a través del núcleo del reactor está compuesto por una mezcla bifásica de flujo líquido de recirculación y flujo de vapor de salida:

$$w_T = w_{rec} + w_{stm} \quad (7.16)$$

Donde el flujo de recirculación (w_{rec}), puede obtenerse como:

$$w_{rec} = \frac{1 - \bar{x}_e}{\bar{x}_e} w_{stm} \quad (7.17)$$

Siendo \bar{x}_e la calidad promedio del flujo bifásico a través del núcleo, la cual se determina mediante la siguiente expresión:

$$\bar{x}_e = \frac{h_{rec} - h_T}{h_{rec} - h_{fw}} \quad (7.18)$$

donde h_{rec} es la entalpía del flujo de recirculación, calculada en condiciones de saturación, y h_T es la entalpía del flujo total de refrigerante que entra al núcleo. Por lo que la temperatura del flujo a la entrada del núcleo debe ser medida con la instrumentación instalada en la planta.

7.3.2 Determinación fuera de línea de los parámetros del sistema

Los valores teóricos de los parámetros presentes en el modelo termohidráulico, modelo simplificado de cinco ecuaciones, que representa al observador, pueden ser obtenidos de la literatura. Sin embargo, para optimizar el proceso de estimación, estos valores serán determinados, fuera de línea, a partir de las características de operación de la planta.

El modelo del observador, modelo simplificado de rápida ejecución, tiene una cinética puntual para un sólo grupo de neutrones retardados.

$$\frac{dn(t)}{dt} = \lambda_N [(r(t) - 1)n(t) + c(t)] \quad (7.19)$$

$$\frac{dc(t)}{dt} = \lambda [n(t) - c(t)] \quad (7.20)$$

Donde los coeficientes λ_N y λ son parámetros resultantes de normalizar las ecuaciones de cinética, ecuaciones (7.2) y (7.3), con respecto a la potencia nominal en estado estable ($\rho = 0$):

$$P_0 = \frac{\Lambda}{\beta} \sum_{i=1}^6 \lambda_i c_{i0} \quad \text{y} \quad c_{i0} = \frac{\beta_i}{\Lambda \lambda_{i0}} P_0$$

La Tabla 7.1 presenta los valores para la fracción de neutrones retardados (β_i) y la constante de decaimiento (λ_i), para seis grupos de neutrones retardados, así como el tiempo generacional de neutrones (Λ). Con estos valores tenemos que para un sólo grupo de neutrones retardados:

$$\lambda = \frac{\beta}{\sum_{i=1}^6 \frac{\beta_i}{\lambda_i}} = 7.89 \times 10^{-2} \text{ seg}^{-1} \quad \text{y} \quad \lambda_N = \frac{\beta}{\Lambda} = 162.5 \text{ seg}^{-1}$$

Obsérvese que en la ecuación (7.19) la variable de retroalimentación $r(t)$ representa la reactividad total que entra al modelo del observador, y se obtiene como:

$$r(t) = r_{\text{esx}} + \alpha_D(T_f(t) - T_{f0}) + \alpha_V(\alpha(t) - \alpha_0) \quad (7.21)$$

Donde la reactividad externa (r_{esx}) es producida por la inserción o retiro de las barras de control en la planta (y representada mediante un escalón en el modelo del observador).

Al introducir una reactividad externa, la planta cambia sus condiciones de operación, y el observador registra nuevos valores de salida para:

$$n(t) = n; \quad T_f(t) = T$$

Por otra parte, la termohidráulica del reactor está representada en el modelo del observador mediante las siguientes ecuaciones:

$$\frac{dT_f(t)}{dt} = a_n n(t) - \lambda_f T_f(t) \quad (7.22)$$

$$\frac{d^2\alpha(t)}{dt^2} + 2\xi\omega_n \frac{d\alpha(t)}{dt} + \omega_n^2 (\alpha(t) - \alpha_0) = b_f(T_f(t) - T_{f0}) + b_n(n(t) - n_0) + b_{gr} \frac{dT_f(t)}{dt} \quad (7.23)$$

Donde en condiciones de estado estacionario se tiene:

$$a_n n - \lambda_f T_f = 0$$

$$\omega_n^2 (\alpha - \alpha_0) = b_f (T_f - T_{f0}) + b_n (n - n_0)$$

Utilizando los valores nominales y de estado estacionario de operación de la planta, así como los valores experimentales reportados por March-Leuba *et al.*, 1986, para $a_2 = \lambda_f$, $a_4 = \omega_n^2$ y $k = b_f$, tenemos:

$$a_n = \frac{\lambda_f T_f}{n} = 204.6 \quad \text{con: } \lambda_f = 0.23$$

y

$$b_n = \frac{\omega_n^2 (\alpha - \alpha_0) - b_f (T_f - T_{f0})}{(n - n_0)} = 0.05852 \quad \text{con: } \omega_n = 2.61 \quad \text{y} \quad b_f = 0.0037$$

Los valores del factor de amortiguamiento relativo (ξ) y del coeficiente (b_{gr}) permanecen iguales a los utilizados para el modelo teórico del observador, pues su variación es muy pequeña respecto a los que debe tener la planta.

En el caso de los coeficientes de radiactividad por fracción de vacíos (α_V), y por efecto doppler (α_D), éstos se obtienen a partir de la ecuación de reactividad (7.21). Para condiciones de estado estacionario después de introducir una reactividad externa, por barras de control, tenemos que:

$$r_{esx} = -\alpha_D (T_f(t) - T_{f0}) - \alpha_V (\alpha(t) - \alpha_0)$$

Despejando α_D , y sustituyendo el término correspondiente a la reactividad por fracción de vacíos expresada como $\rho_v = KT(t)/a_4$ por March-Leuba, 1986. Obtenemos:

$$\alpha_D = -\frac{(r_{esx} + \rho_v)}{T_f - T_{f0}} = -0.008681 \quad \text{con: } \alpha_v = -16.7$$

El valor estimado de los parámetros de diseño del observador, obtenidos a partir de las condiciones de operación de la planta en estado estable, se muestran en la Tabla 7.4.

Tabla 7-4. Parámetros estimados para el modelo del observador

| Parámetro de diseño | Valor estimado | Unidades |
|---------------------|----------------|-----------------------------------|
| λ_N | 162.5 | seg ⁻¹ |
| λ | 0.0789 | seg ⁻¹ |
| λ_f | 0.23 | seg ⁻¹ |
| α_n | 204.6 | K/seg |
| b_n | 0.05852 | seg ⁻² |
| b_f | 0.0037 | seg ⁻² K ⁻¹ |
| b_{gr} | 0.00001 | seg ⁻¹ K ⁻¹ |
| α_D | -0.008681 | \$ |
| α_V | - 16.7 | \$/K |
| ξ | 0.85 | Adimensional |
| ω_n | 2.61 | rad/seg |

7.4 Implementación del algoritmo de control

El algoritmo de control se implementó a partir del modelo prediseñado, en el capítulo anterior, y programado en Matlab. Los modelos del controlador y del observador son integrados matricialmente mediante las variables de estado del sistema. La ecuación de estados y su ecuación de medición son:

$$\frac{dx}{dt} = Ax + Bu + Gw \quad (7.24)$$

$$y_v = Cx + Du + Hw + v \quad (7.25)$$

Donde w y v son vectores asociados a los ruidos de proceso y de medición.

El vector de variables de estado (\bar{x}) está integrado por las variables del observador; población neutrónica, precursor de neutrones retardados, temperatura promedio del combustible, fracción de vacíos y la razón de cambio de ésta, y el vector de entradas (u) está compuesto por la reactividad externa de la planta mediante la inserción de barras de control.

Las matrices A , B , C y D relacionan las variables de estado y de entrada del sistema con los vectores de cambio de estado y de medición (y). Estas matrices se forman con los parámetros de diseño obtenidos a partir de la operación de la planta, fuera de línea y en estado estacionario.

$$A = \begin{bmatrix} 162.5(r_{ext} - 1) & 162.5 & -1.411 & -2713.75 & 0 \\ 0.0789 & -0.0789 & 0 & 0 & 0 \\ 204.6 & 0 & -0.23 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0.06056 & 0 & 3.698e^{-3} & -6.82 & -4.437 \end{bmatrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} 162.5 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad D = [0]$$

Una vez obtenido el modelo matricial del sistema se implementa la función *kalman*, programada utilizando las herramientas de Matlab, que permite diseñar el controlador que estima la variable oculta del sistema a partir de su modelo en variables de estado, de la dinámica del proceso en la planta, y de la medición de datos de covarianza del ruido.

Al utilizar la función *kalman* obtenemos un modelo resultante en variables de estado (*kest*), que tiene como entradas $[u, y_v]$ y genera como salidas $[\hat{y}; \hat{x}]$, la ganancia de Kalman (L) y la matriz de covarianza de error en estado estacionario (P), solución de la ecuación de Riccati asociada.

El modelo resultante es:

$$\frac{d\bar{x}}{dt} = A\bar{x} + Bu + L(y_v - C\bar{x} - Du) \quad (7.26)$$

$$\begin{bmatrix} \hat{y} \\ \bar{x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C \\ I \end{bmatrix} \bar{x} + \begin{bmatrix} D \\ 0 \end{bmatrix} u \quad (7.27)$$

Este sistema nos permite obtener la solución óptima del proceso de estimación, para la variable oculta y/o contaminada por ruido (\hat{y}). Los ruidos de proceso y de medición son integrados mediante la matriz de covarianzas de estado inicial (P_o), la cual se propone simétrica y aleatoria.

La señal real del sistema está dada por

$$y = Cx + Du + Hw \quad (7.28)$$

Per en el caso del flujo de refrigerante ésta no puede ser directamente medible como (y_v) por ello debe ser estimada.

7.5 Aplicación del estimador para la obtención del flujo de refrigerante

El proceso de estimación del flujo de refrigerante en los ensambles del reactor requiere primeramente del cálculo de los parámetros de diseño del observador, estos cálculos se realizan a partir de las señales medibles en la planta; potencia térmica, flujo de vapor, y temperatura de salida. La obtención e introducción de estos parámetros al modelo del observador se realiza en estado estacionario, fuera de línea y de manera independiente al proceso de estimación.

El modelo del observador, una vez parametrizado con los valores de la planta, recibe la misma señal de excitación que entra a la planta reproduciendo su comportamiento para las variables

de interés. Tanto el observador como la planta producen las mismas variables de salida, señales medibles, las cuales son comparadas y procesadas por el controlador hasta obtener la mejor estimación de la variable oculta. Este proceso se muestra en el diagrama de bloques de la Figura 7.4.

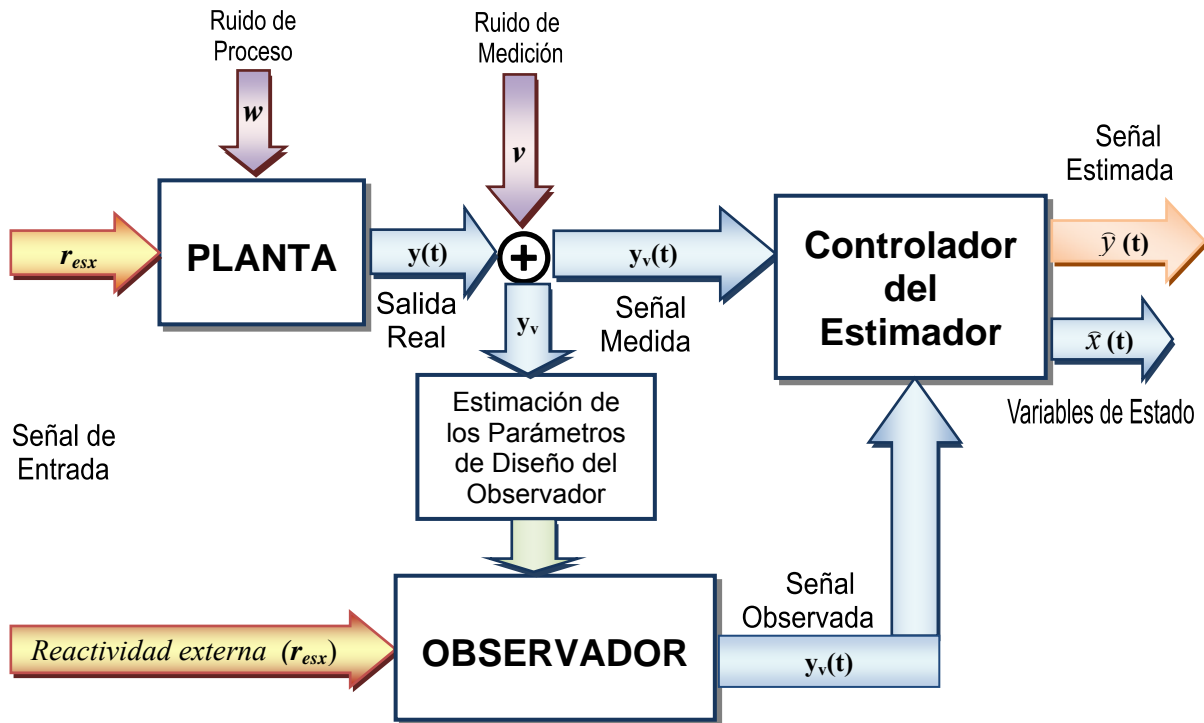


Figura 7-4. Aplicación del controlador para estimar el flujo de refrigerante

El diagrama de bloques representa la aplicación del estimador al proceso dinámico. La señal de entrada, reactividad por barras de control, alimenta tanto a la planta como al observador. El observador es previamente inicializado, fuera de línea, con los parámetros de la planta a reproducir. En la respuesta de la planta, señal real de salida (y), deben considerarse el error de proceso (w) y el error de medición (v) para obtener la señal medible (y_v). La señal y_v entra al controlador donde es comparada con la señal de salida del observador para después ser procesada hasta obtener la mejor estimación de la variable oculta (\hat{y}).

7.5.1 Prueba en estado estacionario

Para estimar el flujo de refrigerante a través del núcleo del reactor se consideraron condiciones nominales de operación de la planta. Las señales de salida de la planta requeridas para calcular los parámetros del observador son: la potencia nominal, el flujo en la línea de vapor y la temperatura del refrigerante a la entrada del núcleo, cuyos valores iniciales son:

$$P_0 = 1800 \text{ MWt}, \quad W_{\text{eva}} = 1100 \text{ Kg/seg}, \quad T_0 = 547.6 \text{ K}$$

El modelo del observador, al ser un modelo modular como se muestra en la figura 7.5, puede reproducirse varias veces a lo largo y ancho del núcleo del reactor dependiendo de la información disponible que se tenga de éste. En nuestro caso se utilizó un modelo axial de doce nodos, ya que se cuenta con una distribución de potencia de esa forma (Figura 7.2).

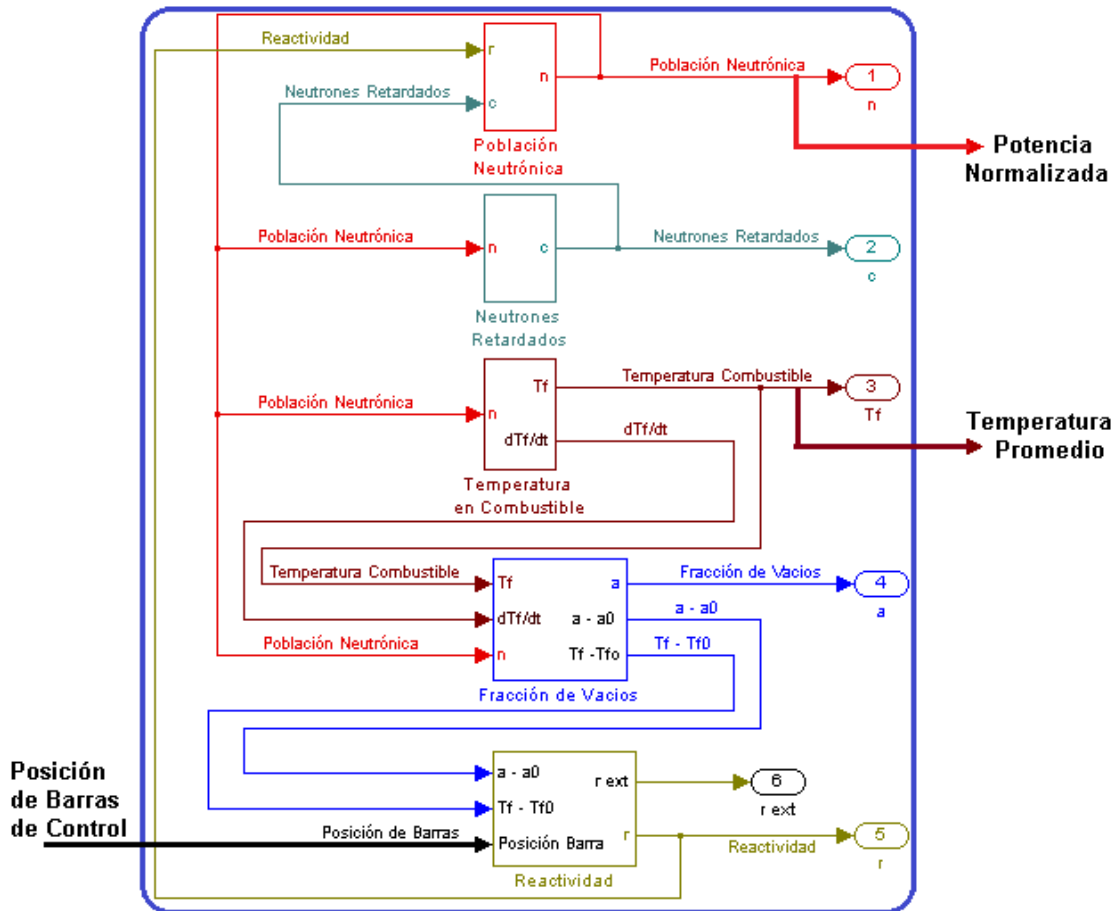


Figura 7-5. Diseño modular del observador

La inserción de barras de control se representa por medio de escalones positivos o negativos dependiendo del tipo de reactividad que se quiera introducir al modelo. En condiciones nominales de operación la posición de las barras de control, para el modelo del observador, se consideran en el origen, $z = 0$. La respuesta del modelo, en doce nodos axiales, para estas condiciones de operación se muestra en la Figura 7.6.

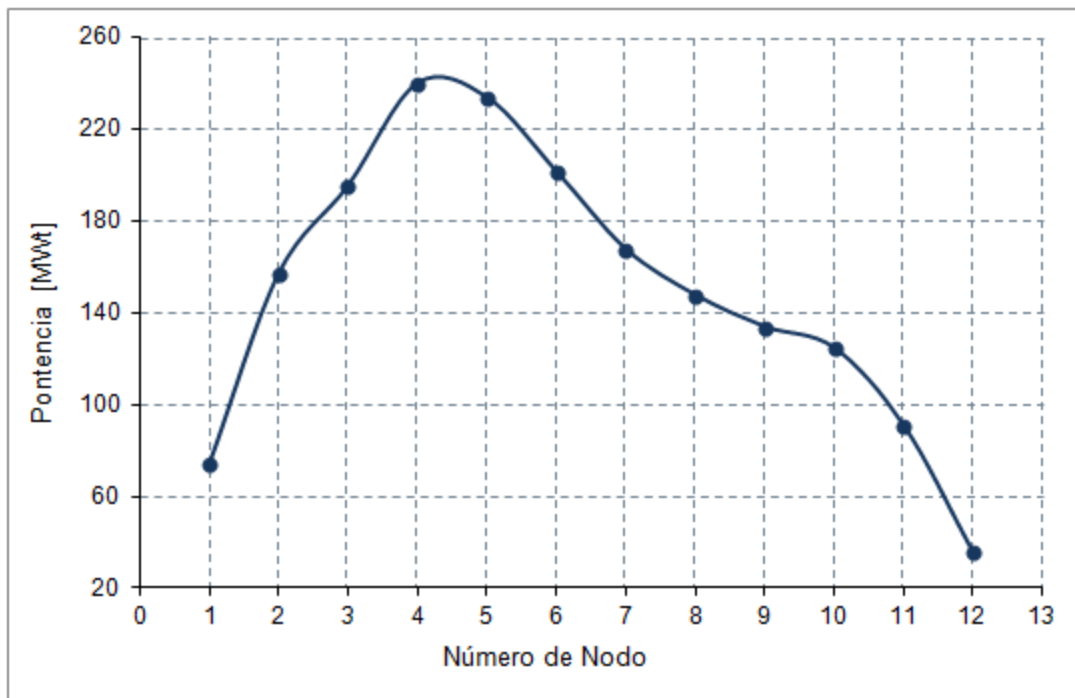


Figura 7-6. Potencia axial obtenida por el observador

El controlador toma las variables de salida del observador, potencia y temperatura promedio del combustible, y las compara con las de la planta para realizar su optimización. Por ejemplo, la temperatura promedio del combustible obtenida por el modelo del observador (886 K), es comparada con la temperatura equivalente que se tiene en la planta (875.5 K), y la diferencia resultante es procesada por el controlador hasta ser mínima. El controlador estima las variables ocultas considerando este proceso de optimización.

En la Figura 7-7, se muestra el comportamiento de la temperatura del refrigerante a través de los doce nodos del reactor, ésta es obtenida de forma óptima por el estimador a partir de los datos proporcionados por el observador.

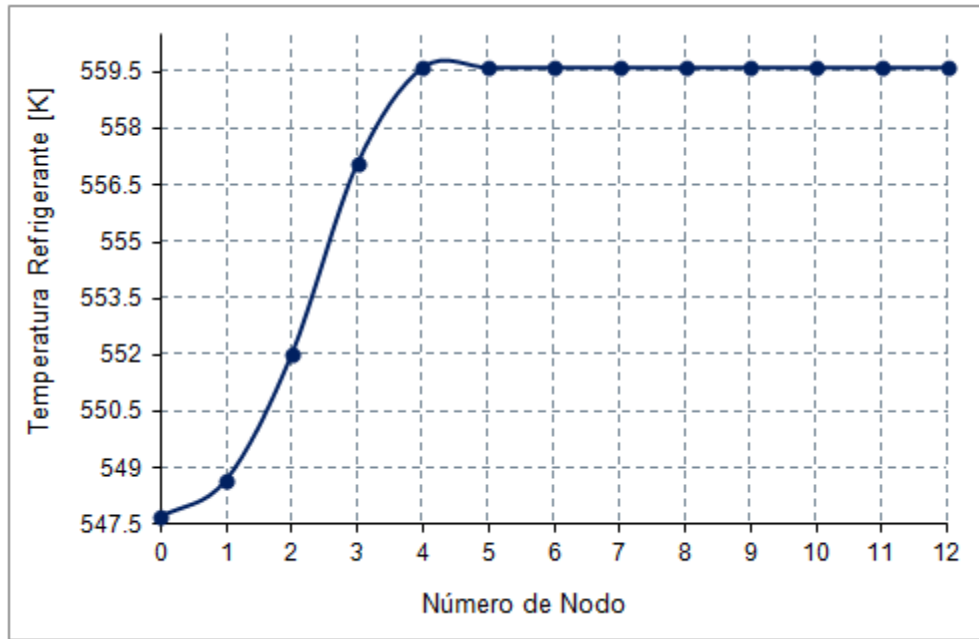


Figura 7-7. Temperatura del refrigerante estimada a través del núcleo

A partir de la temperatura del refrigerante y de la fracción de vacíos obtenida, señal de salida del observador, el estimador determina el flujo de refrigerante a través del núcleo del reactor. En la Figura 7.8 se muestra la estimación del flujo de refrigerante en los doce nodos axiales.

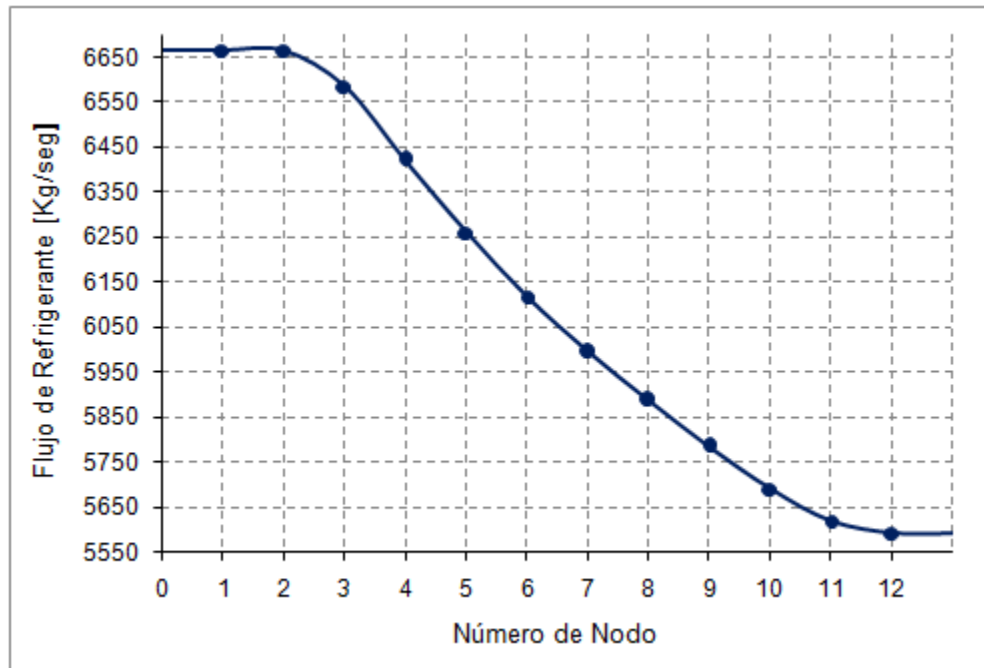


Figura 7-8. Flujo de refrigerante estimado a través del núcleo

7.5.2 Pruebas para un canal en estado dinámico

El correcto funcionamiento del estimador fue evaluado, en estado dinámico, a partir de la inserción de reactividad externa. Esta reactividad es controlada mediante la introducción o el retiro de barras de control. Para el modelo de la planta, el movimiento de las barras se mide en porcentaje de inserción o retiro. El impacto de la reactividad externa, negativa al introducir, o positiva al retirar barras, se ve reflejado en las variables de salida del modelo del observador al introducirse un escalón equivalente a esta reactividad. Las señales de salida obtenidas son comparadas con sus equivalentes de la planta y minimizadas por el estimador, hasta obtener la mejor estimación de la variable oculta; el flujo de refrigerante que entra al reactor.

Es importante mencionar que las pruebas han sido realizadas con la intención de ver el alcance del modelo del estimador en condiciones diferentes a las nominales. Por ello, aunque la reactividad externa debe ser de alrededor de un factor de 3 a 4 menor que la insertada, para poder sustentar la aproximación de respuesta linealizada del modelo del observador en eventos transitorios, el observador responderá correctamente en condiciones muy cercanas o en estado estacionario, como las que se presentan tiempo después de haber sido insertada la reactividad externa a la planta.

El comportamiento dinámico del estimador es reproducido primeramente por el modelo dinámico de cinco ecuaciones, modelo no lineal del observador, que recibe la misma excitación que la planta. Con los nuevos valores de estado estacionario, el controlador del estimador aplicado al observador obtiene una estimación óptima, la cual ajusta la señal dinámica anterior. El resultado es una señal continua que representa al flujo de refrigerante que entra al núcleo, como se muestra a continuación para diferentes inserciones de reactividad.

I. Inserción de Reactividad Positiva

En condiciones nominales de operación el reactor está en estado crítico con un porcentaje, aproximadamente 20%, de barras de control dentro del núcleo. A los 50 segundos se retira una fracción del 3% de barra de control, que inserta una reactividad externa $r_{\text{ext}} = \$ 0.563$,

provocando un incremento inmediato en la potencia del reactor que posteriormente alcanza un valor estacionario, como se muestra en la Figura 7-9.

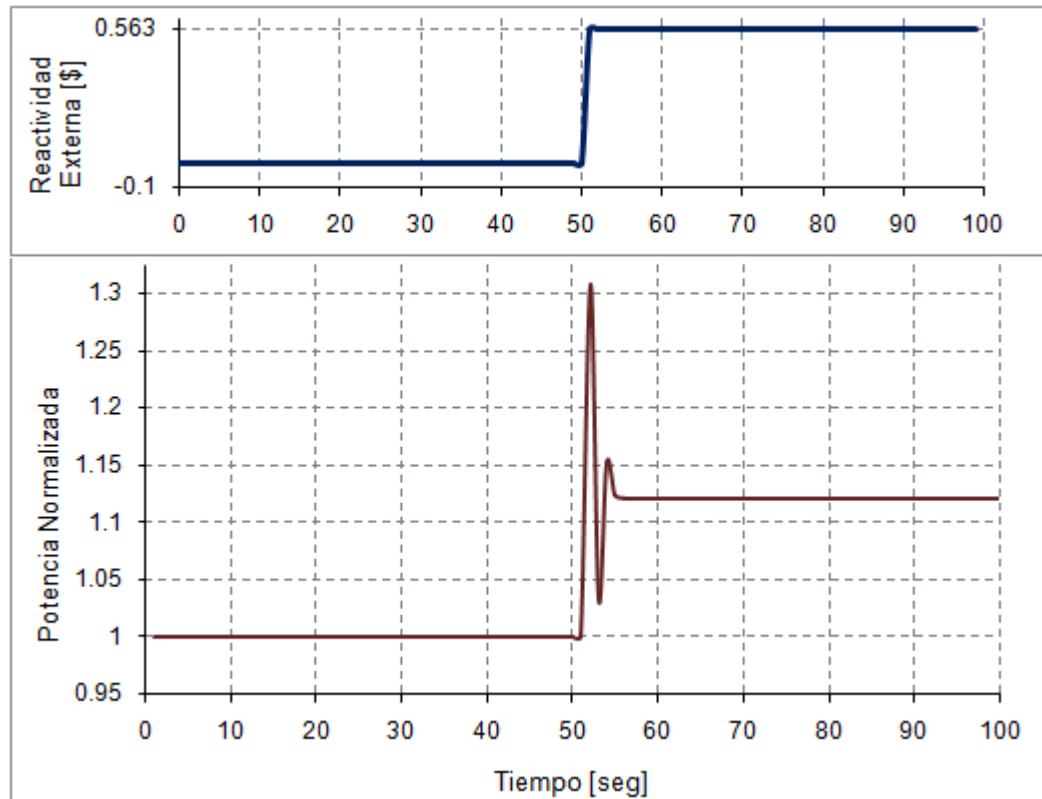


Figura 7-9. Potencia normalizada a la salida del observador

La potencia después de haber alcanzado un valor máximo, por la inserción de reactividad positiva, disminuye hasta estabilizarse, por el coeficiente de reactividad negativa con que opera el reactor; el valor estacionario es mayor al nominal debido a la disminución en la captura de neutrones.

La potencia térmica es una de las variables de salida del observador que será comparada por el controlador. La otra variable a comparar es la temperatura promedio del combustible, la cual también aumenta debido al incremento de potencia del reactor. En la Figura 7-10 se muestra el comportamiento de la temperatura promedio del combustible y de la temperatura estimada del refrigerante a la entrada del núcleo.

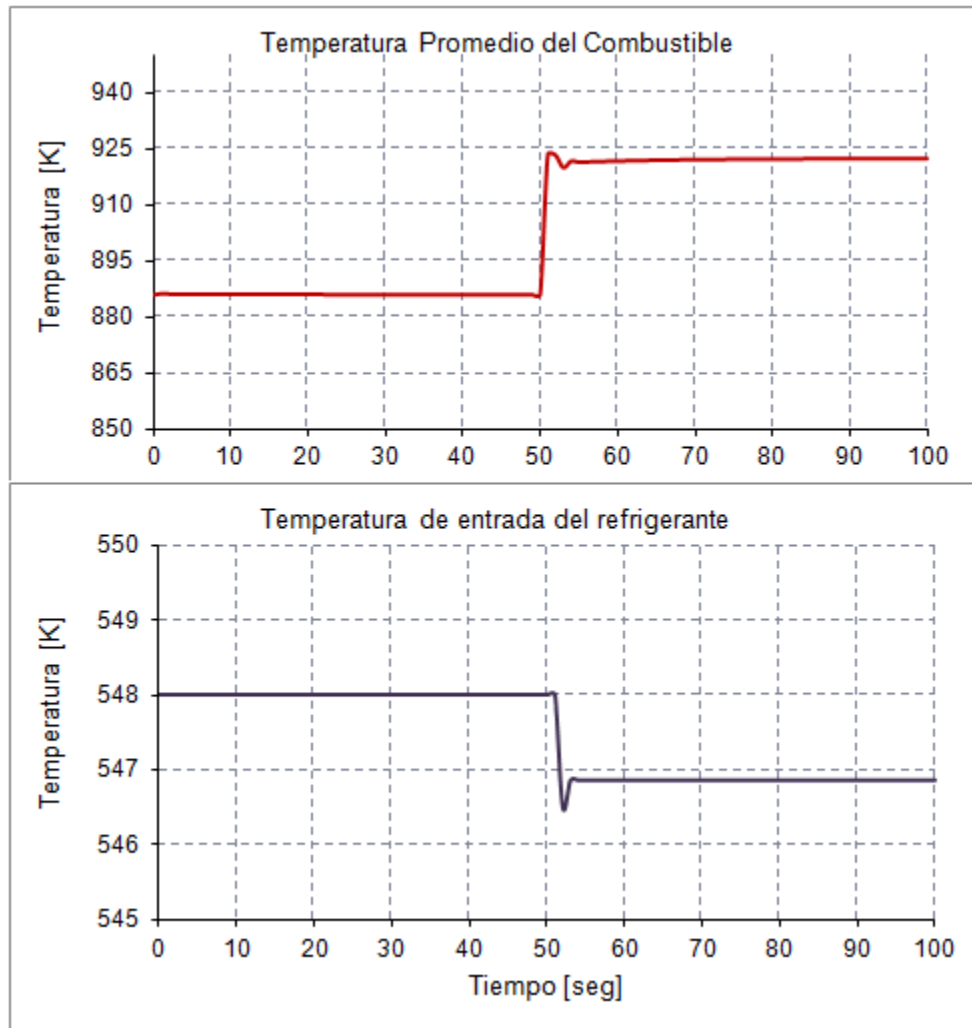


Figura 7-10. Temperaturas a la salida del observador-estimador

La temperatura estimada del flujo de refrigerante a la entrada del núcleo del reactor, que podría medirse directamente de la planta, permite obtener el valor del flujo de entrada considerando las incertidumbres que conlleva dicho proceso. El controlador del estimador minimiza estas incertidumbres, al reducir las diferencias existentes entre las variables de salida de la planta y del observador, mediante un proceso iterativo-comparativo.

En la Figura 7-11 se muestra el comportamiento dinámico del flujo de refrigerante a la entrada del reactor obtenido por el estimador al introducirse la reactividad positiva.

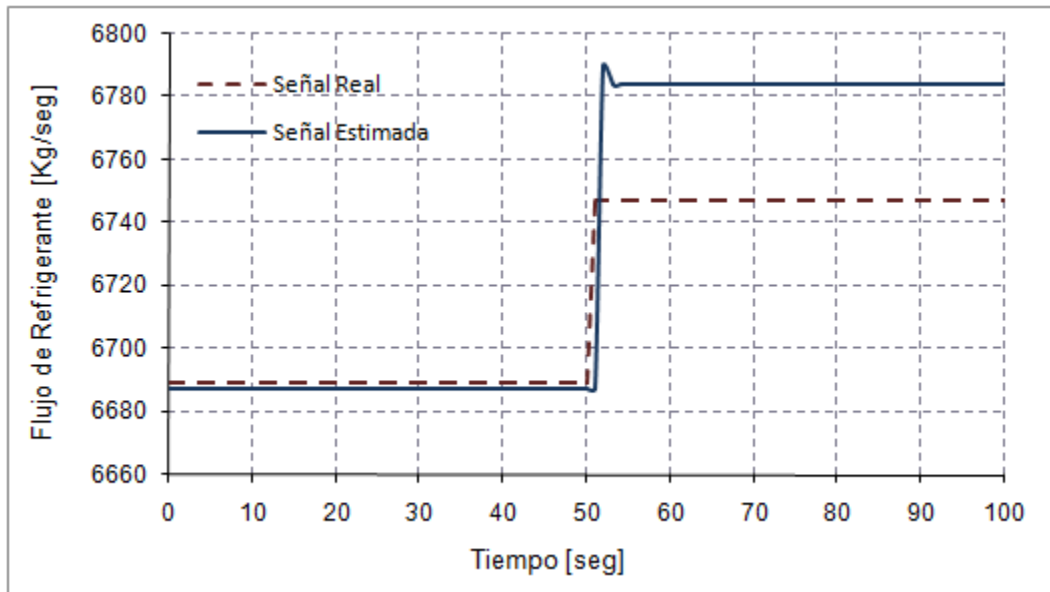


Figura 7-11. Flujo de refrigerante estimado a la entrada del núcleo

II. Inserción de Reactividad Negativa

Al igual que en el caso anterior el reactor se encuentra en condiciones nominales de operación antes de la inserción de reactividad negativa. Entonces a los 50 segundos se introduce una fracción del 9% de barra de control, que inserta una reactividad externa $r_{ext} = -\$ 1.803$, provocando un decremento inmediato en la potencia del reactor, que posteriormente alcanza un valor estacionario menor al nominal, debido a que la generación de neutrones disminuye por el efecto de las barras de control. A su vez la temperatura promedio del combustible también disminuye debido al decremento en la potencia del reactor.

En la Figura 7-12 se muestra el efecto de la inserción de reactividad negativa en la respuesta del sistema observador para la potencia normaliza.

El efecto de la reactividad externa en la temperatura promedio del combustible y en la temperatura promedio del refrigerante a la entrada del núcleo se muestra en la Figura 7-13.

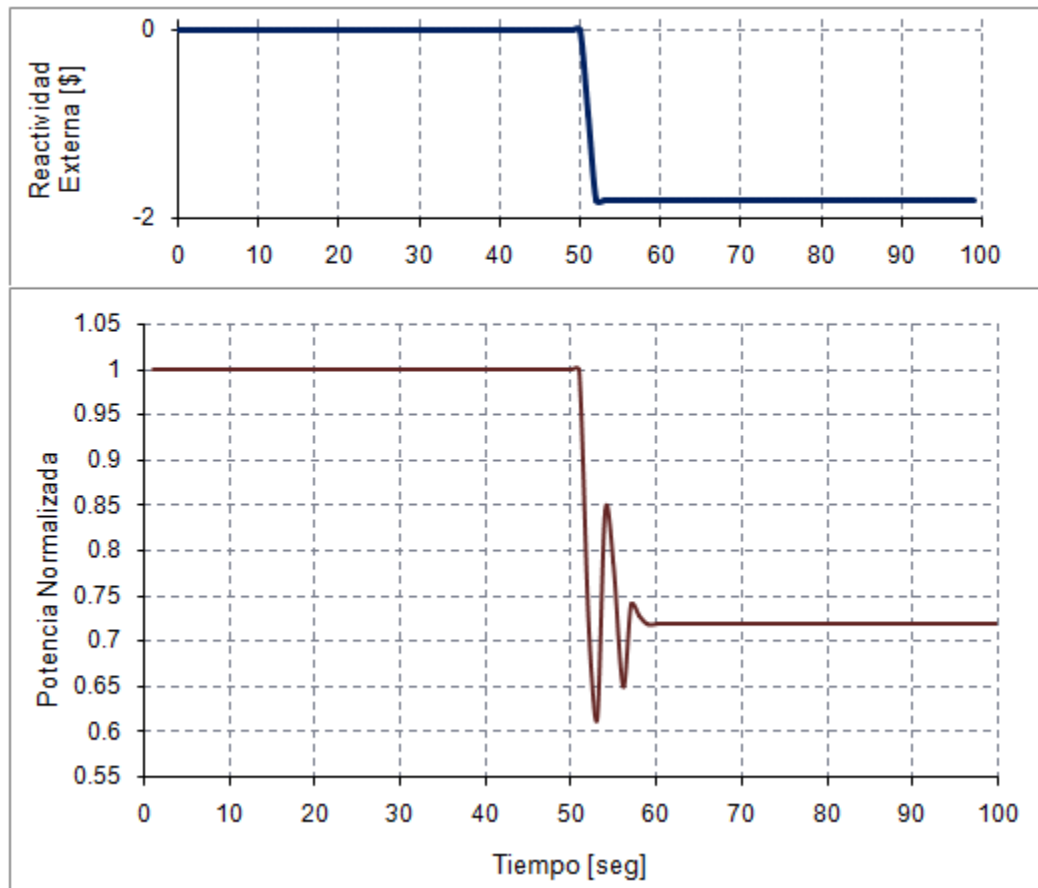


Figura 7-12. Potencia normalizada a la salida del observador

La temperatura estimada del refrigerante a la entrada del núcleo presenta un aumento en su valor debido a que al haber un decremento en la potencia del reactor, que lleva a una menor evaporación del flujo de refrigerante, el flujo de agua de alimentación a menor temperatura también disminuye.

El flujo de refrigerante estimado que entra al reactor se compone del flujo de recirculación y del flujo de agua de alimentación, una disminución en alguno de estos se ve reflejado en el flujo de entrada como se muestra en la Figura 7-14. Al disminuir el flujo de agua de alimentación, a menor temperatura que el resto de refrigerante dentro del reactor, la temperatura del flujo a la entrada del núcleo aumenta como se ve en la segunda gráfica de la Figura 7-13.

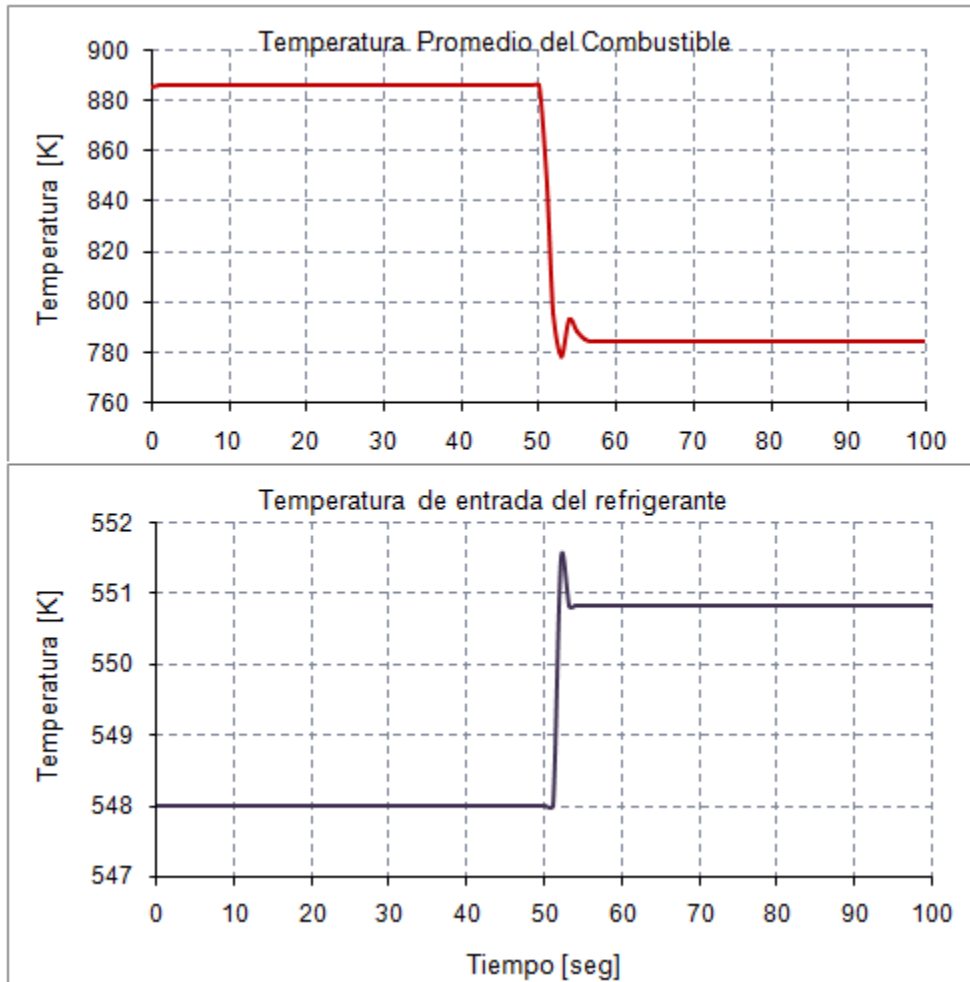


Figura 7-13. Temperaturas a la salida del observador-estimador

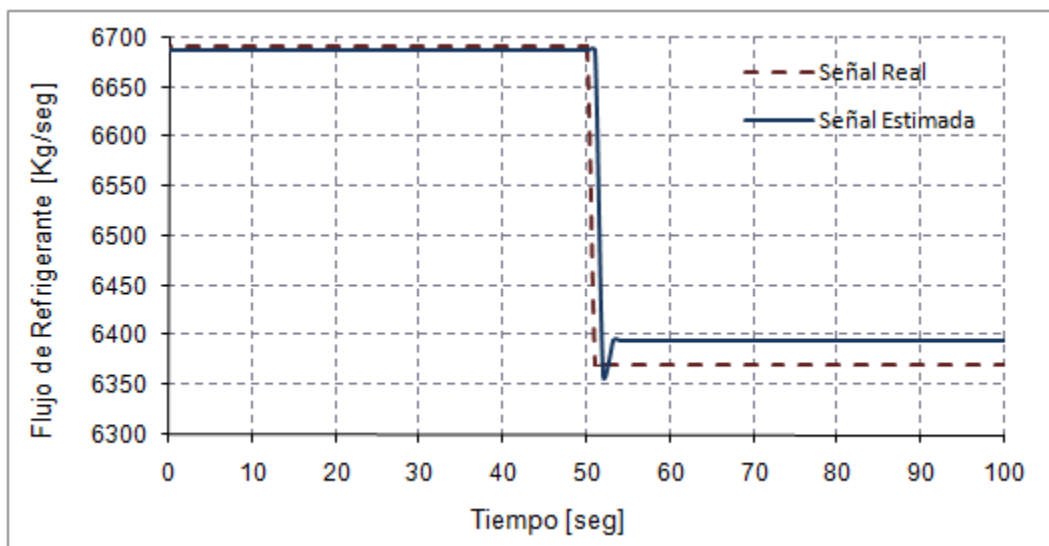


Figura 7-14. Flujo de refrigerante estimado a la entrada del núcleo

7.6 Resultados

En estado estacionario el estimador se aplicó a un modelo axial de doce nodos. A partir de la distribución de potencia axial de la planta el modelo observador construye una distribución en doce nodos como se ve en la Figura 7-6. Con los valores de potencia y la temperatura promedio en el combustible se obtiene una distribución axial de la temperatura del refrigerante a través del núcleo (Figura 7-7), donde se tiene que en condiciones nominales de operación el flujo entra al núcleo con una temperatura de aproximadamente 548 K y alcanza su saturación en el cuarto nodo, aproximadamente a 90 cm del núcleo. El controlador, al comparar las señales de salida de la planta y el observador, reduce el error de estimación del flujo de refrigerante a través del núcleo obtenido a partir de su temperatura (Figura 7-8). En condiciones nominales, al núcleo del reactor entran 6660 Kg/seg de flujo líquido y salen 5580 Kg/seg resultando una calidad $X_e = 0.1622$.

Para el caso dinámico se representó a todo el núcleo del reactor como un solo canal de refrigerante, insertando una reactividad externa mediante barras de control. La respuesta obtenida por el modelo observador-estimador se presenta en la siguiente tabla:

Tabla 7-5. Resultados obtenidos por el estimador al insertar una reactividad externa

| Movimiento de barra | Nominal | Inserción 9% | Retiro 3% |
|-------------------------------------|-----------|--------------|-----------|
| Reactividad externa | 0 | - \$ 1.803 | \$ 0.563 |
| Potencia Normalizada | 1 | 0.7194 | 1.121 |
| Temperatura Promedio Combustible | 886 K | 784.7 K | 922.2 K |
| Temperatura Refrigerante de Entrada | 547.6 | 550.8 K | 546.8 K |
| Flujo de Refrigerante a la Entrada | 6687 Kg/s | 6374 Kg/s | 6784 Kg/s |

Los valores del flujo de refrigerante estimados a la entrada del núcleo, como respuesta a una inserción de reactividad por barras negativa y positiva, presentaron errores promedio de estimación muy pequeños, menores al 1 % como se muestra en las figuras 7-11 y 7-14, para pequeñas variaciones posteriores al estado estacionario y conociendo la temperatura del refrigerante a la entrada del núcleo.

CONCLUSIONES

El proyecto doctoral tuvo como finalidad la implementación, evaluación y comprobación de un modelo dinámico, de rápida ejecución en una PC, que permite estimar el flujo de refrigerante en los ensambles, variable no directamente medible, del núcleo de un BWR de circulación natural. Optimizar el proceso de análisis y estimación del flujo de refrigerante en los ensambles de combustible de un BWR-CN nos permitirá reducir las penalizaciones que tienen que establecerse en los cálculos de límites de operación debidos a las incertidumbres en estos flujos, con ello se espera una mejora en la eficiencia operativa y en la seguridad de la planta.

La construcción de un estimador de flujo suficientemente confiable implicó un estudio detallado del proceso a estimar, tomando en cuenta su nivel de linealidad y análisis estocástico, además de la utilización de un algoritmo de control avanzado como el filtro Kalman que permite obtener una mejor estimación. El desarrollo de un modelo dinámico simplificado de rápida ejecución que permita observar a la planta utilizando las mismas variables de entrada y señales medibles con la instrumentación de ésta, fue fundamental.

Por otra parte, la utilización de un modelo eléctrico equivalente para estudiar el comportamiento del flujo de refrigerante en el núcleo del reactor representa una forma novedosa y simplificada de entender la dinámica de la circulación natural en un BWR, un análisis detallado de esta equivalencia se presentó en un artículo publicado en *Annals of Nuclear Energy*, donde se observa que el modelo cumple con las características básicas tanto en el comportamiento de las variables por separado como para todo el sistema dentro del rango de operación normal del ESBWR. Siendo principalmente interesante el comportamiento equivalente del capacitor e inductor que son los elementos que causan las oscilaciones en el sistema. El primero representa los efectos causados por la evaporización en los cambios de presión y el segundo la impedancia que experimenta el flujo de refrigerante líquido que por ser altamente incompresible presenta una fuerte inercia al movimiento que lleva, comparado con el vapor que lleva poca masa pero requiere unas veinte veces mas volumen.

Sin embargo, la equivalencia del modelo eléctrico debe limitarse a la reproducción del mapa típico de caudal-potencia de un BWR de circulación forzada o natural en todo el rango de operación normal. La equivalencia de flujos másicos a eléctricos y caídas de presión a voltajes no debe extenderse arbitrariamente a otros contextos ya que un considerable número de fenómenos termohidráulicos no son modelados por el equivalente eléctrico. Pero para el propósito de pruebas preliminares de la metodología de estimación del flujo en canales adyacentes a una cadena de LPRM plenamente funcionales, esta equivalencia muestra muchos atractivos que aún estamos estudiando, pero cuyo alcance todavía no podemos definir con precisión.

Al aplicar el modelo equivalente como observador del sistema y el modelo termohidráulico de orden reducido como planta, simulando la dinámica básica del flujo de refrigerante en el núcleo del reactor, pudimos comprobar el correcto funcionamiento del controlador del estimador. Esto debido a que la confiabilidad en la estimación de la variable deseada no está ligada al nivel de detalle del modelado del proceso, permitiéndonos detectar y corregir errores asociados únicamente a la dinámica de estimación.

Los resultados obtenidos de la evaluación del estimador, tanto en estado estable como en forma dinámica, estuvieron acorde a lo esperado. Para el caso estable se observó que el estimador redujo visiblemente las variaciones en la señal medida, causadas por ruidos de proceso y medición. Mientras que para el caso dinámico se obtuvo un correcto funcionamiento del estimador, utilizando como observador al modelo eléctrico para determinar la variable oculta, completamente independiente de la planta, como es en la realidad, donde se apreció que la estimación obtenida es prácticamente igual a la señal real.

Este trabajo preliminar sirvió de plataforma para la aplicación del estimador a un modelo basado en leyes netamente termo-hidráulicas. El modelo para estimar el flujo de refrigerante en un reactor de circulación natural está integrado por componentes que se tendrían en un caso real; la planta que es el propio reactor, el observador que es un modelo de la dinámica de éste y el controlador avanzado del estimador que es el filtro Kalman.

La principal condición para poder aplicar el estimador es la obtención de una variable que actualmente no es directamente medible en las centrales nucleares, la temperatura del refrigerante a la entrada del núcleo, ya que ésta es una de las dos variables que el controlador compara para realizar las iteraciones. En nuestro caso, debido a que se utiliza como planta un modelo numérico, esta variable se puede obtener directamente, pero en la planta tendría que calcularse previamente, o utilizar un modelo del observador que incluya una variable directamente medible. Aunque cabe mencionar que la instalación de termopares, a lo largo de una cadena de LPR, sería la mejor opción, y ya se está considerando actualmente.

Los resultados de la aplicación final del estimador a la planta BWR de circulación natural, mantienen la misma consistencia que los obtenidos en la aplicación anterior tanto en caso estable como dinámico. Para el caso estable se observó que el modelo puede estimar perfectamente el flujo total de refrigerante a través del núcleo del reactor, a partir de variables directamente medibles de la planta, y reducir los efectos causados por ruidos de proceso y medición. Para el caso dinámico, al introducir una reactividad por barras de control, se obtuvo una respuesta en la planta, la cual fue reproducida por el modelo del observador y comparadas por el controlador. El modelo del estimador calculó la variable oculta, completamente independiente de la planta, cuya señal es prácticamente igual a la señal real, que se tendría a la entrada del núcleo del reactor. El error de estimación del flujo de refrigerante a la entrada del reactor fue menor al 1%, debido a que se conoce la temperatura de entrada de dicho flujo, pero éste será mayor si dicha temperatura tiene que estimarse indirectamente.

Como conclusión final podemos afirmar que la aplicación de un estimador, con un algoritmo de control avanzado, sí puede reducir las incertidumbres asociadas a la determinación de variables no directamente medibles de la planta, como el flujo de refrigerante a través de los ensambles de combustible. La magnitud de la reducción en la incertidumbre está en función de la complejidad que tenga el modelo del observador, las señales medibles de la planta y la adecuada relación entre sí. Un observador basado en un modelo detallado de la dinámica del proceso en cuestión por sí sólo reduciría la incertidumbre de la medición, no obstante, consumirá altos recursos y tiempo de simulación como ocurre con mucho de los códigos

actuales. Por otra parte, aunque la posibilidad de tener mediciones de las variables deseadas de la planta no siempre es posible, como muestra el mismo objetivo del trabajo, si hay algunas variables que en un futuro próximo deberán ser monitoreadas, caso concreto el de la temperatura de refrigerante a través del reactor, lo que permitirá determinar el flujo de refrigerante de forma más exacta.

Por consiguiente, la mejor estimación del flujo de refrigerante dependerá de las señales disponibles de la planta y una adecuada relación de éstas en el modelo del observador, el cual deberá reproducir de forma óptima, en función de las variables involucradas, la dinámica del proceso. Si se logra acoplar directamente las señales medibles en la planta con un buen observador del sistema, modelo detallado en la dinámica de la variable a estimar, pero simplificado en el resto, se tendrá un estimador óptimo.

El modelo desarrollado aunque es limitado, por las variables involucradas, muestra los beneficios que tendría el uso de este tipo de estimadores en la determinación del flujo de refrigerante, ya que al construirse de manera modular, ser reducido y de rápida ejecución, puede repetirse a lo largo y ancho del reactor. Es decir, teniendo valores de flujo neutrónico axial y radial, así como perfiles de temperatura, cada nodo del reactor podría inicializarse fuera de línea con valores propios para el estimador, y éste determinaría el flujo en cada nodo. Los trabajos a futuro en esta dirección son amplios y variados, y el presente trabajo es un buen precedente para ello.

Referencias

- Aguirre, C., Caruge, D., Castrillo, F., 2005. Natural circulation and stability performance of BWRs (NACUSP). *Nuclear Engineering and Design* 235, p. 401–409.
- Barrón, A., 2007. Análisis de un LOCA en la línea de vapor de un ESBWR. Tesis de Maestría. Facultad de Ingeniería - UNAM, Capítulo 4, p. 57-63.
- Bolger, T., Munthe, J., 2003. Determination of operating limit minimum critical power ratio. United States Patent, Patent No.: US 6,611,572 B2, Aug.26.
- Barros, C.P., Antunes, O.S., 2011a. Air Pollution and Productivity in Nuclear Electricity Plants. *Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization, and Environmental Effects* (forthcoming).
- Barros, C.P., Antunes, O.S., 2011b. Productivity change in the oil blocks of Angola. *Energy Sources, Part B: Economics, Planning and Policy* (Forthcoming).
- Burgazzi, L., 2002. Passive system reliability analysis: a study on isolation condenser. *Nuclear Technology* 139, 3–9.
- Cleveland, J., 2005. Overview of global development of advanced nuclear power plants, International Atomic Energy Agency, Vienna, September.
- Dokhane, A., Ferroukhi, H., Zimmermann, M.A., Aguirre, C., 2006. Spatial and model order based reactor signal analysis methodology for BWR core stability evaluation. *Annals of Nuclear Energy* 33, 1329–1338.

-
- Espinosa-Paredes, G., Juárez-Sánchez, M.-A., del Valle-gallegos, E., 2008. Natural circulation core cooling steady state analysis in advanced BWRs. Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization, and Environmental Effects (forthcoming).
- Furuya, M., Inada, F., van der Hagen, T.H.J.J., 2005a. Flashing-induced density wave oscillations in a natural circulation BWR—mechanism of instability and stability map. Nuclear Engineering and Design 235, 1557–1569.
- Furuya, M., Inada, F., van der Hagen, T.H.J.J., 2005b. Development of SIRIUS-N facility with simulated void-reactivity feedback to investigate regional and core-wide stability of natural circulation BWRs. Nuclear Engineering and Design 235: 1635–1649.
- General Electric, 2005. ESBWR Design Control Document, Chapter 4: Reactor, Tier 2, 26A6642AF Rev. 00.
- General Electric, 2005. ESBWR Design Control Document, Chapter 6: Engineered Safety Features, Tier 2, 26A6642AF Rev. 00.
- General Electric, 2005. ESBWR Design Control Document, Chapter 15: Safety Analyses, Tier 2, 26A6642AF Rev. 00.
- General Electric, 2006. Economic Simplified Boiling Water Reactor Plant General Description, NUREG/CR-6906 06.
- Grewal, M. S., Andrews, A. P., 1993. Kalman filtering: Theory and practice, Prentice Hall.
- International Atomic Energy Agency, 1997. Utility requirements and safety objectives for advanced water cooled reactors, status of advanced light water cooled reactor designs 1996, IAEA-TECDOC-968.

-
- Jafari, J., D'Auria, F., Kazeminejad, H., Davilu, H., 2003. Reliability evaluation of a natural circulation system. *Nuclear Engineering and Design* 224, 79–104.
- Kailath, T., 1990. An innovations approach to least-squares estimation, Part I: Lineal filtering in additive white noise. *IEEE Transactions on Automatic Control*.
- Kalman, R.E., Bucy, R. S., 1961. New results in linear filtering and prediction theory, *ASME J. Basic Eng. Ser. D*, 83, 95-108.
- Khorana, S.S., Shiralkar, B.S., and Rao, A.S., 1997. Design and Technology Basis for the ESBWR. Design and technology, Overview, Volume 2.
- Kikuchi, H., 1970. Physics studies on BWR void simulated cores. *Journal of Nuclear Science and Technology* 7: 545–552.
- Manera, A., Rohde, U., Prasser, H.M., van der Hagen, T.H.J.J., 2005. Modeling of flashing-induced instabilities in the startup phase of natural-circulation BWRs using the two-phase flow code FLOCAL. *Nuclear Engineering and Design* 235: 1517–1535.
- Marcel, C., Rohde, M., 2006. Fluid-to-fluid modeling of natural circulation boiling loops for stability analysis. Department of Physics of Nuclear Reactors, Delft University of Technology, Mekelweg 15, Netherlands.
- March-Leuba, J., Rohde, M., 1986. Nonlinear dynamics and chaos in boiling water reactors. Instrumentation and Controls Division, Oak Ridge National Laboratory, P.O. Box 2008, Oak Ridge, USA.
- McGrady, J. A., Kim, H.T., 1997. Method for determining core flow rate and water temperature/density in boiling water reactor. US Patent 5682410 (28.10.97).

-
- Morales, J., Hernández, A., 2005. Global physical and numerical stability of a nuclear reactor core. *Annals of Nuclear Energy* 32, 1666–1678.
- Mori, M., Shigeru, K., Mitsuhiro, E., 2003. On-Line Estimation of Local and Total Core Flow Rates by Neutron Noise Analysis in BWR. Nuclear Engineering Laboratory, Toshiba Corporation 4-1. Ukishima-cho, Kawasaki-ku, Kawasaki-shi, 210 Japan.
- Nuclear Energy Agency, 2002. Innovative Nuclear Reactor Development, Opportunities for International Cooperation. NEA, Paris, France.
- Nuclear Regulatory Commission, 2002. ESBWR Design, Technology and Program Plan Overview, Rao A.S., Sataff – GE Metting.
- Nuclear Regulatory Commission, 2002. Fuel support side entry orifice loss coefficient in core monitoring system databank, Event and Status Reports, U.S. 2002-28-03.
- Nuclear Regulatory Commission, 2007. Staff position on use of the Westinghouse cross flow ultrasonic flow meter for power uprate or power recovery, U.S. September 27.
- O’Neil, T.J., 1990. Enhanced core flow measurement in the advanced boiling water reactor. *IEEE Transaction on Nuclear Science* 37 (Part II), 2208–2213.
- Owen, C., 1981. Nuclear Reactor Safety Heat Transfer. Mc. Graw Hill, USA.
- Reyes, J., Cleveland, J., 2004. Circulation in Water-Cooled Reactors was held at the International Centre for Theoretical Physics (ICTP), International Atomic Energy Agency, Trieste Italy, June.
- Solera, R.A., 2003. El filtro Kalman. Nota Técnica, Departamento de Investigaciones Económicas, DIE 02-2003-NT.

-
- Thomas, K., 1984. An innovations approach to least-squares estimation. Part I: Linear filtering in additive white noise. *IEEE Transactions on Automatic Control*, AC-13, 646-655.
- U.S. Government Printing Office, Energy 2004. Code of Federal Regulations, Part 50, Office of Federal Register, National Archives and Records Administration, Available through Superintendent of Documents, Washington, D.C. 20402.
- Valle-Hernández, J., Morales-Sandoval, J.B., Espinosa-Paredes, G., 2010. Estimation of the coolant flow in the fuel joints of a BWR of natural circulation applying an equivalent electrical model. In: *Proceeding of 17th Pacific Basin Nuclear Conference*, Cancún, Q.R., México, October 24-30.
- Van der Hagen, T.H.J.J, 1997. Fuel heat transfer modeling in reduced-order boiling water reactor dynamics models. Interfaculty Reactor Institute, Delft University of Technology, Mekelweg 15, Netherlands.
- Wallis, G.B., 1969. *One dimensional two-phase flow*. McGraw-Hill, New York.
- Zio, E., Cantarella, M., Cammi, A., 2003. The analytic hierarchy process as a systematic approach to the identification of important parameters for the reliability assessment of passive systems. *Nuclear Engineering and Design* 226, 311–336.
- Zuber, N., Findlay, J. A., 1965. Average volumetric concentration in two-phase flow systems. *Heat Transfer* 87, 453-468.