

01193



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA  
DE MÉXICO**

FACULTAD DE INGENIERIA

DISEÑO DE UN SISTEMA ENERGETICO DE BAJO IMPACTO  
AMBIENTAL, ALTO RENDIMIENTO DE COMBUSTIBLE Y  
ALTA SEGURIDAD BASADO EN EL CICLO DEL TORIO.

**T E S I S**  
PARA OBTENER EL GRADO DE  
**DOCTOR EN INGENIERIA**  
CAMPO DEL CONOCIMIENTO EN ENERGIA  
P R E S E N T A :  
M. EN C. ALEJANDRO NUÑEZ CARRERA

DIRECTOR: DR. JUAN LUIS FRANCOIS LACOUTURE



CIUDAD UNIVERSITARIA

2004

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**



Universidad Nacional  
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

**Biblioteca Central**



**UNAM – Dirección General de Bibliotecas**  
**Tesis Digitales**  
**Restricciones de uso**

**DERECHOS RESERVADOS ©**  
**PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

Se trata de evidencias sensibles para el corazón, mas es preciso profundizar en ellas para que el espíritu las tenga claras.

El mito de Sísifo  
Albert Camus

# Dedicatoria

A mi mamá (Alicia) y papá

A quien mis hermanas y yo le agradecemos todo lo que hemos logrado.

A Lupita, Samantha y Laura

Quines han estado conmigo y me alentaron a realizar este proyecto con mucho amor.

A mis hermanas y sobrinos: Guadalupe, Patricia, Lourdes, Olivia, Lidia, Elmadeni, Alberto, Eduardo, Gabriela, Carla Alicia y Dana.

Con quien he compartido la vida



# Agradecimientos

Al Dr. Juan Luis Francois Lacouture, investigador de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM), director de la presente tesis, por su motivación y su apoyo incondicional que permitieron que este proyecto llegara a buen término. Para él mi más profundo agradecimiento.

Al Dr. Gilberto Espinosa Paredes de la Universidad Autónoma Metropolitana (UAM-Iztapalapa), quien como co-director de esta tesis contribuyó a enriquecerla notablemente. Gracias Gilberto.

A la Facultad de Ingeniería de la UNAM por la oportunidad que me brindó para realizar mis estudios de doctorado.

A la Comisión Nacional de Seguridad Nuclear y Salvaguardias (CNSNS), mi casa de trabajo donde he obtenido mi formación profesional.

Al Dr. Edmundo del Valle Gallegos del Instituto Politécnico Nacional (IPN), pues sin su apoyo durante mis estudios de maestría este proyecto de doctorado nunca hubiera sido posible.

A la M. en C. Guadalupe Muñoz Martínez quien me alentó para que iniciara mis estudios de doctorado. Gracias Lupita.

A todos los profesores que participaron en las distintas etapas de este proyecto, así como por sus acertadas observaciones: Dra Cecilia Martín del Campo, Dr. Jaime Morales Sandoval, Dr. Arturo Reinking Cejudo y Dr. Carlos Chávez Mercado.

Al M. en C. Víctor Manuel González Mercado por sus constructivas charlas que me han forjado profesionalmente.

A mis compañeros de la CNSNS, con quienes he convivido la última década de mi vida.

**Diseño de un Sistema Energético de  
Bajo Impacto Ambiental, Alto  
Rendimiento de  
Combustible y Alta Seguridad Basado  
en el Ciclo del Torio**

# Índice

Índice	i
Lista de Tablas	vii
Lista de Figuras	ix
Acrónimos	xv
Resumen	xvii
Abstract	xix
Introducción	xxi

## CAPÍTULO 1

<b>Antecedentes</b>	<b>1</b>
1.1 Desechos	3
1.2 Ciclo de combustible	4
1.3 El ciclo de torio	5
1.4 Revisión histórica del torio en la industria nuclear	8
1.5 Situación actual y futura del ciclo del torio	9
Referencias	11

## CAPÍTULO 2

<b>Diseño y Análisis de un Ensamble con Torio</b>	<b>13</b>
Introducción	13
2.1 Validación del código HELIOS	14
2.2 Metodología de análisis para la celda combustible	20
2.2.1 Selección del pitch en la celda cobija-semilla.	22
2.2.2 Selección de la composición de la cobija	23
2.2.3 Selección del diámetro de la barra "ficticia"	24
2.2.4 Definición de la razón uranio a zirconio y el enriquecimiento de U-235.	25
2.3 Ensamble combustible de torio	29
2.4 Modelo con barra de control	30
2.5 Generación de bancos de parámetros nucleares	31
Referencias	32

## CAPÍTULO 3

<b>Diseño del Ciclo en Equilibrio</b>	<b>35</b>
Introducción	35
3.1 Lote de recarga	35
3.2 Diseño de núcleo en equilibrio	37
3.3 Principales parámetros del ciclo en equilibrio	39
3.4 Margen de apagado	44
3.5 Maniobra de recarga	46
Referencias	47

## CAPÍTULO 4

<b>Modelo Neutrónico y Termohidráulico</b>	<b>49</b>
Introducción	49
4.1 Modelo de la cinética neutrónica y generación de potencia en el reactor	51
4.1.1 Ecuaciones de la cinética puntual	52
4.1.2 Colapsamiento de parámetros cinéticos	53
4.1.3 Mecanismos de retroalimentación	56
4.2 Termohidráulica del núcleo	58
4.2.1 Ecuaciones de conservación	59
4.2.2 Ecuación de conservación de masa	61
4.2.3 Ecuación de conservación de energía	62
4.2.4 Flujos máxicos aplicando técnicas del drift-flux	63
4.3. Conducción de calor en el combustible	64
4.3.1 Modelo de conducción del combustible	65
4.4 Colapsamiento de parámetros geométricos	69
4.4.1 Parámetros de un ensamble	71
4.5 Modelo de estabilidad	73
4.5.1 Metodología	74
4.5.2 Modelos considerados para el análisis de estabilidad lineal	75
4.5.3 Modelo conceptual para efectos de la termohidráulica	75
Referencias	78

## CAPÍTULO 5

<b>Análisis de Transitorios y Estabilidad</b>	<b>81</b>
Introducción	81
5.1 Pruebas del modelo	81
5.2 Estado estacionario	82
5.3 Estado transitorio	83

5.3.1 SCRAM manual	84
5.3.2 Cierre simultáneo de todas las válvulas de aislamiento de vapor principal (MSIV's)	86
5.3.3 Disparo simultáneo de dos bombas de recirculación	89
5.3.4 Pérdida simultánea de las bombas de agua de alimentación	91
5.3.5 Diferencias importantes	94
5.4 Análisis de estabilidad	95
5.5 Puntos a mejorar en un futuro	101
Referencias	101

## **CAPÍTULO 6**

<b>Análisis de Factibilidad Económica e Impacto Ambiental</b>	<b>103</b>
Introducción	103
6.1 Análisis de factibilidad económica.	106
6.1.1 Minería y purificación	106
6.1.2 Conversión	106
6.1.3 Enriquecimiento	107
6.1.4. Precios del enriquecimiento	110
6.1.5 Costo de fabricación	111
6.1.6 Costos de postirradiación	111
6.2 Impacto ambiental	112
6.3 Costo de la recarga de equilibrio	114
Referencias	118
<b>Conclusiones</b>	<b>119</b>

## **Apéndice A**

### **Diseño del Ensamble Combustible de Torio Bajo el Concepto Cobija-Semilla. 125**

Introducción	125
A.1. Definición de celdas unitarias	125
A.2 Archivo del código AURORA para el ensamble cobija-semilla.	128
Referencias	135

## **Apéndice B**

### **Metodología para la Generación de Bancos de Datos Nucleares. 137**

Introducción	137
B.1 Matriz de condiciones de operación de la celda.	138
B.2 Características de los archivos del código HELIOS.	139
B.3 Descripción del código CM-PRESTO	143
Referencias	145

## **Apéndice C**

### **Modelos Auxiliares 147**

Introducción	147
C.1 Modelo del domo de la vasija	147
C.2 Modelo del sistema de recirculación	148
C.3 Sistemas de control	150
C.3.1 Modelo auxiliar de vapor principal	151
C.3.2 Modelo auxiliar de agua de alimentación	151
C.3.3 Modelo auxiliar de control de presión	152
C.3.4 Modelo auxiliar de control de nivel	153
Referencias	154



## **Apéndice D**

<b>Modelo de Estabilidad</b>	<b>155</b>
Introducción	155
D.1 Modelo conceptual para efectos de termohidráulica y cinética neutrónica	155
D.2 Modelo conceptual para efectos del sistema de recirculación.	157
Referencias	160

# Lista de Tablas

Tabla 2.1. Comparación de ingenvalores para el modelo de la celda combustible como una función del quemado	18
Tabla 2.2. Fracción diferencial en la concentración de isótopos a 60.749 MWd/kg	19
Tabla 2.3. Composición isotópica para distintos tipos de combustibles	29
Tabla 3.1. Margen de apagado para los distintos diseños de combustible	46
Tabla 4.1. Comparación de fracción de neutrones retardados para el combustible cobija-semilla y el de UO <sub>2</sub>	55
Tabla 4.2. Comparación de constante de decaimiento para el combustible cobija-semilla y el de UO <sub>2</sub>	56
Tabla 4.3. Parámetros de diseño de las varillas de combustible	70
Tabla 4.4. Parámetros del combustible cobija semilla y de un combustible típico de UO <sub>2</sub>	72
Tabla 4.5. Fracción de volumen total de materiales en el reactor cargado con combustible cobija semilla	72
Tabla 5.1 Principales parámetros del modelo en estado estacionario	83

Tabla 5.2. Estados operacionales considerados en el análisis de estabilidad	96
Tabla 5.3 Longitud de ebullición y frecuencia característica para cinco estados operacionales para el caso del combustible cobija-semilla	96
Tabla 5.4 Longitud de ebullición y frecuencia característica para cinco estados operacionales para el caso del combustible típico de UO <sub>2</sub>	97
Tabla 6.1 Toxicidad para diferentes ciclos de combustible	114
Tabla 6.2. Costos de una recarga típica de combustible	115
Tabla 6.3 Costos de la recarga de combustible de torio considerando una banda de variación de $\pm 15\%$ en el costo del torio	116
Tabla 6.4. Costos de una recarga típica de combustible considerando un costo de \$1000/kg U-Th en la post-irradiación	117
Tabla 6.5 Costos de la recarga de combustible de torio considerando el costo del post-procesamiento de \$1000/kg U-Th, y una variación de $\pm 15$ en el costo del combustible	117
Tabla B.1 Descripción de las series de cálculo del sistema HELIOS	139

# Lista de Figuras

Figura 1.1 Conversión del $^{232}\text{Th}$ a $^{233}\text{U}$	6
Figura 2.1. Pastilla combustible de $\text{ThO}_2\text{-UO}_2$ utilizada para validar el código HELIOS	15
Figura 2.2. Celda unitaria “triangular” de referencia (color amarillo, cobija de $\text{ThO}_2$ ), color verde (semilla de $\text{UZr}$ ), despliegue gráfico del código ORION	21
Figura 2.3. Comportamiento de la $K_{\infty}$ en función del pitch a 40% y 0% de vacíos	23
Figura 2.4. Comportamiento de los principales isótopos en la celda de cobija-dummy en tres diferentes casos analizados	24
Figura 2.5 Producción de $\text{U-233}$ para distintas dimensiones del diámetro de la barra ficticia (dummy)	25
Figura 2.6 $K_{\infty}$ vs quemado para diferentes diámetros de la barra de semilla. ( $r_1=0.33\text{cm}$ , $r_2=0.4\text{cm}$ , $r_3=0.45\text{cm}$ , $r_4=0.5\text{cm}$ , $r_5=0.55\text{cm}$ )	26
Figura 2.7. Factor de multiplicación infinita respecto al quemado para la celda triangular propuesta	28

Figura 2.8	Ensamble completo donde se utiliza el concepto cobija (verde) semilla (gris), despliegue gráfico del código ORION	30
Figura 2.9.	Ensamble combustible de torio con barra de control.	31
Figura 3.1.	Diseño del núcleo en equilibrio	39
Figura 3.2.	Distribución de potencia axial	40
Figura 3.3.	Distribución de potencia relativa	41
Figura 3.4.	Quemado axial del combustible	41
Figura 3.5.	Distribución de quemado	42
Figura 3.6.	Distribución de fracción de vacíos axial	42
Figura 3.7.	Distribución de vacíos radial	43
Figura 3.8.	Distribución de la generación de calor lineal (LHGR)	43
Figura 3.9.	Distribución de la generación de calor lineal (LHGR)	44
Figura 4.1.	Representación actual del reactor en el código	50
Figura 4.2.	Potencia radial relativa *100 para un cuarto de núcleo	53
Figura 4.3.	Quemado MWd/T X 100 para un cuarto de núcleo	54
Figura 4.4.	Diagrama esquemático de un canal promedio	59
Figura 4.5	Nodo bifásico	60

Figura 4.6 Nodalización radial de la varilla combustible y distribución de temperaturas	66
Figura 4.7 Nodalización radial de la varilla combustible.	66
Figura 4.8. Modelo conceptual de un canal combustible con distribución de potencia constante	76
Figura 4.9 Diagrama de bloques sin retroalimentación por vacíos	77
Figura 5.1 Flujo neutrónico durante el SCRAM del reactor	84
Figura 5.2. Presión en el domo del reactor	85
Figura 5.3. Caída de nivel debido a pérdida de agua de alimentación	85
Figura 5.4. Incremento inicial de flujo de recirculación debida a la caída de presión	86
Figura 5.5 Incremento del flujo neutrónico por colapsamiento de vacíos	87
Figura 5.6. Incremento de presión en el domo por el cierre de MSIV's	87
Figura 5.7. Comportamiento del flujo de vapor a través de las SRV's	88
Figura 5.8 Flujo en el núcleo, la disminución es debida al disparo de bombas de recirculación por alta presión	88
Figura 5.9. Caída del nivel por colapsamiento de vacíos y fuga de refrigerante por las SRV's	89
Figura 5.10. Flujo en el núcleo y de recirculación	90

Figura 5.11. Disminución del flujo neutrónico por pérdida de flujo forzado en el núcleo	90
Figura 5.12. Incremento de nivel como consecuencia del incremento en la fracción de vacíos	91
Figura 5.13. Presión en el domo, tiende a estabilizarse por la acción del controlador de presión	91
Figura 5.14. Pérdida del flujo de agua de alimentación	92
Figura 5.15. Disminución drástica de nivel por pérdida de agua de alimentación	93
Figura 5.16. Disminución del flujo neutrónico por SCRAM del reactor (nivel 3)	93
Figura 5.17. Presión en el domo del vapor	94
Figura 5.18 Estado operacional 1	97
Figura 5.19. Estado operacional 2	98
Figura 5.20. Estado operacional 3	98
Figura 5.21. Estado operacional 4	99
Figura 5.22 Estado operacional 5	99
Figura 6.1 Ciclo de combustible	104
Figura 6.2 Proceso de enriquecimiento en cascada	109

Figura A.1. Celda unitaria que define la periferia del ensamble combustible	126
Figura A.2. Celda unitaria que define las esquinas del ensamble combustible	127
Figura A.3. Celda unitaria que define la zona central del ensamble combustible	127
Figura A.4. Ensamble combustible de torio cobija-semilla	128
Figura B.1 Diagrama detallado de la generación de bancos de datos Nucleares para CM-PRESTO	142
Figura B.2 Agrupamiento de los datos por celda para formar el banco de parámetros nucleares de CM-PRESTO	143
Figura D.1 Diagrama de bloques con retroalimentación por vacíos	156
Figura D.2. Circuito de recirculación	158



# Acrónimos

ANSI/ANS	American National Standard Institute/ American Nuclear Society
BWR	Reactor de Agua Hirviente (Boiling Water Reactor)
CIPR	Comisión Internacional de Protección Radiológica
CNLV	Central Nuclear de Laguna Verde
EFPD	Días Efectivos a Plena Potencia
EPRI	Electrical Power Research Institute
FMS	Fuel Management System
IAEA	International Atomic Energy Agency
LWR	Reactor de Agua ligera (Light Water Reactor)
MOX	Combustible de Mezcla de Óxidos de Uranio y Plutonio.
MSIV's	Válvulas de Aislamiento de Vapor Principal
NEA	Nuclear Energy Agency

NRC	Nuclear Regulatory Commission
OECD	Organización para la Cooperación y Desarrollo Económico
PWR	Reactor de Agua a Presión (Pressurized Water Reactor)
SCRAM	Apagado Súbito del Reactor

# Resumen

En esta tesis se presenta un estudio de factibilidad del diseño del núcleo de un reactor del tipo BWR con combustible avanzado de torio-uranio. El estudio tiene una visión integral, en el que además del diseño del combustible y del núcleo de un BWR se analizó su comportamiento estático y dinámico, buscando obtener un sistema energético competitivamente económico, con un bajo impacto al medio ambiente, y que cumpla además con los criterios de seguridad especificados por la industria nuclear. Los resultados aquí obtenidos constituyen la base para realizar estudios de optimización que permitan operar el sistema diseñado en forma más económica y más eficiente.

El primer paso de la tesis fue la validación del código HELIOS. Su uso es común en el diseño de combustible de uranio, pero en este caso fue validado para el diseño de combustibles de torio. Posteriormente se diseñó una celda unitaria de torio bajo el concepto cobija-semilla y el diseño fue extendido hasta el diseño del ensamble combustible con y sin barra de control. El siguiente paso fue el diseño y análisis de un ciclo en equilibrio de un año a plena potencia, utilizando para ello el ensamble combustible previamente diseñado. Para obtener el ciclo de equilibrio se realizó un análisis de multiciclos utilizando la técnica de Haling. Se diseñó una recarga de 104 ensambles combustibles con un enriquecimiento promedio en U-235 del 7.5 w/o en las barras de semilla, para obtener una longitud de ciclo de 365 días a plena potencia. Se analizaron algunas de las principales variables de diseño como la distribución de potencia, la razón de generación de calor lineal (LHGR), la distribución de vacíos, obteniéndose valores típicos de simulaciones tipo Haling de núcleos de reactores tipo BWR. Adicionalmente se introdujeron diez barras de gadolinio al 1% en el nodo superior del ensamble para satisfacer el criterio de margen de apagado.

Un modelo puntual de cinética neutrónica así como un modelo termohidráulico de cinco ecuaciones fue utilizado para simular el comportamiento del núcleo de torio bajo condiciones estáticas y dinámicas. Para el análisis de estabilidad, el modelo reducido de Lahey-Podowsky fue utilizado. Después de obtener un estado estacionario, los transitorios operacionales analizados fueron: 1) Disparo de bombas de recirculación, 2) SCRAM manual, 3) Pérdida de agua de alimentación y 4) Cierre simultáneo de todas las válvulas de aislamiento de vapor principal. Adicionalmente el análisis de estabilidad se realizó sobre cinco puntos del mapa caudal potencia, cuatro de ellos definen la zona de inestabilidad y el restante es a condiciones de plena potencia. Los resultados muestran que el comportamiento de un núcleo de torio es similar al de un combustible tradicional de  $UO_2$  bajo condiciones transitorias, y por otra parte el combustible de torio no resulta más inestable.

Se realizó una estimación del costo de una recarga típica de la Central Laguna Verde con combustible de  $UO_2$  y Torio. El costo de la recarga con combustible de torio resulta ser 2.45% mayor a la del combustible de uranio convencional, esto debido a que no existe un mercado de torio bien establecido y a las maniobras de recarga para remplazar la barra ficticia por una barra de semilla. Un análisis de sensibilidad fue realizado a fin de considerar variaciones en el costo del torio, así como en el costo del post-procesamiento del combustible quemado. Se efectuó también un análisis de impacto ambiental, calculando la toxicidad del combustible quemado y comparando con la toxicidad de los ciclos de combustible MOX y de uranio. Como resultado de esta comparación se observa que el ciclo del torio es el que menos toxicidad presenta.

# Abstract

In this thesis a feasibility analysis for an energetic system design with advance fuel of thorium for BWR is presented. This is an integral study where the steady and dynamic state behavior was analyzed, obtained an energetic system with competitive cost, low impact for the environment and it fulfill the safety criterion of the nuclear industry. The results obtained it can be improved using optimization techniques in order to obtain a more efficient system at low operational cost.

The first step of the project was the validation of HELIOS computer code. The code is used for the design of uranium fuels, but in this case it was validated for thorium fuel design. After this, an elementary thorium fuel cell was designed under blanket-seed concept and then it was extended to a fuel bundle with control rod. An equilibrium cycle of one year at full power conditions was obtained. The Haling's technique was used for the multi cycles analysis. Ten gadolinium rods at 1% were introduced in order to fulfill the shutdown margin.

A point kinetics neutronic model and a thermal hydraulic model of five equations are used to describe the core behavior under transient conditions. The model for stability analysis is based on Lahey-Podowsky model. After obtained a steady state the following operational transient were simulated: a) Recirculation pumps trip, b) Manual SCRAM, c) Loss of feed water, d) Closure of main steam valves. For the stability analysis five points were considered, four of them define the stability region, and the last one represent the full power condition. The results shows that the behavior of the core with UO<sub>2</sub> fuel and thorium fuel under transient conditions are similar, and the thorium fuel is not more unstable.

The cost of a refueling batch was estimated and compared with a typical batch of UO<sub>2</sub>. The thorium fuel is 2.54% more expensive mainly because there is not a thorium market well established, and there is additional cost due to it is necessary replace the dummy

rods by seed rod during the refueling. A sensitivity analysis was performed in order to consider the variations in the cost of the thorium and the back-end. An environmental analysis is included in this work. The toxicity of the thorium fuel cycle is calculated and it was compared with the toxicity of the MOX and uranium fuel cycles. The result shows that the thorium fuel cycles has the lowest toxicity.

# Introducción

La energía nuclear ha demostrado a lo largo de cuarenta años ser una fuente de energía competitiva comparada con otras fuentes de energía, para la producción de electricidad a gran escala. Sin embargo el accidente de la Isla de Tres Millas en 1979 y principalmente el de Chernobyl en 1986, aunado a los altos costos de inversión que implica la construcción de una planta nuclear y las nuevas regulaciones, han provocado una disminución en el crecimiento de la energía nuclear.

A fin de que la energía nuclear continúe siendo competitiva con respecto a las plantas de gas y de carbón, se pretende contar con ciclos de operación más largos entre recargas y apagados, lo que permitirá reducir los costos de producción de energía eléctrica aumentando el factor de disponibilidad. Una de las ventajas que presenta la energía nuclear es que evita la emisión de millones de toneladas de dióxido de carbono, de azufre y de gases invernadero en general, a la atmósfera cada año, pero tiene la desventaja de que la construcción de una planta nuclear requiere de una inversión muy considerable en comparación con la construcción de una planta de carbón o gas natural y requiere de un manejo muy cuidadoso de los residuos radiactivos (IAEA,2002).

La gran mayoría de plantas nucleares tienen ciclos de operación de 1 año a 18 meses dependiendo de la demanda de carga. Estos ciclos de operación son marcados por la necesidad de recargar combustible. El extender cada ciclo hasta 24 o 36 meses permitirá producir 5 % más energía por el mismo costo (Adrian, 1999). Estos ciclos pueden extenderse utilizando combustibles nucleares avanzados y con el uso de materiales que

resisten altos quemados y altos flujos neutrónicos, como los basados en el torio. Este es un punto importante a considerar en futuros trabajos.

Aunque el torio no puede ser utilizado para producir una reacción en cadena, éste puede ser convertido en un elemento fisil como lo es el U-233, el cual presenta una sección eficaz de fisión para neutrones térmicos muy alta y en consecuencia el torio tiene un uso potencial como combustible nuclear. El torio-232 al absorber un neutrón se convierte en un isótopo inestable, el cual por medio de decaimiento beta produce Pa-233 y nuevamente por decaimiento beta se produce U-233 con el cual es fisionable. El neutrón que absorbe el torio debe ser proporcionado ya sea por U-235 o bien Pu-239. Esta transmutación de Th-232 en U-233 es la que permite extender el ciclo de operación por varios meses más si se cuenta con una mezcla adecuada. Estudios preliminares muestran que una mezcla de una parte de uranio por tres de torio en el cual el 20% del uranio es U-235 (Harold, 1997) pudiera ser adecuada, sin embargo este excesivo enriquecimiento con U-235 no es práctico económicamente. Los reactores comerciales actuales de agua ligera (LWR) utilizan una mezcla de U-238 y U-235, si se incrementa el enriquecimiento de esta mezcla (U-235) dentro de los límites establecidos por la regulación se puede alargar el ciclo de operación, pero se ha demostrado que deben introducirse elementos de control tales como venenos quemables en alta proporción, lo cual no es práctico.

El plutonio generado en reactores de agua ligera actuales con un bajo quemado del  $\text{UO}_2$ , contiene una alta concentración de Pu-239 el cual es usado en la fabricación de armamento, sin embargo a altos quemados se produce otro isótopo del plutonio, que es el Pu-238, el cual no es adecuado para utilizarse en armas. El Pu-238 es producido en el tercer paso de absorción de neutrones en el U-235. Este isótopo del plutonio a altos quemados en reactores de agua ligera libera neutrones en forma espontánea que reducen significativamente la probable producción de armamento. El alto quemado de combustible de torio-uranio (Th/U) contiene menos Pu-239 que la tradicional mezcla de  $\text{UO}_2$  (Kazimi et. al., 1999). La producción de Pu-239 por Megawatt-día es menor en el Th/U que en un reactor convencional de agua ligera en un factor mayor a 6. Aun más importante, el plutonio producido por Th/U decae cinco veces más rápido que el producido por los elementos combustibles convencionales (Joo, et. al., 2000).



**Falta página**

**Nº XXIII**

Actualmente se realizan estudios para demostrar la factibilidad de utilizar el torio tanto en los reactores de agua a presión PWR, como en los BWR (Taesin Cheng, 1997) y demostrar las principales ventajas del combustible de torio, como son: características de seguridad (coeficientes de reactividad negativos) comparables a los reactores BWR actuales, un alto quemado de descarga, lo que permite longitudes de ciclo mayores y por lo tanto un alto factor de capacidad; la menor producción de isótopos como el Pu-239, susceptibles de ser desviados para la producción de armas nucleares y la menor producción de actínidos, por lo tanto una menor generación de residuos radioactivos de alto nivel (Joo, et. al., 2000)

Los trabajos actuales relacionados con el uso del torio en reactores BWR se aplican a reactores térmicos y a reactores de alta conversión que utilizan un espectro de neutrones rápido. En este trabajo se investigó un diseño de un núcleo que cubre un rango de espectro neutrónico típico de un BWR con el fin de aprovechar las propiedades fértiles del Th-232 y las características fisiles del U-233. Como parte de este trabajo se analizó el comportamiento de diseño del núcleo bajo condiciones de estado estacionario, transitorio y de estabilidad.

Durante la operación de un reactor se presentan eventos transitorios que pueden comprometer la seguridad de la planta. Este tipo de eventos suelen ser muy variados pero tradicionalmente se dividen en transitorios de presión, recirculación, pérdida de agua de alimentación y apagado súbito en forma manual. A fin de garantizar que el núcleo diseñado no tiene un comportamiento anormal que comprometa la seguridad de la planta aún bajo condiciones anormales de operación debe llevarse a cabo el análisis de transitorios. Este tipo de análisis se llevan a cabo a condiciones ligeramente arriba de las condiciones de normales de operación a fin de cubrir las posibles incertidumbres del modelo.

Otro punto importante en el diseño del núcleo de un reactor nuclear es el análisis de estabilidad, ya que es sabido que en sistemas en donde existe ebullición como en los reactores nucleares tipo BWR se pueden presentar inestabilidades que conllevan a una oscilación del sistema por el fenómeno conocido como “onda-densidad” (density wave oscillation). La oscilación por onda densidad se debe a la diferencia de velocidades de

propagación de una perturbación en el flujo en la zona de una sola fase y la zona bifásica (líquido y vapor) provocando un cambio en la fracción de vacíos local lo cual resulta en un cambio de la presión a nivel local. Puesto que las perturbaciones viajan a velocidades bajas en la región bifásica, la condición de frontera de presión constante puede provocar que la caída de presión en la región bifásica y el flujo inducido en la fase líquida oscilen fuera de fase aun después de que se suspende la perturbación externa. Estas oscilaciones pueden divergir o alcanzar un comportamiento periódico. Dentro del tipo de perturbaciones que pueden inducir el fenómeno de onda-densidad se encuentran los cambios en el flujo de recirculación debido a movimiento de las válvulas controladoras de flujo o bien extracciones de barras de control, ya que aunque el fenómeno es en principio hidráulico se puede ver reforzado por el efecto neutrónico (inestabilidades por reactividad), llegando a dominar inclusive este último después de que el sistema ha evolucionado en el tiempo. Este tipo de oscilaciones pueden provocar que los límites térmicos considerados en el diseño del combustible, se vean rebasados ocasionando daños en el encamisado o en la pastilla del combustible lo cual provocaría una liberación de productos de fisión hacia el sistema primario.

Las nuevas generaciones de combustibles como el GE12 manufacturado por General Electric tienen la característica de contar con pastillas combustibles de menor diámetro y una mayor densidad de potencia lo cual reduce el tiempo de transferencia de calor entre la pastilla y el refrigerante (constante de tiempo) modificando considerablemente el perfil axial de fracción de vacíos en el núcleo convirtiéndolo en un combustible más inestable. En base a lo anterior se concluye que el análisis de estabilidad es un punto importante a considerar dentro de diseño del núcleo de un reactor nuclear. Cabe la pena mencionar que el fenómeno de oscilaciones inducido por el efecto de onda-densidad se ha presentado en las plantas nucleares como Laguna Verde, Washington, La Salle, Cofrentes, Ringal, Forsmark, entre otras (Verdú et. al., 2001) y (OECD NEA, 1996).

El objetivo de este trabajo es presentar un análisis de factibilidad mediante el diseño y evaluación técnica y económica de un sistema energético basado en un reactor nuclear del tipo de agua hirviente (BWR), utilizando un ciclo de combustible de torio. El sistema hace uso eficiente de los recursos energéticos mediante la cría de combustible, minimizando el impacto al medio ambiente mediante la reducción de la cantidad y la toxicidad de los residuos, y además demostrando su seguridad operacional, mediante el

uso de los materiales y el diseño adecuados. El sistema energético puede ser optimizado en trabajos futuros a fin de lograr una operación más segura y eficiente.

El trabajo está estructurado de la siguiente manera:

En el Capítulo 1 se describe el panorama actual de la industria nuclear así como el papel del torio como combustible nuclear.

El Capítulo 2 es sobre el diseño y análisis de ensambles combustible bajo el concepto cobija-semilla con torio. Aquí se analiza desde una celda unitaria de torio, hasta el diseño del ensamble combustible con barra de control.

El diseño y análisis del ciclo en equilibrio está descrito en el Capítulo 3. Se diseñó un patrón de recarga que nos permite alcanzar una etapa de equilibrio en donde el lote de recarga sea invariante ciclo a ciclo. Aquí fue necesario introducir algunas barras de gadolinio por ensamble a fin de satisfacer el criterio de margen de apagado.

En el Capítulo 4 se describe el modelo puntual de cinética neutrónica así como el modelo Termohidráulico de cinco ecuaciones utilizado para simular el comportamiento del núcleo de torio bajo condiciones estáticas y dinámicas.

El Capítulo 5 es sobre el análisis de transitorios y estabilidad. Aquí el modelo se sometió a tres pruebas que son:

a) Estado estacionario donde se estableció un estado estacionario a 100% de potencia de acuerdo a los criterios establecidos por la norma ANSI/ANS 3.5.

b) Estado transitorio donde se analizan los siguientes transitorios: 1) Disparo de bombas de recirculación, 2) SCRAM manual, 3) Pérdida de agua de alimentación y 4) Cierre simultáneo de todas las válvulas de aislamiento de vapor principal.

c) Análisis de estabilidad donde cinco puntos del mapa caudal potencia fueron analizados, cuatro de ellos definen la zona de inestabilidad y el restante es a condiciones de plena potencia.

En el Capítulo 6 se describe las distintas etapas del ciclo del combustible y se realiza una estimación del costo de una recarga típica de la Central Laguna Verde con combustible de  $UO_2$  y Torio. Adicionalmente se presenta un análisis donde se estima la radiotoxicidad del diseño del núcleo de torio y es comparada con la radiotoxicidad de núcleos con combustible de  $UO_2$  y MOX.

Finalmente se presentan las conclusiones de este trabajo.

## Referencias

“Gestión de Desechos Radiactivos”, Organismo Internacional de Energía Atómica. (2002).

“Nuclear Power Reactors in the World”. International Atomic Energy Agency (IAEA), reference data series No.2, April 2001.

“State of the art report on boiling water reactors stability”, OECD Nuclear Energy Agency, 1996.

Adrian Cho. H. “Thorium-Uranium fuel only, a new fuel promises cheaper, cleaner, safer nuclear power”, INEEL Research communications, 1999.

Harold Feiveson, A., “Thorium fuel light water reactors, reducing proliferation potential on nuclear power fuel cycle”. Science & Global Security, Vol. 6, Princeton University, 1997.

Joo, H. K., Kim, Y. J., Kim, M. H. Potential of Thorium-Based Oxide Fuel in PWRs to Reduce Plutonium. ANS Transactions, 2000 Winter Meeting Washington D. C., November 12-16.

Kazimi, M. S, Czerwinski, K.R., Driscoll, M. J., “On the use thorium in light water reactors”, Department of Nuclear Engineering, Massachusetts of Technology, 1999.

Magill, J., O’Carrol, et. al. Advantages and Limitations of Thorium Fuelled Energy Amplifiers. IAEA-TECDOC-840, pp81-96, 1995.

<http://itumagill.fzk.de/Publications/Obninsk/Obninsk.html>

Stephen, J., MacDonald, P. E. (INEEL/LMIT). Advanced Lower-Cost, Proliferation-Resistant, Uranium-Thorium Dioxide Fuels for LWR’s. ANS Transactions, 2000 Winter Meeting Washington D. C., November 12-16.

Taesin Chung. “The Role of Thorium in Nuclear Energy”, 1997.

<http://www.eia.doc.gov/cneaf/nuclear/uia/feature.html>

Verdú, G., Ginestar, D., Muñoz-Cobos, J. L., “Forsmark 1 & 2 Boiling Water Reactor Stability Benchmark, Time Series Análisis Methods for Oscillation during BWR Operation”, Final Report, OECD, NEA/NSC/DOC(2001)2, Paris, Jun 2001.

# Capítulo 1

## Antecedentes

A casi sesenta años de la primera reacción nuclear en cadena en la Universidad de Chicago, la industria nuclear ha recorrido un largo camino mostrando un crecimiento acelerado durante las décadas de los 60's y 70's, el cual se vio frenado por diversos factores que se describen en esta sección. En la actualidad existen 439 reactores nucleares comerciales los cuales generan un total 361,051 MW(e), beneficiando a más de dos mil millones de personas. Estos reactores se encuentran operando en 30 países generando aproximadamente el 17% de toda la electricidad en el mundo, y en países como Bélgica y Francia la energía nuclear contribuye con más de un 70% en la producción de energía eléctrica, además 29 plantas nucleares se encuentran en construcción y se planea la construcción de otros 35, lo cuales generaran aproximadamente 90,000 MW(e) (datos actualizados a enero del 2004). [www.worldnuclear.org/info/reactors.htm]

La energía nuclear ha demostrado a lo largo de cuarenta años ser una fuente de energía competitiva comparada con otras fuentes de energía, para la producción de electricidad a gran escala tal como lo demuestra un estudio del Organismo Internacional de Energía Atómica (IAEA, 1992) el cual concluye que sobre un periodo de 30 años el costo de operación y construcción de una planta de carbón y de energía nuclear son casi comparativos con la ventaja de que las plantas nucleares tienen una nula emisión de gases de invernadero pero con la desventaja que implica la generación de productos de fisión

altamente radiactivos los cuales deben ser reprocesados mediante alta tecnología para su almacenamiento final.

Sin embargo el crecimiento de la energía nuclear se ha visto limitada por diversos factores como la preocupación sobre el manejo de los desechos radiactivos, recesiones económicas y principalmente por los accidentes de la Isla de Tres Millas ocurrido en 1979, en donde por fallas del operador se presentó un fundido parcial del núcleo del reactor liberando una pequeña cantidad de productos radiactivos a la atmósfera, y el catastrófico accidente de Chernobyl en 1986, el cual tuvo un impacto radiológico importante por haber contaminado grandes extensiones de tierra. Si bien estos accidentes han permitido mejorar el diseño de plantas nucleares así como el entrenamiento que los operadores del reactor reciben, surgieron nuevas regulaciones que prácticamente frenaron la construcción de plantas nucleares en los Estados Unidos, y el cierre de todas las plantas en Italia y de algunas otras en diversos países. Una de las mayores tareas de la Nuclear Regulatory Commission (NRC) en la próxima década será el de desregularizar varios aspectos relacionados con la operación de centrales nucleares sin afectar la operación segura de éstas a fin de hacer crecer esta industria y satisfacer las necesidades de energía.

Debido a las estrictas regulaciones y la alta inversión inicial que implica la construcción de una central nuclear, los propietarios han planteado recientemente, a fin de que la industria continúe siendo competitiva, el incremento de potencia en un factor de un 5% hasta un 50% y la extensión de la vida de la planta hasta por 20 años, siempre y cuando se demuestre que su programa de mantenimiento ha sido el adecuado. Esto ha sido bien acogido, de modo que numerosas centrales en el mundo han incrementado su potencia nominal, incluyendo las dos unidades de la Central Laguna Verde (CLV) en México.

El panorama de la industria nuclear en Asia es más favorable, ya que al contar con una economía dinámica, una regulación menos estricta, grandes necesidades de energía y pocos recursos naturales, las plantas nucleares han sido una buena alternativa en la solución de sus problemas energéticos. De las 30 plantas nucleares en construcción, 29 de ellas se



encuentran en Asia. China con la más grande población en el planeta planea contar para el año 2020 con treinta reactores de 1000 MWe [IAEA, 2001] cada uno.

## **1.1 Desechos**

Los desechos radiactivos generados a través de los procesos de fisión resultan ser uno de los puntos más desfavorables para la industria nuclear. Para efectos prácticos los desechos se clasifican como de alta, media y baja intensidad de acuerdo a la actividad de sus radionucleidos, tasa de producción de calor y métodos de tratamiento. De acuerdo con los lineamientos establecidos por la Comisión Internacional de Protección Radiológica (CIPR), los desechos de baja y media actividad pueden ser depositados en excavaciones superficiales en suelos apropiados y rocas, sin embargo el tratamiento de desechos de alta actividad requiere de un proceso más complicado y costoso. Se estima que un reactor nuclear de 1000 MWe produce alrededor de 30 toneladas de combustible gastado por año, el cual al ser reprocesado se obtienen alrededor de 2 m<sup>3</sup> de desechos de alta actividad (IAEA, 2002). Estos desechos se combinan con materiales altamente estables y resistentes al calor para generar un material cerámico que se almacena en contenedores resistentes a la corrosión. Los contenedores de desechos se depositan en cementerios excavados en formaciones geológicas estables a grandes profundidades. Estos cementerios son grandes galerías cuyas paredes se encuentran reforzadas a través de capas múltiples de blindaje para prevenir la filtración de agua por un lapso de aproximadamente de 1000 años. Adicionalmente se cuenta con sistemas de ventilación pasivos para remover el calor de decaimiento que se produce a lo largo de la vida de los radionucleidos. De modo que uno de los puntos que debe tomar en cuenta la industria nuclear es la de operar con ciclos de combustible los cuales generen una cantidad menor de radionucleidos.

Un punto a favor de la energía nuclear es la casi nula emisión de gases de invernadero a la atmósfera. De acuerdo con la referencia [IAEA, 2002] una central de 1000 MW(e) alimentada con carbón quema 60 millones de toneladas de carbón en un lapso de treinta años, produciendo 15 millones de toneladas de cenizas y millones de toneladas de desechos

gaseosos. Estas cenizas contienen cadmio y mercurio los cuales no se transforman en otras sustancias que le permitan reintegrarse al medio ambiente con bajo impacto.

## **1.2 Ciclo de combustible**

La industria nuclear basa su funcionamiento en el ciclo del uranio y más recientemente en combustible elaborados a base de mezcla de óxidos como el tipo MOX (Mezcla de Óxidos de uranio y plutonio). El uranio natural está constituido por dos isótopos, el Uranio-238 (U-238) y Uranio-235 (U-235). La proporción de estos isótopos en forma natural es de 0.71% para el U-235 y el restante 99.29% de U-238. Los reactores nucleares comerciales utilizan una mezcla de óxido de uranio ( $UO_2$ ) el cual tiene un enriquecimiento de U-235 de aproximadamente 3%, ya que este isótopo es fácilmente fisionable con neutrones de baja energía lo que permite iniciar una reacción en cadena con la subsecuente generación de energía y productos de fisión. Uno de los elementos que se producen durante la operación de un reactor es el Plutonio 239 (Pu-239), el cual se forma cuando el U-238 absorbe un neutrón. Se estima que un reactor nuclear de 1000 MWe genera alrededor de 0.2 toneladas de Pu-239 por año (IAEA, 2001), el cual es también fácilmente fisionable. En un pasado la producción de plutonio resultaba ser muy atractiva ya que es el elemento principal en la producción de armamento, sin embargo con el final de la guerra fría existe la necesidad de establecer programas que permitan un aprovechamiento de este plutonio con fines no bélicos.

Una respuesta a esta problemática son los combustibles tipo MOX, los cuales utilizan un alto porcentaje de plutonio reprocesado en forma de óxido ( $PuO_2$ ). Este tipo de combustibles fueron utilizados por primera vez a muy baja escala en Bélgica en el año 1963. Hoy en día el combustible MOX, ya está siendo utilizado en algunos países como Bélgica, Francia, Alemania, Suiza y Japón. El creciente interés por el uso de combustible MOX es que proporciona una solución parcial al problema de los desechos producidos por esta industria [Sapyta, 2000].

Una vez concluida la vida útil del combustible dentro del núcleo del reactor, éste es depositado en la alberca de combustible gastado, la cual contiene elementos de control y sistemas de refrigeración a fin de evitar una posible recriticidad o fundido de los elementos combustibles. En esta alberca los isótopos radiactivos de vida media corta decaen durante los primeros meses (hasta varios años), y después de este decaimiento los ensambles pueden ser transportados a otro depósito para ser almacenados por un largo periodo o bien ser reprocesados.

Uno de los puntos a considerar a fin de mantener a la energía nuclear como una fuente confiable de energía en este siglo, es basar el ciclo de combustible en una cadena que presente una alta resistencia a la proliferación. Por proliferación se entiende como la capacidad del ciclo del combustible para que mediante reprocesamiento se obtengan elementos susceptibles de ser usados para la fabricación armamento nuclear. En consecuencia ciclos con alta proliferación deben estar acompañados de estrictas medidas administrativas de salvaguardias.

### **1.3 El ciclo de torio**

El torio es un material fértil el cual puede ser utilizado dentro de la industria nuclear por ser un elemento abundante en la naturaleza y poseer propiedades neutrónicas interesantes.

La forma más común es el Th-232 el cual contiene 90 protones y 142 neutrones. Aunque el torio no puede ser utilizado para producir una reacción en cadena, este puede ser convertido en un elemento fisil como lo es el U-233, el cual presenta una sección eficaz de fisión para neutrones térmicos muy alta. El Th-232 al absorber un neutrón se convierte en un isótopo inestable el cual por medio de decaimiento beta produce Protactinio 233 (Pa-233) y nuevamente por decaimiento beta se produce U-233 (Figura 1.1), el cual al ser fisionado proporciona neutrones adicionales para iniciar una reacción en cadena. El neutrón que absorbe el torio debe ser proporcionado ya sea por el U-235 o bien por el Pu-239, por lo

que se requiere utilizar una carga inicial que mezcla óxidos de torio con óxidos de uranio o plutonio.

Debido a que el  $\text{ThO}_2$  es el grado más alto de óxido para el torio, mientras que el  $\text{UO}_2$  puede ser oxidado a  $\text{U}_3\text{O}_8$ , la mezcla a base de óxidos de torio puede almacenar productos de fisión por largos periodos de tiempo, además de que es muy estable químicamente y con muy baja solubilidad acuosa. La solubilidad del cristal de torio a  $25^\circ\text{C}$  y un Ph mayor que 5, hace que la matriz de torio pueda almacenar un número superior de productos de fisión y actínidos, obteniéndose con esto un combustible que soporta altos quemados, y en consecuencia permite extender los ciclos de operación de las plantas nucleares. Sin embargo los combustibles quemados a base de torio requieren el mismo cuidado en su manejo y salvaguardias que los combustibles convencionales [Stephen, 2000].

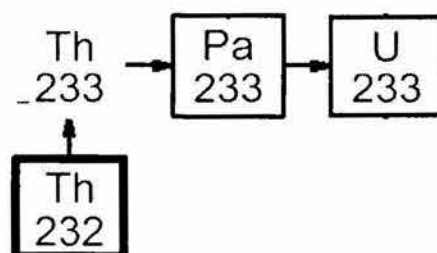


Figura 1.1 Conversión del  $^{232}\text{Th}$  a  $^{233}\text{U}$ .

El combustible de torio tiene la ventaja de producir menos residuos de alto nivel puesto que produce menos actínidos. De acuerdo con J. Magill [1995] la radiotoxicidad debida a desechos del torio es aproximadamente un factor de treinta veces menor que la producida por los ciclos convencionales del uranio, lo que hace que el torio pueda ser una buena alternativa para el futuro en la industria nuclear.

Otras propiedades interesantes del  $\text{ThO}_2$ , es que es un óxido altamente estable con una conductividad térmica de aproximadamente 10% más alta que el dióxido de uranio y con un punto de fisión alrededor de  $500^\circ\text{C}$  más alta que el  $\text{UO}_2$  ( $3300^\circ\text{C}$  en lugar de  $2800^\circ\text{C}$ ), lo

que proporciona un margen de maniobra más alto en caso de un accidente severo (accidente con fundido del núcleo).

La ventaja del torio desde punto de vista neutrónico es que genera un alto número de neutrones de fisión por neutrón absorbido en el U-233 y con un bajo valor en la sección eficaz de captura a la resonancia en la región epitérmica. En principio el combustible Th-232/U-233 es menos afectado por el endurecimiento del espectro, el cual reduce el coeficiente de reactividad por vacíos y el coeficiente de reactividad por temperatura del combustible. El U-233 presenta una fracción de neutrones retardados menor que el U-235, pero comparable con el Pu-239, esto crea la necesidad de contar con sistemas de control de rápida respuesta ante transitorios. Por otro lado la producción de energía por fisión de U-233 (190 Mev) es menor que la del U-235 (200 Mev) y la del Pu-239, esto implica que se requiere un número mayor de fisiones para producir la misma unidad de energía. Otra diferencia entre los reactores cargados con torio y los actuales es que introducen una alta reactividad positiva durante largos periodos de apagado debido a la vida media del Pa-233 (27 días de vida media) en contraste con el Np-239, el cual es un producto intermedio entre el U-238 y el Pu-239, con vida media de 23 días.

El plutonio generado en los actuales reactores de agua ligera con un bajo quemado del UO<sub>2</sub>, contiene una alta concentración de Pu-239 el cual es factible de ser usado en la fabricación de armamento, sin embargo a altos quemados se produce otro isótopo del plutonio, que es el Pu-238, el cual no es adecuado para utilizarse en armamentos. El Pu-238 es producido en el tercer paso de absorción de neutrones en el U-235. Este isótopo del plutonio a altos quemados en reactores de agua ligera (LWR por sus siglas en inglés), libera neutrones en forma espontánea que reducen significativamente la probable producción de armamento. El alto quemado de combustible de torio-uranio (Th/U) produce menos Pu-239 que la tradicional mezcla de UO<sub>2</sub>. La producción de Pu-239 por Megawatt-día es menor en el Th/U que en un reactor convencional de agua ligera en un factor mayor a 6 [Stephen, 2000]. Aun más importante, el plutonio producido por Th/U decae cinco veces más rápido que el producido por los elementos combustibles convencionales. Un punto en contra es la

alta emisión de rayos gama del U-232 lo que lo convierte en un ciclo altamente demandante desde el punto de vista de protección radiológica.

#### **1.4 Revisión histórica del torio en la industria nuclear**

Desde 1960 se han realizado estudios para incorporar el torio como un elemento fundamental en los ensambles combustible. En Estados Unidos, un reactor comercial que operó con este tipo de elementos combustibles fue el Fort St. Vrain, con una capacidad de 330 Mwe, el cual comenzó operación comercial en 1979. La operación de esta planta fue poco exitosa debido a su bajo factor de disponibilidad y problemas mecánicos que originaron su cierre diez años más tarde. Otra planta que trabajó con este tipo de combustibles fue Indian Point, la cual comenzó a operar en 1963 y cerró en 1974. Sin embargo no existen reportes precisos acerca de las condiciones de operación y del combustible utilizado. Es conocido que la reactividad del núcleo no fue tan alta como la predicha por los métodos usados en aquellos tiempos, lo cual fue atribuido a la alta absorción del acero inoxidable. Esto indica que desde el punto de vista neutrónico, un núcleo de alta conversión implica un error potencial en la predicción de los límites de quemado por lo que se requiere un balance neutrónico muy preciso.

Un estudio de EPRI (Electrical Power Research Institute) en 1970 sobre las aplicaciones del torio en la industria nuclear de esos días, se concluyó que el ciclo de torio no es viable económicamente debido a que la tecnología está basada en el ciclo del uranio, sin embargo las modificaciones para adecuar los reactores PWR a un núcleo con torio son prácticamente mínimas.

A continuación se presenta una breve reseña histórica del uso del torio en la industria nuclear:

- De 1967 a 1988, el reactor experimental AVR, tipo “pebble bed” en Julich, Alemania, operó 750 semanas a 15 MWe con 100 000 elementos combustibles del

tamaño de una bola de billar. Se utilizaron 1360 kg de torio. El quemado máximo fue de 150,000 MWd/t.

- De 1964 a 1973, el reactor Dragon de 20 MWt (Winfrith, OECD/Euratom), operó por 741 días efectivos a plena potencia (EFPD) con combustible de torio con una proporción de 10:1 Th/U y permaneció en el reactor durante 6 años.
- De 1967 a 1974, reactor de Peach Bottom de 110 MWt (General Atomics). Alta temperatura, moderador de grafito, refrigerado con helio. Utilizó Torio y uranio de alto enriquecimiento HEU (por sus siglas en inglés).
- En 1996, en la India, el reactor Kamini de 30 kWth utilizó U-233 recuperado de ThO<sub>2</sub> irradiado en un reactor de prueba rápido de cría de 40 MWe. De 1983 a 1989, el reactor THTR de 300 MWe en Alemania, utilizó 674,000 esferas combustibles (“pebbles”), la mitad con Th/HEU, el resto de grafito y absorbedores de neutrones.
- De 1977 a 1982, PWR de Shippingport, utilizó torio con U-235 y plutonio. Se probó exitosamente el concepto del LWBR (reactor de cría de agua ligera) con Th y U-233 con Zr usando el concepto de “cobija/semilla”.

## **1.5 Situación actual y futura del ciclo del torio**

El resurgimiento del interés en el combustible de torio se debe a la creciente preocupación de la industria nuclear por contar con una fuente de energía de bajo costo y con una menor radiotoxicidad. Como se mencionó con anterioridad, una respuesta parcial al problema de desechos ha sido el combustible tipo MOX.

La India es el país que más ha impulsado el torio como combustible nuclear, teniendo reactores comerciales en operación desde hace más de dos décadas. Por ejemplo, los reactores de Kakrapar-1 y 2 están cargados con 500 kg de torio. Kakrapar-1 fue el primer



reactor en el mundo en usar torio. Se planea utilizar Th en Kaiga-1 y -2 y Rajasthan-3 y -4 los cuales se encuentran en construcción.

Actualmente se realizan estudios para demostrar la factibilidad de utilizar el torio tanto en los reactores de agua a presión PWR [Joo, et. al. 2000, Kim et. al., 2000], como en los BWR [Downar et. al. 2000, Kim et. al., 2000] y demostrar las principales ventajas del combustible de torio, como son: características de seguridad (coeficientes de reactividad negativos) comparables a los reactores BWR actuales, un alto quemado de descarga, lo que permite longitudes de ciclo mayores y por lo tanto un alto factor de capacidad; la menor producción de isótopos como el Pu-239, susceptibles de ser utilizados para la producción de armas nucleares y la menor producción de actínidos que significa una menor generación de residuos radioactivos de alto nivel.

Los trabajos actuales relacionados con el uso del torio en reactores BWR se aplican a reactores térmicos [Kim, et. al., 2000] y a reactores de alta conversión que utilizan un espectro de neutrones rápido [Downar et. al., 2000]. En este trabajo se investigó un diseño que cubría un rango de espectro neutrónico intermedio, con el fin de aprovechar las propiedades fértiles del Th-232 en el rango térmico y las características fisiles del U-233 en la zona de las resonancias.

Aunque es conocido el proceso de conversión de Th-232 en U-233, los trabajos de investigación están encaminados a lograr una eficiente transformación con una alta razón de conversión utilizando una mezcla apropiada de óxidos de torio y uranio o plutonio, un proceso que es bien conocido para el combustible tipo MOX.

En resumen la baja radiotoxicidad, la posibilidad de obtener altos quemados que permiten extender el ciclo de combustible y la posibilidad de quemar plutonio incluyendo plutonio grado armamento a un mayor ritmo mayor que el combustible MOX ha contribuido a que el interés por el ciclo del torio resurja notablemente.



## Referencias

Downar, T., Kim, C. H., Kim, T. K., Xu, H, Y. Takahashi, K. Rohatgi. Feasibility Study of a Plutonium-Thorium Fuel Cycle for a High-Conversion Boiling Water Reactor. ANS Transactions, 2000 Winter Meeting Washington D. C., November 12-16.

“Gestión de Desechos Radiactivos”, Organismo Internacional de Energía Atómica. (2002).  
“Nuclear Power Reactors in the World”. International Atomic Energy Agency (IAEA), reference data series No.2, April 2001.

Joo, H. K., Kim, Y. J., Kim, M. H. Potential of Thorium-Based Oxide Fuel in PWRs to Reduce Plutonium. ANS Transactions, 2000 Winter Meeting Washington D. C., November 12-16.

Kim, K. H., Kim, M. H., Joo, H. K. Performance Evaluation of High-Conversion Thorium Fuels for PWRs. ANS Transactions, 2000 Winter Meeting Washington D. C., November 12-16.

Kim, T. K., Kim, C. H., Downar, T. Thorium Fuel Depletion Analysis for Boiling Water Reactors. ANS Transactions, 2000 Winter Meeting Washington D. C., November 12-16.

Magill, J., O’Carroll, et. al. Advantages and Limitations of Thorium Fuelled Energy Amplifiers. IAEA-TECDOC-840, pp81-96, 1995.

<http://itumagill.fzk.de/Publications/Obninsk/Obninsk.html>

Sapyta, J.J., Anderson, W. J. A Description of Thorium-Uranium Critical Experiments. ANS Transactions, 2000 Winter Meeting Washington D. C., November 12-16.

Speaking of Nuclear Energy, highlights of proceeding from IAEA. Public Information Regional Seminar. 1992.

Stephen, J., MacDonald, P. E. (INEEL/LMIT). Advanced Lower-Cost, Proliferation-Resistant, Uranium-Thorium Dioxide Fuels for LWR's. ANS Transactions, 2000 Winter Meeting Washington D. C., November 12-16.

## **Capítulo 2**

# **Diseño y Análisis de un Ensamble con Torio**

### **Introducción**

El núcleo de un reactor nuclear está constituido por un gran número de ensambles combustibles, los cuales tienen diferentes enriquecimientos de acuerdo a la posición que ocupan dentro del reactor. Los ensambles de alta densidad de potencia se localizan en la parte interior del reactor, en tanto que los de más bajo enriquecimiento o bien combustibles más quemados se encuentran en la periferia del núcleo, la cual está cubierta por una zona reflectora a fin de minimizar las fugas de neutrones. Para el caso particular de la Central Nucleoeléctrica de Laguna Verde el núcleo está constituido por 444 ensambles combustibles, el cual ha sido utilizado en este trabajo de tesis como un núcleo de referencia para el diseño de un núcleo típico de BWR (reactor de agua hirviente, por sus siglas en inglés) con combustible de torio.

Un diseño adecuado de los ensambles combustibles permite optimizar la duración de los ciclos de operación a través del mejor quemado y distribución de potencia lo cual tiene un gran impacto económico.

Para el diseño de ensambles combustibles existen diversas herramientas de cómputo utilizadas y/o desarrolladas por especialistas en análisis y diseño de combustible. Para el caso particular de esta tesis doctoral se utilizará el paquete de códigos FMS (Fuel Management System) de la Compañía Studsvik Scandpower, entre los que se encuentra el código HELIOS 1.5 (HELIOS, 1998).

El primer paso para el diseño del núcleo de un reactor avanzado con combustible de torio fue el validar la herramienta de cálculo y es descrito en la primera sección de este capítulo. Posteriormente se determinaron las dimensiones geométricas del ensamble de combustible tales como el paso (pitch) así como su composición utilizando el concepto cobija-semilla. El siguiente paso fue la generación de bancos de datos nucleares que es un proceso necesario para simular el estado estacionario y dinámico de un reactor.

## **2.1 Validación del código HELIOS**

El primer paso fue la validación del código HELIOS para el caso particular en el que se utilicen elementos combustibles avanzados con torio. El benchmark seleccionado para validar el código HELIOS fue propuesto por Xianfeng Zhao y Edward E. Pilat del Departamento de Ingeniería Nuclear del Massachusetts Institute of Technology (MIT) (Zhao et al., 2000), los cuales proponen una celda de referencia similar a la de un reactor convencional de agua a presión PWR de Westinghouse donde la pastilla combustible de óxido de uranio han sido sustituida por óxido de torio y uranio.

El problema consistió en calcular el factor de multiplicación infinito y la producción de actínidos obtenidos para una celda de referencia que está constituida por una pastilla combustible rodeada de moderador. Esta pastilla es una mezcla de  $\text{ThO}_2\text{-UO}_2$  con una densidad teórica de 94% consistente de 75 w/o Th, 25% w/o de U en una base de metal pesado, con un enriquecimiento de 19.5 w/o de U-235 para dar un enriquecimiento total de 4.869 w/o de U-235 en total de metal pesado. La celda de referencia se muestra en la Figura

2.1, donde el color amarillo representa la pastilla combustible, la región roja el moderador y el encamisado con color azul.

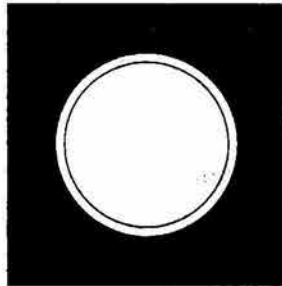


Figura 2.1. Pastilla combustible de  $\text{ThO}_2\text{-UO}_2$  utilizada para validar el código HELIOS

De acuerdo con Zhao (Zhao et al., 2000), los resultados obtenidos con el código CASMO4 (Edenius, M. y Forssen, B., 1995), el cual es un código de multigrupos para cálculo de transporte de neutrones y quemado, fueron utilizados como patrón de referencia. Para ese estudio Zhao y Pilat utilizaron una biblioteca de 70 grupos de energía proporcionada por la compañía Studsvick de América. Los resultados obtenidos con CASMO4 fueron comparados con los obtenidos con los códigos MOCUP(MCNP4B+ORIGEN2), y MOCUP-INEEL (Moore et al., 1995). Posteriormente como parte medular del proceso de validación del código HELIOS se compararon los resultados reportados por Zhao con los obtenidos con el código HELIOS en este trabajo de tesis.

El código HELIOS es un código de transporte para neutrones y gamas, el cual permite simular el quemado de una celda combustible en dos dimensiones y donde el método de solución de la ecuación de transporte es el de corrientes acopladas y probabilidades de colisión (CCCP por sus siglas en inglés). Para este problema en particular las bibliotecas de 35 y 190 grupos de energía fueron utilizadas. Las bibliotecas de secciones eficaces están basadas en la biblioteca ENDF/B-VI Rev. 3.

Debido a que el combustible cuenta con distintas concentraciones de Torio-232 y Uranio-238, diferentes modelos de resonancia están disponibles en el código HELIOS, algunas de éstas fueron probadas para la validación. En estos modelos la interacción entre los diferentes isótopos donde las resonancias se traslapan (resonancias no necesariamente igual de fuertes) pueden ser tomadas en cuenta en diferentes categorías de resonancias. A estas categorías las llamaremos “conjuntos”. En este estudio las siguientes categorías fueron tomadas en cuenta:

**Conjunto 4:** Esta es la opción de “default” en HELIOS-1.5 en la cual el Uranio-238 forma una categoría, los isótopos pesados restantes forman la otra categoría y todos los isótopos no pesados están agrupados en otra categoría.

**Conjunto 6:** En esta categoría el Uranio-238 y el Torio-232 forman una categoría, otra los isótopos pesados y finalmente la última categoría está constituida por los isótopos no pesados. Este conjunto toma en cuenta la interferencia de las secciones eficaces entre el U-238 y el Th-232.

**Conjunto 8:** En esta categoría el Uranio-238 forma una categoría, el Torio-232 otra, los isótopos pesados otra más y los isótopos restantes los cuales contiene isótopos con diferentes resonancias y que son usados como elementos de control tales como hafnio, gadolinio, plata, indio, etc.

**Conjunto 9:** Las resonancias de cada isótopo por separado forman una categoría.

Los resultados con CASMO fueron obtenidos con una biblioteca de secciones eficaces de 70 grupos de energía basada en la evaluación de los archivos JEF-2.2 y ENDF/B-VI. Ya que el código MCNP-4B (MCNP-4B, 1993) que utiliza MOCUP no contiene secciones eficaces dependientes de la temperatura para la mayoría de los actínidos, algunas bibliotecas de la Universidad de Texas de Austin (UTXS <http://radon.me.utexas.edu>) fueron compiladas y utilizadas.

Para el proceso de validación de HELIOS, los siguientes modelos fueron analizados utilizando las bibliotecas de secciones eficaces de 35 y 190 grupos de energía, así como diferentes modelos de resonancia los cuales se listan a continuación:

- **35\_RES\_4:** biblioteca de 35 grupos y conjunto de resonancia = 4.
- **35\_RES\_6:** biblioteca de 35 grupos y conjunto de resonancia = 6.
- **35\_RES\_8:** biblioteca de 35 grupos y conjunto de resonancia = 8.
- **35\_RES\_9:** biblioteca de 35 grupos y conjunto de resonancia = 9.
- **190\_RES\_4:** biblioteca de 190 grupos y conjunto de resonancia = 4.
- **190\_RES\_6:** biblioteca de 190 grupos y conjunto de resonancia = 6.
- **190\_RES\_8:** biblioteca de 190 grupos y conjunto de resonancia = 8.
- **190\_RES\_9:** biblioteca de 190 grupos y conjunto de resonancia = 9.

La Tabla 2.1 muestra los eigenvalores en función del quemado. Puede observarse que HELIOS muestra buenos resultados, en particular cuando se utiliza la biblioteca de 190 grupos de energía: para los casos 190\_RES\_8 y 190\_RES\_9, la máxima diferencia es menor que 0.2%  $\delta k/k$  a 0.0 MWd/Kg, el caso 190\_RES\_4 tiene una máxima diferencia de 0.417%  $\delta k/k$  a 51.597 MWd/Kg, para el caso 35\_RES\_8 y 35\_RES\_9 esta diferencia es de 0.84%  $\delta k/k$  al inicio del quemado, y la diferencia más grande es para el caso case 35\_RES\_4 con 0.99%  $\delta k/k$  a 0.0 MWd/Kg. El caso 35-RES\_6 es el que mejores resultados presenta dentro de la gama de 35 grupos de energía al presentar una diferencia promedio de 0.212, lo cual muestra la conveniencia de considerar la interferencia de las secciones eficaces en U-238 y Th-232.

Tabla 2.1. Comparación de eigenvalores para el modelo de la celda combustible como una función del quemado.

CASMO4 es usado como valor de referencia %

$$\delta k/k = (K_{casmo} - K_{code})/K_{casmo} \times 100.$$

QUEMADO (MWD/KG)	CASMO [2]	MOCUP	INEEL MOCUP	HELIOS							
				35_RES_4	35_RES_6	35_RES_8	35_RES_9	190_RES_4	190_RES_6	190_RES_8	190_RES_9
	K-inf.	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$	% $\delta k/k$
0	1.2378	0.346	1.159	0.993	0.137	0.844	0.844	0.204	-0.227	0.191	0.191
0.114	1.2007	0.302	1.682	0.986	0.129	0.837	0.837	0.201	-0.232	0.187	0.187
5.835	1.1483	0.315	1.102	0.874	0.073	0.759	0.766	0.167	-0.236	0.177	0.184
10.411	1.1211	0.398	0.698	0.744	0.009	0.665	0.683	0.078	-0.294	0.107	0.12
19.563	1.0725	0.085	0.557	0.519	-0.061	0.508	0.547	-0.128	-0.417	-0.057	-0.031
31.004	1.0201	-0.151	0.106	0.372	0.011	0.446	0.51	-0.254	-0.425	-0.143	-0.103
40.156	0.9819	-0.268	-0.33	0.311	0.139	0.448	0.53	-0.31	-0.373	-0.169	-0.122
49.308	0.9464	-0.789	-0.422	0.22	0.248	0.414	0.514	-0.379	-0.319	-0.213	-0.159
51.596	0.9382	-0.703	-0.262	0.167	0.242	0.377	0.481	-0.418	-0.334	-0.243	-0.187
60.749	0.907	-1.268	-0.822	0.234	0.499	0.493	0.614	-0.308	-0.096	-0.107	-0.044
72.189	0.8735	-1.26	-0.68	0.33	0.783	0.634	0.768	-0.18	0.151	0.034	0.101
Promedio*	-----	0.535	0.711	0.523	0.212	0.584	0.645	0.239	0.282	0.148	0.13

\*El promedio es sobre el valor de las diferencias absolutas.

La Tabla 2.2 muestra la Fracción Diferencial de la Concentración de Isótopos a 60.749 MWd/Kg. El promedio absoluto es menor al 6.7 % para todos los resultados de HELIOS. La más alta diferencia es obtenida con HELIOS con 19.1% para el caso 190\_RES\_4 para el Np 238 y para MOCUP e INEEL MOCUP con alrededor de 17 % para U-234. Otros parámetros como el decremento total de actínidos, transformación fértil y razón de decremento de torio Th-232 a U-238 muestran buen comportamiento entre HELIOS y CASMO.



Tabla 2.2. Fracción diferencial en la concentración de isótopos a 60.749 MWd/Kg.  
 $(N - N_{\text{CASMO4}}) / N_{\text{CASMO4}}$  donde N es la concentración del nucleido.

ISÓTOPO	MIT MOCUP	INEEL MOCUP	HELIOS 35_RES_4	HELIOS 35 RES 6	HELIOS 35_RES_8	HELIOS 35_RES_9	HELIOS 190_RES_4	HELIOS 190 RES 6	HELIOS 190_RES_8	HELIOS 190_RES_9
Th-232	-0.003	-0.003	-0.002	-0.001	-0.002	-0.002	-0.001	-0.001	-0.001	-0.002
Pa-231	0.048	0.018	-0.082	-0.095	-0.082	-0.082	-0.065	-0.072	-0.064	-0.063
Pa-233	0.035	0.045	0.021	0.024	0.022	0.021	0.021	0.023	0.022	0.022
U-232	0.034	-0.003	-0.063	-0.061	-0.061	-0.061	-0.043	-0.043	-0.043	-0.043
U-233	0.04	0.044	0.04	0.018	0.037	0.037	0.032	0.020	0.033	0.033
U-234	0.176	0.174	-0.008	-0.011	-0.008	-0.008	0.017	0.019	0.019	0.021
U-235	-0.021	-0.033	0.003	-0.031	-0.003	-0.003	-0.023	-0.043	-0.026	-0.026
U-236	0.054	0.057	0.074	0.054	0.051	0.039	0.076	0.061	0.06	0.053
U-238	0.004	0.003	0.003	0.006	0.003	0.003	0.005	0.006	0.005	0.005
Np-237	-0.058	-0.035	-0.137	-0.022	-0.03	0.023	-0.189	-0.093	-0.107	-0.075
Np-238	-0.037	-0.096	-0.146	-0.015	-0.04	0.012	-0.191	-0.086	-0.11	-0.079
Np-239	-0.043	-0.019	-0.051	-0.080	-0.054	-0.055	-0.066	-0.082	-0.066	-0.066
Pu-238	-0.026	-0.099	-0.132	-0.019	-0.031	0.019	-0.172	-0.080	-0.094	-0.065
Pu-239	-0.071	-0.05	-0.015	-0.074	-0.021	-0.021	-0.082	-0.114	-0.082	-0.081
Pu-240	-0.032	0.021	0.022	-0.039	0.013	0.012	-0.053	-0.086	-0.055	-0.055
Pu-241	-0.024	-0.041	-0.025	-0.074	-0.03	-0.03	-0.055	-0.082	-0.055	-0.054
Pu-242	-0.036	0.027	-0.046	-0.086	-0.071	-0.077	-0.047	-0.075	-0.065	-0.068
Promedio* (%)	4.365	4.518	5.112	4.171	3.295	2.97	6.692	5.808	5.327	4.767
Agotamiento Total Actínidos (1)	0.01	0.013	3.42E-05	5.48E-04	1.94E-04	-2.35E-04	-9.98E-05	5.06E-04	-1.70E-04	6.01E-04
Transformación Fértil (2)	0.029	0.034	0.016	0.001	0.014	0.013	0.005	-0.003	0.005	0.006
Razón Agotamiento de Th232 a U238 (3)	0.107	0.095	0.071	0.102	0.075	0.074	0.087	0.107	0.089	0.09

\*El promedio es sobre el valor de las diferencias absolutas.

- (1) Agotamiento total de actínidos =  $(N_{\text{actínido,t}} - N_{\text{actínido,0}}) / N_{\text{actínido,0}}$ , donde  $N_{\text{actínido,t}}$  es el total de actínidos al tiempo t y  $N_{\text{actínido,0}}$  concentración del actínido al tiempo inicial.
- (2) Transformación fértil =  $(N_f - N_i) / N_i$ ,  $N_f$  = monto del material fértil y  $N_i$  = monto de material fértil al tiempo t.
- (3) Razón = (Th-232 agotado) / (U-238 agotado).

Se concluye que los resultados obtenidos con HELIOS son comparables con aquellos reportados por Zhao con los códigos que constituyen el estado del arte como MOCUP (MCNP4B+ORIGEN2), INEEL MOCUP y CASMO4, donde los eigenvalores como función del quemado muestran una diferencia máxima de 1% con respecto al valor de

referencia (CASMO) y una diferencia absoluta promedio menor al 1%, los resultados de Zhao muestran errores menores al 2%,

La Tabla 2.1 muestra la diferencia del eigenvalor utilizando 35 y 190 grupos de energía. Los 190 grupos de energía pueden ser utilizados sólo para cálculos de referencia ya que éstos requieren aproximadamente 10 veces más de tiempo de cómputo con respecto a los cálculos realizados con 35 grupos de energía, para el caso particular de la celda unitaria de referencia aquí analizada. El uso del conjunto 6 en la resonancia puede ser utilizado como opción de default para los casos de torio-uranio, ya que el tiempo de cómputo adicional es despreciable con respecto al conjunto 4 y produce resultados comparables con los obtenidos con el conjunto 9. Para la concentración isotópica el error máximo es de 19% para el caso de Np238 en el cálculo 190\_RES\_4.

Este proceso de validación objeto de esta sección fue publicado en la revista *Annals of Nuclear Energy* (Núñez-Carrera et al., (2004).

## **2.2 Metodología de análisis para la celda combustible**

Una vez validado el código HELIOS se procedió al diseño de un ensamble combustible completo cuya geometría se ajusta a la de un ensamble típico de un reactor de agua en ebullición (BWR).

Para el diseño del ensamble combustible se utilizó el concepto de cobija-semilla (“blanket-seed”). Este concepto es un arreglo heterogéneo del núcleo cuyo objetivo es aprovechar la conversión y cría con la ventaja de minimizar el contenido de combustible fisil y obtener coeficientes de reactividad de vacíos y temperatura negativos. Usualmente la región de cobija contiene una gran fracción de material fértil y es más grande en volumen que la región de semilla (material fisil), (Ronen, 1986). Generalmente el material fisil (semilla) es rodeado por material fértil, de ahí su nombre de cobija. Si el reactor es de cría hay un

exceso de producción de material fisil, donde la mayor conversión de material fértil a fisil tiene lugar en la región de la cobija.

Para el diseño del núcleo con combustible de torio utilizando el concepto cobija-semilla, se partió de una celda triangular de combustible (Figura 2.2). Se realizaron estudios de sensibilidad para maximizar la capacidad de conversión del torio en un espectro de un BWR, tomando la ventaja de la cría del U-233. Una de las principales metas es la de reducir la producción de actínidos de larga vida media y desde luego mejorar la economía del ciclo de combustible reduciendo el enriquecimiento de U-235. En la Figura 2.2, las barras de cobija son únicamente de torio en la forma  $\text{ThO}_2$  y la semilla es de un combustible metálico en la forma de una aleación de Uranio-Zirconio (U/Zr).

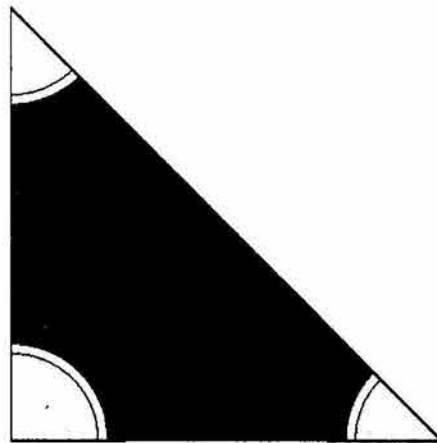


Figura 2.2. Celda unitaria “triangular” de referencia (color amarillo, cobija de  $\text{ThO}_2$ ), color verde (semilla de UZr), despliegue grafico del código ORION (1992).

La celda triangular de cobija-semilla (Figura 2.2) está compuesta por una sub-celda de cobija y una sub-celda de semilla. La sub-celda de cobija es cargada en el ciclo inicial para producir su propio combustible (principalmente U-233) mediante la cría. Durante este proceso, el centro de la celda es ocupado por una barra “ficticia” (dummy) de zircaloy en lugar de una barra de semilla. Al siguiente ciclo la sub-celda de cobija será ensamblada con una sub-celda de semilla fresca para formar una celda de cobija-semilla (la sub-celda de

zircaloy es retirada en ese momento). La ventaja que tiene las barras de cobija-semilla bajo este arreglo es que compensa el desequilibrio de potencia entre la cobija y la semilla que se presenta en otros diseños (Kim, y Woo, 2000) y (Kim, y Downar, 2001).

El proceso de diseño fue llevado a cabo siguiendo los siguientes pasos (François y Núñez, 2002):

1. Determinar el pitch de la celda triangular propuesta.
2. Seleccionar la composición de la cobija.
3. Determinar el diámetro de la barra “ficticia” (dummy).
4. Definir la razón Uranio a Zirconio y el enriquecimiento de U-235 en las barras de la semilla (U/Zr), a fin de tener el mejor desempeño de la Kinfinita vs. Quemado y un coeficiente de reactividad por vacíos negativo para la operación segura de un BWR.

A continuación se describe cada uno de estos pasos:

### **2.2.1 Selección del pitch en la celda cobija-semilla.**

El pitch bajo el concepto de cobija-semilla está definido como la distancia entre las barras de cobija (centro a centro). Se considera un pitch que se ajuste fácilmente a las dimensiones de los reactores comerciales en operación a fin de ser físicamente viable. La Figura 2.3 muestra el comportamiento de la Kinfinita como función del quemado para diferentes tamaños del pitch a 0% y 40% de vacíos.

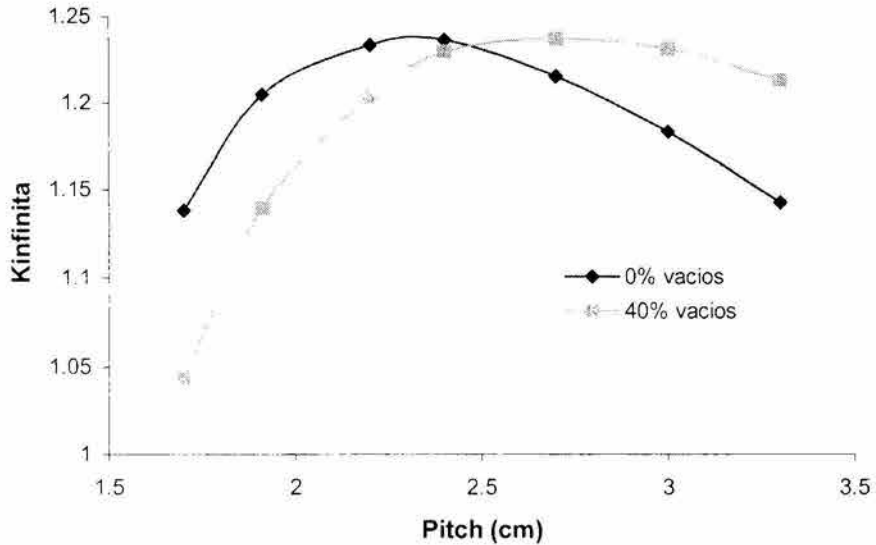


Figura 2.3. Comportamiento de la Kinfinita en función del pitch a 40% y 0% de vacíos

Tomando en cuenta estos resultados, se observa que la configuración más conveniente para las dimensiones estándar de un ensamble es tomar un pitch de 1.91 cm, lo cual permite un arreglo de 7x7 para las barras de cobija y 6x6 para el arreglo de semilla. El pitch seleccionado está en la región submoderada de la región K-infinita vs pitch garantizando un comportamiento seguro del coeficiente de reactividad del moderador. Otro punto importante es que este espectro submoderado favorece la cría del U-233.

### 2.2.2 Selección de la composición de la cobija

Una de las metas de diseño del ensamble combustible que utiliza el concepto cobija-semilla es optimizar la producción de U-233 en el sub-ensamble de cobija el cual se forma por la cadena del torio, y es cargado al inicio del ciclo en la periferia del reactor cuando está fresco. Tres diferentes casos son presentados: U233\_Unat representa una cobija de 90% de ThO<sub>2</sub> y 10% de uranio natural. U233\_10%U25 es una cobija de 90% de ThO<sub>2</sub> y 10% de uranio enriquecido de U-235. U233\_ThO<sub>2</sub> es una cobija de 100% de óxido de torio. El último caso es el que muestra la mayor razón de conversión de U233 así como una producción de plutonio menor, por lo que esta última composición fue la seleccionada.

Puede apreciarse que el último caso presenta la mejor razón de conversión de Th-232 a U-233. La Figura 2.4 muestra la evolución de los principales isótopos en la celda de cobija-dummy en tres diferentes casos que fueron analizados:

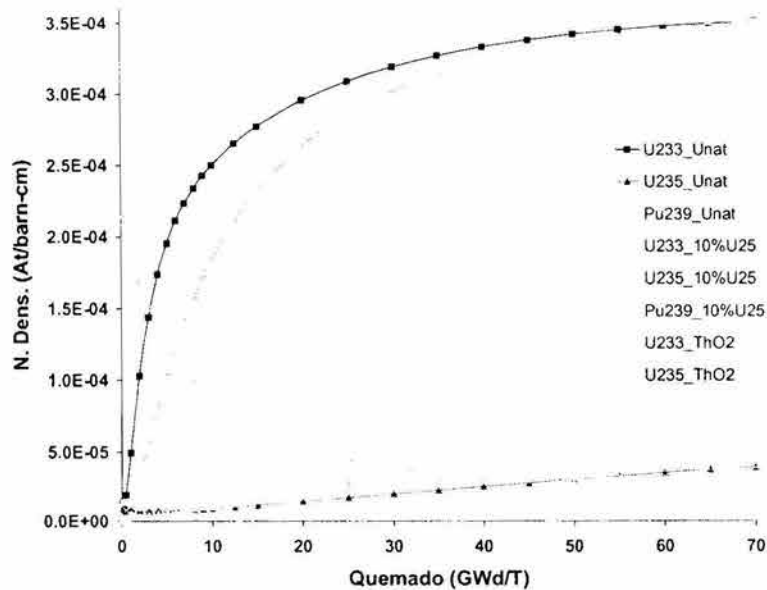


Figura 2.4 Comportamiento de los principales isótopos en la celda de cobija-dummy en tres diferentes casos analizados

### 2.2.3 Selección del diámetro de la barra "ficticia"

En la Figura 2.5 se muestra la producción de U-233 para diferentes dimensiones de la barra ficticia (dummy) considerando diferentes dimensiones del radio de la barra ( $r_1=0.33\text{cm}$ ,  $r_2=0.4\text{cm}$ ,  $r_3=0.45\text{cm}$ ,  $r_4=0.5\text{cm}$ ,  $r_5=0.55\text{cm}$ ). Puede verse que la producción es prácticamente la misma. Con base a lo anterior se decidió tomar el mismo diámetro de la barra de semilla a fin de facilitar desde el punto de vista mecánico el intercambio de la barra ficticia por la barra de semilla durante las maniobras de recarga. Puede concluirse que las barras de circonio no ayudan a cambiar el espectro neutrónico cuando la razón de

volumen moderador/combustible es cambiada. Otros materiales más transparentes a los neutrones pudieran incrementar la conversión de U-233 en este paso.

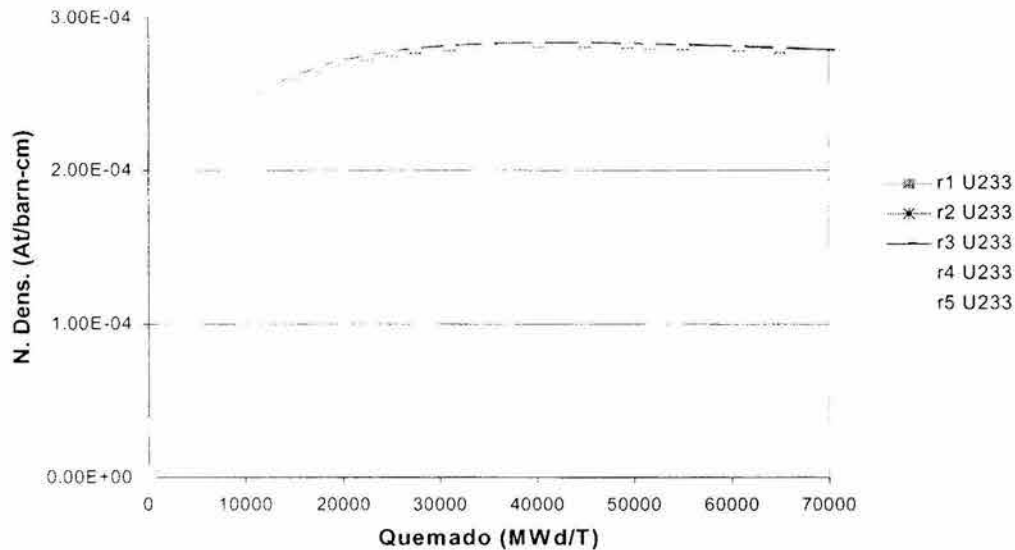


Figura 2.5. Producción de U-233 para distintas dimensiones del diámetro de la barra ficticia (dummy).

## 2.2.4 Definición de la razón uranio a zirconio y el enriquecimiento de U-235.

En este paso la celda cobija-semilla fue definida desde el punto de vista neutrónico. Se seleccionó una aleación de U/Zr compuesta de 80% uranio y 20% circonio. Esto proporciona una aleación de alta densidad (16.5g/cc), la cual permite una reducción en el enriquecimiento de la semilla (U-235) con un diámetro pequeño (0.8 cm). Este diámetro de semilla proporciona un buen desempeño desde el punto de vista de reactividad, como puede verse en la Figura 2.6. Las barras con un mayor diámetro proporcionan un buen desempeño neutrónico, sin embargo esto puede ocasionar una mayor producción de energía que

podiera violar algunos límites térmicos, y por otro lado puede comprometer el enfriamiento del ensamble debido a la reducción de área de flujo.

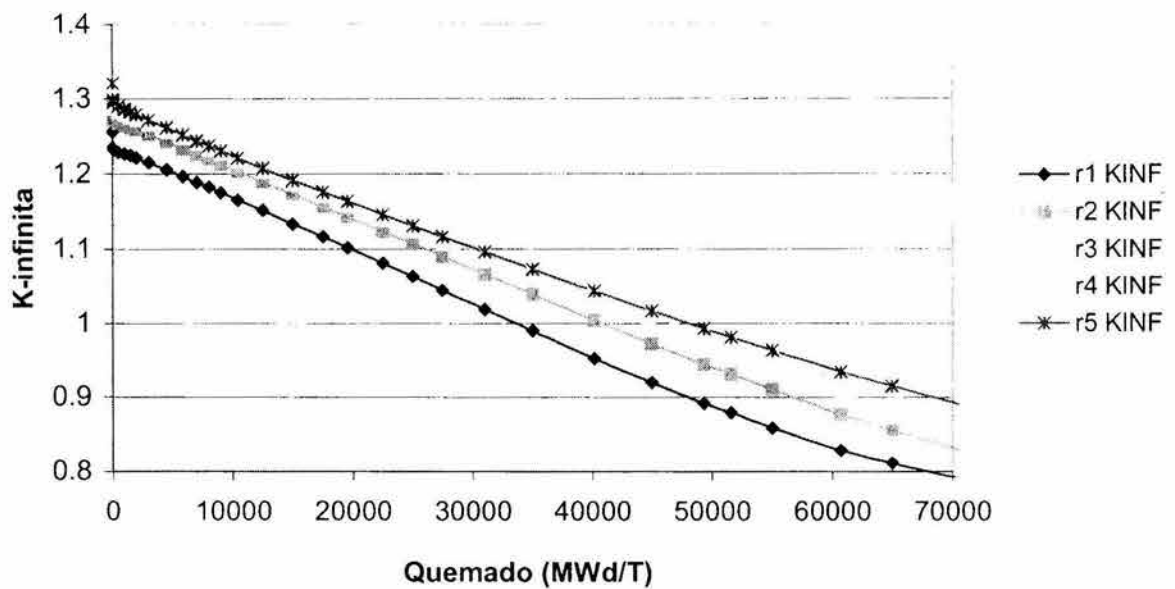


Figura 2.6. K-infinita vs quemado para diferentes diámetros de la barra de semilla. (r1=0.33cm, r2=0.4cm, r3=0.45cm, r4=0.5cm, r5=0.55cm)

La celda de torio diseñada fue comparada con celdas de otros tipos de combustible de uso común (UO<sub>2</sub> y MOX) con el fin de definir un enriquecimiento equivalente en reactividad entre la celda de torio y las otras celdas.

El comportamiento de la Kinfinita vs quemado se muestra en la Figura 2.7 para el caso particular de 40% de vacíos el cual es característico de un BWR a plena potencia. Se analizaron los siguientes casos:



**Lat3**= En este caso la cobija fue previamente quemada y la semilla fue introducida después sustituyendo a la barra “ficticia”. La semilla tiene un enriquecimiento de 5.5%. La cobija fue quemada hasta 9,000 MWd/T antes de introducir la semilla fresca.

**Lat4**= La cobija y la semilla son frescas desde el inicio del ciclo. El enriquecimiento de la semilla es 5.5%.

**UO<sub>2</sub>\_3.37**= Ensamble rectangular de óxido de uranio. El enriquecimiento de U-235 es de 3.37%.

**MOX\_3.93**= Ensamble rectangular de una mezcla de óxidos de plutonio y uranio. El Plutonio fisil tiene un enriquecimiento de 3.93%.

Como puede apreciarse en la Figura 2.6, para el caso Lat3 se tiene una reactividad comparable a la del UO<sub>2</sub> y MOX con un enriquecimiento de U-235 relativamente bajo (5.5%), sobretodo si tomamos en cuenta que la semilla representa el 42% del volumen del ensamble. A 30,000 MWd/T se tiene el quemado crítico para todos los casos excepto para el caso Lat4 el cual tiene el comportamiento más pobre, y el caso del UO<sub>2</sub> es el que mayor reactividad presenta antes de alcanzar el quemado crítico.

Con relación al coeficiente de reactividad por vacíos, el arreglo cobija-semilla propuesto es siempre negativo con un valor de -240 pcm a inicio de ciclo (BOC) y de -54 pcm a 60,000 MWd/T.

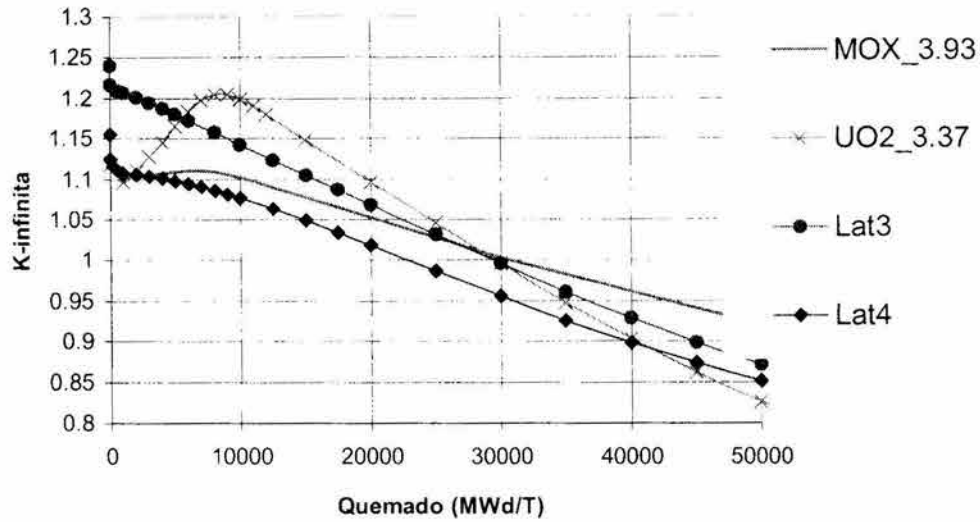


Figura 2.7 Factor de multiplicación infinita respecto al quemado para la celda triangular propuesta.

Con relación a la composición isotópica del combustible quemado, la Tabla 2.3 muestra el comportamiento de los diferentes isótopos a tres pasos de quemado: al inicio del ciclo (BOC), cuando se alcanza el quemado crítico ( $K_{\infty}=1$ ) que corresponde a 30,000 MWd/T y al fin de ciclo (EOC) que se eligió a los 55,000 MWd/T. La composición se expresa en porcentaje en peso de cada isótopo, es decir la masa de cada isótopo entre la masa total de metal pesado inicial, para cada uno de los ensambles. Los casos presentados en la tabla corresponden a LAT3, UO<sub>2</sub>\_3.37 y MOX\_3.93. Puede apreciarse que al final de la Tabla 2.3 se hace una comparación de la generación total de elementos transuránicos (del Np-237 al Cm-244), en donde se observa que el caso del ThO<sub>2</sub> tiene la menor producción de éstos (0.52%), siendo la mayor para el caso del combustible tipo MOX con 4.65% y para el caso del UO<sub>2</sub> es de 1.06%. La parte superior de tabla hace referencia a los isótopos fisiles y la inferior a los fértiles. La producción de Pu-239 y Pu-241 resulta ser casi un orden de magnitud menor para el ThO<sub>2</sub> en comparación con el óxido de plutonio, y la mitad si se le compara con el UO<sub>2</sub>, todo esto al final de ciclo de operación. El mismo comportamiento sigue el Pu-240 y Pu-242.

Tabla 2.3. Composición isotópica para distintos tipos de combustibles.

Composición	UO <sub>2</sub>			ThO <sub>2</sub> +UZr			UO <sub>2</sub> +PuO <sub>2</sub>			
	Quemado	BOC	Critica	EOC	BOC	Critica	EOC	BOC	Critica	EOC
Pa-233						0.0332	0.0398			
U-233						0.6889	0.6950			
U-235		3.3673	0.9766	0.1892	2.9549	1.0257	0.0479	0.4294	0.2354	0.1223
Pu-239			0.4192	0.3837		0.2120	0.1998	3.0452	1.8360	1.2307
Pu-241			0.0900	0.1238		0.0408	0.0615	0.8832	0.8166	0.6690
Th-232					46.3678	44.0769	42.8021			
Pa-231						0.0027	0.0032			
U-232						0.0289	0.0039			
U-234						0.0021	0.1893			
U-236			0.3952	0.4667		0.1313	0.0177		0.0392	0.0560
U-238		96.6327	94.7530	92.6389	50.6773	49.7862	48.8677	92.9793	91.2278	89.5673
Np-237			0.0311	0.0596		0.0196	0.0388		0.0107	0.0187
Np-238						0.0000	0.0001			
Np-239						0.0019	0.0023			
Pu-238			0.0089	0.0329		0.0003	0.0008	0.1450	0.1271	0.1408
Pu-240			0.1902	0.2841		0.0932	0.1446	1.9378	1.7251	1.4073
Pu-242			0.0324	0.1229		0.0133	0.0518	0.5800	0.6891	0.7959
Am-241			0.0032	0.0049		0.0019	0.0036		0.0842	0.0881
Am-243			0.0050	0.0320		0.0018	0.0117		0.1100	0.1745
Cm-242			0.0009	0.0025		0.0004	0.0012		0.0109	0.0161
Cm-244			0.0011	0.0171		0.0004	0.0051		0.0402	0.1122
Total Transuránicos			0.7820	1.0635		0.3856	0.5211	6.5913	5.4500	4.6533
Razón de Conversión (1)				0.1597			0.3427			

(1) Razón de Conversión== (Pa-233+U-233+Pu-239+Pu-241 a EOC)/ (U-235 a BOC-U-235 a EOC).

En la Tabla 2.3 también se reporta la razón de conversión, en donde se aprecia que el combustible de torio tiene una razón 2.15 veces mayor que la que presenta el combustible de UO<sub>2</sub>.

### 2.3 Ensamble combustible de torio

La Figura 2.8 muestra el ensamble combustible utilizado y propuesto en este trabajo. El diseño del ensamble combustible fue una tarea que consumió bastante tiempo ya que

requiere definir en forma muy precisa la geometría del ensamble así como la distribución de materiales. Esta etapa es descrita brevemente en el Apéndice A.

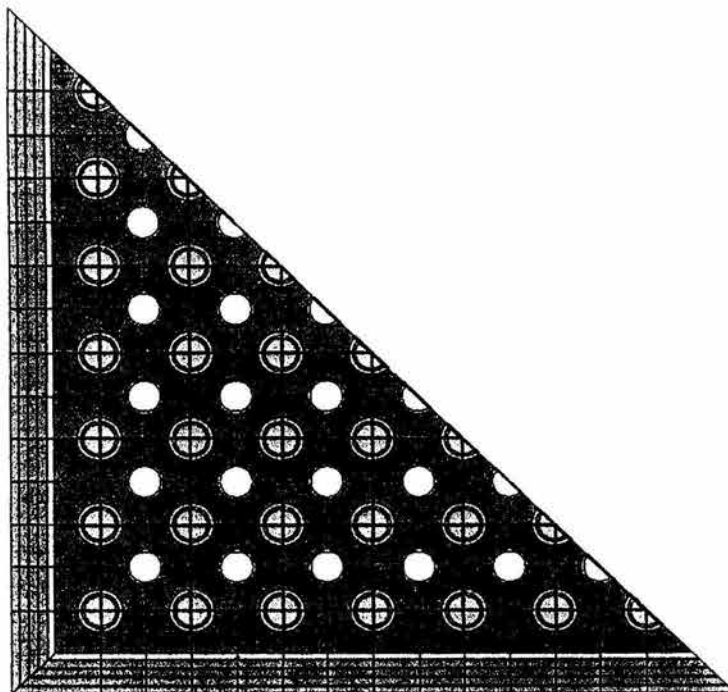


Figura 2.8. Ensamble completo donde se utiliza el concepto cobija (verde) semilla (gris), despliegue gráfico del código ORION.

## 2.4 Modelo con barra de control

A fin de simular las distintas condiciones de operación a la que está sujeto el combustible nuclear, fue necesario introducir al modelo de ensamble combustible la barra de control para tener en cuenta las condiciones de baja potencia y apagado, así como para determinar el margen de apagado de nuestro diseño, para que se permita garantizar una operación segura del combustible. El modelo de barra de control tiene las dimensiones estándar para un reactor del tipo BWR y fue modelada utilizando el código HELIOS en forma análoga a como se modeló el ensamble combustible. La barra de control cuenta en su interior con

pequeñas esferas de carburo de boro las cuales son altamente absorbentes de neutrones, permitiendo de esta manera disminuir el flujo de neutrones en el ensamble combustible, reduciendo en forma controlada la potencia que éste genera. La Figura 2.9 muestra un despliegue gráfico del código ORION del ensamble combustible con su respectiva barra de control.

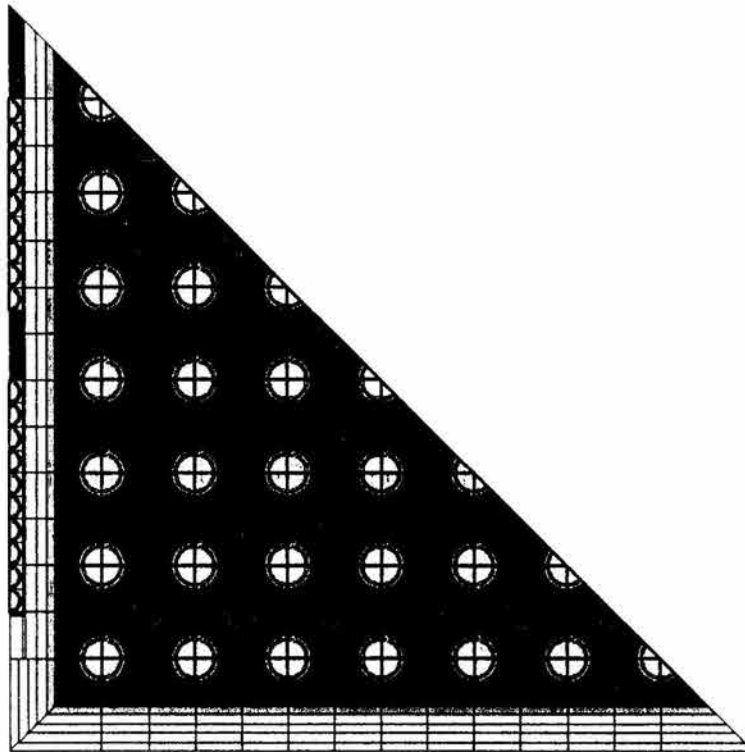


Figura 2.9. Ensamble combustible de torio con barra de control.

## 2.5 Generación de bancos de parámetros nucleares

La generación de bancos de datos nucleares es un proceso necesario para simular el estado estacionario y dinámico de un reactor. Esta tarea forma parte de una metodología desarrollada por el propietario del sistema HELIOS, el cual forma parte del sistema FMS (Fuel Management System) de la compañía Studsvik ScandPower INC y ha sido utilizada

por algunos investigadores nacionales (Cuevas et al., 2000, Hernández 2002). Detalles de la metodología seguida en este trabajo se encuentran descritos en el Apéndice B.

## Referencias

Edenius, M., Forssen, B., 1995. CASMO-4: A Fuel assembly burnup program, user's manual. Studsvik/SOA-95/1, Studsvik Energiteknik.

François, J.L., and Núñez, A., 2002. Neutronic study of an innovative BWR thorium-uranium fuel. In ANS Proc. Int. Conf. on the New Frontiers of Nuclear Technology (Physor 2002), Seoul, Korea, October 6-10.

G. F. Cuevas, C. C. Cortes Campos, J. L. Esquivel Torres, J. L. François, Actualización de la metodología para la Generación de Bancos de parámetros Nucleares para el Sistema de Administración de Combustible de la Central Laguna Verde. México Nuclear. Vol 1, No. 3 Septiembre-Diciembre, 2000, pp 81-93.

Hernández-Arteaga, Joel, Diseño Neutrónico de un Reactor Nuclear con Combustible Avanzado de Óxidos Mixtos de uranio-Plutonio (MOX), Escuela Superior de Física y Matemáticas. Instituto Politécnico Nacional, Tesis de Maestría, México D.F., 2002.

HELIOS 1.5 Methods, Studsvik Scandpower, September 1998.

Kim, M-H., and Woo, I-T., 2000. Once-through thorium fuel cycle options for the advanced PWR core. In ANS Proc. Int. Topl. Mtg. Reactor Physics, Mathematics and Computation and Nuclear Criticality Safety (Physor 2000), Pittsburgh, Pennsylvania, May 7-11.

Kim, T. K., and Downar, T. J., 2001. Thorium fuel in tight pitch LWR lattices. In ANS Trans., Milwaukee, USA, June 17-21, 2001, 84, 236-238.

Moore, R. L., Schnitzler, B. G., Wemple, C. A., 1995. MOCUP, MCNP/ORIGEN Coupling utility program, User manual, Idaho National Engineering Laboratory, INEL-95/0523.

Núñez-Carrera, A., François, J. L., and Espinosa-Paredes, G., 2004. Comparison between HELIOS critical calculations and PWR thorium cell burnup benchmark, *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 31 (7), 713-722.

Ronen, Y., 1986. Handbook of Nuclear Reactor Calculations, Vol III, CRC Press, EU.

SCANDPOWER, 1992. User manual for ORION.

Zhao, X., Pilat, E. E., Weaver, K.D., Hejzlar, P., 2000, A PWR Thorium cell burnup benchmark. ANS Reactor Physics, Mathematics and Computation and Nuclear Criticality Safety, PHYSOR 2000 Topical Meeting, May 7-12, Pittsburgh, USA.

# Capítulo 3

## Diseño del Ciclo en Equilibrio

### Introducción

En este capítulo se describe la estrategia seguida para el diseño del núcleo en equilibrio así como el patrón de recarga obtenido. Este proceso constituye el primer paso en una estrategia de recarga la cual puede ser optimizada utilizando diversos algoritmos matemáticos que al ser aplicados estratégicamente permiten extender la longitud del ciclo de operación y/o disminuir el enriquecimiento del combustible y por tanto su costo. Cabe mencionar que el proceso de optimización no será cubierto por este trabajo ya que esto es motivo de otro trabajo de investigación.

### 3.1 Lote de recarga

En reactores comerciales de potencia, sólo una fracción del núcleo es removida para ser sustituida por lotes de combustible fresco al final de cada ciclo de operación. Esto es lo que se le conoce como recarga de combustible. Si cada lote de combustible permanece en el reactor a lo largo de  $n$  ciclos de operación, entonces la fracción del núcleo que es remplazada en cada recarga es  $1/n$ . En promedio, el quemado por cada lote de combustible durante cada ciclo es  $Bd/n$ , donde  $Bd$  es el quemado de descarga. Para ilustrar la relación entre energía del ciclo, exceso de reactividad, quemado de descarga, y fracción de recarga



de combustible se adopta el modelo de L. E. Strawbridge, en el cual el reactor es considerado como una región homogénea en el que todos los ensambles combustibles están operando con la misma razón de absorción de neutrones. Con base a esto el factor de multiplicación se puede expresar por medio de una relación simple

$$k_{reactor} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n k_i \quad (3.1)$$

donde  $n$  es el número de lotes de combustible, cada uno con el mismo número de ensambles y  $k_i$  es el factor de multiplicación del lote  $i$ . Aunque ésta es una aproximación gruesa, la mayoría de los combustibles en el reactor son arreglados de tal forma que se obtenga un perfil de potencia más o menos uniforme.

En una recarga parcial de núcleo se asume que la descarga de combustible quemado permanece fija y que para cada ciclo de combustible se tiene la misma fracción de recarga utilizando la misma cantidad de combustible fresco enriquecido y que proporciona la misma energía (es decir los ciclos sucesivos están en equilibrio). Este patrón no existe para todos los ciclos. El ciclo inicial, el cual normalmente consiste enteramente de combustible fresco, es usualmente diseñado para un ciclo de quemado largo, ya que todos los costos de procesamiento asociados con el lote inicial de descarga deben ser considerados sobre el primer ciclo de quemado, mientras que descargas posteriores de ensambles acumulan quemado ciclo a ciclo. En suma, la carga inicial de combustible es usualmente diseñado con diferentes enriquecimientos.

Usualmente se requieren cinco ciclos para eliminar las perturbaciones de la carga inicial de combustible. El concepto de ciclo en equilibrio rara vez se alcanza en la práctica. Este concepto implica dos condiciones: Primeramente implica que los requerimientos de operación técnicos y económicos son invariantes con el tiempo. Segundo, esto implica que no se espera transitorios operacionales que alteren la energía del ciclo o la fracción de recarga. Ninguna de estas dos condiciones existe en la práctica. La importancia del concepto de “ciclo en equilibrio” es que permite tener un punto de referencia para evaluar

el costo del ciclo de operación y el desempeño del reactor. La mayoría de los ciclos actuales pueden ser pensados como ciclos de transición que nos llevarán al ciclo en equilibrio si el ciclo de operación permanece fijo sin ninguna perturbación operativa que cambie la energía del ciclo.

### **3.2 Diseño de núcleo en equilibrio**

Como se mencionó en el capítulo 2, el núcleo de la Central Laguna Verde fue escogido como base para el diseño del núcleo de equilibrio típico de un BWR. Este es un núcleo pequeño con 444 ensambles combustibles operando a una potencia nominal de 2027 MWt, por tanto el reto fue colocar los ensambles de cobija-semilla y cobija-dummy de tal forma que se obtenga una buena cría de U-233 mientras se tiene una distribución razonable de potencia para obtener una longitud deseada de ciclo. Los cálculos fueron hechos con el código CM-PRESTO (CM-PRESTO, 1992) que es un simulador neutrónico-termohidráulico estático en tres dimensiones. Los bancos de datos nucleares fueron generados con el sistema HELIOS 1.5 (HELIOS, 1998) y fueron procesados con TABGEN (TABGEN, 1992) para obtener las tablas de secciones eficaces como función del quemado, de los vacíos y de los vacíos pesados por la exposición (vacíos históricos). Estas tablas son usadas por CM-PRESTO, tal como se describió en el capítulo anterior.

La estrategia Haling (Haling, 1963) fue utilizada para obtener una longitud de ciclo de un año de operación a plena potencia (EFPD) con un eigenvalor blanco (*target*) al final del ciclo. Se simularon veintidós ciclos hasta que no se observó ningún cambio en la longitud del ciclo, potencia, quemado, y distribución de vacíos en el núcleo. El principio de Haling es comúnmente usado en BWR's para definir la estrategia de control de distribución de potencia. Este principio mantiene un perfil de potencia constante a través del ciclo que es igual a la distribución de potencia que tiene el combustible a condiciones de fin de ciclo. (EOC por sus siglas en inglés).

La estrategia general de carga es la siguiente: los ensambles frescos de cobija-dummy son primeramente cargados hacia la periferia en el núcleo durante su primer ciclo para producir su propio material fisil (principalmente U-233). En el siguiente ciclo el sub-ensamble de cobija será ensamblado con el sub-ensamble de semilla fresca para formar el ensamble de cobija-semilla (el sub-ensamble de zirconio es retirado en este momento) y reubicado en el núcleo. La ventaja de tener barras de cobija-semilla en el mismo ensamble combustible es que reduce la marcada diferencia de potencia entre la cobija y la semilla que se observan en otros diseños (Myung-Hyun Kim y Il-Tak Woo, 2000) y (Galperin et al., 1997) en los cuales estas dos regiones se encuentran separadas.

Se diseñó una recarga de 104 ensambles combustibles con un enriquecimiento promedio en U-235 del 7.5w/o en el sub-ensamble de semilla, para obtener una longitud de ciclo de 365 días a plena potencia; el sub-ensamble de cobija fresca contiene sólo barras de  $\text{ThO}_2$ . La Figura 3.1 muestra la localización de los diferentes ensambles combustibles, con la numeración de cada uno de ellos asignada por el simulador, para la simetría de un cuarto de núcleo. Los ensambles de cobija-dummy están localizados principalmente en la periferia del núcleo (color amarillo) para funcionar como reflectores y al mismo tiempo para favorecer la cría del Th-232 a U-233. Los ensambles de cobija-semilla frescos (los más reactivos de color verde) se localizan hacia la zona exterior del núcleo, previa a la periferia, para mejorar la cría de los ensambles cobija-barra ficticia y aplanar la distribución de potencia radial. El resto de los ensambles son colocados hacia el interior del núcleo a fin de obtener una distribución suave de potencia así como la longitud de ciclo deseado. Cabe mencionar que este acomodo se seleccionó después de intentar muchas otras combinaciones, pero los otros diseños probados producían picos de potencia importantes. El hecho de poner los ensambles "frescos" de cobija-semilla hacia la periferia proporciona un efecto de "anillo de fuego", lo cual tiende a aplanar la distribución de potencia radial.

												cobija
												semilla frescos
<b>44</b>	8	9	10	11	12	13	14					semilla 1 ciclo
<b>42</b>	23	24	25	26	27	28	29	30				semilla 2 ciclos
<b>40</b>	40	41	42	43	44	45	46	47	<b>48</b>			semilla 3 ciclos
<b>38</b>	59	60	61	62	63	64	65	<b>66</b>	67	68		
<b>36</b>	80	81	82	83	84	85	<b>86</b>	87	88	89	90	
<b>34</b>	102	103	104	105	106	<b>107</b>	108	109	110	111	112	
<b>32</b>	124	125	126	127	<b>128</b>	129	130	131	132	133	134	
<b>30</b>	146	147	148	<b>149</b>	150	151	152	153	154	155	156	
<b>28</b>	168	169	<b>170</b>	171	172	173	174	175	176	177	178	
<b>26</b>	190	<b>191</b>	192	193	194	195	196	197	198	199	200	
<b>24</b>	<b>212</b>	213	214	215	216	217	218	219	220	221	222	
	23	25	27	29	31	33	35	37	39	41	43	

Figura 3.1. Diseño del núcleo en equilibrio

El modelo termohidráulico se ajustó para tomar en cuenta la diferencia en la resistencia al flujo entre los ensambles cobija-semilla y los ensambles cobija-dummy, ya que estos últimos producen muy poca energía. Específicamente se redujo el área del orificio (estrangamiento) por donde entra el refrigerante en los ensambles cobija-dummy.

### 3.3 Principales parámetros del ciclo en equilibrio

A continuación se muestran algunos de los resultados que se obtuvieron a condiciones de operación en caliente a plena potencia. Los diagramas corresponden a despliegues gráficos proporcionados por el código CM-PRESTO. Para cada parámetro se muestran los perfiles axiales y radiales.

En la Figura 3.2 se muestra que el perfil de potencia axial promedio del núcleo es relativamente plano, característico de una simulación tipo Haling, observándose un decremento en los extremos del combustible, debido a la fuga de neutrones en los bordes del combustible. Este perfil de potencia asegura un quemado uniforme de las pastillas combustibles en la dirección axial. El perfil de potencia radial muestra claramente que la mayor generación de potencia se lleva a cabo en la parte central del núcleo y es en la periferia donde se colocan los ensambles de dummy-cobija para el proceso de cría de U-

233. La Figura 3.3 muestra la distribución radial de potencia en un cuarto de núcleo. Todas las distribuciones radiales corresponden a salidas del código CM-PRESTO, de ahí el porqué algunos textos se encuentran en inglés. El termino *SCAL POWER* hace referencia al multiplicador de escala.

En las Figuras 3.4 y 3.5 se muestran la distribución del quemado axial y radial del combustible respectivamente, la cual es similar a la mostrada por el perfil de potencia, esto debido a la correlación de estos parámetros.

En las Figuras 3.6 y 3.7 se observa la distribución axial y radial de la fracción de vacíos, donde el promedio obtenido con el diseño del núcleo propuesto es de 0.39, la cual es característica de un BWR a plena potencia para reactores comerciales. Se observa también que conforme nos desplazamos hacia la parte superior del núcleo, la fracción de vacíos aumenta debido al calentamiento progresivo del líquido ascendente. Por otro lado al generarse mayor potencia en la parte central del núcleo, la fracción de vacíos en esta zona es considerablemente mayor que en la periferia.

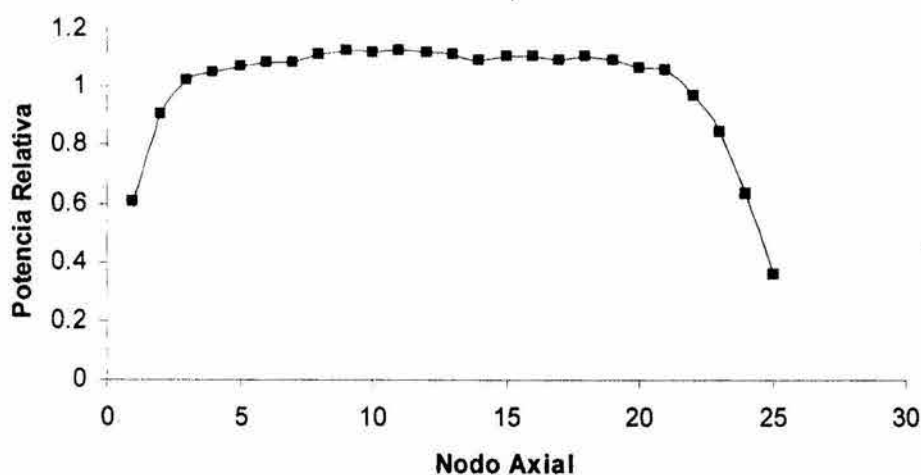


Figura 3.2. Distribución de potencia axial

\*\*\*\*\*

\* POW \* CHANNEL MEAN DISTRIBUTION UNIT= - SCAL POWER = -2

\*\*\*\*\*

I/J	23	25	27	29	31	33	35	37	39	41	43	
.44	22	22	22	23	22	20	14					
42	97	96	99	101	101	94	80	25				
40	47	92	46	123	49	119	40	85	27			AVG VALUE = 100.0
38	141	136	106	128	130	134	114	40	85	25		
36	141	125	130	113	133	123	128	114	40	80	16	MAX VALUE = 143.8
34	132	141	124	134	139	140	123	135	120	94	19	I,J = (24,31) CHANNEL = 216
32	144	129	138	124	117	139	133	130	49	101	23	
30	129	141	129	126	124	134	113	128	124	102	24	MIN VALUE = 14.4
28	126	128	127	130	138	124	130	106	46	99	22	I,J = (44,35) CHANNEL = 14
26	122	124	128	141	129	141	125	136	92	96	22	
24	120	122	126	129	144	132	141	141	48	97	22	

Figura 3.3. Distribución de potencia relativa

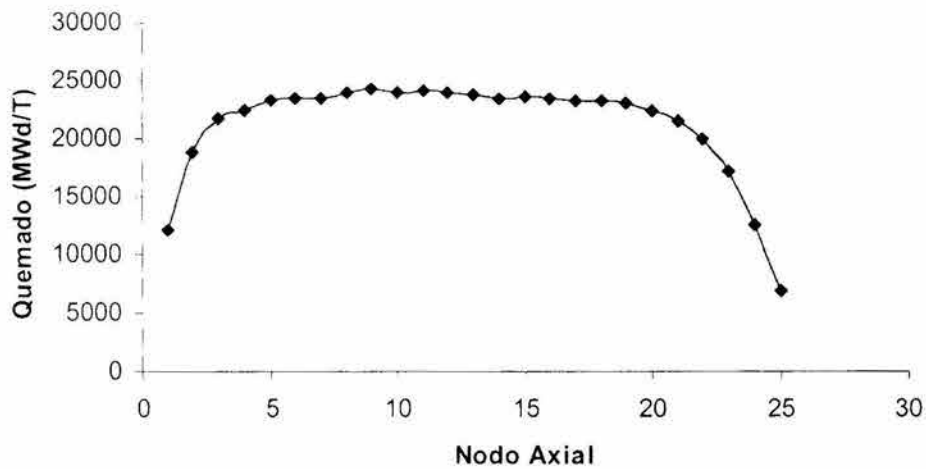


Figura 3.4. Quemado axial del combustible

```

*****
* BUR      *          CHANNEL MEAN DISTRIBUTION      UNIT=MWD/TU      SCAL POWER = 2
*****

I/J   23  25  27  29  31  33  35  37  39  41  43
.
44   47  47  48  50  47  43  31
42   97  96  98  101 100 94  79  53
40  102 457 99  123 105 119 85  85  58          AVG VALUE = 212.0
38  141 135 457 207 226 134 233 86  85  53
36  242 384 265 471 266 365 212 233 85  80  34  MAX VALUE = 471.4
34  366 235 398 274 239 225 365 134 119 94  40  I,J = (36,29)  CHANNEL = 83
32  242 394 260 388 458 239 267 226 105 100 48
30  370 236 353 361 388 275 469 207 123 101 51  MIN VALUE = 30.8
28  351 334 359 341 260 398 265 457 99  99  48  I,J = (44,35)  CHANNEL = 14
26  360 356 335 236 395 235 385 135 457 96  47
24  356 360 351 370 242 366 242 141 102 97  47

```

Figura 3.5. Distribución de quemado

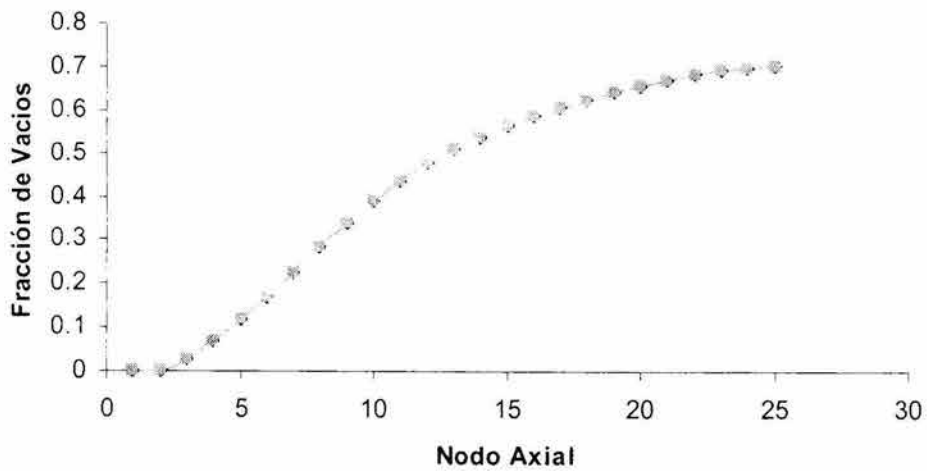


Figura 3.6. Distribución de fracción de vacíos axial

```

* VOID *          CHANNEL MEAN DISTRIBUTION      UNIT= -      SCAL POWER = -3
*****

I/J   23  25  27  29  31  33  35  37  39  41  43

44   361 362 371 391 377 352 258
42   350 350 360 377 372 354 283 396
40   581 325 581 438 606 431 547 298 409          AVG VALUE = 426.4
38   483 470 378 453 459 476 411 546 298 397
36   482 437 448 400 462 442 457 412 547 284 278   MAX VALUE = 605.9
34   454 477 430 458 477 487 443 476 432 354 338   I,J = (32,39)  CHANNEL = 132
32   482 439 463 425 411 478 462 459 606 373 382
30   438 472 439 432 426 458 401 453 439 378 393   MIN VALUE = 258.2
28   426 436 431 443 464 430 448 378 581 361 372   I,J = (44,35)  CHANNEL = 14
26   411 418 436 473 439 477 437 470 325 351 364
24   408 411 426 438 482 454 482 484 581 351 362

```

Figura 3.7. Distribución de vacíos radial

En la Figura 3.8 y 3.9 se presentan las gráficas de la razón de generación de calor lineal en el núcleo (LHGR por sus siglas en inglés) axial y radial respectivamente. Se observa que este importante límite térmico de seguridad presenta valores bajos, comparables a los de núcleos de BWR que utilizan combustible de uranio.

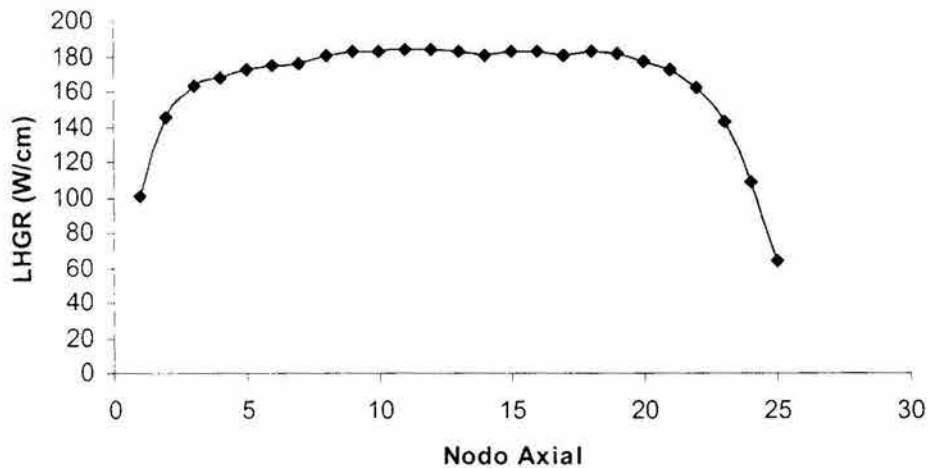


Figura 3.8. Distribución de la razón de generación de calor lineal (LHGR)



```

*****
* XLHGR *CHANNEL MEAN DISTRIBUTION      UNIT=W/CM      SCAL POWER = 0
*****

I/J   23  25  27  29  31  33  35  37  39  41  43
,
44    62  61  62  66  62  56  40
42    171 169 173 178 176 166 141 69
40    134 130 130 213 137 207 112 150 76          AVG VALUE = 164.5
38    241 233 149 206 205 231 179 113 151 69
36    221 177 200 158 204 176 204 179 112 142 44  MAX VALUE = 241.5
34    188 223 175 205 218 223 176 231 207 166 52  I,J = (24,37)  CHANNEL = 219
32    225 182 212 175 165 218 204 205 138 177 63
30    183 222 184 179 175 205 159 206 214 178 67  MIN VALUE = 40.1
28    180 186 182 187 212 175 200 149 131 174 63  I,J = (44,35)  CHANNEL = 14
26    174 177 186 222 182 223 177 233 130 169 62
24    172 174 180 183 225 188 221 241 134 171 62

```

Figura 3.9. Distribución de la razón de generación de calor lineal (LHGR)

### 3.4 Margen de apagado

El margen de apagado (SDM, por sus siglas en inglés) se calcula a partir de la diferencia entre la K efectiva crítica para condiciones frías y la K efectiva del núcleo con las barras de control insertadas y la barra de mayor valor fuera (SRO, por sus siglas en inglés) y el núcleo libre de xenón. Esta diferencia debe ser mayor al 1%  $\Delta K$  para efectos de diseño, es decir

$$SDM = K_{\text{blanco en frío}} - K_{SRO} > 0.01 \quad (3.2)$$

Se calculó el margen de apagado para el inicio del ciclo (BOC por sus siglas en inglés) y éste fue de 0.57%  $\Delta k$  con un eigenvalor de referencia (target) igual a 1.0, el cual es mayor a 0.37%  $\Delta k$ , valor de las especificaciones técnicas de operación, pero es menor a 1%  $\Delta k$  usado para propósitos de diseño.

Con base a lo anterior, ya que el diseño original propuesto en el Capítulo 2 no satisface con este criterio de margen de apagado, fue necesario proponer dos posibles alternativas a fin de no violar este criterio. La primera de ellas fue introducir un nodo en la parte superior del ensamble con 10 barras de gadolinio al 1%, y la segunda fue el introducir algunos nodos de uranio natural en la parte superior e inferior del ensamble combustible. Los casos analizados fueron:

**Sdm3d\_10g1:** Sin nodos de uranio natural y un nodo en la parte superior del ensamble con 10 barras de gadolinio al 1%.

**Sdm3d\_unat:** 1 nodo de uranio natural en la parte baja, 2 nodos de uranio natural en la parte superior y sin gadolinio.

**Sdm3d\_unat0:** Sin nodos de uranio natural y sin nodos de gadolinio.

**Sdm3d\_unat2:** 1 nodo de uranio natural en la parte baja, 1 nodo de uranio natural en la parte superior y sin nodos de gadolinio.

**Sdm3d\_unat3:** 1 nodo de uranio natural en la parte superior y sin nodos de gadolinio.

Se calculó el margen de apagado para el inicio del ciclo (BOC por sus siglas en inglés) para cada uno de los casos anteriormente descritos y con un eigenvalor de referencia (target) igual a 1.0.

Tabla 3.1. Margen de apagado para los distintos diseños de combustible.

Caso	ARI	SRO	SDM % $\Delta k$	Longitud de ciclo (días)
<b>Sdm3d_10g1</b>	0.9778	0.9836	1.64	370
<b>Sdm3d_unat0</b>	0.9858	0.9912	0.88	370
<b>Sdm3d_unat</b>	0.9173	0.9635	3.65	341
<b>Sdm3d_unat2</b>	0.9190	0.9605	3.95	353
<b>Sdm3d_unat3</b>	0.9361	0.9652	3.48	365

De la Tabla 3.1 se observa que todos los casos excepto **Sdm3d\_unat0** satisfacen el criterio de margen de apagado, sin embargo el caso **Sdm3d\_10g1** es el que presenta mayor longitud de ciclo (igual al caso original), por lo que este caso fue seleccionado como la mejor opción para el diseño del combustible. La columna ARI (All Rod In, por sus siglas en inglés) se utiliza únicamente como cálculo de comparación y hace referencia al factor de multiplicación con todas las barras de control insertadas.

Una vez concluido la etapa de diseño del ensamble combustible y del núcleo del reactor se procedió a estudiar su comportamiento bajo condiciones transitorias de operación la cual se describe en los siguientes dos capítulos.

### 3.5 Maniobra de recarga

En la sección 3.2 se mencionó que los ensambles frescos de cobija-dummy son primeramente cargados hacia la periferia del núcleo durante su primer ciclo para producir U-233 que es el material fisil. En el siguiente ciclo el sub-ensamble de cobija es ensamblado con el sub-ensamble de semilla fresca para formar el ensamble de cobija-semilla.

La sustitución del sub-ensamble de zirconio por el sub-ensamble de semilla durante la maniobra de recarga se realiza de la siguiente manera: a) Un mecanismo sujeta por la parte

superior el sub-ensamble de barras dummy extrayéndolo y depositándolo en la alberca de combustible gastado en forma provisional, ya que será reutilizado insertándolo nuevamente en los ensambles frescos de la periferia del núcleo. b) Posteriormente el mismo mecanismo introduce el sub-ensamble de semilla en el hueco dejado por las barras dummy. Los sub-ensamble de circonio y de semilla fresca forman un arreglo geométrico similar al de las barras de control de un reactor de agua a presión (PWR) las cuales se mueven por la parte superior de la vasija similar a una "araña". c) Finalmente el ensamble cobija-semilla es colocado en la posición que ocupará durante el ciclo de quemado correspondiente de acuerdo a la figura 3.1.

El costo estimado de las maniobras de recarga fueron considerados en la sección 6.3 *Costo de la recarga de equilibrio*.

## Referencias

Galperin, A., Reicher, P., and Radkowsky, A. "Thorium Fuel Cycle for Light Water Reactor Reducing Proliferation Potential of Nuclear Power Fuel Cycle," *Science & Global Security*, **Vol. 6**, pp. 265-290 (1997).

Haling, R. K., 1963. Operating strategy for maintaining an optimum power distribution throughout life. ANS Topical Meeting on Nuclear Performance of Power Reactor Cores. TID 7672.

Myung-Hyun Kim, Il-Tak Woo. "Once-Through Thorium Fuel Cycle Options for the Advanced PWR Core", ANS Reactor Physics, Mathematics and Computation and Nuclear Criticality Safety Topical Meeting (Physor 2000), Pittsburgh, Pennsylvania, May 7-11, 2000.

Scandpower, User Manual for CM-PRESTO-91 (1992).

Scandpower, User Manual for TABGEN (1992).

Studsvik Scandpower, HELIOS 1.5 Methods. September (1998).

# Capítulo 4

## Modelo Neutrónico y Termohidráulico

### Introducción

Con la finalidad de evaluar el comportamiento del núcleo diseñado con el concepto cobija-semilla bajo condiciones de transitorio y realizar un análisis de estabilidad, se partió de un código de cómputo, el cual originalmente había sido utilizado para el análisis de estabilidad lineal y análisis de transitorios operacionales utilizando modelos en el dominio del tiempo y en el dominio de la frecuencia. El código fue adaptado para combustibles típicos de  $UO_2$  y cobija-semilla de torio, con la finalidad de hacer comparaciones directas entre estos dos tipos de combustible. El código lee los datos de condiciones iniciales, condiciones de frontera, datos de entrada del modelo para la configuración del núcleo y para ejecutar las rutinas del modelo. El programa permite además, crear archivos de escritura, almacenar información en archivos en cualquier condición de la simulación y perturbar las condiciones de entrada como función del tiempo [Espinosa, et. al., 2001].

La estructura del código está formada por dos grandes módulos, uno de ellos se basa en modelos dinámicos y se denominó como modelos en el dominio del tiempo; y el segundo módulo lo conforman los modelos en el dominio de la frecuencia. En el dominio del tiempo se modela el comportamiento de la vasija del reactor, donde se simulan los procesos neutrónicos y termohidráulicos. Los fenómenos neutrónicos se aproximan con un modelo puntual de la cinética neutrónica y los efectos de la reactividad considerados son: la fracción de vacíos, temperatura del moderador, y densidad de las barras de control.

Considera además efectos de calor residual en seis grupos. Los procesos termohidráulicos fueron divididos en los siguientes modelos: núcleo, pleno inferior, pleno superior, sistema de recirculación, envolvente del núcleo y domo de la vasija. El núcleo se representa por una barra de combustible promedio. Se modelan también los fenómenos de transporte en una y dos fases. Los fenómenos relacionados con flujo en dos fases, consideran ebullición subenfriada y ebullición nucleada.

Este modelo es utilizado para realizar el análisis de estabilidad y de transitorios para el caso de un núcleo cargado con combustible de torio el cual ya fue descrito en el Capítulo 3. El núcleo de Laguna Verde con 444 ensamblajes combustibles y 109 barras de control fue considerado como un núcleo estándar de un reactor típico del tipo BWR.

En la Figura 4.1 se presenta el modelo físico que representa el reactor de un BWR típico usado para diseñar el código.

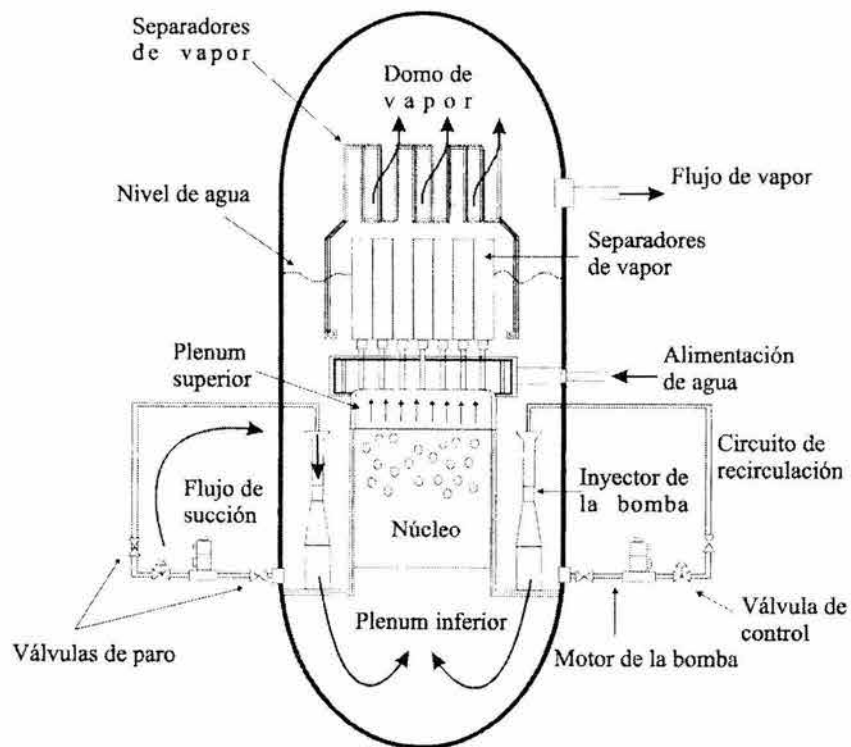


Figura 4.1. Representación actual del reactor en el código.

Los principales cambios al código correspondieron al modelo de cinética neutrónica y al modelo hidráulico para tener en cuenta la nueva geometría del ensamble combustible. Se adicionaron modelos que permiten simular los sistemas de control del reactor como: controlador de nivel, controlador de flujo de vapor, controlador de flujo de agua de alimentación y sistema de recirculación. También se consideró un modelo de flujo crítico para simular adecuadamente el cierre de válvulas de aislamiento de vapor principal (MSIV's, por sus siglas en inglés). Los detalles de estos modelos se describen en el Apéndice C.

A continuación se describen los modelos principales del código en forma resumida.

#### **4.1 Modelo de la cinética neutrónica y generación de potencia en el reactor**

Para describir en forma global la potencia en estado estacionario y transitorio, la distribución de flujo puede aproximarse a:

$$\phi(r, z, t) \approx \Psi(r)\phi(z)n(t) \quad (4.1)$$

donde  $\Psi(r)$  es la distribución radial que permanece invariable en el tiempo,  $\phi(z)$  es la distribución de flujo dependiente de la posición axial invariable en el tiempo y  $n(t)$  es el flujo promedio en el núcleo dependiente en el tiempo.

La cinética neutrónica es simulada con un modelo puntual con un grupo de energía, seis precursores de neutrones retardados y seis grupos de calor de decaimiento.



### 4.1.1 Ecuaciones de la cinética puntual

Para el cálculo de flujo promedio, se utilizan las siguientes ecuaciones de la cinética puntual

$$\frac{dn}{dt} = \left[ \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} \right] n(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t) \quad (4.2)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} n(t) - \lambda_i C_i(t), \quad i = 1, 2, \dots, 6 \quad (4.3)$$

El flujo  $n(t)$  se normaliza para representar una fracción de la población neutrónica total. La reactividad total  $\rho(t)$  depende esencialmente del tiempo, sin embargo, es una función cuasi-estática que depende principalmente de los mecanismos de retroalimentación y el movimiento de barras de control. El producto de la concentración de los precursores  $C_i$  y la constante de decaimiento  $\lambda_i$  representa el decaimiento de los precursores de neutrones retardados.

El término  $\beta_i n(t) / \Lambda$  representa la producción de precursores, donde  $\beta_i$  es la fracción de producción individual de los precursores de neutrones retardados y  $\Lambda$  es el tiempo promedio entre generaciones.

La fracción total de neutrones retardados está dada por:

$$\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i \quad (4.4)$$

En simuladores y códigos de análisis de plantas nucleares se considera el quemado de combustible ya que afecta los parámetros nucleares y repercute directamente en la población de neutrones. El quemado afecta la fracción total de neutrones retardados  $\beta$  y los mecanismos de retroalimentación  $\rho$ .

El modelo cinético utilizado es puntual como se mencionó anteriormente, por lo que fue necesario recurrir a un colapsamiento de parámetros a fin de representar el núcleo bajo el concepto cobija-semilla en forma puntual. Otro punto a considerar es que el núcleo es considerado dentro de un ensamble promedio. El modelo cinético y el proceso de colapsamiento se describen a continuación.

#### 4.1.2 Colapsamiento de parámetros cinéticos

Las Figuras 4.2 y 4.3 muestran la distribución radial de la potencia relativa así como el quemado de los diversos elementos combustibles para medio núcleo. Estos valores corresponden a los proporcionados por el código CM-PRESTO para el núcleo de equilibrio. Para ello se consideró que los ensambles centrales (cobija-semilla) cuentan con 10 barras con un nodo de gadolinio en la parte superior del ensamble al 1% y un quemado de cobija a 3000 MWd/T para satisfacer el criterio de margen de apagado (ver sección 3.4). Los ensambles de la periferia corresponden a los del tipo cobija-dummy (barra ficticia de circonio) y los centrales a los cobija-semilla (ver Figura 3.1, Capítulo 3).

22	22	22	23	22	20	14				
97	96	99	101	101	94	80	25			
47	92	46	123	49	119	40	85	27		
141	136	106	128	130	134	114	40	85	25	
141	125	130	113	133	123	128	114	40	80	16
132	141	124	134	139	140	123	135	120	94	19
144	129	138	124	117	139	133	130	49	101	23
129	141	129	126	124	134	113	128	124	102	24
126	128	127	130	138	124	130	106	46	99	22
122	124	128	141	129	141	125	136	92	96	22
120	122	126	129	144	132	141	141	48	97	22

Figura 4.2. Potencia radial relativa \*100 para un cuarto de núcleo.

0	0	0	0	0	0	0				
0	0	0	0	0	0	0	0			
0	365	0	0	0	0	0	0	0		
0	0	351	79	97	0	119	0	0	0	
101	260	135	359	134	241	85	119	0	0	0
234	94	274	141	100	85	242	0	0	0	0
98	266	123	265	341	100	134	97	0	0	0
241	96	225	236	265	141	356	80	0	0	0
226	207	233	212	123	274	135	352	0	0	0
239	233	207	96	266	94	260	0	365	0	0
236	239	226	242	99	235	101	0	0	0	0

Figura 4.3. Quemado MWd/T/100 para un cuarto de núcleo.

El código ZENITH proporciona el valor numérico de los parámetros betas, velocidades, lambdas, etc., por canal neutrónico y estos se ajustaron tomando en cuenta los siguientes criterios:

- Los neutrones retardados ( $\beta$ ) se ajustaron linealmente como una función del quemado.
- Las lambdas y velocidades no fueron ajustadas en función del quemado debido a que prácticamente presentan un comportamiento constante.

El colapsamiento final se llevó a cabo utilizando como función de peso el flujo neutrónico de acuerdo a las siguientes expresiones:

Los neutrones retardados ( $\beta$ ) están pesados por el flujo neutrónico  $\phi_i$  por nodo neutrónico de acuerdo con

$$\beta = \frac{\sum_i \beta_i \phi_i}{\sum_i \phi_i} \quad (4.5)$$

con relación a la constante de decaimiento ( $\lambda$ ) se determina mediante la ecuación

$$\lambda = \frac{\sum_i \lambda_i \phi_i}{\sum_i \phi_i} \quad (4.6)$$

el tiempo de generación de neutrones ( $\Lambda$ ) para todo el núcleo se calcula por medio de la siguiente expresión:

$$\Lambda = \frac{1}{(\Sigma_{a1} + D_1 B_1^2 + \Sigma_{a2} + D_2 B_2^2) v} \quad (4.7)$$

donde  $v$  es la velocidad de los neutrones,  $\Sigma_a$  las secciones eficaces macroscópicas de absorción,  $D$  el coeficiente de difusión y  $B$  el buckling geométrico para el grupo rápido (1) y térmico (2). Estos parámetros fueron obtenidos con el código PETRA [1983]. La siguiente Tabla 4.1 muestra una comparación entre los valores típicos de neutrones retardados para el clásico combustible de  $UO_2$  y los obtenidos para el núcleo de torio (cobija-semilla) propuesto. Los valores presentados para el caso del combustible  $UO_2$  a inicio de ciclo (BOC por sus siglas en inglés) fueron tomados del FSAR de Laguna Verde (CFE, 1979).

Tabla 4.1. Comparación de fracción de neutrones retardados para el combustible cobija-semilla y el de  $UO_2$ .

Combustible	$\beta_1$	$\beta_2$	$\beta_3$	$\beta_4$	$\beta_5$	$\beta_6$	$\beta$
$UO_2$	2.47E-04	1.38E-03	1.22E-03	2.65E-03	8.32E-04	1.69E-04	6.50E-03
Cobija-Semilla	2.72E-04	1.26E-03	1.20E-03	2.86E-03	1.21E-03	4.55E-04	7.16E-03

Puede apreciarse que para el caso del combustible cobija-semilla la fracción total de neutrones retardados ( $\beta$ ) es 10% mayor que el correspondiente para el caso de combustible de  $UO_2$ . El U-233 presenta una fracción de neutrones retardados menor que el U-235, la del torio es un orden de magnitud mayor que la del U-235 y es la que finalmente domina. Una fracción de neutrones retardados mayor origina que el periodo del reactor sea mayor proporcionando un mayor control sobre la población de neutrones.

Análogamente la siguiente Tabla 4.2 comparativa muestra la constante de decaimiento  $\lambda_i$ , que representa el decaimiento de los precursores de neutrones retardados para el U-235 y los obtenidos para el núcleo de torio.

Tabla 4.2. Comparación de constante de decaimiento para el combustible cobija-semilla y el de  $UO_2$ .

Combustible	$\lambda_1$	$\lambda_2$	$\lambda_3$	$\lambda_4$	$\lambda_5$	$\lambda_6$
$UO_2$	1.27E-02	3.17E-02	1.2E-01	3.1E-01	1.40E+00	3.87E+00
Cobija-Semilla	1.30E-02	3.21E-02	1.3E-01	3.5E-01	1.40E+00	3.96E+00

De esta tabla puede apreciarse que las constantes de decaimiento para cada grupo son muy similares. Con base a los resultados de las Tablas 4.1 y 4.2 puede verse que el comportamiento cinético para ambos combustible será prácticamente el mismo, por lo que el comportamiento termohidráulico marcará la diferencia entre ambos combustibles durante transitorios operacionales.

#### 4.1. 3 Mecanismos de retroalimentación

La reactividad total  $\rho(t)$  que aparece en la Ec. (4.2) es el parámetro que incluye los efectos que producen los transitorios de flujo y, por lo tanto, en la concentración de precursores del modelo de la cinética puntual. La reactividad total es la suma de los mecanismos de retroalimentación individuales, los cuales son: reactividad por variación en la fracción de vacíos  $\rho_v(t)$  en el núcleo del reactor, la reactividad por el efecto Doppler en el combustible

$\rho_d(t)$ , la reactividad debido a cambios en la temperatura del moderador  $\rho_m(t)$ , la reactividad por barras de control  $\rho_b(t)$  debido al movimiento parcial o inserción total de barras (SCRAM de reactor).

$$\rho(t) = \rho_v(\bar{\varepsilon}_g(t)) + \rho_d(\bar{T}_f(t)) + \rho_m(\bar{T}_m(t)) + \rho_b(z(t)) \quad (4.8)$$

### ***Reactividad por fracción de vacíos***

Los reactores del tipo BWR operan en condiciones de flujo en dos fases y al incrementarse la ebullición, la densidad del moderador disminuye, esto produce una disminución en la absorción de neutrones en el moderador produciendo un efecto positivo. La disminución en la moderación de neutrones es un efecto negativo en la reactividad y predomina sobre el efecto positivo de la disminución en la absorción de neutrones.

### ***Reactividad por efecto Doppler***

Este efecto de retroalimentación cuantifica los efectos de los neutrones al ser absorbidos por picos resonantes de los núcleos blancos ( $^{238}\text{U}$ ,  $^{239}\text{Pu}$ ,  $^{232}\text{Th}$ , etc.). Al incrementar la temperatura del combustible, la sección eficaz de absorción se ensancha, disminuyendo la probabilidad de que los neutrones escapen a las resonancias, produciendo una inserción de reactividad negativa.

### ***Reactividad por temperatura del moderador***

Al igual que la reactividad por fracción de vacío, este mecanismo de retroalimentación afecta directamente la densidad del moderador produciendo un aumento en la absorción de neutrones cuando la densidad del moderador aumenta. Cuando la temperatura aumenta, se induce reactividad negativa. Este efecto de retroalimentación es mucho menos fuerte que los dos anteriores en un BWR.

### ***Reactividad por barras de control***

Al iniciar un apagado de emergencia del reactor se insertan las barras de control, logrando que los neutrones sean absorbidos. La inserción de reactividad por este efecto se cuantifica con la densidad de barra de control, definida por:

$$CR = \left[ 1 - \frac{\text{posición de barras}}{109 \text{ barras}} \right] \quad (4.9)$$

La densidad de barra toma el valor de cero cuando las 109 barras están fuera del núcleo y toma un valor de 1 cuando todas las barras están insertadas. La expresión para cuantificar los efectos de barras de control se obtiene de la aproximación de Morales que se reporta en [Ramos, et. al. 1991]. El tiempo de actuación es aproximadamente de 3.87 segundos con un tiempo de retraso de 0.3 segundos, entonces la densidad de barra de control depende de la velocidad de las barras de control y del patrón de barras.

## **4.2 Termohidráulica del núcleo**

El modelo termohidráulico es usado para describir el comportamiento del plenum inferior y superior del núcleo del reactor. Para cuestiones de modelado, el núcleo del reactor es representado por un canal promedio y los parámetros termohidráulicos a determinar en cada nodo del canal son: la fracción de vacío  $\alpha$ , la temperatura del moderador  $T_m$ , los flujos  $w$  y entalpías  $h$  del líquido y del vapor. Para obtener estos parámetros se propone un planteamiento de cinco ecuaciones de conservación:

1. Masa de líquido.
2. Masa de vapor.

3. Energía de Mezcla, dos ecuaciones de energía: una para la fase líquida y otra para la fase vapor (a condiciones de saturación), permitiendo desequilibrio termodinámico entre las fases.
4. Momento de Mezcla.

El planteamiento de ecuaciones se hace con base a un canal promedio cuyo canal hidráulico unitario se muestra en la Figura 4.4.

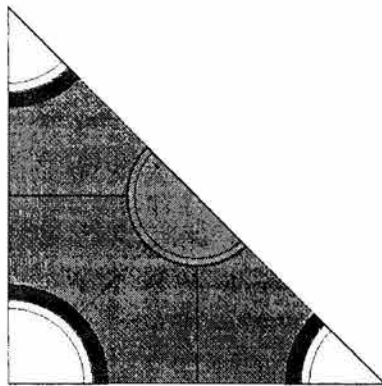


Figura 4.4. Diagrama esquemático de un canal promedio.

Con las cinco ecuaciones de conservación y usando como ecuación constitutiva la relación de Zuber y Findlay (1965), conocida como flujos relativos (“drift-flux”), se puede predecir separación de fases, flujo en contracorriente, flujo inverso y ausencia de equilibrio termodinámico.

#### 4.2.1 Ecuaciones de conservación

Las ecuaciones de conservación en su forma diferencial son promediadas en volumen y provienen de la Ref. (Jones, 1981). Las ecuaciones se obtienen considerando las relaciones de transporte típicas en una sola fase para un volumen de control diferencial (Todreas et. al, 1990, Brid et. al., 1979). Luego son promediadas en volumen y se integran aplicando la regla de Leibnitz y el teorema de divergencia de Gauss. Como resultado de esta integración



se obtiene un conjunto de ecuaciones de conservación para cada fase. Las hipótesis y suposiciones para el planteamiento de las ecuaciones de conservación son las siguientes:

- S.1 Se considera una dimensión y estado transitorio.
- S.2 Se supone un canal promedio del núcleo del reactor.
- S.3 En ebullición subenfriada, se supone vapor saturado.
- S.4 En postsecado, se supone líquido saturado.
- S.5 Para considerar efectos de flujos relativos se usa el modelo de Findlay (1965).
- S.6 La potencia volumétrica se concentra en la fase líquida.
- S.7 Se considera sección transversal constante.
- S.8 Se supone equilibrio mecánico entre fases ( $P = P_v = P_l$ ).
- S.9 Se desprecia el término de disipación viscosa en la ecuación de energía.
- S.10 Se desprecian los efectos de energía cinética y potencial.
- S.11 La distribución es uniforme en cada una de las fases.

Para propósitos de modelado, el canal promedio es dividido en nodos axiales de longitud  $\Delta z$ , en los cuales se calculan los parámetros termohidráulicos como se muestra en la Figura 4.5

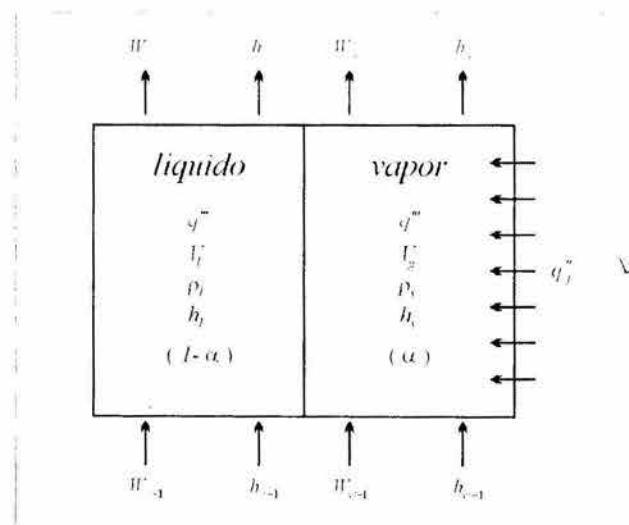


Figura 4.5 Nodo bifásico

#### 4.2.2 Ecuación de conservación de masa

Las ecuaciones de conservación de masa para la fase vapor y líquido se expresan como:

Fase vapor

$$\frac{\partial}{\partial t}[\rho_v \alpha] + \frac{\partial}{\partial z}[\rho_v \alpha u_v] = \Gamma \quad (4.10)$$

Fase líquida

$$\frac{\partial}{\partial t}[\rho_l(1-\alpha)] + \frac{\partial}{\partial z}[\rho_l(1-\alpha)u_l] = -\Gamma \quad (4.11)$$

Donde  $\Gamma$  es el término de generación de vapor en la interfaz vapor-líquido,  $\rho$  la densidad y  $u$  es la velocidad del fluido. Los subíndices  $v$  y  $l$  indican vapor y líquido, respectivamente. Por otra parte  $\Gamma$  se expresa como la contribución de dos términos:

$$\Gamma = \Gamma_w + \Gamma_b \quad (4.12)$$

donde la razón de generación de la pared  $\Gamma_w$  se expresa como:

$$\Gamma_w = \frac{q'' P_H}{A_f \left\{ h_{fg} + C_p \left[ (T_s - T_l) + \frac{1}{2} \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right) (T_w - T_s) \right] \right\}} \quad (4.13)$$

en esta expresión  $P_H$  es el perímetro calentado,  $q''$  el flujo de calor,  $T_w$  la temperatura de la pared y  $T_s$  la temperatura de saturación. El término  $\Gamma_b$  es el término referido a la generación de vapor o condensación de la masa de agua y que toma en cuenta la posible existencia de líquido supercalentado y es calculado de

$$\Gamma_b = \frac{1}{h_{fg}} \left[ a + b\varepsilon_g (1 - \varepsilon_g) \right] \left[ (T_l - T_s) + c|T_l - T_s| \right] \quad (4.14)$$

donde  $h_{fg}$  es la diferencia de entalpías entre líquido y vapor saturado,  $C_p$  es el calor específico del líquido,  $a$ ,  $b$  y  $c$  son constantes.

Usando las siguientes definiciones (Todreas et. al, 1990).

$$m_v = V_v \rho_v = \alpha V \rho_v \quad (4.15)$$

$$m_l = V_l \rho_l = (1 - \alpha) V \rho_l \quad (4.16)$$

$$W_v = \rho_v U_v A_v = \rho_v U_v \alpha A \quad (4.17)$$

$$W_l = \rho_l U_l A_l = \rho_l U_l (1 - \alpha) A \quad (4.18)$$

Donde  $m$  es la masa,  $V$  el volumen del nodo y  $A$  es el área de flujo. Sustituyendo (4.15) a (4.18) en (4.10) y (4.11), tomando en cuenta que  $\Delta z$  es la longitud del nodo, igual a  $V / A$ , y sustituyendo el término de la derivada espacial por su ecuación de diferencias hacia atrás, se obtiene:

$$\frac{dm_v}{dt} = W_{vj-1} - W_{vj} + V\Gamma \quad (4.19)$$

$$\frac{dm_l}{dt} = W_{lj-1} - W_{lj} - V\Gamma \quad (4.20)$$

Donde  $j-1$  y  $j$  indican entrada y salida al nodo respectivamente.

### 4.2.3 Ecuación de conservación de energía

La ecuación de conservación de energía para la mezcla bifásica, se obtiene al sumar las ecuaciones de conservación en cada fase (Jones, 1965).

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho_v h_v \alpha + \rho_l h_l (1 - \alpha)] - \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} [h_v u_v \alpha \rho_v + h_l u_l (1 - \alpha) \rho_l] = \frac{q'' P_H \Delta z}{V} + q''' (1 - \alpha) \quad (4.21)$$

Sustituyendo las Ecs.(4.15 a 4.18) y el término espacial por su ecuación de diferencias hacia atrás se obtiene:

$$\frac{d}{dt} [m_l h_l + m_v h_v] - V \frac{dP}{dt} = (W_l h_l)_{j-1} - (W_l h_l)_j + (W_v h_v)_{j-1} - (W_v h_v)_j + q_j'' (1 - \alpha) V \quad (4.22)$$

#### 4.2.4 Flujos máscicos aplicando técnicas del drift-flux

Los flujos de entrada  $j-1$  a cada nodo son conocidos desde el inicio del cálculo, esto es, el primer nodo tiene como flujo a la entrada el que proviene del pleno inferior el cual se ha referido como flujo a la entrada del núcleo. Este flujo se obtiene aplicando los balances de momento. Las ecuaciones fundamentales se aplican considerando que los flujos de salida de un nodo están constituidos por fluido a las condiciones prevalecientes en el nodo (enfoque de “celda donadora”).

El planteamiento tiene la finalidad de calcular los flujos de salida de vapor y líquido de cada nodo en función de variables conocidas. La definición de velocidad superficial, expresada en términos de variables de salida es:

$$J = \frac{1}{A} \left( \frac{W_{vj}}{\rho_{vj}} + \frac{W_{lj}}{\rho_{lj}} \right) \quad (4.23)$$

Aplicando la relación de Zuber-Findlay (1965), la velocidad superficial de la fase vapor es:

$$J_v = \alpha (C_0 J + V_{gj}) \quad (4.24)$$

La velocidad superficial de la fase vapor está integrada por dos términos. El primero  $C_0$  da una relación con la velocidad media del flujo. Representa el efecto de una distribución no uniforme de la fase gaseosa que tiende a concentrarse en las zonas de mayor velocidad. El segundo término  $V_{gj}$  representa otro efecto adicional de naturaleza local; consiste en la presencia de una velocidad relativa entre las fases, debida a su diferencia de densidades.

Los valores requeridos de  $C_0$  y  $V_{gj}$  se calculan usando la Ec. (4.24) a partir de cantidades normalmente medidas:  $\alpha$ ,  $J_l$  y  $J_v$ .

La velocidad superficial de la fase líquida es:

$$J_l = J - J_v \quad (4.26)$$

Los flujos máxicos de vapor y líquido a la salida de los nodos son:

$$W_{vj} = J_v \rho_{vj} A \quad (4.26)$$

$$W_{lj} = J_l \rho_{lj} A \quad (4.27)$$

La fracción de vacío se obtiene usando la Ec. (4.15).

$$\alpha = \frac{m_v}{V \rho_v} \quad (4.28)$$

### 4.3. Conducción de calor en el combustible

La predicción de la distribución de temperaturas en el combustible es esencial para simular las variaciones transitorias de potencia a través de la retroalimentación por efecto Doppler de la cinética neutrónica y la generación de vapor con la hidráulica del núcleo. La razón de generación de vapor impacta directamente a la simulación de la variación transitoria de la presión en el reactor.

Una de las hipótesis generales de los modelos de conducción para este tipo de aplicaciones es suponer que la transferencia de calor entre nodos axiales es despreciable con respecto a la radial. Así, se reduce el problema a una sola dimensión y se establece el planteamiento del modelo en la dirección en la que tiene lugar la transferencia de calor. Una vez formuladas las ecuaciones fundamentales de conducción, se aplican tantas veces como nodos axiales sean modelados.

Para evitar una sobrepredicción de la velocidad de liberación de energía almacenada en el combustible, se utiliza un modelo de conducción multinodal, el cual puede hacerse considerando un volumen de control con ocho nodos radiales. Dos de ellos corresponden al encamisado del combustible y a la holgura, dos son utilizados para incluir las condiciones de frontera y los cuatro restantes definen la distribución de temperatura en el combustible.

#### 4.3.1 Modelo de conducción del combustible

La ecuación fundamental para describir la transferencia de calor en una varilla combustible es la ecuación de Fourier, la cual describe el perfil de temperatura radial que se muestra en la Figura 4.6. La formulación de la transferencia de calor está basada en las siguientes suposiciones: Se desprecia la transferencia de calor axial, únicamente se considera la transferencia radial, la conductividad térmica del combustible  $k$ , la densidad  $\rho$  y la capacidad calorífica  $C_p$  son función de la temperatura del nodo, y la capacidad del encamisado (clad) para almacenar energía es despreciable. El sistema a modelar consiste en una barra cilíndrica de combustible nuclear (fuel), holgura (gap) y encamisado; que, sujeta a la generación interna de calor, cede su energía al fluido que viaja a través del canal. Como se observa en la Figura 4.7 el combustible es dividido en cinco nodos radiales de los cuales el del centro (nodo 8) no tiene volumen y se usa para establecer la condición de frontera en ese punto. El nodo 3 es la holgura que contiene un gas de baja conductividad. El encamisado se modela con dos nodos, el nodo 1 que no tiene volumen se utiliza para la condición de frontera en esa región.

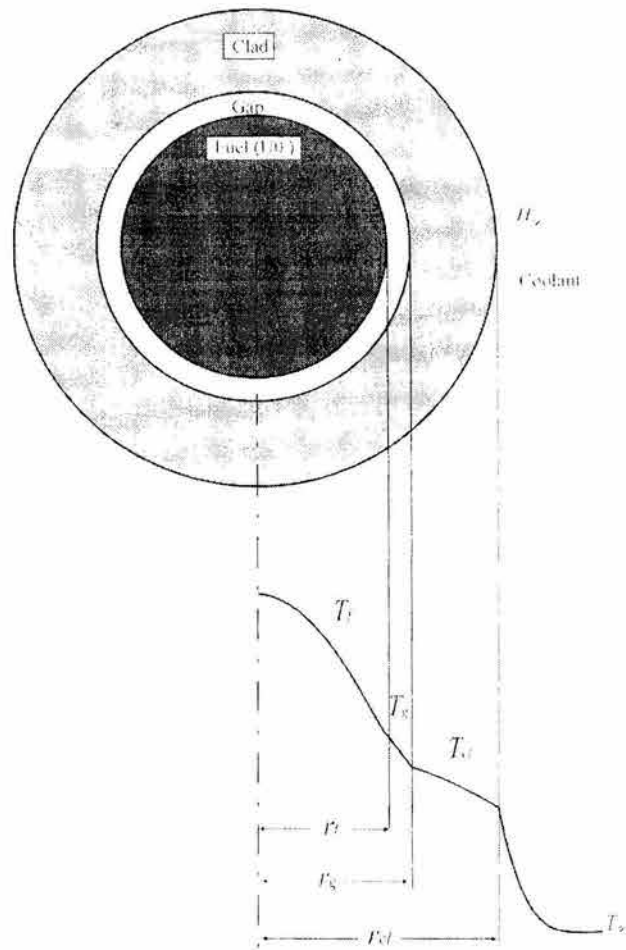


Figura 4.6 Nodalización radial de la varilla combustible y distribución de temperaturas [Espinosa-Paredes et. al., 2004].

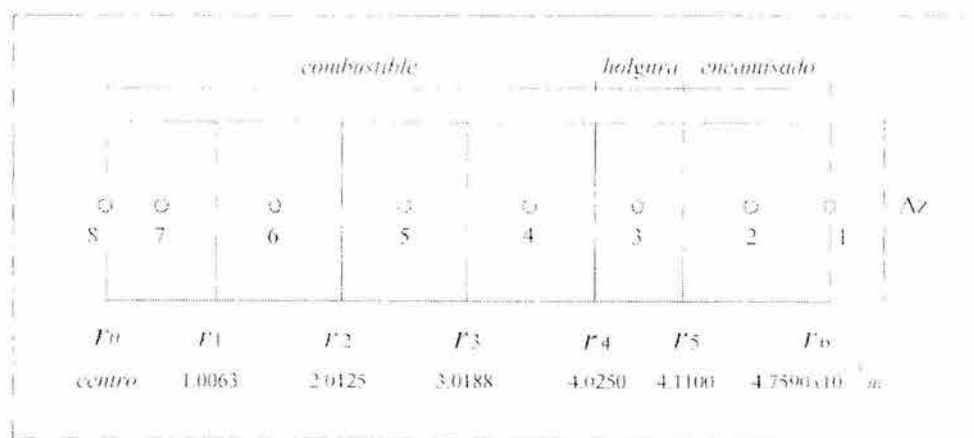


Figura 4.7 Nodalización radial de la varilla combustible.

Bajo estas suposiciones, la distribución de temperaturas en la varilla combustible está dada por:

$$(\rho C_p)_f \frac{\partial T_f}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r k_f(T_f) \frac{\partial T_f}{\partial r} \right) + q''' ; \quad 0 \leq r \leq r_f \quad (4.29)$$

Donde el sufijo  $f$  se refiere a la varilla combustible. La ecuación 16 está sujeta a las siguientes condiciones iniciales (CI) y de frontera (CF):

$$\text{CI} \quad T_f(r, 0) = T_f(r) \quad \text{en} \quad t = 0 \quad (4.30 \text{ a})$$

$$\text{CF.1} \quad -k_f \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_f} = H_g \left( T_f \Big|_{r=r_f} - T_g \right) \quad \text{en} \quad r = r_f \quad (4.30 \text{ b})$$

$$\text{CF.2} \quad \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0 \quad \text{en} \quad r = 0 \quad (4.30 \text{ c})$$

En estas ecuaciones  $r$  es la coordenada cilíndrica del radio,  $q'''$  es la razón volumétrica de generación de calor ( $= P/V_f$ , donde  $V_f$  es el volumen del combustible),  $r_f$  es el radio del combustible,  $H_g$  la conductividad del huelgo, y  $T_{gap}$  es la temperatura del huelgo (gap).

La distribución de temperatura en el encamisado está dada por:

$$(\rho C_p)_{cl} \frac{\partial T_{cl}}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r k_{cl}(T_{cl}) \frac{\partial T_{cl}}{\partial r} \right) \quad \text{donde} \quad r_g \leq r \leq r_{cl} \quad (4.31)$$

donde el sufijo  $cl$  se refiere al radio externo del encamisado (clad). La ecuación. (4.31) está sujeta a las siguientes condiciones iniciales y de frontera:

$$\text{CI.} \quad T_{cl}(r, 0) = T_{cl}(r) \quad \text{en} \quad t=0 \quad (4.32a)$$



$$\text{CF.3} \quad -k_{cl} \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=r_g} = H_g \left( T_g - T_{cl}|_{r=r_g} \right) \quad \text{en} \quad r = r_g \quad (4.32b)$$

$$\text{CF.4} \quad -k_{cl} \left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=r_{cl}} = H_w \left( T_{cl}|_{r=r_{cl}} - T_f \right) \quad \text{en} \quad r = r_{cl} \quad (4.32c)$$

Donde  $T_{cl}$  es la temperatura del encamisado,  $r_g$  es el radio del huelgo,  $r_{cl}$  es el radio del encamisado y  $H_w$  es el coeficiente de transferencia de calor por convección.

El modelo hidráulico está basado en un canal hipotético equivalente para el núcleo, donde el refrigerante se calienta uniformemente conforme asciende por cada nodo del combustible. En el canal, el refrigerante puede ser líquido, y flujo en dos fases, y el coeficiente de transferencia de calor  $H_w$  es evaluado para ambas condiciones. La correlación de Dittus y Boelter (1930) es usada para evaluar el coeficiente de transferencia de calor para una sola fase bajo convección forzada, mientras que la de Chen (Wulff, 1984) es usada para evaluar el coeficiente de transferencia de calor para flujo en ebullición.

En el esquema de solución, el elemento combustible es representado por una malla en una dimensión centrada en cada nodo radial para cada posición axial. Las ecuaciones son discretizadas y re-escritas para cada elemento de dicha malla. Las ecuaciones diferenciales descritas previamente son transformadas en ecuaciones discretas usando una formulación de volumen de control en forma implícita (Drury, GEZ-7363). El esquema implícito resulta en un conjunto de ecuaciones algebraicas no lineales, las cuales pueden ser resueltas bajo un método numérico iterativo.

Aplicando la formulación de un volumen de control para cada región (combustible, huelgo y encamisado), se obtiene un conjunto de ecuaciones algebraicas en la dirección radial de la forma:

$$\mathbf{a}T_{i,j-1}^{t+\Delta t} + \mathbf{b}T_{i,j}^{t+\Delta t} + \mathbf{c}T_{i,j+1}^{t+\Delta t} = \mathbf{d} \quad (4.33)$$

donde **a**, **b**, **c** son vectores de coeficientes,  $T^{i+\Delta t}$  es la variable dependiente radial en los nodos  $j+1, j$  y  $j-1$  para cada nodo axial, denotado por el sufijo  $i$ , y **d** es un vector constante. Estas ecuaciones forman una matriz tridiagonal que es resuelta para cada nodo  $i, j$ , usando el algoritmo de Thomas (Drury), es cual es altamente eficiente para este tipo de matrices.

La distribución de temperaturas fue obtenida considerando cada nodo radial para doce nodos axiales que representan el canal combustible, es decir el núcleo equivalente. Dos nodos son considerados para el huelgo y el encamisado, dos más para las condiciones de frontera y cuatro nodos para la zona de combustible.

La interacción del modelo con el de la cinética neutrónica unidimensional es a través de la temperatura promedio del combustible  $\langle T_f \rangle$  y la razón de generación de calor volumétrico  $q'''$ . La interacción con el modelo termohidráulico es a través de la temperatura del refrigerante y el coeficiente de transferencia de calor.

#### **4.4 Colapsamiento de parámetros geométricos**

Al igual que se hizo un colapsamiento de parámetros desde el punto de vista neutrónico se procedió a realizar un colapsamiento geométrico para el cálculo de las propiedades termohidráulicas del fluido. Estas propiedades del fluido son evaluadas en el centro del núcleo, y se asume que el flujo se distribuye uniformemente a través del él. Para el caso particular del núcleo diseñado, se tiene dos tipos de ensambles combustibles: cobija-semilla y cobija-dummy, tal como se expuso en el Capítulo 3. Ambos ensambles pueden definirse mediante una celda hidráulica unitaria repetitiva, la cual se muestra en la Figura 4.4. Con base en esta celda se definen los parámetros como área de flujo, perímetro mojado, diámetro hidráulico y área de transferencias de calor.

Teniendo en cuenta que el diámetro de las varillas de cobija, semilla y dummy son prácticamente iguales, para facilitar el intercambio mecánico de las varillas dummy por las

de semilla, el cálculo de los parámetros geométricos resulta ser más sencillo. Las dimensiones de las varillas de combustible cobija-semilla y semilla-dummy se presentan en la Tabla 4.3. Desde el punto de vista hidráulico, se considera un solo canal dividido en 12 nodos hidráulicos.

Tabla 4.3. Parámetros de diseño de las varillas de combustible

Símbolo	Descripción	Valor
$D_c = D_{ce} - E_c$	Diámetro interno del encamisado	0.00822 m
$D_{ce}$	Diámetro externo del encamisado	0.009518 m
$P$	Pitch	0.0180 m
$D_f$	Diámetro del Combustible	$8.050 \times 10^{-3}$ m
$L_b$	Longitud de la barra	3.81 m
$L_n$	Longitud del nodo	0.3175 m
$E_c$	Espesor del encamisado	$6.49 \times 10^{-4}$ m

Considerando el refrigerante centrado en la celda como lo muestra la Figura 4.4, se puede obtener el área de flujo; el área de flujo total para los 444 ensambles, y el diámetro hidráulico. Para llevar a cabo estos cálculos a continuación se presentan las relaciones usadas.

El área de flujo  $A_z$ , está dada por:

$$A_z = P^2 - 2 * \left(\frac{\pi}{4}\right) D_{ce}^2 \quad (4.34)$$

El diámetro hidráulico por:

$$D_h = \frac{4A_z}{\pi D_{ce}} \quad (4.35)$$

donde  $\pi D_{ce}$  representa el perímetro mojado.

El volumen de agua  $V_a$  se obtiene por medio de la ecuación

$$V_a = A_z L_n \quad (4.36)$$

donde  $L_n$  es la longitud del nodo.

#### 4.4.1 Parámetros de un ensamble

El ensamble está formado por un arreglo de 7X7 barras de cobija y 6X6 barras de semilla (o dummy) dando un total de 85 varillas por ensamble incluyendo 10 barras de gadolinio al 1%. Definimos como canal a un combustible asociado con su volumen de refrigerante como se ilustra en la Figura 4.4. Las varillas de color amarillo corresponden a las varillas de cobija y el verde oscuro corresponde a las varillas de semilla o dummy.

De acuerdo con el patrón de recarga descrito en el la Capitulo 3, de un total de 444 ensambles combustible, 104 de ellos se ubican en la periferia del núcleo y son los correspondientes al tipo de ensamble cobija-dummy. Esto indica que se tienen un total de 3774 varillas de zirconio (dummy) las cuales no producen calor, por lo que el área de estas varillas no fue tomada en cuenta para el cálculo del área de transferencia de calor total en el núcleo del reactor.

El número de varillas activas en el núcleo, de un arreglo de 85 por ensamble, es de 444 ensambles por 92 canales, o sea de 33,956 varillas activas. Por lo que para obtener el diámetro hidráulico total  $D_{Ht}$ , se multiplica el diámetro hidráulico por el número de varillas activas: decir que es  $D_h$

$$D_H = D_h * 33956 \quad (4.37)$$

El diámetro hidráulico es un parámetro de diseño de gran importancia debido a que con él se calcula el patrón de flujo a través del número de Reynolds, para establecer los coeficientes por fricción y los coeficientes de transferencia de calor.

El área de transferencia de calor  $A_{TC}$  se obtiene por medio de la siguiente ecuación:

$$A_{TC} = \pi D_H L_n \quad (4.38)$$

donde  $D_H$  es el diámetro hidráulico y  $L_n$  es la longitud del nodo.

Los resultados obtenidos de los anteriores parámetros se muestran en la Tabla 4.4 y la Tabla 4.5 muestra la fracción de materiales dentro del núcleo diseñado.

Tabla 4.4. Parámetros del combustible cobija-semilla y de un combustible típico de  $UO_2$ .

Descripción	Cobija-Semilla	$UO_2$
Área de flujo por ensamble	176.7cm <sup>2</sup>	190.3cm <sup>2</sup>
Diámetro hidráulico	1.26 cm	1.52 cm
Área de transferencia de calor	429.95 m <sup>2</sup>	328.56 m <sup>2</sup>
Área total de flujo	78460.24 cm <sup>2</sup>	84483.53 cm <sup>2</sup>
Masa del combustible	7.31 toneladas	8.93 toneladas
Masa del encamisado	2.34 toneladas	3.07 toneladas

Tabla 4.5. Fracción de volumen total de materiales en el reactor cargado con combustible cobija-semilla.

Material	Fracción de Volumen
Torio-Cobija	0.58
UZr/Ficticia-Semilla	0.32
Circonio-Encamisado	0.10

## 4.5 Modelo de estabilidad

En forma general se dice que un sistema es estable si, ante la introducción de una perturbación arbitrariamente pequeña, el sistema regresa asintóticamente al mismo estado en el que se encontraba.

Cuando se introduce una perturbación en alguno de los parámetros de operación, éste se traduce en una perturbación en la caída de presión a través de cada una de las regiones en las que se ha dividido el sistema (región de una fase y región de dos fases).

La caída de presión total se puede representar como la suma de la caída de presión en la región de una fase y de la caída de presión en la región de dos fases.

$$\Delta p_t = \Delta p_{1\phi} + \Delta p_{2\phi} \quad (4.39)$$

Introduciendo una perturbación de primer orden y tomando  $\Delta p_t$  constante:

$$\delta\Delta p_{1\phi} + \delta\Delta p_{2\phi} = 0 \quad (4.40)$$

En un sistema real en estado estacionario las variables de proceso varían alrededor de un valor promedio por lo que resulta interesante investigar la respuesta del sistema en el dominio de la frecuencia, es decir, cómo responderá el sistema a pequeñas perturbaciones alrededor de un valor medio. Es necesario, entonces, determinar la forma en que pequeñas perturbaciones, en cada uno de los parámetros de operación (flujo de refrigerante, potencia, subenfriamiento, presión del sistema), se reflejan en perturbaciones en las caídas de presión en cada región y cómo se acoplan éstas (cumpliendo con la condición de frontera impuesta) para determinar el comportamiento del sistema a perturbaciones de cierta frecuencia.

Como ejemplo se muestra la obtención de la función de transferencia considerando el sistema que considera únicamente efectos de la termohidráulica.

Para obtener la función de transferencia del sistema, se calcula la caída de presión en cada una de las regiones consideradas, para ello se integran las ecuaciones de balance de cantidad de movimiento entre los límites en que se ha dividido el canal. Se introduce una perturbación de primer orden en las ecuaciones resultantes y se obtiene la transformada de Laplace de las perturbaciones de las caídas de presión en cada región. La forma funcional de estas perturbaciones es:

$$\delta\Delta p_{1\phi}(s) = \Gamma_1(s)\delta j_{en}(s) + \Gamma_2(s)\delta q'''(s) + \Gamma_3(s)\delta h_{sub}(s) \quad (4.41)$$

$$\delta\Delta p_{2\phi}(s) = \Pi_1(s)\delta j_{en}(s) + \Pi_2(s)\delta q'''(s) + \Pi_3(s)\delta h_{sub}(s) \quad (4.42)$$

donde  $s$  es la variable de Laplace,  $\Gamma_i$  y  $\Pi_i$  ( $i=1,2,3$ ) son funciones de transferencia, las cuales dependen de las características del sistema, mientras que  $q'''$ ,  $h_{sub}$  y  $j_{en}$  representan la potencia por unidad de volumen, subenfriamiento (diferencia entre la entalpía de líquido saturado y entalpía del fluido a la entrada del canal) y velocidad superficial a la entrada del canal, respectivamente.

La siguiente metodología de desarrollo se siguió en general para estos diferentes sistemas.

#### 4.5.1 Metodología

- Planteamiento de las ecuaciones de balance de cantidad de movimiento del sistema para calcular la caída de presión en cada uno de los elementos que lo componen.
- Obtener el estado base o estado estacionario de las ecuaciones de balance.
- Introducción de una perturbación de primer orden a las ecuaciones de balance que representan la caída de presión:

$$\psi(t, z) = \delta\psi(t, z) + \psi_0(z) \quad (4.43)$$

- Determinar la transformada de Laplace a las ecuaciones de balance, lineales.

- Por medio de técnicas de control se obtiene la función de transferencia dominante del sistema.
- Finalmente al haber obtenido la función de transferencia se procede a realizar el análisis de estabilidad en el dominio de la frecuencia, por medio de diagramas de Nyquist.

#### 4.5.2 Modelos considerados para el análisis de estabilidad lineal

Para efectos de tener un panorama más amplio de los diferentes fenómenos que afectan la estabilidad de los reactores nucleares, se consideraron diferentes modelos para el análisis de estabilidad lineal en el dominio de la frecuencia, los cuales se basan en el modelo reducido de Lahey-Podosky que se describe a continuación (Espinosa, et. al., 2001).

#### 4.5.3 Modelo conceptual para efectos de la termohidráulica

Se considera un canal de combustible de longitud  $L_C$  dividido en dos regiones, como se muestra en la Figura 4.8. Una de estas regiones de longitud  $\lambda$  corresponde a la sección en la que el fluido de enfriamiento se encuentra en una fase (representado por  $1\phi$ ), mientras que la otra sección ( $L_C - \lambda$ ) fluye en dos fases (representado por  $2\phi$ ). El canal de combustible está sometido a un calentamiento ( $q'''$ ) debido a la generación de calor por las reacciones de fisión y calor residual. La presión a la entrada del canal se designa por  $p_{en}$ , mientras que la presión a la salida del canal se designa por  $p_{sa}$ . La caída de presión total en el canal se obtiene de la diferencia de estas presiones, siendo  $\Delta p_{1\phi}$  la caída de presión en una fase y  $\Delta p_{2\phi}$  representa la caída de presión en la región de dos fases.

El sistema modelado está sujeto a una condición de frontera tal que la caída de presión total a través del canal es constante.





Figura 4.8. Modelo conceptual de un canal combustible con distribución de potencia constante.

Al introducir una perturbación en el flujo de refrigerante en el sistema, en condiciones de estado estacionario manteniendo constante  $q'''$  y  $h_{sub}$ , produce variaciones en la longitud de ebullición, fracción de vacíos y, por tanto, en la caída de presión en la sección bifásica. El flujo a la salida del canal se modifica siguiendo a la perturbación aplicada. La región en una fase sentirá también el efecto de la perturbación en el flujo, produciéndose una perturbación en la caída de presión de igual magnitud a la de la región bifásica pero de signo contrario. Esta variación en la caída de presión en la región de una sola fase causará una retroalimentación sobre el flujo de entrada que puede ser positiva o negativa. A partir de ese momento, la perturbación en el flujo de refrigerante que sentirá la región bifásica será la suma algebraica de la perturbación externa y la perturbación de retroalimentación. En la Figura 4.9 se presenta el diagrama de bloques del proceso descrito.

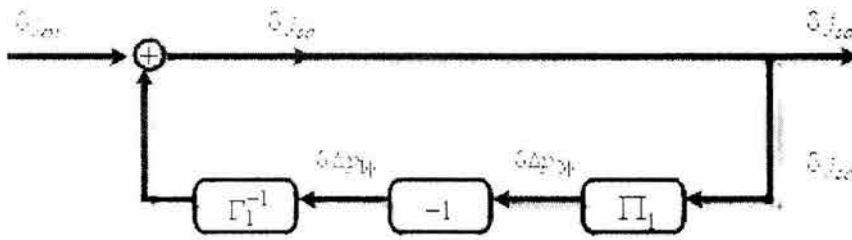


Figura 4.9 Diagrama de bloques sin retroalimentación por vacíos

En términos matemáticos se tiene:

$$\delta j_{sa}(s) = \delta j_{en}(s) + \delta j_{re}(s) \quad (4.44)$$

$$\delta \Delta p_{1\phi}(s) = \Gamma_1(s) \delta j_{re} \quad (4.45)$$

$$\delta \Delta p_{2\phi}(s) = \Pi_1(s) \delta j_{sa} \quad (4.46)$$

Sustituyendo las Ecuaciones (4.45) y (4.46) en (4.42) y combinando con (4.44) se obtiene que:

$$\delta j_{sa}(s) = G(s) \delta j_{en}(s) \quad (4.47)$$

donde  $G(s)$  es la función de transferencia, dada por:

$$G(s) = \left( 1 + \frac{\Pi_1(s)}{\Gamma_1(s)} \right)^{-1} \quad (4.48)$$

Esta función de transferencia describe la respuesta del sistema en el dominio de la frecuencia. Los polos de esta función resultan ser los ceros de la Ecuación (4.48) es decir, son los valores de  $s$  para los cuales se cumple la condición de frontera  $\Delta p_t$  igual a constante y definen la o las frecuencias de oscilación del sistema.

El modelo conceptual para considerar efectos termohidráulicos, neutrónicos y de recirculación, indispensables para realizar el análisis de estabilidad se describe en el Apéndice D.

## Referencias

Bird, B.B, Stewart, E. S., Lightfoot, E. N., "Transport Phenomena", J.Wiley & Sons, 1976.

Dittus F. W. y Boelter, L. K., University California Publ. Eng., **2**, 443 (1930).

Drury R.S., "Laguna Verde Nuclear Power Station Units 1 and 2 Transient Safety Analysis Design Report", GEZ-7363, General Electric, San José, California, USA.

Espinosa-Paredes, G., Alvarez-Ramirez, J., Núñez-Carrera, A., "Dynamic Comparison of Three- and Four-Equation Reactor Core Models in Full-Scope Power Plant Training Simulator, Nuclear Technology, Vol. 145, No2, Pag 150, 162 (2004).

Espinosa-Paredes, G., Núñez-Carrera, A., Estrada Pérez, C., Amador-García, R. "Desarrollo de un código numérico para el análisis de estabilidad lineal de los reactores de las U1 y U2 de la CNLV (Código ANESLI)", CNSNS-TR-027, Noviembre del 2001, México, D.F.

Final Safety Analysis Report, Laguna Verde Nuclear Power Station. Comisión Federal de Electricidad, 1979.

Jones, O.C., Jr. "Nuclear Reactor Safety Heat Transfer", McGraw-Hill International Book Company, USA, 1981.

Morberg, L., Nordin, L., Sandbakk, T. User Manual for PETRA-B. A Data Processing Code for Collapsing of Nodal Cross-Section Data for Use in 2-D, 1-D and Point Kinetics Codes. SCANDPOWER A/S. November 1983.

Ramos, J.C., Espinosa, G., Morales, J. "Documento Final del Modelo del Núcleo para el Simulador de Entrenamiento de operadores de la CNLV", Departamento de Simulación, Instituto de Investigaciones Eléctricas, Cuernavaca, Morelos, Vol. 1, Marzo. 1991.

Todreas, E.N., Kazimi, S.M. "Thermal Hydraulic Fundamentals" Hemisphere Publishing Corporation, 1990.

Wulff, W., Cheng, H.S., Lekach, S.V., Mallen, A. N." The BWR Plant Analyzer " Brookhaven National Laboratory, NUREG/ CR-3943, New York, AUG. 1984.

Zuber, N., Findlay, L. "Average Volumetric Concentration in Two Phase System" Trans. ASME, Journal of Heat Transfer Vol. 87, pg. 453, 1965.

# Capítulo 5

## Análisis de Transitorios y Estabilidad

### Introducción

En este capítulo se analiza el comportamiento del núcleo de torio diseñado bajo condiciones estacionarias y transitorias. El objetivo es mostrar que el núcleo responde en forma similar al del  $\text{UO}_2$  utilizado en la mayoría de los reactores nucleares comerciales de la actualidad. La importancia de este punto es verificar que el diseño propuesto es seguro desde el punto de vista de operación y que no es necesario realizar modificaciones de importancia a los sistemas del reactor. Esto implica que la inversión inicial requerida para establecer un ciclo de combustible de torio en reactores del tipo BWR no es significativamente grande, sólo debe considerarse la inversión del sistema de recarga que implica la sustitución del subensamble dummy-cobija por el de cobija-semilla.

### 5.1 Pruebas del modelo

El modelo se sometió a tres pruebas a fin de verificar el comportamiento integral del mismo. Estas pruebas tradicionalmente son conocidas como:

1. **Prueba de estado estacionario:** En esta etapa se verificó que los principales parámetros del reactor no muestren variaciones mayores al 2% bajo condiciones de 100% de potencia y 100 % de flujo en el núcleo, tal como lo establece la norma ANSI/ANS-3.5 (1998). El objeto de esta prueba es proporcionar un estado estacionario a partir del cual se puede garantizar que el comportamiento del modelo bajo condiciones de estado estacionario dinámico (transitorio), éste responde debido a las condiciones iniciales y de frontera impuestas por el transitorio a simular y no por un estado estacionario deficiente.
2. **Análisis de transitorios operacionales:** En esta etapa se sometió el modelo a distintos transitorios operacionales a fin de garantizar una adecuada respuesta del sistema sin comprometer la seguridad. Para ello se han seleccionado en este trabajo un transitorio de recirculación, uno de sobre presurización, otro de pérdida de agua de enfriamiento y un apagado súbito (SCRAM).
3. **Análisis de estabilidad:** A condiciones de bajo flujo en el núcleo y baja potencia, los reactores tipo BWR pueden presentar oscilaciones debido a que la longitud de ebullición es inferior a la recomendada por el fabricante de combustible. Esto origina que el fenómeno de “onda densidad” produzca oscilaciones de potencia que pueden dañar el combustible. Este análisis también se llevó a cabo.

## 5.2 Estado estacionario

La primera etapa de prueba del modelo del núcleo es la de estado estacionario a condiciones de operación de 100% de potencia y 100 % de flujo en el núcleo. El modelo fue estabilizado a condiciones de operación típicas de un BWR5 como es el caso del reactor de Laguna Verde. El modelo fue sometido a una prueba de estabilidad de 3600 segundos, siendo el resultado de la prueba satisfactorio, ya que los parámetros de la Tabla 5.1 no mostraron desviaciones mayores al 2% para las variables críticas y no mayor al 10% para

variables no críticas (ver Tabla 5.1), lo cual es un parámetro aceptable dentro de las prácticas internacionales.

Tabla 5.1 Principales parámetros del modelo en estado estacionario

Parámetro	Valor al cual se estabiliza el modelo	Valor de referencia	Desviación %
Potencia térmica (MWe)	2048	2027	1.036
Flujo en el núcleo (kg/s)	7753	7748	0.065
Flujo motriz lazo A (kg/s)	1319	1330	0.8270
Flujo motriz lazo B (kg/s)	1319	1330	0.8270
Flujo de agua de alimentación (kg/s)	953	1047	8.9780
Flujo de vapor hacia la turbina (kg/s)	953	1047	8.9780
Nivel en el reactor (respecto al cero de instrumentación-cm) Nivel 5	97	97	0
Fracción de vacíos promedio (%)	39	39	0

### 5.3 Estado transitorio

La siguiente etapa de prueba del modelo corresponde a la de estado transitorio en el cual se seleccionaron un total de 4, los cuales consideramos que resultan ser representativos ya que involucra fenómenos de recirculación, apagados súbitos del reactor, sobrepresurización, así como pérdida de agua de enfriamiento. Estos transitorios fueron:

- SCRAM manual
- Disparo de dos bombas de recirculación
- Cierre simultáneo de las válvulas de vapor principal (MSIV's)
- Pérdida de agua de alimentación

Los resultados de la simulación de estos transitorios se discuten a continuación. Para cada transitorio se muestran dos curvas, una que corresponde al comportamiento obtenido con el combustible de torio, denotado por ThO<sub>2</sub> y otra que corresponde al comportamiento con

combustible de uranio (UO<sub>2</sub>). En la parte final de este capítulo se discuten las principales diferencias entre ambos combustibles desde el punto de vista de transitorios operacionales.

### 5.3.1 SCRAM manual

En este transitorio el operador del reactor inserta manualmente todas las barras de control a través de las manetas de SCRAM provocando una súbita disminución del flujo neutrónico en un tiempo aproximado de 4 segundos (Figura 5.1). El apagado súbito del reactor ocasiona una disminución del flujo de vapor provocando que la presión en el domo de la vasija disminuya ligeramente (Figura 5.2). La disminución de nivel como consecuencia de la pérdida de agua de alimentación por falta de flujo de vapor hacia las turbobombas de agua de alimentación, origina el disparo de bombas de recirculación por nivel 2 y en consecuencia una disminución del flujo en el núcleo en etapas posteriores del transitorio (Figura 5.3). Inicialmente el flujo de recirculación se ve incrementado por la caída de presión en el domo de la vasija que ofrece menos resistencia al flujo pero cuando se alcanza nivel 2 ocurre el disparo de bombas de recirculación (Figura 5.4). El nivel será recuperado por la acción de los sistemas de emergencia de enfriamiento de núcleo (ECCS, por sus siglas en inglés) posteriormente.

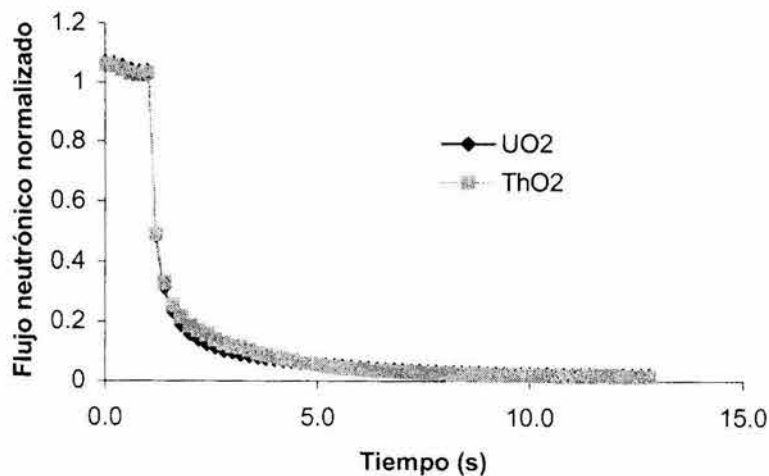


Figura 5.1 Flujo neutrónico durante el SCRAM del reactor



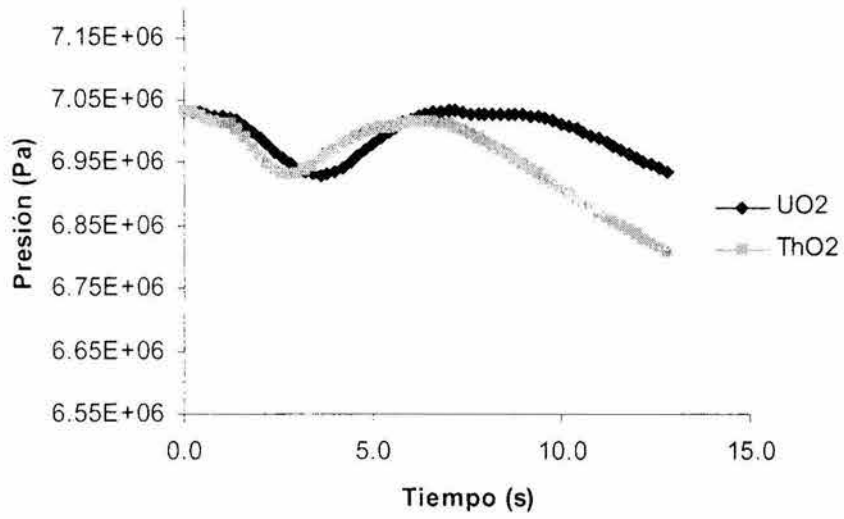


Figura 5.2. Presión en el domo del reactor.

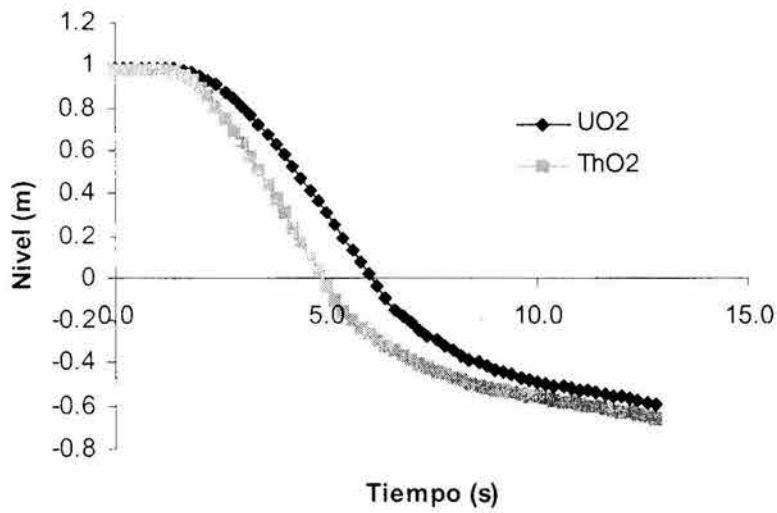


Figura 5.3. Caída de nivel debido a pérdida de agua de alimentación

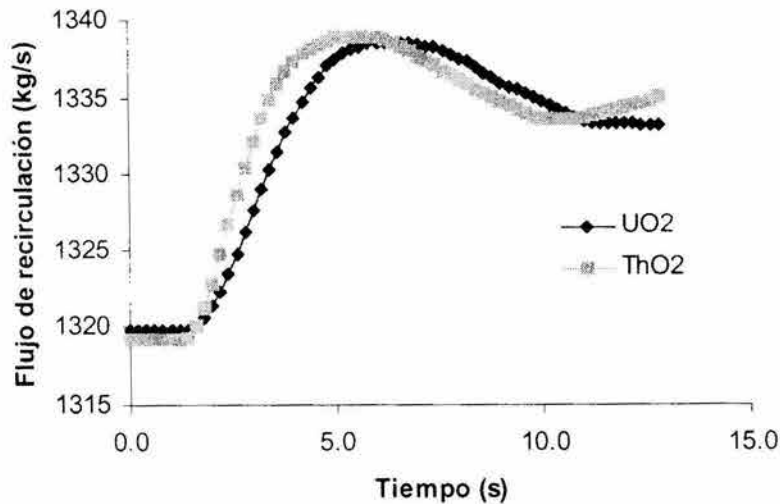


Figura 5.4. Incremento inicial de flujo de recirculación debido a la caída de presión.

### 5.3.2 Cierre Simultáneo de todas las válvulas de aislamiento de vapor principal (MSIV's)

Este evento es considerado como un incidente de frecuencia moderada y es uno de los transitorios más severos para un reactor de agua ligera. El cierre simultáneo de todas las MSIV's provoca una incursión de flujo neutrónico por el colapsamiento de vacíos originado por el súbito incremento de presión en la vasija de reactor (Figura 5.5). El incremento de flujo neutrónico es limitado por el SCRAM del reactor cuando éste alcanza el 118%. La señal de SCRAM puede producirse por el alto flujo neutrónico descrito anteriormente o cuando las MSIV's están abiertas en menos del 90%. La sobre presión del reactor es aliviada por la apertura de las válvulas de alivio y seguridad (SRV's por sus siglas en inglés) (Figuras 5.6 y 5.7). Esta apertura de SRV's origina que el nivel del reactor disminuya considerablemente ya que parte del líquido es canalizado hacia la alberca de supresión de presión (Figura 5.9). El nivel será recuperado posteriormente por la actuación de los ECCS. La sobre presión también origina que las bombas de recirculación disparen por alta presión (7.142 MPa), disminuyendo el flujo a través del núcleo (Figura 5.8), el cual se había incrementado inicialmente por la apertura de las SRV's.

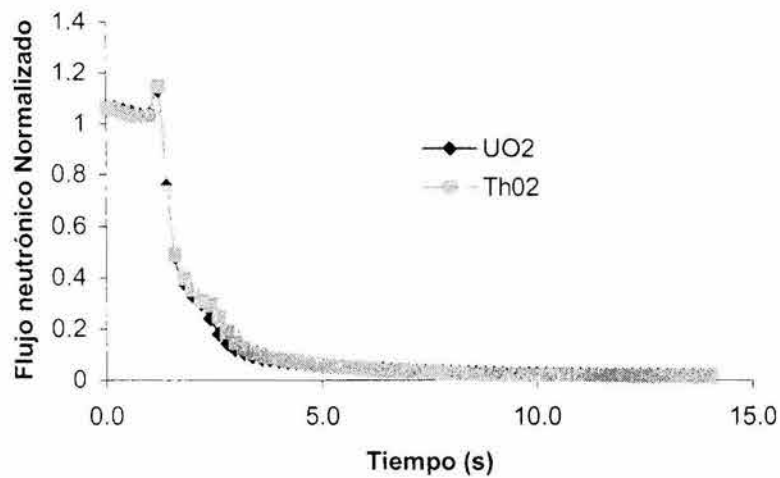


Figura 5.5 Incremento del flujo neutrónico por colapsamiento de vacíos

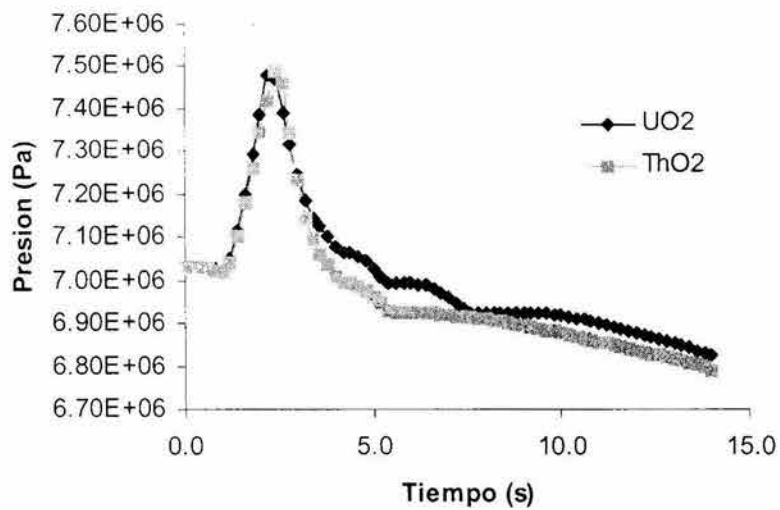


Figura 5.6. Incremento de presión en el domo por el cierre de MSIV's

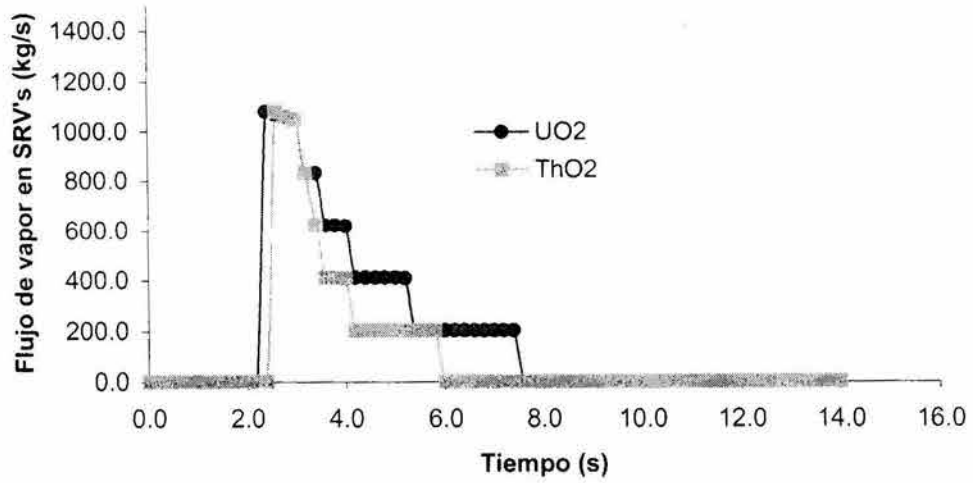


Figura 5.7. Comportamiento del flujo de vapor a través de las SRV's

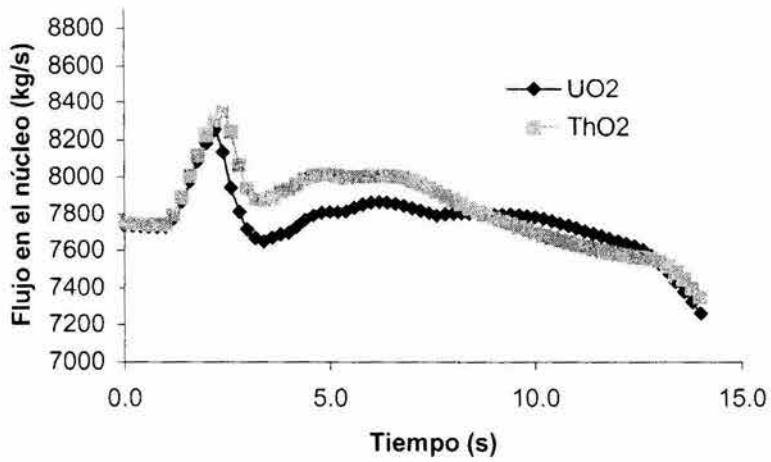


Figura 5.8 Flujo en el núcleo, la disminución es debida al disparo de bombas de recirculación por alta presión

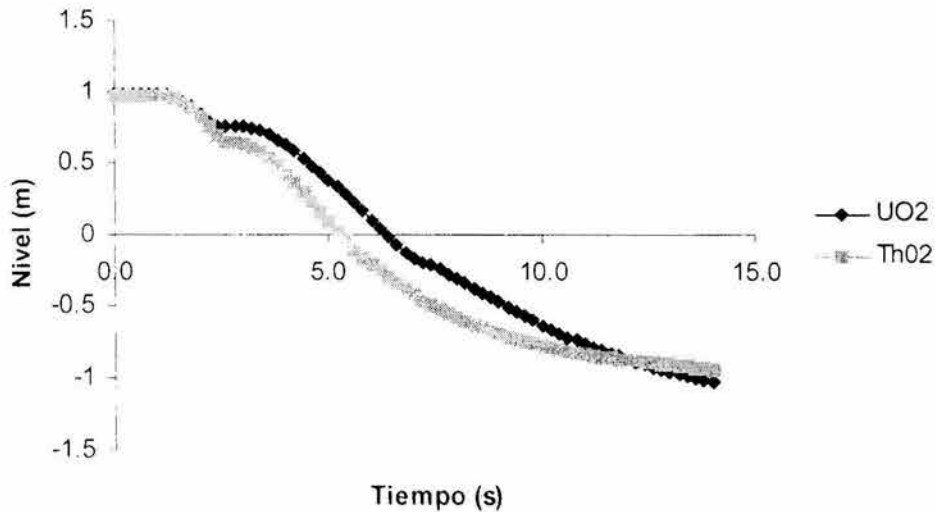


Figura 5.9. Caída del nivel por colapsamiento de vacíos y fuga de refrigerante por las SRV's

### 5.3.3 Disparo simultáneo de dos bombas de recirculación

La pérdida de las dos bombas de recirculación origina una disminución del flujo a través del núcleo (Figura 5.10) y en consecuencia una disminución en el flujo neutrónico, el cual se estaciona alrededor del 40% del valor original, es decir, recirculación natural (Figura 5.11). La pérdida de flujo forzado en el núcleo origina un incremento en la fracción de vacíos y en consecuencia en el nivel del reactor sin alcanzar nivel 8 (Figura 5.12). Diversas simulaciones son contradictorias en este punto, ya que en algunas se asegura que se alcanza nivel 8, lo cual origina el SCRAM del reactor para proteger la turbina, y en otras este nivel no es alcanzado por lo que el reactor continúa operando a baja potencia, pero existe el peligro de caer en la zona de inestabilidad del mapa flujo-potencia, por lo que los procedimientos de operación recomiendan el SCRAM del reactor. La presión del reactor sufre un cambio apenas apreciable debido a la acción del controlador de presión (Figura 5.13). Este transitorio aunque es “suave” pone a prueba la inercia del sistema donde la fracción de vacíos juega un papel muy importante.

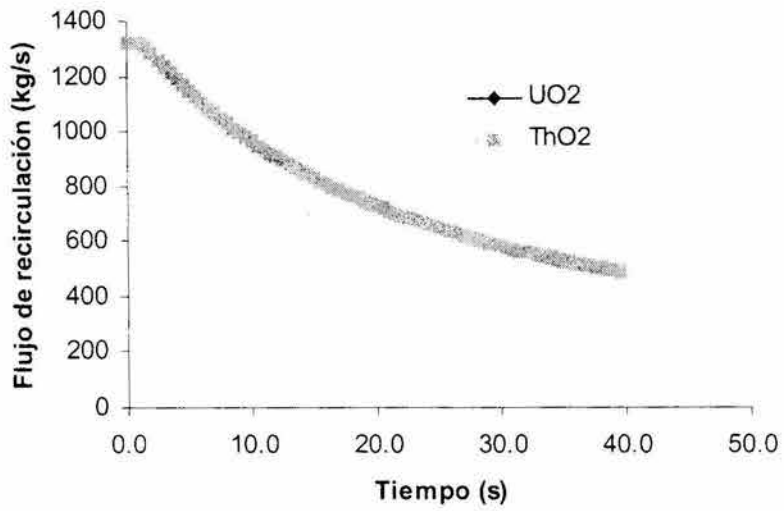


Figura 5.10. Flujo de recirculación

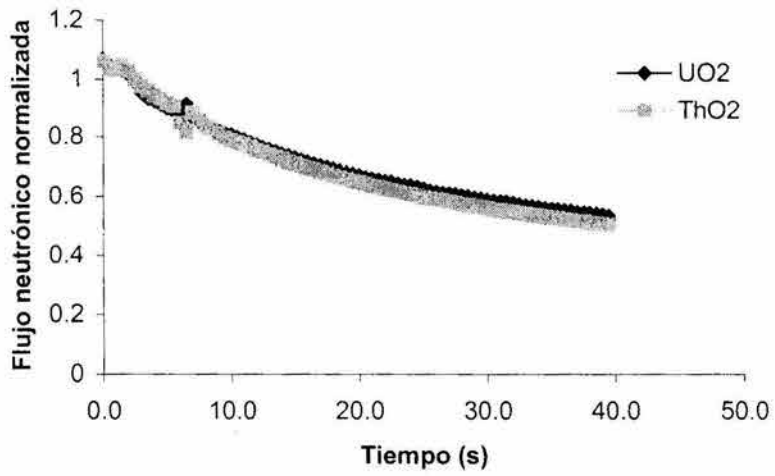


Figura 5.11. Disminución del flujo neutrónico por pérdida de flujo forzado en el núcleo

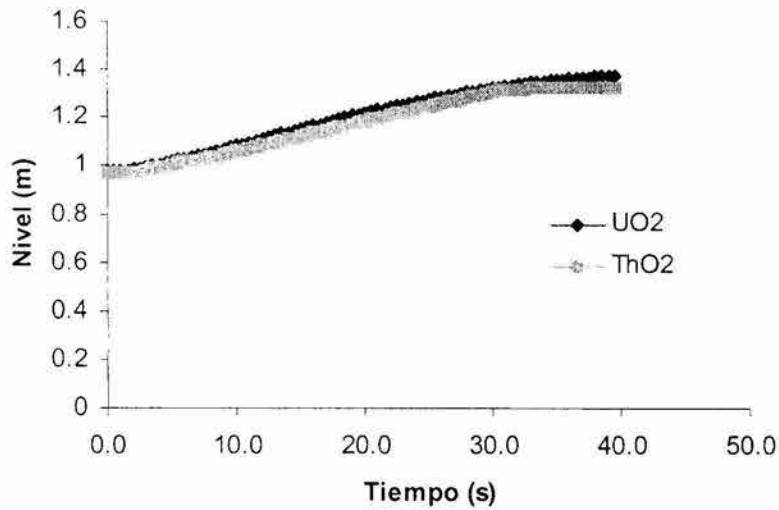


Figura 5.12. Incremento de nivel como consecuencia del incremento en la fracción de vacíos

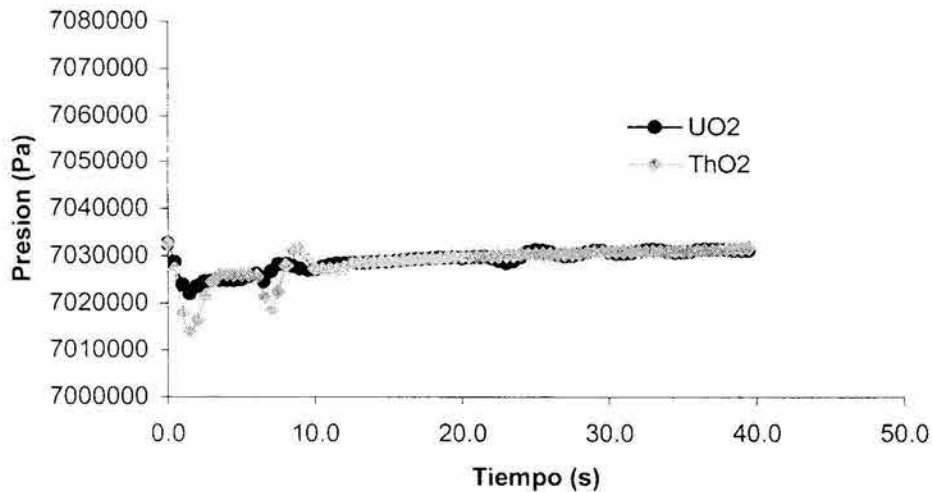


Figura 5.13. Presión en el domo, tiende a estabilizarse por la acción del controlador de presión

#### 5.3.4 Pérdida simultánea de las bombas de agua de alimentación

Este transitorio se caracteriza por una pérdida de nivel en la vasija del reactor en forma inmediata, debido al disparo de turbobombas de agua de alimentación (Figuras 5.14 y 5.15) el cual será recuperado por la acción de los ECCS. El SCRAM del reactor ocurre por bajo

nivel en la vasija (nivel 3) originando una brusca caída en el flujo neutrónico (Figura 5.16), y el disparo de bombas de recirculación ocurre por nivel 2. El disparo de bombas de recirculación origina la disminución del flujo a través del núcleo. El nivel 2 también ocasiona el cierre de MSIV's. El cierre de estas válvulas aísla el reactor originando una sobre presión en el reactor la cual será aliviada por la apertura de las SRV's (Figura 5.17). Inicialmente existe una ligera caída en la presión de la vasija debido al apagado del reactor pero posteriormente se incrementa por el cierre de MSIV's. En este transitorio la actuación de los ECCS es de vital importancia ya que la apertura de las SRV's contribuye a que el nivel en el reactor disminuya.

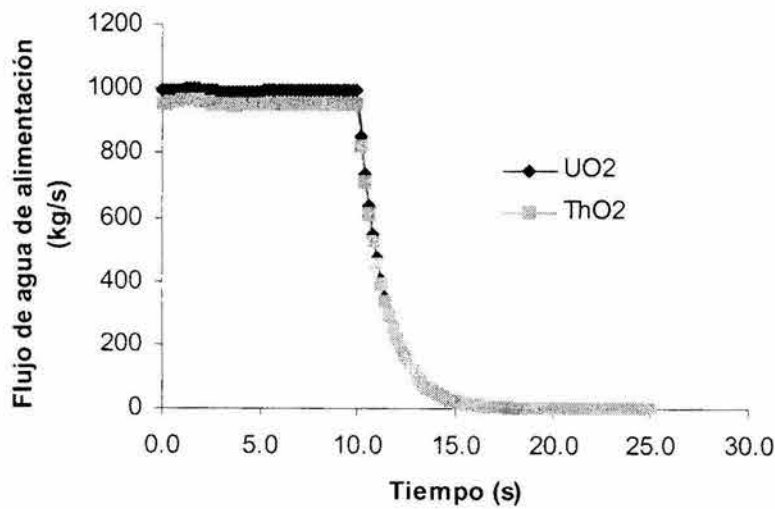


Figura 5.14. Pérdida del flujo de agua de alimentación



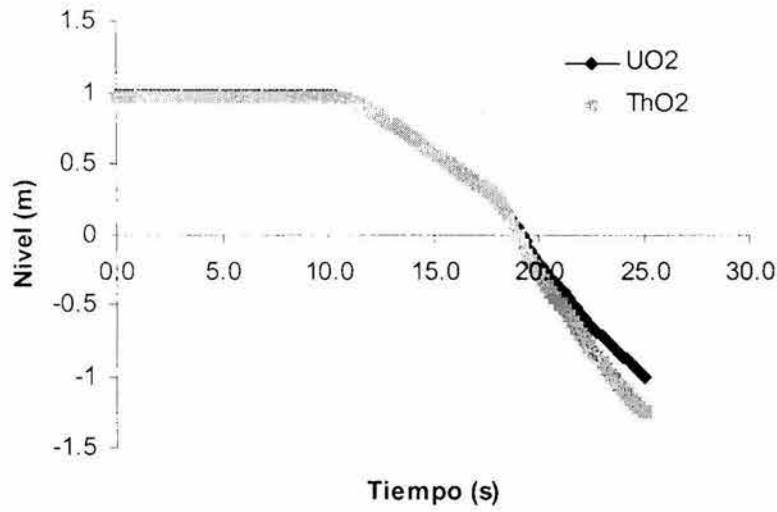


Figura 5.15. Disminución drástica de nivel por pérdida de agua de alimentación.

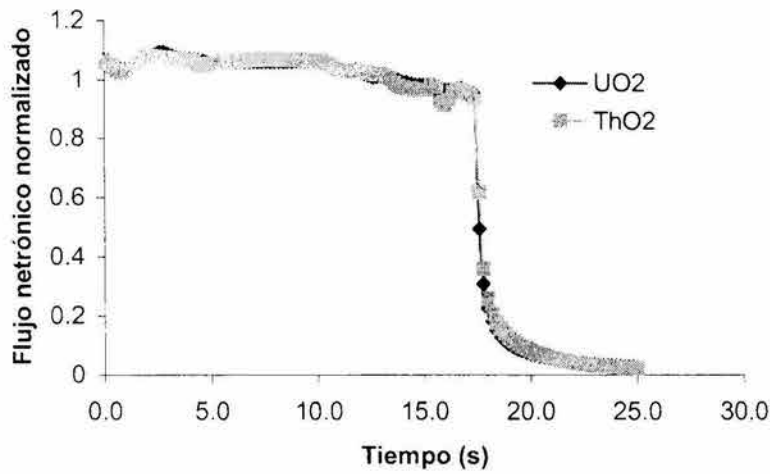


Figura 5.16. Disminución del flujo neutrónico por SCRAM del reactor (nivel 3).

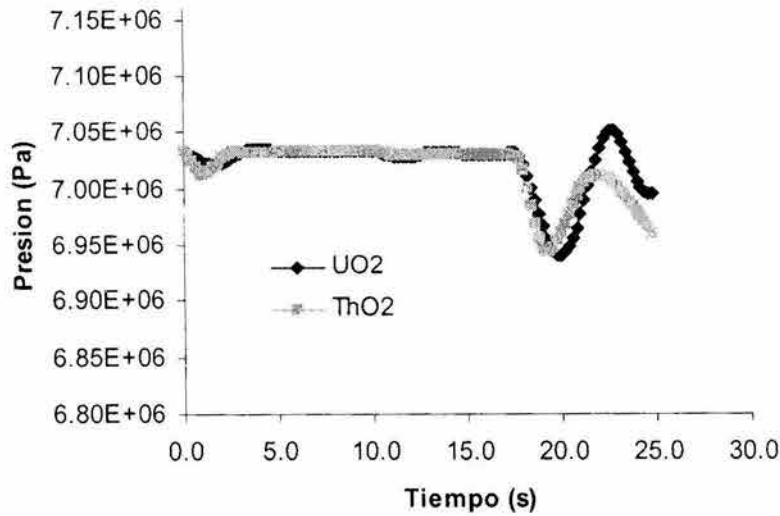


Figura 5.17. Presión en el domo del vapor.

### 5.3.5 Diferencias importantes

Como puede apreciarse en las Figuras anteriores las diferencias entre los combustibles de  $\text{UO}_2$  y  $\text{ThO}_2$  son marginales. La principal diferencia que se observa después del SCRAM del reactor es la presión en el domo de vapor, esto debido a que la producción de vapor para el caso de torio es ligeramente menor y por consiguiente la disminución de presión en el domo de la vasija es ligeramente mayor. Esta menor producción de vapor origina que el controlador de presión deba sintonizarse en forma diferente para cada tipo de combustible.

En transitorios donde ocurre el SCRAM puede remarcarse lo siguiente:

a) Durante el transitorio el flujo que entra al núcleo es mayor para el caso del torio debido a que presenta menor resistencia por la disminución drástica de la fracción de vacíos. Desde el punto de vista dinámico se puede observar que la inercia (sumatoria de longitudes de la trayectoria del fluido entre áreas de flujo, en combinación con los coeficientes de pérdida por fricción) del sistema hidráulico (flujos y presiones del sistema de recirculación de

reactor) del torio es menor que el del uranio. Una inercia menor produce una respuesta dinámica mayor.

b) El mayor flujo en la entrada del núcleo origina un mayor descenso en el nivel de la vasija. Este aumento en el flujo en el núcleo ocasiona que la masa de refrigerante en el downcomer disminuya más rápido en el caso de torio y por tanto el nivel disminuye más rápidamente.

c) La disminución de nivel en la vasija origina una respuesta del controlador de agua de alimentación demandando mayor cantidad de agua con un mayor subenfriamiento, es decir la entalpía del agua de alimentación es menor que originalmente debido a que el flujo de vapor disminuye.

En conclusión, de acuerdo con los resultados obtenidos del comportamiento dinámico del reactor para ambos tipos de combustible durante los transitorios, se observa que las respuestas son muy similares, por lo que puede afirmarse que el combustible de torio no tendrá un efecto adverso en la seguridad del reactor.

Para los transitorios donde no hay SCRAM del reactor, como el caso del transitorio de disparo de bombas de recirculación, las diferencias son apenas perceptibles, abajo del 1%.

## **5.4 Análisis de estabilidad**

El análisis de estabilidad se realizó estudiando cinco puntos del mapa potencia-caudal. Estos estados de operación corresponden a las cuatro esquinas que definen la zona de baja estabilidad del mapa potencia-caudal y un quinto estado de operación que corresponde a las condiciones de 100% de potencia. Las condiciones de operación de estos estados se encuentran en la siguiente Tabla 5.2.

Tabla 5.2. Estados operacionales considerados en el análisis de estabilidad.

Estado	Potencia P (%)	Flujo W (%)	Patrón de barras (%)
1	38.88	28.6	80
2	47.38	28.6	100
3	45.77	40.0	80
4	56.22	40.0	100
5	100	100	100

Para cada uno de los estados analizados se calculó la frecuencia a la que se obtiene la máxima respuesta de la función de transferencia así como la longitud de ebullición. El criterio de Nyquist fue utilizado para determinar la estabilidad del sistema. Este criterio establece que en un sistema de control de lazo cerrado es absolutamente estable si las raíces de la ecuación característica tienen partes reales negativas. Es decir, los polos de la función de transferencia de lazo cerrado o los ceros del denominador deben estar en el semiplano izquierdo (SPI) (Diestefano et al., 1982) (ver ecuación 4.76, Capítulo 4).

$$G(s) = \left( 1 + \frac{\Pi_1(s)}{\Gamma_1(s)} \right)^{-1} \quad (5.1)$$

Los resultados obtenidos de la frecuencia (F) y de la longitud de ebullición ( $\lambda_0$ ) se presentan a continuación. La Tabla 5.3 hace referencia al análisis obtenido para el combustible de torio propuesto en este trabajo y la Tabla 5.4 son los resultados típicos de un reactor con combustible de dióxido de uranio (UO<sub>2</sub>) (Espinosa et. al., 2001).

Tabla 5.3 Longitud de ebullición y frecuencia característica para cinco estados operacionales para el caso del combustible cobija-semilla.

Estado	Relación P/W	Longitud de Ebullición $\lambda_0$ (m)	Frecuencia (Hz)
1	1.36	0.884	0.575
2	1.66	0.725	0.590
3	1.14	1.050	0.797
4	1.41	0.854	0.750
5	1.00	1.201	>> 1

Tabla 5.4 Longitud de ebullición y frecuencia característica para cinco estados operacionales para el caso del combustible típico de  $UO_2$ .

Estado	Relación P/W	Longitud de Ebullición $\lambda_0$ (m)	Frecuencia (Hz)
1	1.36	0.928	0.377
2	1.66	0.761	0.391
3	1.14	1.103	0.491
4	1.41	0.897	0.487
5	1.00	1.261	1.000

Para determinar la estabilidad de cada uno de los estados operacionales se utilizaron los diagramas de Nyquist.

Para el estado de operación 1 (Figura 5.18) la frecuencia característica es 0.575 Hz, de acuerdo con la Tabla 5.3 y el diagrama de Nyquist se observa que el punto es inestable.

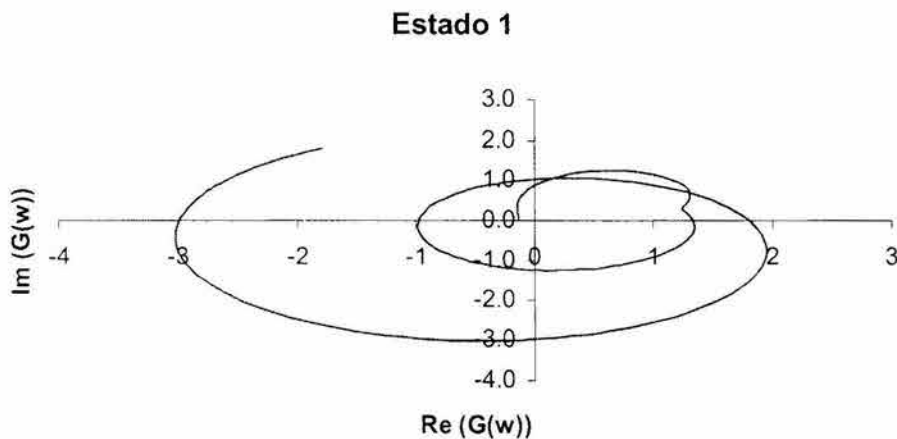


Figura 5.18 Estado operacional 1

Para el estado de operación 2 (Figura 5.19) la frecuencia característica es 0.590 Hz, de acuerdo con la Tabla 5.3 y el diagrama de Nyquist se observa que este estado es inestable a bajas potencias.

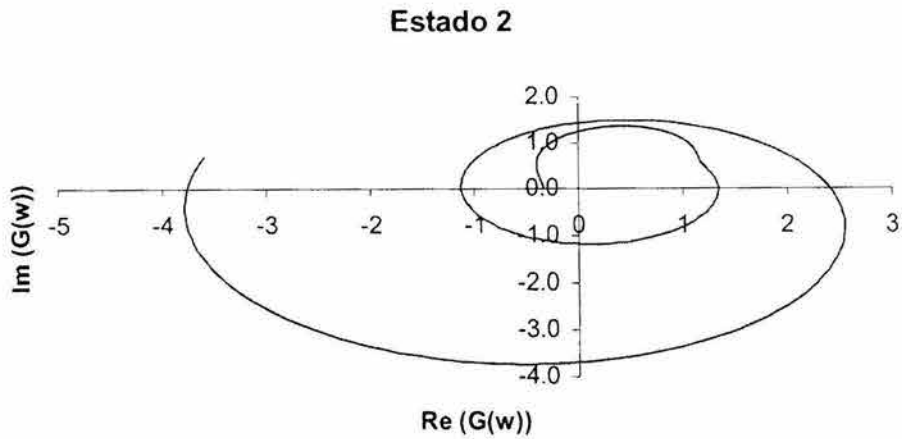


Figura 5.19. Estado operacional 2

Para el estado de operación 3 (Figura 5.20) la frecuencia característica es 0.797 Hz, de acuerdo con la Tabla 5.3 y el diagrama de Nyquist se observa que en este punto es estable.

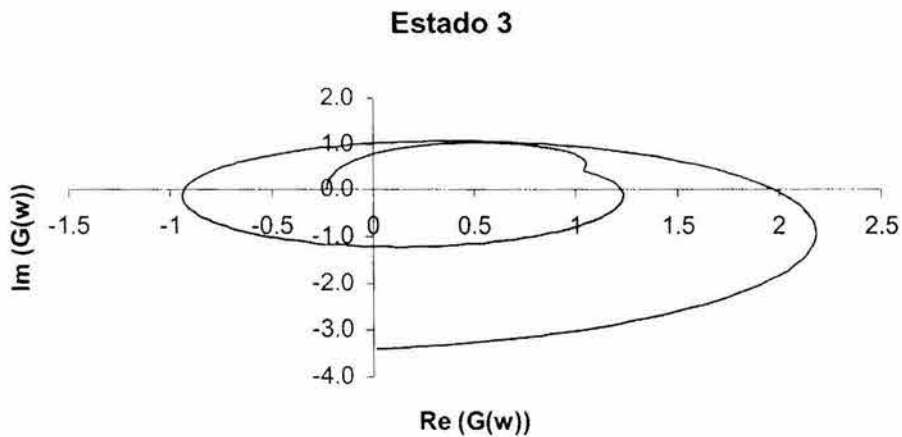


Figura 5.20. Estado operacional 3

Para el estado de operación 4 (Figura 5.21) la frecuencia característica es 0.750 Hz, de acuerdo con la Tabla 5.3 y el diagrama de Nyquist se observa que el punto es inestable.

#### Estado 4

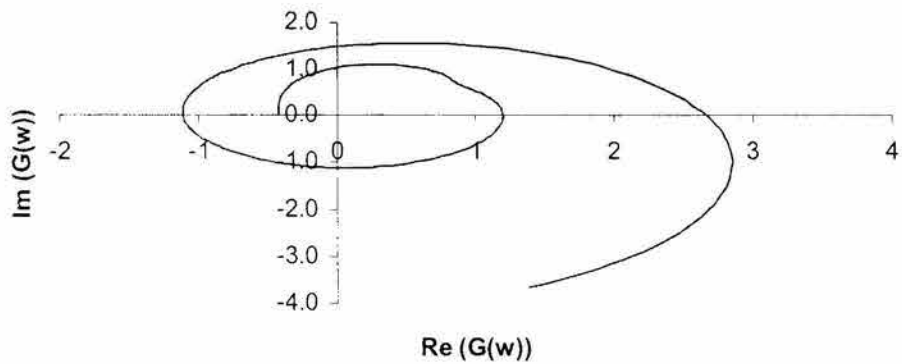


Figura 5.21. Estado operacional 4

Para el estado de operación 5 (Figura 5.22) la frecuencia característica es mayor que 1 Hz, de acuerdo con la Tabla 5.3 y el diagrama de Nyquist determina que este punto es el más estable de todos los estados analizados. Este estado de operación también tiene la mayor longitud de ebullición y en consecuencia una mayor frecuencia característica. Estos resultados muestran la estabilidad del reactor a condiciones normales de operación a plena potencia (100%).

#### Estado 5

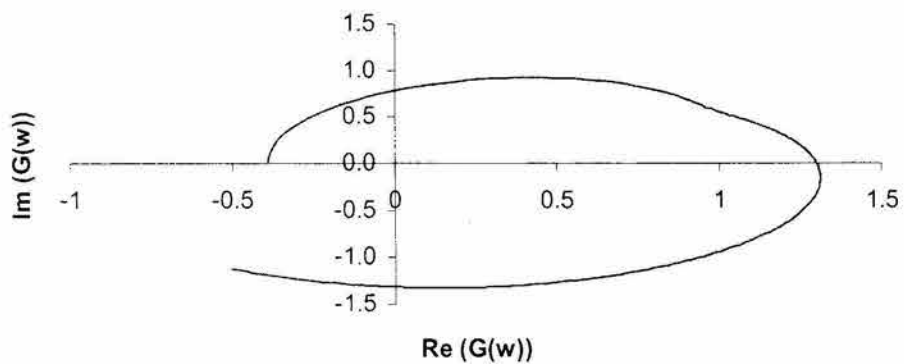


Figura 5.22 Estado operacional 5

La zona de inestabilidad está definida alrededor de los primeros cuatro puntos, donde el sistema tiende a ser inestable. Cabe aclarar que dicha zona de estabilidad no tiene límites bien definidos y puede presentar algunas pequeñas variaciones dependiendo del patrón de carga del núcleo, sin embargo es recomendable evitar esta zona durante maniobras de incremento de potencia después de un apagado o bien durante transitorios operacionales que involucren la pérdida de flujo de recirculación.

Los resultados obtenidos con el caso de torio indican una frecuencia característica alrededor de 0.5Hz, la cual es típica para reactores del tipo BWR que han mostrado oscilaciones de potencia [Verdú, e. al., 2001], incluyendo el evento de oscilaciones de potencia de Laguna Verde del 24 de enero de 1995.

De la Tabla 5.3 y 5.4, se observa que para el caso de combustible de torio cobija-semilla la longitud de ebullición es menor que para el caso de combustible  $UO_2$  lo cual es un factor importante desde el punto de vista físico, ya que al reducir la longitud de ebullición la caída de presión en el ensamble es mayor y puede inducirse el fenómeno de onda densidad. Por otro lado para el caso del combustible cobija-semilla, los estados operacionales 1 y 2 son los más inestables, en tanto que para el combustible de  $UO_2$  los estados operacionales 3 y 4 son los más inestables. Desde el punto de vista de operación, para el operador del reactor resulta más crítico contar con puntos más inestables en los estados 3 y 4, debido a que durante ascensos de potencia debe operarse muy cerca de esos estados operacionales. Los estados operacionales 1 y 2 no resultan ser críticos ya que rara vez se opera cerca de esta región.

En conclusión los resultados muestran que el combustible de torio propuesto en este trabajo de investigación no resulta ser más inestable que el combustible típico de  $UO_2$ .



## 5.5 Puntos a mejorar en un futuro

El modelo en condiciones de bajo nivel de refrigerante en el combustible no considera efectos de secado (dryout) en barras de combustible, hinchamiento por despresurización (modelo de drift flux en la región de downcomer), sólo se considera una sola fase en la región del downcomer (líquido), aunque considera efectos de flasheo (evaporación súbita). Los efectos no considerados son importantes para simular en forma correcta accidentes de pérdida de refrigerante (LOCA por sus siglas en inglés).

## Referencias

ANSI/ANS-3.5, "American National Standard for Nuclear Power Plant Simulators for Use in Operator Training and Examination". American Nuclear Society and American National Standards Institute, Inc. 1998.

Diestefano III, J. J., Stubberud, A. R., Williams, I. J. Retroalimentación y Sistemas de Control, Mc Graw Hill, Serie Schaum, México 1982.

Gilberto Espinosa, Alejandro Núñez, Carlos Estrada, Rodolfo Amador, "Desarrollo de un Código Numérico para el Análisis de Estabilidad Lineal de los Reactores de las U1 y U2 de la CNLV", CNSNS-TR-27, Comisión Nacional de Seguridad Nuclear y Salvaguardias, noviembre 2001.

Verdú, G., Ginestar, D., Muñoz-Cobos, J. L. "Forsmark 1 & 2 Boiling Water Reactor Stability Benchmark, Time Series Análisis Methods for Oscillation during BWR Operation", Final Report, OECD, NEA/NSC/DOC(2001)2, Paris, Junio 2001.

# Capítulo 6

## Análisis de Factibilidad Económica e Impacto Ambiental

### Introducción

Uno de los mayores atractivos de la energía nuclear es el bajo costo del combustible comparado con las plantas que queman carbón, petróleo y gas. Sin embargo, el uranio tiene que ser procesado, enriquecido y convertido en elementos combustibles, y por lo menos la tercera parte de su costo se debe al enriquecimiento y fabricación. Adicionalmente se deben hacer asignaciones presupuestales para el manejo del combustible quemado y el almacenamiento final del mismo.

El costo de la generación de energía eléctrica por reactores nucleares se ha mantenido estable durante la última década. Esto se debe a que a pesar de los costos del combustible (incluyendo el enriquecimiento) han disminuido, los costos de operación y mantenimiento han ido incrementándose. En general, los costos de construcción de las centrales nucleares son significativamente mayores que los de las plantas de carbón y gas por la necesidad del uso de materiales de alta calidad, y la incorporación de sofisticados sistemas de seguridad y

equipos de control de respaldo. Estos costos pueden llegar a significar la mitad de los costos de la generación de energía eléctrica por medios nucleares.

En la Figura 6.1 se muestra el ciclo cerrado del combustible nuclear, el cual comprende las siguientes etapas: la explotación de los yacimientos de uranio, purificación y su conversión en material de uso nuclear, el enriquecimiento de U-235, la fabricación de elementos combustibles, el quemado en las centrales nucleares. El eventual reprocesamiento del combustible quemado, la gestión de residuos radiactivos. Por otro lado, un ciclo abierto de combustible, que es muy común en la industria nuclear, no incluye la etapa de reprocesamiento de combustible.

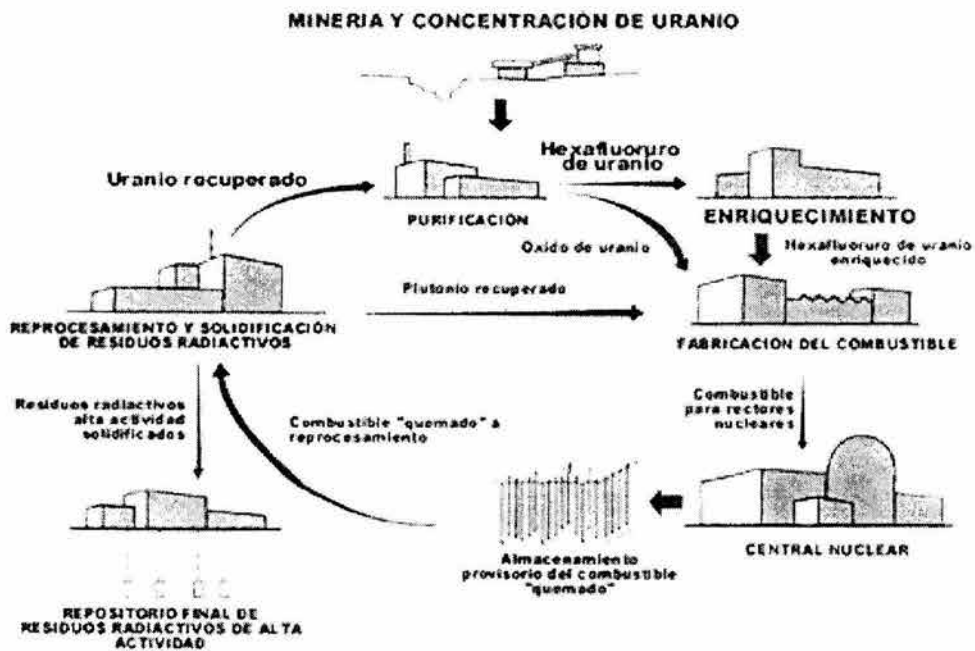


Figura 6.1 Ciclo de combustible

En este trabajo únicamente se analiza el costo de combustible que comprende el uranio y el torio, enriquecimiento, fabricación y disposición final del combustible gastado, para una recarga de 104 elementos combustibles, que es el lote típico recarga de la central Laguna Verde y que fue descrito en el Capítulo 3. Costos adicionales que repercuten en el costo de la energía eléctrica tales como el pago por el financiamiento de la construcción de la planta nuclear (intereses y capital), distribución, transmisión, mantenimiento de equipo, impuestos, salarios del personal y reprocesamiento después del quemado entre otros, no son considerados en este estudio.

Un punto importante a considerar es el impacto hacia el medio ambiente. Uno de los factores que han sido desfavorables para la industria nuclear son los desechos de larga vida media generados durante el quemado del combustible. Como respuesta a esta problemática la misma industria ha generado algunas soluciones al problema de los desechos, como es el reprocesamiento del plutonio mediante el combustible MOX y el diseño de combustibles que tengan un menor impacto hacia el medio ambiente mediante la reducción de actínidos durante el quemado. Para estimar el impacto al medio ambiente se han tomado dos criterios:

1. Toxicidad del ciclo del combustible gastado.
2. Generación de actínidos.

El termino “toxicidad” hace referencia al daño potencial que la radiación emitida por los desechos pueden causar al cuerpo humano. Se calculó y comparó la toxicidad para tres tipos de combustible:  $UO_2$ , MOX y cobija-semilla de torio. De acuerdo con este análisis se concluye que el ciclo del torio es el menos tóxico de los ciclos analizados.

La generación de actínidos durante el quemado del combustible es otra forma de estimar el impacto hacia el medio ambiente. Tal como se mostró en la Tabla 2.3 (ver Capítulo 2) el combustible cobija-semilla de torio es el que presenta menor producción de actínidos.

## **6.1 Análisis de factibilidad económica.**

A continuación se describen los distintos procesos del ciclo de combustible que repercuten en su costo final.

### **6.1.1 Minería y purificación**

El uranio es minado en forma de  $U_3O_8$  el cual mediante un proceso de conversión se obtiene el hexafluoruro ( $UF_6$ ). Antes de este proceso debe pasarse por un proceso de purificación. Las impurezas que suelen encontrarse son cadmio, boro y tierras raras. En Estados Unidos dos procesos son utilizados para la purificación del uranio:

1. El proceso llamado PUREX donde el nitrato de uranio puede ser extraído selectivamente de soluciones acuosas por medio de solventes orgánicos acuosos.
2. Otro método es usando el peróxido de uranio,  $UO_4 \cdot 2H_2O$  el cual es precipitado de una solución ácida ligera de sales y peróxido de hidrógeno. Después de este proceso la siguiente etapa de conversión a  $UF_6$  es iniciada.

### **6.1.2 Conversión**

El  $U_3O_8$  es un polvo fino que lo convierte en un material de fácil manejo para la siguiente etapa.

El material es introducido a un horno que lo mantiene a temperaturas de 1000 a 1200 F y es reducido por hidrógeno. El resultado es un producto que consiste principalmente de dióxido de Uranio ( $UO_2$ ), como un óxido café.

El  $UO_2$  pasa por dos etapas sucesivas donde interacciona con el fluoruro de hidrógeno (HF) a temperaturas de 900 a 1000 F produciéndose la siguiente reacción:



El tetrafluoruro de uranio ( $UF_4$ ) es una sal verde de alto punto de fusión (1800 F).

El  $UF_4$  es tratado a altas temperaturas para convertirse en  $UF_6$  de acuerdo a la siguiente reacción:



El  $UF_6$  puro es enviado posteriormente a la planta de enriquecimiento.

### 6.1.3 Enriquecimiento

El proceso de separación y enriquecimiento puede realizarse de diversas formas, una de ellas es mediante un proceso de difusión que se basa en las diferentes velocidades que las moléculas de  $^{235}UF_6$  y  $^{238}UF_6$  puedan desarrollar y de esa manera penetrar a través de una barrera porosa. Si el  $UF_6$  se mantiene a una temperatura T, la energía cinética puede expresarse como

$$kT = \frac{MV^2}{2} \quad (6.3)$$

Donde k es la constante de Boltzmann, M es la masa molecular y V es la velocidad de la molécula. La razón de velocidad de dos moléculas de diferente masa se puede expresar como:

$$\frac{V_L}{V_H} = \left( \frac{M_H}{M_L} \right)^{1/2} = \alpha \quad (6.4)$$

La molécula del  $^{235}UF_6$  es ligeramente más rápida que la del  $^{238}UF_6$ . La separación de la molécula es debido a la frecuencia relativa con la cual las moléculas de diferentes especies

paran a través del orificio de una membrana, siendo proporcional a la velocidad de la molécula e inversamente proporcional a la raíz cuadrada del peso molecular.

La cantidad de material inicial requerida y el costo de enriquecerlo es una función del nivel deseado del enriquecimiento y del enriquecimiento de los desechos (colas) que es utilizado en la planta de enriquecimiento. La cantidad de material requerido puede ser obtenida por medio de una simple ecuación de balance entre el uranio total y el isótopo U-235.

Las ecuaciones del balance de materia se pueden escribir para el proceso en cascada que se muestra en la Figura 6.2. Esta incluye la corriente de alimentación (F), el producto (P) y los desechos (W). Las ecuaciones de balance de material pueden también escribirse para cada etapa del enriquecimiento  $x_i$ .

$$F x_f = P x_p + W x_w \quad (6.5)$$

Cuando la diferencia entre el enriquecimiento del producto  $x_p$  y el enriquecimiento de alimentación  $x_f$  aumenta, el número de etapas y el flujo interno por unidad de producto se incrementa. De la misma manera, el aumento de la diferencia entre el enriquecimiento de las colas,  $x_w$  y del enriquecimiento de la alimentación  $x_f$  origina también un aumento en el número de etapas y el flujo interno del proceso.

El parámetro cuantitativo que define la relación entre el trabajo realizado por la cadena y la masa enriquecida del producto, la alimentación, y las corrientes de las colas se llama “trabajo separativo” (SW) (separative work en inglés) y es definido por la siguiente ecuación

$$\text{Trabajo separativo} = WV(x_w) + PV(x_p) - FV(x_f) \quad (6.6)$$

Donde

$$V(x_i) = (2x_i - 1) \ln(x_i / (1 - x_i)) \quad (6.7)$$

en donde  $x_i$  puede ser  $x_f$ ,  $x_p$  o  $x_w$

El trabajo separativo tiene unidades de masa, y se puede pensar como el caudal de masa multiplicada por el tiempo requerido para producir una determinada cantidad de producto (P).

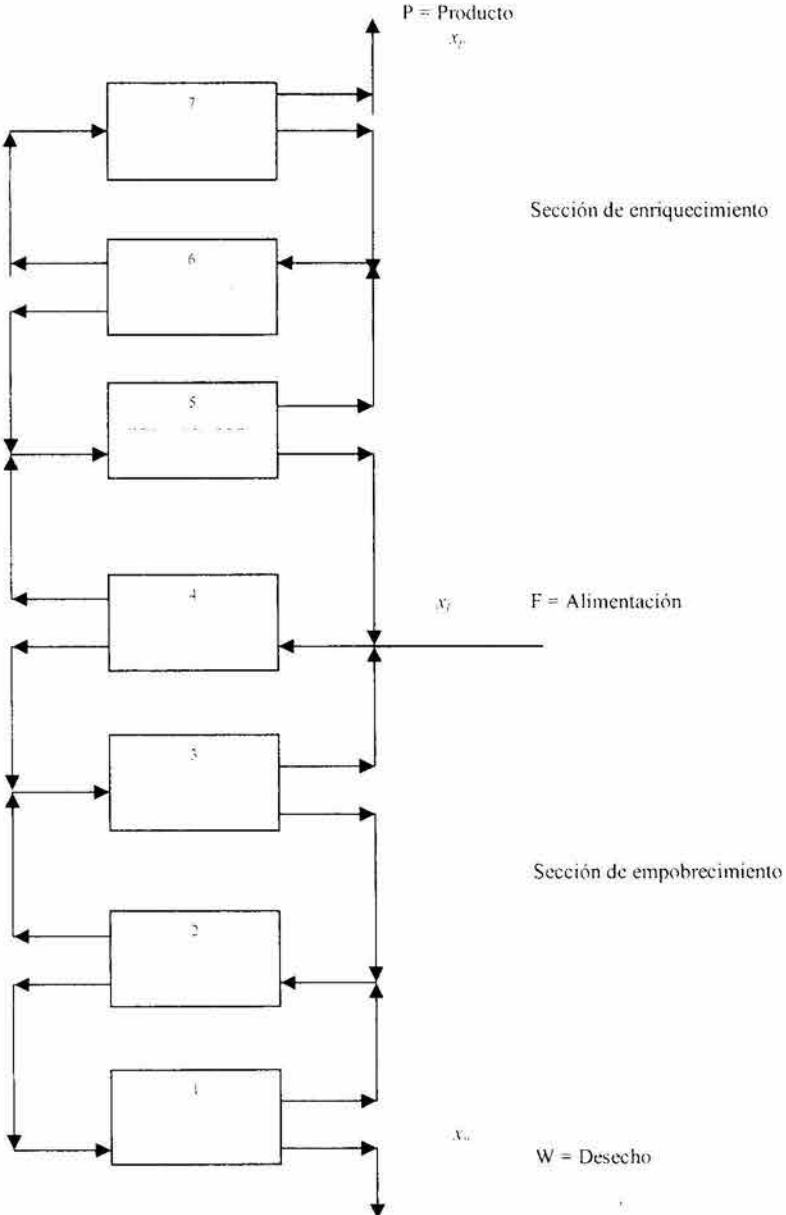


Figura 6.2 Proceso de enriquecimiento en cascada.



El combustible que ha sido enriquecido en U235 es costoso debido a dos factores.

- 1) El material de la alimentación debe contener más U235 que el que aparece en el producto de desecho. La razón de la alimentación U235 a U235 en el producto es

$$\frac{x_f F}{x_p P} = \frac{x_f x_p - x_w}{x_p x_f - x_w} \quad (6.8)$$

- 2) El trabajo separativo que se debe de realizar para obtener el producto enriquecido.

Este trabajo separativo (SW), en términos de kg/masa del producto se escribe como

$$SF = SWU / (P, T) = V(x_p) + \frac{x_p - x_f}{x_f - x_w} V(x_w) - \frac{x_p - x_w}{x_f - x_w} V(x_f) \quad (6.9)$$

con T = Tiempo requerido durante el proceso, Graves (1979).

#### 6.1.4. Precios del enriquecimiento

El costo de la unidad de trabajo separativo (SWU por sus siglas en inglés) alcanzó \$150 dólares en 1983, sin embargo debido a la competencia comercial éste ha disminuido hasta \$90 dólares por cada SWU. En este trabajo consideramos que el costo de cada SWU es de \$110.00 dólares (Cochran y Tsoufanidis, 1999).

El precio del enriquecimiento del uranio por kilogramo puede ser calculado por medio de la siguiente relación

$$PE = \left( \frac{PU}{1 - I_c} + PC \right) \frac{F}{P} + PS \cdot SF \quad (6.10)$$

Donde:

PU = Precio del uranio natural (\$/kgU)

PC = Costo de conversión de  $U_3O_8$  a  $UF_6$  (\$/kgU)

PS = Precio de la SWU (dólares)

SF = Factor de Trabajo Separativo

PE = Precio del enriquecimiento del uranio (\$/kgU)

$l_c$  = es la fracción de pérdida de uranio durante la conversión (el valor de  $l_c$  es menor a 1%)

### 6.1.5 Costo de fabricación

El costo de fabricación del combustible en Estados Unidos incluye el precio por transportación a la central nuclear. En 1999 el costo fluctuó entre \$190 a \$230 dólares por kilogramo (Cochran y Tsoulfanidis, 1999). El cálculo del costo de fabricación del combustible se basa en la Ec. (6.10). Hay una pequeña pérdida de uranio durante la fabricación, usualmente  $< 1\%$ . Si se define PF como el costo de fabricación más el gasto de transportación (en \$/kg) y  $l_f$  como la fracción de uranio que se pierde durante la fabricación, la ecuación del costo de fabricación (FF) se expresa como

$$FF = \left[ \frac{PU}{(1-l_c)(1-l_f)} + \frac{PC}{(1-l_f)} \right] \frac{F}{P} + \frac{PS}{(1-l_f)} \cdot SF + PF \quad (6.11)$$

En este estudio se estima un costo de fabricación de \$275 dólares/kgU, (OECD, 1994).

### 6.1.6 Costos de postirradiación

Una vez que el combustible nuclear ha sido quemado, éste es depositado en la alberca de combustible gastado durante las maniobras de recarga. El reprocesamiento y el posterior reciclado de este combustible son inciertos ya que eso depende de diversas situaciones políticas, ecológicas, económicas, proliferación de armamento, etc. Desde el punto de vista

del ciclo del combustible, éste debería de ser reprocesado para posteriormente ser reutilizado en reactores nucleares con la subsiguiente generación de desechos.

Durante la etapa de postirradiación deben considerar factores como, transporte del combustible gastado a la planta de reprocesamiento que resulta ser un proceso costoso ya que se requiere de contenedores especiales blindados, y por otra parte el costo de fabricación de combustible, como el tipo MOX el cual es obtenido a partir de combustible reciclado, el cual por el contenido de plutonio resulta ser más costoso que el combustible de uranio convencional. En Estados Unidos no hay un costo estimado para esas actividades, excepto para el depósito en contenedores, pero en Europa se estima un costo de \$1000 dólares por kg/U, y un costo superior a \$1000 dólares por kgHM (Heavy Metal-metal pesado) para fabricación de combustible tipo MOX. En este estudio asignamos un costo conservador de \$840 por kgU, ya que no se contempla la etapa de reprocesamiento, si no únicamente la disposición directa del combustible gastado.

## **6.2 Impacto ambiental**

Con relación a la generación de actínidos, esto fue discutido en la sección 2.6 del Capítulo 2, en donde se mostró que el combustible cobija-semilla de torio es el que genera una menor producción de actínidos. El otro punto a considerar es el daño potencial de los desechos radiactivos que es frecuentemente expresado en términos de la actividad, Curies (Ci) o Becquerels (Bq). Sin embargo hay otro concepto llamado “toxicidad” que expresa de mejor manera el daño potencial biológico tomando en cuenta la sensibilidad del cuerpo humano a la ingesta o inhalación de radioisótopos.

Para definir la toxicidad, primeramente se define la concentración derivada en aire (DAC(i,k) por su siglas en inglés) de un isótopo  $i$  en aire o agua (índice  $k$ ) y se mide en ( $\mu\text{Ci}/\text{cm}^3$ ). Los DAC para cada isótopo se encuentran tabulados en el 10 CFR 20 Apéndice B11 de la *Nuclear Regulatory Commission* y son utilizados en este estudio (ver

Tabla 6.1). Si suponemos que tenemos un isótopo  $i$  con una actividad  $A(i)$  expresada en  $\mu Ci$ , la toxicidad se define como

$$\text{Toxicidad } (i,k) = A(i)/DAC(i,k) \quad (6.12)$$

Si existe más de un isótopo en una mezcla, debe sumarse la toxicidad de cada uno de ellos. La toxicidad representa el volumen de aire o agua en el cual el desecho radiactivo debe ser diluido para que el aire inhalado o el agua ingerida resulten en una dosis menor a 100 mrem/año. La regulación especifica la máxima actividad permitida para cada radioisótopo, o en su defecto en toxicidad.

La Tabla 6.1 muestra la toxicidad para cada uno de los tipos de combustible analizados en la Tabla 2.3 (ver Capítulo 2). Las primeras tres columnas representa la actividad para cada radioisótopo a fin de ciclo, la quinta columna es la concentración derivada en aire (DAC) para cada radioisótopo y finalmente las tres ultimas columnas es la toxicidad para cada radioisótopo.

De la Tabla 6.1 se aprecia que el ciclo del  $UO_2$  es 19.5 veces más tóxico que el ciclo del  $ThO_2$  y a su vez el ciclo del  $UO_2$  es 2.79 veces más tóxico que el ciclo de combustible de  $UO_2+PuO_2$  (MOX), y finalmente el combustible MOX es 6.98 veces más toxico que el combustible de  $ThO_2$ . Con base a lo anterior se deduce que el ciclo de  $ThO_2$  resulta ser “más limpio” que los ciclos con el cual se ha comparado, lo cual es una ventaja ambiental significativa de este tipo de combustible.

Tabla 6.1 Toxicidad para diferentes ciclos de combustible.

Isótopo	Actividad (micro-Cu) a fin de ciclo			DAC micro- Ci/ml	Toxicidad ml		
	UO2	ThO2	MOX		UO2	ThO2	MOX
Pa233	0	1.18E+10	0	2.00E-07	0	5.92E+16	0
U233	0	9.59E+03	0	2.00E-11	0	4.80E+14	0
U235	5.91E+00	1.49E+00	3.82E+00	2.00E-11	2.95E+11	7.47E+10	1.91E+11
Pu239	3.50E+05	1.82E+05	1.12E+06	7.00E-12	5.00E+16	2.60E+16	1.60E+17
Pu241	1.85E+08	9.19E+07	1.00E+09	3.00E-10	6.17E+17	3.06E+17	3.33E+18
Th232	0	6.72E+01	0	1.00E-12	0	6.72E+13	0
Pa231	0	2.11E+03	0	2.00E-12	0	1.06E+15	0
U232	0	1.18E+06	0	3.00E-12	0	3.93E+17	0
U234	0	1.70E+04	0	2.00E-11	0	8.52E+14	0
U236	3.60E+09	1.36E+08	4.32E+08	2.00E-11	1.80E+20	6.81E+18	2.16E+19
U238	4.56E+02	2.41E+02	4.41E+02	6.00E-14	7.61E+15	4.01E+15	7.36E+15
Np237	6.12E+02	3.98E+02	1.92E+02	2.00E-12	3.06E+14	1.99E+14	9.60E+13
Np238	0	2.81E+08	0	3.00E-08	0	9.36E+15	0
Np239	0	7.71E+09	0	9.00E-07	0	8.56E+15	0
Pu238	8.24E+06	1.90E+05	3.53E+07	8.00E-12	1.03E+18	2.38E+16	4.41E+18
Pu240	9.55E+05	4.86E+05	4.73E+06	7.00E-12	1.36E+17	6.94E+16	6.76E+17
Pu242	7.18E+03	3.03E+03	4.65E+04	7.00E-12	1.03E+15	4.32E+14	6.65E+15
Am241	2.49E+05	1.85E+05	4.48E+06	3.00E-12	8.31E+16	6.16E+16	1.49E+18
Am243	9.53E+04	3.48E+04	5.20E+05	3.00E-12	3.18E+16	1.16E+16	1.73E+17
Cm242	1.23E+08	5.70E+07	7.93E+08	1.00E-10	1.23E+18	5.70E+17	7.93E+18
Cm244	2.07E+07	6.22E+06	1.36E+08	5.00E-12	4.15E+18	1.24E+18	2.72E+19
<b>Toxicidad total</b>					<b>1.87E+20</b>	<b>9.60E+18</b>	<b>6.70E+19</b>

### 6.3 Costo de la recarga de equilibrio

La Tabla 6.2 muestra los resultados de los costos para la recarga de equilibrio propuesta, y es comparada con los costos de un núcleo equivalente de uranio estándar para un reactor de agua ligera. En particular se comparó con la recarga del ciclo 5 de la unidad 1 de la CLV, la cual generó una energía semejante (ligeramente menor) a la producida por la recarga de equilibrio presentada en este trabajo. Los resultados muestran que el costo de la recarga de

combustible de torio-uranio propuesto es 2.45% mayor que la de uranio. La relación costo/energía en mills/KWh (mills = milésimas de dólar) se muestra en la última columna de la Tabla 6.2, donde se aprecia que para la recarga de combustible de torio es apenas ligeramente mayor (0.51%) que la del uranio convencional. Otro punto importante es que se considera un costo adicional debido a las maniobras de recarga para intercambiar la barra ficticia por las barras de semilla fresca. Este costo fue incluido considerando un 5% adicional en el costo de fabricación del combustible de torio.

Un proceso de optimización es necesario a fin de reducir el enriquecimiento del sub-ensamble de semilla. Una reducción del enriquecimiento en U-235 a 7 w/o en el sub-ensamble de semilla produce un costo de  $\$41.33 \times 10^6$  dólares, valor que es prácticamente el mismo costo de una recarga de uranio estándar (François y Nuñez, 2003).

Tabla 6.2. Costos de una recarga típica de combustible

Diseño	Longitud. Ciclo MWd	Ensamblajes en la recarga	Enriquecimiento. 235U w/o	Costo Uranio MS*	Costo Torio MS	Costo Enriquecimiento. MS	Costo Fabricación MS **	Costo Post. Irradiación MS	Costo Total MS	Razón costo/Energía (mills/kWh)
Th-U cobija-semilla	758.767	104	7.5	9.510	0.476	12.533	5.075	14.764	42.36	2.33
Uranio estándar	744.362	112	3.52	9.161	-----	9.705	5.544	16.934	41.34	2.31

\*MS: Millones de dólares americanos. Costos basados en la referencia [OECD, 1994]:

Costo del Enriquecimiento: \$110/kg SWU

Costo del uranio y torio (incluye conversión): \$58/kg

Costo de fabricación: \$275/kg U-Th

Costo de Post-irradiación (*back-end*): \$840/kg U-Th por disposición directa

\*\*MS + 5% por maniobras de recarga para el caso de combustible de torio

Debido a la incertidumbre en el costo del torio (ya que no existe un mercado de torio, tal como el del uranio), un análisis de sensibilidad fue realizado a fin de considerar una posible banda de variación del costo del torio con respecto al costo actual. La banda considerada fue de  $\pm 15\%$  sobre el precio considerado en este estudio, lo cual implica que el costo de la recarga con combustible de torio puede variar entre 2.28 % a 2.63% por encima del costo

de una recarga de combustible de uranio convencional (\$41.34 millones de dólares) que es el valor de referencia (Tabla 6.3). De la tabla se ve que esta variación en el precio del torio repercute muy poco en el costo de la recarga.

Tabla 6.3 Costos de la recarga de combustible de torio considerando una banda de variación de  $\pm 15\%$  en el costo del torio

Costo del Torio	Costo Total de una recarga	Costo relativo con respecto al Uranio (M\$ 41.34)
M\$	M\$	%
0.477	42.36	2.45
0.549 (+15%)	42.43	2.63
0.405 (-15%)	42.29	2.28

Debido a la incertidumbre que existe en los costos del post-procesamiento del combustible irradiado, se realizó un análisis de sensibilidad incrementando el costo del *back-end*. El incremento considerado en el costo del post-procesamiento fue de \$840 kg/HM (dólares por kg de metal pesado) a \$1000 kg/HM, es decir, 19% de incremento para ambos combustibles. Esto se traduce en un incremento en el costo de la recarga de torio de 1.36 % por encima del costo de una recarga de combustible de UO<sub>2</sub> (Tabla 6.4): Adicionalmente en la ultima columna de la Tabla se muestra la relación costo/energía en mills/KWh, donde se aprecia que para la recarga de combustible de uranio es apenas ligeramente mayor (0.57%) que la del torio.

Tabla 6.4. Costos de una recarga típica de combustible considerando un costo de \$1000/kg U-Th en la post-irradiación.

Diseño	Longitud Ciclo MWd	Ensamblajes en la recarga	Enriquecimiento 235U w/o	Costo Uranio M\$*	Costo Torio M\$	Costo Enriquecimiento M\$	Costo Fabricación M\$**	Costo Post-Irradiación M\$	Costo Total M\$	Razón costo/Energía (mills/kWh)
Th-U cobija-semilla	758,767	104	7.5	9.510	0.476	12.533	5.075	17.58	45.17	2.48
Uranio estándar	744,362	112	3.52	9.161	-----	9.705	5.544	20.16	44.57	2.50

\*M\$: Millones de dólares americanos. Costos basados en la referencia [OECD, 1994]:

Costo del Enriquecimiento: \$110/kg SWU

Costo del uranio y torio (incluye conversión): \$58/kg

Costo de fabricación: \$275/kg U-Th

Costo de Post-irradiación (*back-end*): \$1000/kg U-Th por disposición directa

\*\*M\$ + 5% por maniobras de recarga para el caso de combustible de torio

Nuevamente considerando una variación  $\pm 15\%$  en el costo del combustible de torio y con el incremento en el costo de post-irradiación como se discutió anteriormente, la variación del costo de una recarga de combustible de torio puede variar de 1.20 % a 1.52% por encima del costo de una recarga de combustible de uranio convencional que es el valor de referencia de \$44.57 millones de dólares (Tabla 6.5).

Tabla 6.5 Costos de la recarga de combustible de torio considerando el costo del post-procesamiento de \$1000/kg U-Th, y una variación de  $\pm 15\%$  en el costo del combustible.

Costo del Torio	Costo Total de una recarga	Costo relativo con respecto al Uranio (M\$44.57)
M\$	M\$	%
0.477	45.17	1.36
0.549 (+15%)	45.24	1.52
0.405 (-15%)	45.10	1.20



El porcentaje se ha reducido con respecto a la Tabla 6.3 debido a que la recarga de  $\text{UO}_2$  representa 112 elementos combustibles en lugar de 104 como lo es para el caso del  $\text{ThO}_2$ . Por tanto el costo del *back-end* representa un factor importante a considerar de acuerdo a este análisis de sensibilidad.

Finalmente cabe mencionar que debido a que el torio es un elemento tres veces más abundante que el uranio, un mercado bien establecido producirá una disminución en los costos del torio, por debajo de los considerados en este estudio. De lo anterior puede concluirse que desde el punto de vista económico, el combustible a base de torio puede llegar a ser competitivo.

## Referencias

- Cochran, R. G., and Tsoufanidis, N. "The Nuclear Fuel Cycle: Analysis and Management", American Nuclear Society, Second Edition, Illinois, 1999.
- François, J.L., Núñez-Carrera, A. "Core Design of a Boiling Water Reactor Based on an Integrated Blanket-Seed Thorium-Uranium Concept", 2003 American Nuclear Society Advances in Nuclear Fuel Management III. Carolina del Sur, EUA, Octubre 5-8, 2003.
- Graves, H. W. Nuclear Fuel Management. John Wiley & Sons. New York 1979.
- OECD Nuclear Energy Agency. "The Economics of the Nuclear Fuel Cycle", 1994.
- 10 CFR 20 Appendix B11, Nuclear Regulatory Commission

# Conclusiones

Los resultados en este trabajo de tesis muestran que la operación de reactores con núcleos de combustible de torio es segura tal como lo muestra el análisis de transitorios y de estabilidad, además de mostrar características que resultan ser muy atractivas para la industria nuclear tales como:

- Desempeño estático y dinámico comparable al de los núcleos de UO<sub>2</sub>.
- Alta resistencia a la proliferación.
- Menor producción de actínidos.
- Costo de la recarga de combustible comparable al de núcleos de UO<sub>2</sub>.
- Menor impacto ambiental

Los principales resultados de esta tesis fueron los siguientes:

Primeramente se validó el código HELIOS para el caso del uso de torio como combustible nuclear. Los resultados obtenidos con HELIOS son comparables con aquellos reportados por otros códigos neutrónicos. La comparación de los eigenvalores como función del quemado muestra una máxima diferencia de 1% y una diferencia absoluta promedio menor al 0.7%. El uso del conjunto 6 en la resonancia y 35 grupos de energía puede ser utilizado como opción de default para los cálculos neutrónicos de celdas de combustible de torio-uranio.

Con relación a la composición isotópica del combustible quemado, se comparó la generación total de elementos transuránicos (del Np-237 al Cm-244) para 3 pasos de quemado y tres tipos diferentes de combustible, ThO<sub>2</sub>, UO<sub>2</sub>\_3.37 y MOX\_3.93. Se observó que el caso del ThO<sub>2</sub> tiene la menor producción de estos (0.52%), siendo la mayor para el caso del combustible tipo MOX con 4.65% y para el caso del UO<sub>2</sub> es de 1.06%. La producción de Pu239 y Pu241 resulta ser casi un orden de magnitud menor para el ThO<sub>2</sub> en comparación con el óxido de plutonio, y la mitad si se le compara con el UO<sub>2</sub>, todo esto al final de ciclo de operación. El mismo comportamiento sigue el Pu2-40 y Pu-242.

Se calculó la toxicidad, la cual expresa el daño potencial biológico tomando en cuenta la sensibilidad del cuerpo humano a la ingesta o inhalación de radioisótopos para tres distintos tipos de combustible. Este trabajo muestra que el ciclo del UO<sub>2</sub> es 19.5 veces más tóxico que el ciclo del ThO<sub>2</sub> y a su vez el ciclo del UO<sub>2</sub> es 2.79 veces más tóxico que el ciclo de combustible de UO<sub>2</sub>+PuO<sub>2</sub>, por tanto el ciclo de ThO<sub>2</sub> resulta ser "más limpio" que los ciclos con los cuales se ha comparado.

Se diseñó una recarga de 104 ensambles combustibles con un enriquecimiento promedio en U-235 del 7.5 w/o en el sub-ensamble de semilla, para obtener una longitud de ciclo de 365 días a plena potencia; el sub-ensamble de cobija fresca contiene sólo barras de ThO<sub>2</sub>. Para el diseño de la recarga, los ensambles de cobija-dummy se colocaron primeramente en la parte más externa del núcleo con el fin de producir el U-233. Al siguiente ciclo de operación, las barras de dummy se sustituyeron por semilla fresca para ocupar una posición en la periferia del núcleo y en posteriores ciclos de operación éstos se reubicaron hacia la parte central del núcleo proporcionando un efecto de "anillo de fuego", lo cual tiende a aplanar la distribución de potencia. Las variables como el margen de apagado (SDM), la razón de generación de calor lineal (LHGR), la distribución de vacíos, fueron analizadas a fin de garantizar que no se violen los parámetros de diseño del combustible.

Con relación al SDM el diseño original propuesto en el Capítulo 2 no satisfacía con el criterio de margen de apagado, por lo que fue necesario analizar diversas posibilidades a fin de no violar este criterio. Los resultados del análisis mostraron que introducir un nodo en la parte superior del ensamble con 10 barras de gadolinio al 1% satisface el criterio de SDM y permite una longitud de ciclo de operación de 370 días.

Se comparó el costo de la recarga de equilibrio propuesta en esta tesis, con el de un núcleo equivalente de uranio estándar para una reactor BWR. En particular se comparó con la recarga del ciclo 5 de la unidad 1 de la CLV, la cual generó una energía semejante (ligeramente menor) a la producida por la recarga de equilibrio presentada en este trabajo. Los resultados muestran que el costo de una recarga de combustible de torio-uranio propuesto es 2.45% mayor que la recarga con combustible de uranio estándar. Una reducción del enriquecimiento en U-235 en 0.5 w/o en el sub-ensamble de semilla produciría una disminución en el costo 1.94% por debajo del costo del núcleo de uranio estándar.

Por otra parte, debido a la incertidumbre en el costo del torio (ya que no existe un mercado de torio, tal como el del uranio), un análisis de sensibilidad fue realizado a fin de considerar una posible banda de variación del costo del torio con respecto al costo actual. La banda considerada fue de  $\pm 15\%$  sobre el precio considerado en este estudio. Un incremento adicional fue considerado en el costo del post-procesamiento (back-end) debido a la incertidumbre que existen en el costo del post-procesamiento de combustible gastado. Para ello se consideró un incremento en el costo del back-end de 19%. Con estas consideraciones, el costo de una recarga de combustible de torio puede variar entre 1.20 % y 1.52% por encima del costo de una recarga de combustible de uranio

El intercambio de las barras dummy por las barras de semilla durante las maniobras de recarga puede ser simplificada si inicialmente se considera que las posiciones que ocupan las barras dummy están vacías. Posteriormente después del primer ciclo, el sub-ensamble de cobija debe ser re-localizado en el núcleo y los espacios vacíos serán ocupados por el

sub-ensamble de semilla. Con esta propuesta las maniobras de recarga pueden simplificarse y en consecuencia también habría una pequeña reducción en los costos de la recarga.

El análisis de transitorios ha mostrado que el núcleo de torio diseñado responde en forma similar al de UO<sub>2</sub>. Por lo anterior la implementación de combustible de torio a los reactores actuales es viable. Por otra parte se requiere realizar un análisis de sensibilidad a fin de determinar con precisión la región de estabilidad.

Un trabajo de optimización para el diseño de recargas es recomendable para determinar el enriquecimiento óptimo del sub-ensamble de semilla, así como poder alargar la longitud del ciclo y reducir el costo de la recarga, sin embargo este trabajo es altamente demandante y escapa a los objetivos de este trabajo.

La simulación de un ciclo de operación con patrones de barras de control no fue realizado en este trabajo, sin embargo esto debe considerarse para trabajos futuros a fin de estudiar con más detalle la respuesta tanto estática como dinámica del núcleo del reactor, ante distribuciones de potencia y de quemado que difieren de las distribuciones obtenidas con la simulación Haling. En el estudio con patrones de barras de control se pueden considerar barras con distintas combinaciones de boro y hafnio en arreglos horizontales, tal como lo contemplan los nuevos diseños de barras de control.

Otras opciones que no fueron estudiadas en este trabajo fue el diseño de combustible de plutonio y torio. Este contempla dos posibilidades: plutonio de bajo enriquecimiento y plutonio grado armamento, es decir aquel que proviene del desmantelamiento de armas nucleares. Estudios preliminares han mostrado que una combinación torio-plutonio quema tres veces más plutonio que una combinación plutonio-uranio, lo cual hace al torio muy atractivo si se desea reprocesar plutonio.

Una característica importante del combustible de torio es que permite altos quemados de descarga por lo que es posible diseñar ciclos de operación de 24 a 36 meses. Extender los ciclos de operación puede contribuir en el aumento del factor de disponibilidad de planta ya que la frecuencia de paros programados para recarga de combustible resulta ser menor. Esta posibilidad es un punto a considerar en trabajos futuros.

# **Apéndice A**

## **Diseño del Ensamble Combustible de Torio Bajo el Concepto Cobija-Semilla.**

### **Introducción**

El diseño del ensamble combustible con el código AURORA (1998) representó una tarea muy demandante ya que debido a las capacidades del código para poder simular prácticamente cualquier geometría, es necesario realizar una nodalización del ensamble combustible muy precisa para la definición de materiales y zonas de acoplamiento. La estructura geométrica definida por AURORA es procesada mediante el código HELIOS (1998) para realizar los cálculos neutrónicos

En este Apéndice únicamente se presenta el ensamble combustible sin barra de control, el proceso a seguir para anexar cualquier otro elemento es similar.

### **A.1. Definición de celdas unitarias**

La celda del ensamble combustible de torio se realizó considerando el concepto cobija - semilla. Para ello se definieron tres celdas unitarias que al ser acopladas apropiadamente definen el ensamble combustible.

La primera de estas celdas unitarias (Figura A.1) permite definir la zona periférica del ensamble combustible sin incluir las cuatro esquinas, estas últimas se definen a través de la celda unitaria mostrada en la figura A.2. La zona central del ensamble se obtiene haciendo uso de la celda unitaria definida en la figura A.3.

La figura A.1 define la periferia del ensamblaje combustible. Las zonas definidas por los números 16,5,6,17 constituyen la región del moderador, al igual que la zona definida por 2,28,30,3. La zona definida por 5,2,3,6 representa el acero de la caja del ensamblaje combustible. Los semicírculos definen las varillas de la cobija (torio). El resto de las regiones representan moderador.

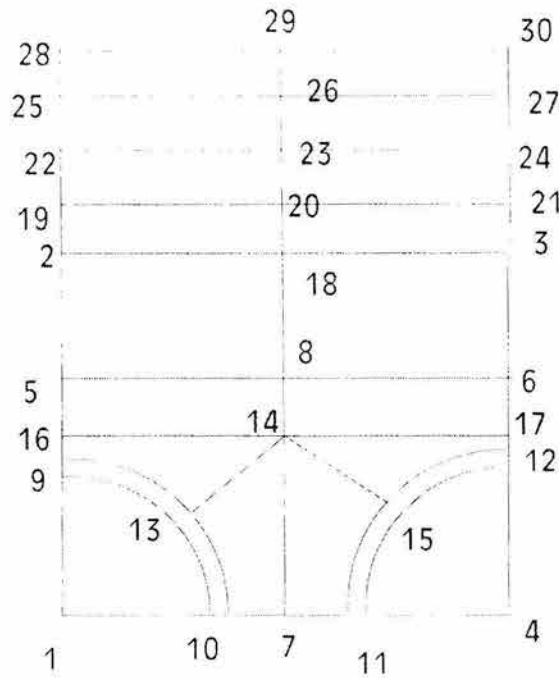


Figura A.1. Celda unitaria que define la periferia del ensamblaje combustible.

En la figura A.2 se muestra la celda unitaria que define las esquinas del ensamblaje combustible. Las zonas definidas por los números 11,5,6,7,13,12 constituyen la región del moderador, al igual que la zona definida por 2,23,24,25,4,3. La zona definida por 5,2,3,4,7,6 representa el acero de la caja del ensamblaje combustible. El semicírculo define las varillas de la cobija (torio). El resto de las regiones representan moderador.



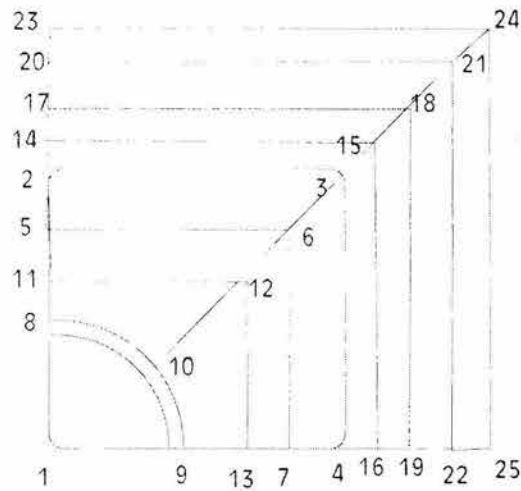


Figura A.2. Celda unitaria que define las esquinas del ensamble combustible.

La Figura A.3 permite definir la zona central del ensamble combustible. Los semicírculos de las esquinas definen las varillas de cobija y el círculo central define la varilla de semilla o barra ficticia (dummy). El resto de la celda unitaria está constituida por agua.

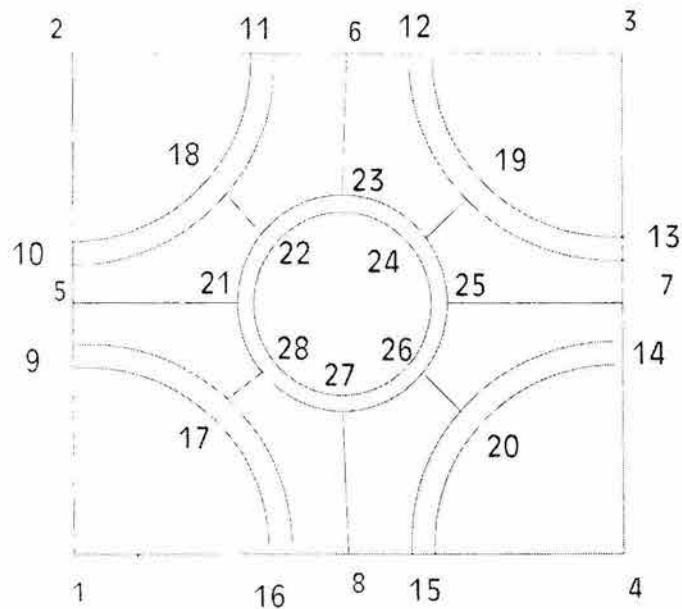


Figura A.3. Celda unitaria que define la zona central del ensamble combustible.

La numeración mostrada en cada una de las celdas unitarias permite definir el acoplamiento entre cada una de las celdas para formar el ensamble combustible, el cual se muestra en la Figura A.4.

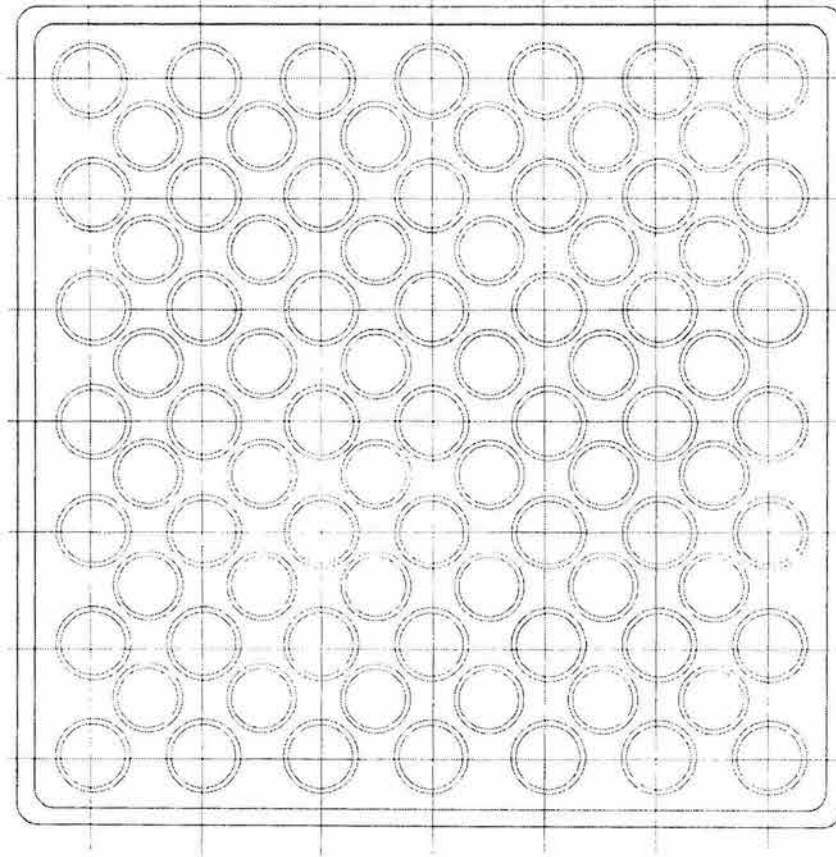


Figura A.4. Ensamble combustible de torio cobija-semilla.

## **A.2 Archivo del código AURORA para el ensamble cobija-semilla.**

A continuación se muestran los archivos de entrada del código AURORA para definir la geometría del ensamble combustible sin barra de control.

```

+SET
&ADD = SET ('a-ens2t-r2.sets'/celda;&PWR)

'H2O-0' = MAT ( / 1001, 4.71053E-2; 8016, 2.35662E-2) !H2O 0%
void!
'H2O-40' = MAT ( / 1001, 3.06491E-2; 8016, 1.53256E-2) !H2O 40%
void!
Zr2hfp = MAT ( / 40002, 4.31438E-2) !Zircaloy!
'ThO2-100' = MAT (9.424 / 90232, 87.819; 92235, 0.06; 8001, 12.121 )
!'UZr-7.5' = MAT (16.5 / 92235,6.0; 92238,74.0; 40000, 20.0)!
'Zr2' = MAT (6.55 / 40002, 100)

Gap1 = MAT ( / 7014, 1.0E-20 ) !Gap vacío!

$sin45 = PAR("0.70710 67812")

$cool2 = PAR (!Defining 6 coolant regions in ng!
7,14,15,11, cool; 14,17,12,15, cool;
14,8,6,17, cool; 7,10,13,14, cool;
9,16,14,13, cool; 16,5,8,14, cool )

$cool2a = PAR (!Defining 8 coolant regions in ng!
28,19,20,18, coolg; 18,20,21,30, coolg;
19,22,23,20, coolg; 20,23,24,21, coolg;
22,25,26,23, coolg; 23,26,27,24, coolg;
25,2,29,26, coolg)

$cool3 = PAR (!Defining 4 coolant regions in pin ww!
8,11,12,10, cool; 10,12,13,9, cool;
11,5,6,12, cool; 12,6,7,13, cool )

$cool3a = PAR (!Defining 8 coolant regions in pin ww!
23,14,15,24, coolg; 24,15,16,25, coolg;
14,17,18,15, coolg; 15,18,19,16, coolg;
17,20,21,18, coolg; 18,21,22,19, coolg;
20,2,3,21, coolg)

$cool3t = PAR (!Defining 2 coolant regions in pin wwt!
9,16,17,10, cool; 8,15,16,9, cool)

$cool3ta = PAR (!Defining 4 coolant regions in pin wwt!
6,13,14,7, coolg; 5,12,13,6, coolg;
4,11,12,5, coolg )

$cool3b = PAR (!Defining 2 coolant regions in pin ww!
9,10,17,16, cool; 8,9,16,15, cool )

$cool3ba = PAR (!Defining 4 coolant regions in pin ww!
6,7,14,13, coolg; 5,6,13,12, coolg;
4,5,12,11, coolg )

ng = STR (!zona superior e inferior del ensamble!
(0,0) (0,"$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4")
!1,2! ($p,"$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4") ($p,0)
!3,4! (0,"$p/2+$f") ($p,"$p/2+$f")
!5,6!

```

```

("$p/2", 0) ("Sp/2", "Sp/2+$f")
!7,8!
(0,$rcol) ($rcol,0) ("Sp-$rcol",0) ($p,$rcol)
!9,10,11,12!
("$rcol*$sin45", "$rcol*$sin45") ("Sp/2", "Sp/2")
!13,14!
("$p-($rcol*$sin45)", "$rcol*$sin45") (0, "Sp/2")
!15,16!
($p, "Sp/2") ("Sp/2", "Sp/2+$f+$e") (0, "Sp/2+$f+$e+$c1")
!17,18,19!
("Sp/2", "Sp/2+$f+$e+$c1")
!20!
($p, "Sp/2+$f+$e+$c1")
!21!
(0, "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2")
!22!
("$p/2", "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2") !23!
($p, "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2") !24!
(0, "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3") !25!
("$p/2", "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3") !26!
($p, "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3") !27!
(0, "$f+$e+$p/2") !28!
("Sp/2", "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4") !29!
($p, "$f+$e+$p/2") !30!
/4,coolg/ pin1(0,0) 4, pin1($p,0) 4
/ $cool2; 5,28,18,8, box; 8,18,30,6, box; $cool2a )

ww = STR (!zona de las esquinas!
(0,0) (0, "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4")
!1,2!
("Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4", "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4")
!3!
("Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4", 0)
!4!
(0, "$f+$p/2") ("f+$p/2", "f+$p/2")
!5,6!
("$f+$p/2", 0) (0,$rcol) ($rcol,0)
!7,8,9!
("$rcol*$sin45", "$rcol*$sin45")
!10!
(0, "Sp/2") ("Sp/2", "Sp/2") ("Sp/2", 0)
!11,12,13!
(0, "Sp/2+$f+$e+$c1")
!14!
("Sp/2+$f+$e+$c1", "Sp/2+$f+$e+$c1")
!15!
("Sp/2+$f+$e+$c1", 0)
!16!
(0, "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2")
!17!
("Sp/2+$f+$e+$c1+$c2", "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2")
!18!
("Sp/2+$f+$e+$c1+$c2", 0)
!19!
(0, "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3")
!20!
("Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3", "Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3")
!21!
("Sp/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3", 0)
!22!

```

```

(0,"$f+$e+$p/2")
!23!
("$f+$e+$p/2","$f+$e+$p/2")
!24!
("$f+$e+$p/2",0)
!25!
/4,coolg/ pin1(0,0) 4
/ $cool3; 5,23,24,6, box; 6,24,25,7, box; $cool3a )

wwt = STR (!zona de las esquinas!
(0,0) (0,"$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4") !1,2!
("$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4",0) !3!
($c4,0) ("$c4+$c3",0) ("$c4+$c3+$c2",0) !4,5,6!
("$c4+$c3+$c2+$c1",0) ("$c4+$c3+$c2+$c1+$e",0) !7,8!
("$c4+$c3+$c2+$c1+$e+$f",0) !9!
("$c4+$c3+$c2+$c1+$e+$f+$p/2-$rcol",0) !10!
($c1,"$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3") !11!
("$c1+$c2","$p/2+$f+$e+$c1+$c2") !12!
("$c1+$c2+$c3","$p/2+$f+$e+$c1") !13!
("$c1+$c2+$c3+$c4","$p/2+$f+$e") !14!
("$c1+$c2+$c3+$c4+$e","$p/2+$f") !15!
("$c1+$c2+$c3+$c4+$e+$f","$p/2") !16!
("$c4+$c3+$c2+$c1+$e+$f+$p/2-($rcol*$sin45)","($rcol*$sin45)") !17!
/3,coolg/ pin1("$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4",0) 4
/ $cool3t; 7,14,15,8, box; $cool3ta )

wwb = STR (!zona de las esquinas!
(0,0) (0,"$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4") !1,2!
("$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4",0) !3!
(0,$c4) !4!
(0,"$c3+$c4") !5!
(0,"$c2+$c3+$c4") !6!
(0,"$c1+$c2+$c3+$c4") !7!
(0,"$e+$c1+$c2+$c3+$c4") !8!
(0,"$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4") !9!
(0,"$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4-$rcol") !10!
("$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3", $c4) !11!
("$p/2+$f+$e+$c1+$c2", "$c4+$c3") !12!
("$p/2+$f+$e+$c1", "$c4+$c3+$c2") !13!
("$p/2+$f+$e", "$c4+$c3+$c2+$c1") !14!
("$p/2+$f", "$c4+$c3+$c2+$c1+$e") !15!
("$p/2", "$c4+$c3+$c2+$c1+$e+$f") !16!
("$rcol*$sin45)","$c4+$c3+$c2+$c1+$e+$f+$p/2-($rcol*$sin45)") !17!
/3,coolg/ pin1(0,"$p/2+$f+$e+$c1+$c2+$c3+$c4") 4
/ $cool3b; 7,8,15,14, box; $cool3ba )

$cregl = PAR (!Defining 8 coolant regions in pin cell!
9,5,21,28,17, cool; 5,10,18,22,21, cool; 18,11,6,23,22,
cool;
23,6,12,19,24, cool; 24,19,13,7,25, cool; 25,7,14,20,26,
cool;
8,27,26,20,15, cool )

$cell1 = PAR ((0,0) (0,$p) ($p,$p) ($p,0) (0,"$p/2") ("$p/2",$p)
($p,"$p/2") ("$p/2",0) (0,$rcol) (0,"($p-$rcol)") ($rcol,$p)
("$p-$rcol",$p) ($p,"$p-$rcol") ($p,$rcol) ("$p-$rcol",0) ($rcol,0)
("$rcol*$sin45","$rcol*$sin45") ("$rcol*$sin45","$p-($rcol*$sin45)")

```

```

("$p-($rcol*$sin45)", "$p-($rcol*$sin45)") (" $p-
($rcol*$sin45)", "$rcol*$sin45")
("$p/2-$rcos", "$p/2") (" $p/2-($rcos*$sin45)", "$p/2+($rcos*$sin45)")
("$p/2", "$p/2+$rcos") (" $p/2+($rcos*$sin45)", "$p/2+($rcos*$sin45)")
("$p/2+$rcos", "$p/2") (" $p/2+($rcos*$sin45)", "$p/2-($rcos*$sin45)")
("$p/2", "$p/2-$rcos") (" $p/2-($rcos*$sin45)", "$p/2-($rcos*$sin45)")
/4, cool / pinl(0,0) 4, pinl(0,$p) 4, pinl($p,$p) 4, pinl($p,0) 4,
pin2("$p/2", "$p/2") / $cregl )

$creglc = PAR (!Defining 4 coolant regions in pin cell!
5,9,10,11,12, cool; 13,14,8,9,5, cool; 15,4,7,8,14, cool
)

$celllc = PAR ((0,0) (0,$p) ($p,0) !1,2,3!
(0,"$p/2") (" $p/2",0) !4,5!
("$p/2-($rcos*$sin45)", "$p/2+($rcos*$sin45)") !6!
("$p/2-$rcos", "$p/2") !7!
("$p/2-($rcos*$sin45)", "$p/2-($rcos*$sin45)") !8!
("$p/2", "$p/2-$rcos") !9!
("$p/2+($rcos*$sin45)", "$p/2-($rcos*$sin45)") !10!
("$p-($rcol*$sin45)", "$rcol*$sin45") !11!
("$p-$rcol",0) ($rcol,0) !12,13!
("$rcol*$sin45", "$rcol*$sin45") !14!
(0,$rcol) !15!
(0,"($p-$rcol)") !16!
("$rcol*$sin45", "$p-($rcol*$sin45)") !17!
/3, cool / pinl(0,0) 4, pinl(0,$p) 4, pinl($p,0) 4,
pin2("$p/2", "$p/2") 3 / $creglc )

! top = CNX (wvt) !

$rowa = PAR (!primera fila!
(1,1,3)$k(2,3,4) / (2,1,4)$k(3,1,2) )

$rowb = PAR (!segunda fila!
(1,1,4)$k(2,1,2) / (2,4,3)$k(3,1,2) )

$rowc = PAR (!tercera fila!
(1,1,4)$k(2,1,2) / (2,4,3)$k(3,1,2) /
(3,4,3)$k(4,1,2) )

$rowd = PAR (!cuarta fila!
(1,1,4)$k(2,1,2) / (2,4,3)$k(3,1,2) /
(3,4,3)$k(4,1,2) /
(4,4,3)$k(5,1,2) )

$rowe = PAR (!quinta fila!
(1,1,4)$k(2,1,2) / (2,4,3)$k(3,1,2) /
(3,4,3)$k(4,1,2) /
(4,4,3)$k(5,1,2) / (5,4,3)$k(6,1,2))

$rowf = PAR (!sexta fila!
(1,1,4)$k(2,1,2) / (2,4,3)$k(3,1,2) /
(3,4,3)$k(4,1,2) /
(4,4,3)$k(5,1,2) / (5,4,3)$k(6,1,2) /
(6,4,3)$k(7,1,2) )

```

```

bot      = CNX (ww,ng,ng,ng,ng,ng,ng,wwb /
             (1,2,1)$k(2,3,4) / (2,2,1)$k(3,3,4) / (3,2,1)$k(4,3,4) /
             (4,2,1)$k(5,3,4) / (5,2,1)$k(6,3,4) / (6,2,1)$k(7,3,4) /
             (7,2,1)$k(8,1,2) )

row1     = CNX (wwt,ng,$fila1/$rowa)
row2     = CNX (ng,$fila2/$rowb)
row3     = CNX (ng,$fila3/$rowc)
row4     = CNX (ng,$fila4/$rowd)
row5     = CNX (ng,$fila5/$rowe)
row6     = CNX (ng,$fila6/$rowf)

'celda'  = STR ($cell1)
'celdac' = STR ($cell1c)

$fila1   = PAR ( 'celdac' )
$fila2   = PAR ( 'celda', 'celdac' )
$fila3   = PAR ( 'celda', 'celda', 'celdac' )
$fila4   = PAR ( 'celda', 'celda', 'celda', 'celdac' )
$fila5   = PAR ( 'celda', 'celda', 'celda', 'celda', 'celdac' )
$fila6   = PAR ( 'celda', 'celda', 'celda', 'celda', 'celda', 'celdac' )

system   = CNX(row1,row2,row3,row4,row5,row6,bot
             /(1-2,2)(1-3,3)$k(2-1,3)(2-3,2)    !1a y 2a fila!
             /(2-1,2)(2-3,3)$k(3-1,3)(3-4,2)    !2a y 3a fila!
             /(3-1,2)(3-4,3)$k(4-1,3)(4-5,2)    !3a y 4a fila!
             /(4-1,2)(4-5,3)$k(5-1,3)(5-6,2)    !4a y 5a fila!
             /(5-1,2)(5-6,3)$k(6-1,3)(6-7,2)    !5a y 6a fila!
             /(6-1,2)(6-7,3)$k(7-1,4)(7-8,2))    !6a y bottom!

system   = BDRY((7-1,3,3)1(0))

outside  = OVLM ('H2O-0'/*--0-*/                !water outside pin !
               Zr2hfp/*--0-box,*--*-clad/      !Zr in the clad!
               Gap1/*--*-gap )                 !gap!

fuels    = OVLM ($fuels)

v40      = OVLM ('H2O-40' /*--0-cool)

dov0     = OVLD (1/*--*-**)                    !0% void!

tov1     = OVLT ($tcool/*--**/$tclad/*--*-clad/$tgap/*--*-gap/
               $T1/*--*-fuel1/ $T2/*--*-fuel2/ $T3/*--*-fuel3/
               $T4/*--*-fuel4)

mos1     = OVSM (outside,fuels)
mos2     = OVSM (mos1 /v40)

dos0     = OVSD (dov0)

tos1     = OVST (tov1)

v0u      = STAT(mos1,dos0,tos1,$pw)

v40u     = STAT(mos2,dos0,tos1,$pw)

ng1      = GROUP(N/0)
ng2      = GROUP(N/0.62,0)

```

```

All = AREA (<*--***>)
FuelMap = AREA (*--*-<(fuel1,fuel2)>)
FuelMap1 = AREA (*--*-<(fuel3,fuel4)>)
AllClad = AREA (*--*-<clad>)
FuelArea = AREA (1-1-1-*,1-2-1-*,1-2-2-*,1-3-1-*,1-3-2-*,1-3-3-*,
                2-1-1-*,2-1-2-*,2-2-1-*,2-2-2-*,2-2-3-*,2-2-4-*,
                2-3-1-*,2-3-2-*,2-3-3-*,
                3-1-1-*,3-1-2-*,3-2-1-*,3-2-2-*,3-2-3-*,3-2-4-*,
                3-3-1-*,3-3-2-*,3-3-3-*,3-3-4-*,3-4-1-*,3-4-2-*,3-
4-3-*,
                4-1-1-*,4-1-2-*,4-2-1-*,4-2-2-*,4-2-3-*,4-2-4-*,
                4-3-1-*,4-3-2-*,4-3-3-*,4-3-4-*,4-4-1-*,4-4-2-*,
                4-4-3-*,4-4-4-*,4-5-1-*,4-5-2-*,4-5-3-*,
                5-1-1-*,5-1-2-*,5-2-1-*,5-2-2-*,5-2-3-*,5-2-4-*,
                5-3-1-*,5-3-2-*,5-3-3-*,5-3-4-*,5-4-1-*,5-4-2-*,
                5-4-3-*,5-4-4-*,5-5-1-*,5-5-2-*,5-5-3-*,5-5-4-*,
                5-6-1-*,5-6-2-*,5-6-3-*,
                6-1-1-*,6-1-2-*,6-2-1-*,6-2-2-*,6-2-3-*,6-2-4-*,
                6-3-1-*,6-3-2-*,6-3-3-*,6-3-4-*,6-4-1-*,6-4-2-*,
                6-4-3-*,6-4-4-*,6-5-1-*,6-5-2-*,6-5-3-*,6-5-4-*,
                6-6-1-*,6-6-2-*,6-6-3-*,6-6-4-*,6-7-1-*,6-7-2-*,6-
7-3-*,
                7-1-1-*,7-2-1-*,7-2-2-*,7-3-1-*,7-3-2-*,7-4-1-*,7-
4-2-*,
                7-5-1-*,7-5-2-*,7-6-1-*,7-6-2-*,7-7-1-*,7-7-2-*,7-
8-1-*)

nFarea0 = MICRO (ng1, FuelMap//)
nFarea1 = MICRO (ng1, FuelMap1//)
XSset = MACRO (ng2, All /dn, tr, fi, kf) !two group data!
Maps = MACRO (ng1, FuelMap / bu, kf) !burnup and power maps!

```

```

+HEL

```

```

'PWR-pin' = CASE ('/usr/users/helios/aurora-
1.5/osf1/sample/hy035n18g15a.dat'
                /'h-ens2t-r2.hrf'/
                'PWR-pin, T=583.1,v=0, cr=0, pw=19.259')

```

```

&'PWR' = SET ('a-ens2t-r2.sets'/celda)

```

```

$K = PAR (3) !Coupling!

```

```

! ----- Fuel pins -----
!

```

```

$P = PAR ("1.91")
$E = PAR ("0.1651")
$F = PAR ("0.015") !Film de agua!
$C1 = PAR ("0.7599/4") !c1+c2+c3+c4=0.675 water gap!
$C2 = PAR ("0.7599/4")
$C3 = PAR ("0.7599/4")
$C4 = PAR ("0.7599/4")

```

```

$rf1 = PAR ("0.9*$rf2") ! Fuel pellet 90% outer radius [cm]
hot!

```



```

$rf2      = PAR ("0.4025")          ! Fuel pellet outer radius [cm]
hot:
$rci1     = PAR ("0.411")          ! Clad inner radius hot [cm]
!
$rcol     = PAR ("0.4759")        ! Clad outer radius hot [cm]
!
$rcos     = PAR ("0.406")
$rcis     = PAR ("0.40")
$rcs0     = PAR ("0.9*$rcis")

! -----!

$stcool   = PAR (583.1)           !Coolant temperature hot!
$stfuel   = PAR (900)             !fuel temperature hot!
! $tdel   = PAR("$stfuel-$stcool-30") !
! $T1     = PAR("$stfuel+$tdel*(1-($rf2/$rf1)**2)") !
! $T2     = PAR("$stfuel+$tdel*(1-($rf1**4-$rf2**4)/($rf1**4-
($rf1*$rf2)**2))") !
$T1 = PAR(954.5)                  !fuel of thorium!
$T2 = PAR(667.6)                  !fuel of thorium!
$T3 = PAR(636.7)                  !fuel of uranium!
$T4 = PAR(620.6)                  !fuel of uranium!
!$tfuell  = PAR (760)             fuel temperature in the border, hot!
$stclad   = PAR (621.1)           !clad temperature hot!
$stgap    = PAR (650.0)           !gap temperature hot!

$pw       = PAR (19.259)          !Power level hot!
!$pw      = PAR (0.0)             Power level cool!

pin1      = CCS ($rf1,$rf2,$rci1,$rcol // fuel1,fuel2,gap,clad) !pin!
pin2      = CCS ($rcs0,$rcis,$rcos // fuel3,fuel4,clad)

$fuels    = PAR ('ThO2-100' / *-'celda'-*(fuel1,fuel2),
*-'celdac'-*(fuel1,fuel2),
*-ng-*(fuel1,fuel2), *-wwt-*(fuel1,fuel2),*-wwb-*(fuel1,fuel2),
*-ww-*(fuel1,fuel2)/
'Zr2' / *-'celda'-*(fuel3,fuel4),
*-'celdac'-*(fuel3,fuel4))

burn0     = PATH (/(v40u),
250, 500, 1000, 1500, 2000, 3000, 4000, 5000,
6000, 7000, 8000, 9000, 10000, 12500, 15000, 17500,
20000, 22500, 25000, 27500, 30000, 35000, 40000, 45000,
50000, 55000)

FuelDump  = DUMP('dumptr2.hrf'/FuelArea,burn0/9000)

'PWR-pin' = RUN(RES:8)

```

## Referencias

HELIOS 1.5 Methods, Studsvik Scandpower, September 1998.

User manual for AURORA, Studsvik Scandpower, 1998.

## Apéndice B

# Metodología para la Generación de Bancos de Datos Nucleares.

### Introducción

La generación de bancos de datos nucleares es un proceso que es necesario para simular el comportamiento en estado estacionario y dinámico del núcleo de un reactor nuclear. A continuación se presenta la metodología para la generación de bancos de datos nucleares que son útiles en las tareas de diseño y/o análisis del combustible nuclear.

La metodología empleada para la generación de parámetros nucleares, utiliza los códigos del Sistema HELIOS del FMS (por sus siglas en inglés, *Fuel Management System*).

El sistema HELIOS (1998) está compuesto por los códigos AURORA (1998), HELIOS y ZENITH (1998). Como ya se ha mencionado, además de resolver la ecuación de transporte de neutrones, este sistema puede ser utilizado para generar los parámetros nucleares de cualquier tipo de ensamble de combustible, así como en la modelación y el análisis de sistemas más grandes y heterogéneos como los reactores del tipo LWR.

Por otra parte, el código TABGEN (1992) produce tablas de valores que representan la variación de los parámetros nucleares (secciones eficaces, factores de multiplicación, factores pico de potencia, etc.) como función del quemado, del contenido de vacíos, de los vacíos históricos y de la presencia de la barra de control, para un análisis del comportamiento de la celda dentro de ciclos operacionales del reactor. Los bancos de

datos nucleares del combustible son utilizados para la modelación de la operación de un reactor nuclear BWR con el código CM-PRESTO [1992]. La metodología puede ser utilizada cada vez que sea necesario un conjunto actualizado de bancos de datos nucleares para realizar estudios de diseño de recargas de combustible nuclear.

### **B.1 Matriz de condiciones de operación de la celda.**

Debido a que en cada ciclo de operación de un reactor nuclear se introducen ensambles con combustible fresco y frecuentemente el diseño de estos ensambles es diferente al de los ensambles ya presentes, el proceso de generación de bancos de datos nucleares inicia para las celdas de los ensambles nuevos que son cargados en el núcleo. Una vez concluida la recolección de la información para las celdas nuevas, esta información “nueva” es unida a la información ya existente en los bancos de ciclos anteriores.

Los parámetros nucleares que forman el banco de datos se deben obtener para ciertas condiciones (quemado, vacíos, temperatura) que permitan englobar la gama de condiciones de operación a las que se sujeta el combustible nuclear dentro del reactor. Estas condiciones se pueden clasificar como condiciones de referencia y variantes (también conocidas como *branch off*). Estos dos conjuntos representan una matriz de estados de operación, cuyas entradas son relacionadas entre sí para obtener las variaciones correspondientes de los parámetros nucleares, ante cualquier condición del reactor de acuerdo con la metodología del FMS.

Las condiciones de operación son agrupadas en series de cálculos definidas en la Tabla B.1 y completamente descritas en matrices de condiciones. Algunas generalizaciones se pueden hacer sobre las series de cálculo, por ejemplo, para la generación de un banco en condición HFP (*Hot Full Power*) se deben realizar los cálculos de las series 1 a 5, para el código CM-PRESTO. La serie de cálculos número 6 provee información que se suministra a CM-PRESTO en formato de tarjetas en el archivo de entrada. Para la generación de un banco CZP (*Cold Zero Power*) con CM-PRESTO se deben realizar los cálculos de la serie 8. También, se puede apreciar en la Tabla B.1 que existen dos casos base, series 1 y 8 para condiciones HFP y CZP, respectivamente. Los restantes acrónimos, ARI (*All Rods In*) y ARO (*All Rods Out*), significan presencia de barra de control en la celda y ausencia de la misma barra de control, respectivamente. Las series

9, 10 y 11 se usan para análisis de transitorios con el código RAMONA (1992) el cual no es utilizado en este trabajo de tesis.

Tabla B.1 Descripción de las series de cálculo del sistema HELIOS.

SERIE DE CÁLCULO	DESCRIPCIÓN
1	Caso base en condiciones: ARO, HFP y a 0, 40 y 70% de vacíos.
2	Variaciones de vacíos para condiciones: ARI y HFP
3	Variación de la presencia de Xenón y Samario.
4	Variación de la temperatura del combustible a HFP.
5	Variación de la fracción de vacíos instantánea a HFP.
6	Cálculo de la historia del quemado de la barra de control.
7	Cálculo del efecto de la presencia de espaciadores.
8	Caso base en condiciones: ARO-ARI, y CZP.
9	Variaciones de vacíos para condición ARI y CZP.
10	Variación de la fracción de vacíos instantánea en condición CZP.
11	Variación de la temperatura del combustible en condición CZP.

## B.2 Características de los archivos del código HELIOS.

La información que se requiere para realizar la modelación de las celdas de combustible nuclear con HELIOS, se puede dividir en dos grupos, archivos genéricos y archivos específicos. Básicamente, los archivos genéricos son colección de información geométrica y de condiciones de operación, donde dicha información se integra en unidades que se denominan *sets* y el conjunto de *sets* representa un número de descripciones opcionales correspondientes a diferentes diseños de celdas que pueden ser o no utilizadas en la modelación de HELIOS.

Los archivos específicos se utilizan para definir el tipo de modelación (o ensamble) y los principales datos que se requieren son: identificador de celda, biblioteca de secciones eficaces, temperatura del moderador y del combustible, densidad de potencia, dimensiones (canal, pastillas de combustible, etc.), composición química (refrigerante, combustible, etc.) y el mapa de distribución del enriquecimiento en la celda.

El archivo donde se deposita la solución de la ecuación de transporte para todas las series de cálculo solicitadas, es el archivo HERMES. Ahí se concentra en formato binario la información geométrica del ensamble, su composición, las características de los estados que se desean analizar, así como, los resultados de cálculo del código HELIOS. Este archivo es una enorme base de datos de donde se extrae información para procesarla y arreglarla a un formato específico.

En la Figura B.1 se muestra el flujo de información para la elaboración de los bancos de parámetros nucleares de CM-PRESTO. Existe una etapa en la que se analiza un tipo de combustible (caja superior). En esta etapa se prepara el pre- y post-procesamiento de información que incluye la definición de los estados de operación de las celdas correspondientes a ese tipo de combustible. Esta etapa (de ordenar el pre- y post-procesamiento) se realiza con el código AURORA, así como, en la etapa en la que se definen las características específicas de la celda. La visualización con ORION se presenta como un proceso opcional durante la etapa de cálculos para una celda en particular. El archivo de la celda, ubicada en la base de datos HERMES, es primeramente generado por AURORA y durante esa etapa puede utilizarse por ORION para visualización de la celda. Una vez que el archivo de HERMES ha sido modificado por el código HELIOS, este archivo contiene toda la información necesaria que se desea extraer de la celda. El código ZENITH utiliza este archivo y junto con su archivo de entrada (z-rxx\_1.inp, específico para el caso de bancos de CM-PRESTO), genera la información necesaria para ser utilizada por el código TABGEN. Este último código genera las tablas de parámetros nucleares (secciones eficaces, coeficientes de difusión, velocidad de los neutrones, etc.) que serán utilizados por CM-PRESTO.

En la Figura B.2 se presentan dos cuadros idénticos, uno para el caso de generar el banco en condición HFP y el otro para el banco en condición CZP. En ambos casos, se

utiliza el conjunto de archivos \*.hms, que son particulares a las celdas analizadas, que provienen de la etapa anterior. Estos archivos \*.hms de las celdas “nuevas” son agregados al conjunto de archivos correspondientes a las celdas anteriores que aún se encuentran presentes en el núcleo para el ciclo requerido. La labor de unir estas dos informaciones es realizada por el código TABGEN.

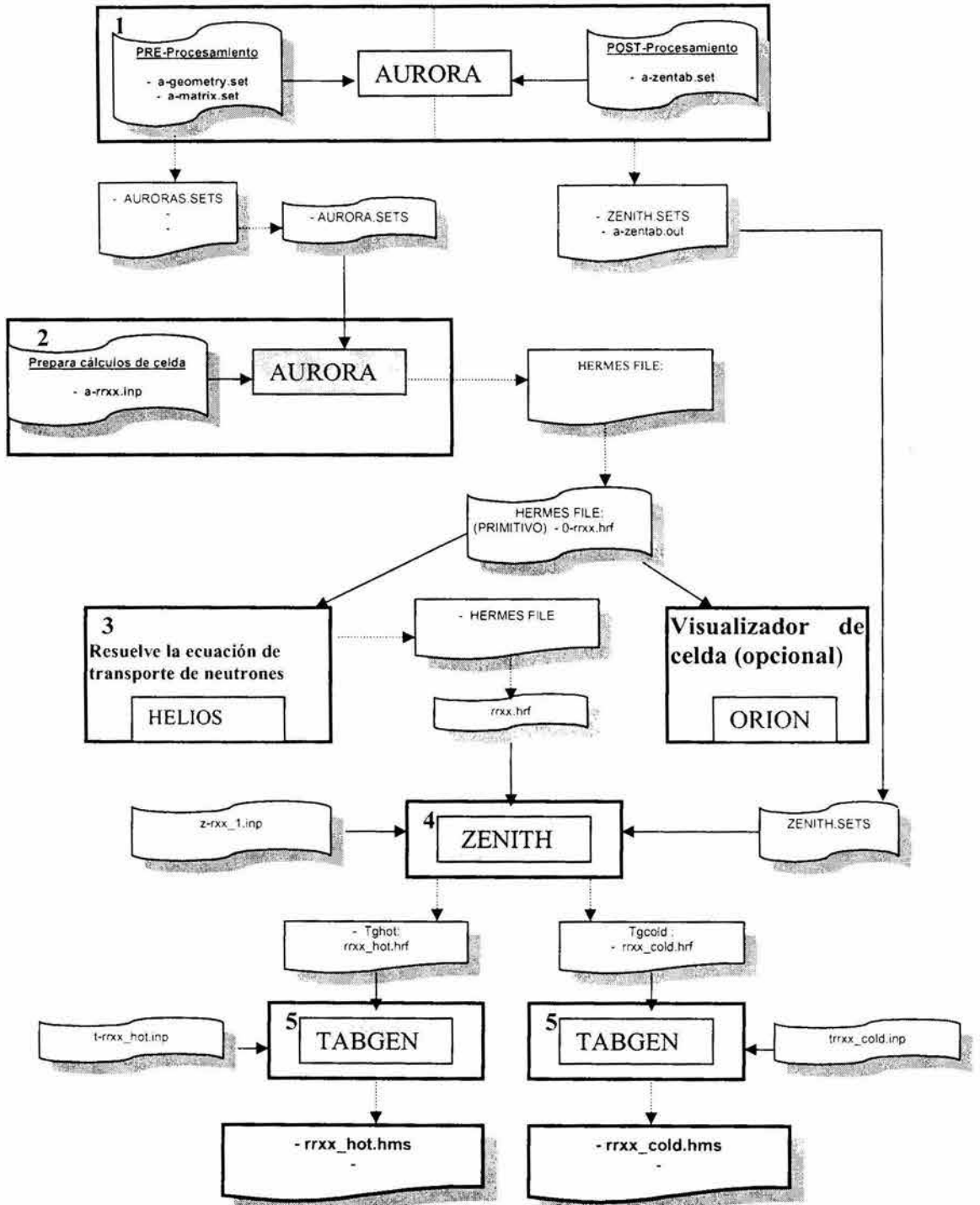


Figura B.1 Diagrama detallado de la generación de bancos de datos nucleares para CM-PRESTO.

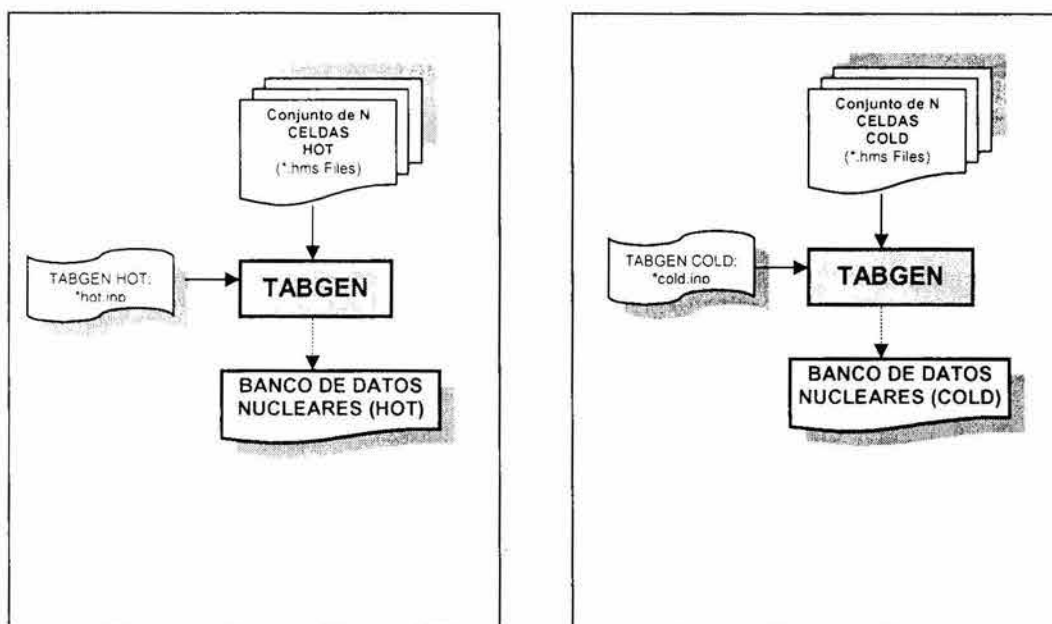


Figura B.2 Agrupamiento de los datos por celda para formar el banco de parámetros nucleares de CM-PRESTO.

### B.3 Descripción del código CM-PRESTO

CM-PRESTO es un simulador estático tridimensional del núcleo de un reactor tipo BWR, con acoplamiento entre el modelo neutrónico y el termohidráulico. Es capaz de obtener detalladamente una distribución de la potencia, vacíos y reactividad en función del quemado del reactor. La neutrónica se basa en una aproximación de la ecuación de difusión de neutrones con 1.5 grupos de energía, utilizando para el cálculo una malla gruesa que puede ser del tamaño del lado de un ensamble combustible.

La termohidráulica tiene por objeto determinar la densidad del refrigerante o contenido de vacíos en cada volumen asociado a un nodo neutrónico, para tomar en cuenta la retroalimentación en las secciones eficaces. La distribución de vacíos se calcula con la distribución de potencia nodal, el flujo total másico en el núcleo y el subenfriamiento



del agua a la entrada del núcleo, mediante la solución de las ecuaciones de balance de masa y energía, junto con correlaciones de deslizamiento (slip) de los vacíos y modelos para el cálculo de las razones de transferencia de calor y evaporación/condensación de la barra combustible al refrigerante. El modelo refinado de CM-PRESTO (CMP) describe con todo detalle el flujo del refrigerante a través del núcleo, así como el flujo en cada ensamble combustible asociado a la región de desvío (bypass) que representa el área de flujo entre los canales de los combustibles. A su vez cada ensamble puede tener dos trayectorias de flujo internas, representando barras y/o canales de agua. La geometría de flujo puede variar axialmente y puede tener secciones no calentadas en las partes superior e inferior.

El núcleo de un reactor BWR se modela como un arreglo tridimensional de nodos cúbicos, donde cada nodo tiene propiedades internas homogeneizadas. La estructura nodal coincide con el arreglo del ensamble combustible, tanto horizontalmente como axialmente (en el caso de Laguna Verde los nodos son cúbicos de 15.24 cm por lado). La operación del reactor se puede simular en las siguientes condiciones:

- En frío y subcrítico.
- En frío y crítico.
- En caliente, crítico a cero potencia.
- En caliente, operando en estado estable.
- En caliente, operando - transitorio con Xenón.
- En caliente, operando – incremento en el quemado del combustible.

El código cuenta además con los siguientes modos de cálculo:

- Cálculos de paso de quemado, incluyendo cálculos Haling (1963).
- Cálculo del margen de parada con una barra atorada.

Con base a lo anterior, se generaron los bancos para el ensamble dummy-cobija y para el ensamble cobija-semilla. Para el caso del ensamble cobija-semilla se implementó una metodología especial en la cual se realizó primero una corrida de HELIOS del ensamble dummy-cobija hasta un quemado estimado promedio, al cual se supone que este ensamble se quemará estando en la periferia del núcleo durante un ciclo (3,000

MWd/T). De esta corrida se “salvó” la información en un archivo, mediante la instrucción *DUMP* y posteriormente en una segunda corrida se recuperó esa información para poder efectuar las ejecuciones con HELIOS del ensamble cobija-semilla.

Una vez realizadas las corridas con HELIOS para ambos tipos de combustible y que la información generada se depositó en la base de datos HERMES, se utilizó el programa TABGEN para producir el banco de parámetros nucleares para ambos tipos de combustibles que se utilizó posteriormente por CM-PRESTO.

## **Referencias**

Haling, R. K., 1963. Operating strategy for maintaining an optimum power distribution throughout life. ANS Topical Meeting on Nuclear Performance of Power Reactor Cores. TID 7672.

HELIOS 1.5 Methods, Studsvik Scandpower, September 1998.

SCANDPOWER, 1992. User manual for CM-PRESTO-92.

SCANDPOWER, 1992. User manual for RAMONA.

SCANDPOWER, 1992. User manual for TABGEN.

User manual for AURORA, Studsvik Scandpower, 1998.

User manual for ZENITH, Studsvik Scandpower, 1998.

# **Apéndice C**

## **Modelos Auxiliares**

### **Introducción**

En este Apéndice se describen los modelos auxiliares que fueron utilizados a fin de obtener un estado estacionario en forma eficiente y describir el comportamiento de la planta en forma más realista durante la simulación de transitorios operacionales. Los controladores de nivel, presión y agua de alimentación son esenciales para la obtención del estado estacionario y por otra parte los modelos del domo de vapor y del circuito de recirculación permiten realizar el análisis de estabilidad.

### **C.1 Modelo del domo de la vasija**

La vasija es modelada como un volumen con dos regiones; una de líquido y otra de vapor. Se asume que las dos regiones se encuentran a la misma presión pero no necesariamente a la misma temperatura. El modelo dinámico para obtener la presión está basado en el sistema primario de un reactor de agua a presión (PWR por sus siglas en inglés) ver referencia (Ronbinson, et. al, 1981)

$$\frac{dP}{dt} = - \frac{v_l \sum_{jl} W_{jl} + \left( \frac{\partial v_l}{\partial h_l} \right)_P \sum_{jl} W_{jl} (h_{jl} - h_l) + v_v \sum_{jv} W_{jv} + \left( \frac{\partial v_v}{\partial h_v} \right)_P \sum_{jv} W_{jv} (h_{jv} - h_v)}{m_l \left[ v_l \left( \frac{\partial v_l}{\partial h_l} \right)_P + \left( \frac{\partial v_l}{\partial P} \right)_{h_l} \right] + m_v \left[ v_v \left( \frac{\partial v_v}{\partial h_v} \right)_P + \left( \frac{\partial v_v}{\partial P} \right)_{h_v} \right]} \quad (C.1)$$

donde  $W_{jl}$  y  $W_{jv}$  son los flujos máscicos de entrada o salida de líquido y vapor respectivamente, similarmente  $h_{jl}$  y  $h_{jv}$  son la entalpía a la entrada o a la salida de líquido o vapor. La masa de líquido  $m_l$ , la masa de vapor  $m_v$ , la entalpía del líquido  $h_l$  y la entalpía de vapor  $h_v$  están dadas por las ecuaciones de balance:

$$\frac{dm_l}{dt} = \sum_{jl} W_{jl} \quad (C.2)$$

$$\frac{dm_v}{dt} = \sum_{jv} W_{jv} \quad (C.3)$$

$$\frac{dh_l}{dt} = \frac{1}{m_l} \sum_{jl} W_{jl} (h_{jl} - h_l) + v_l \frac{dP}{dt} \quad (C.4)$$

$$\frac{dh_v}{dt} = \frac{1}{m_v} \sum_{jv} W_{jv} (h_{jv} - h_v) + v_v \frac{dP}{dt} \quad (C.5)$$

Este modelo considera efectos de condensación y de evaporación súbita (flashing).

## C.2 Modelo del sistema de recirculación

Un modelo simplificado del circuito de recirculación de un BWR fue considerado en este análisis. El sistema incluye caída de presión y flujos desde el downcomer, bombas de recirculación, boquillas, bombas chorro (garganta y difusor), plenum inferior y superior, flujo en el núcleo y separador de vapor a fin de realizar el balance de momentum. Este modelo se basa en el trabajo de Linford (1980)

Tomando todo esto en cuenta, el flujo de entrada al núcleo  $W_N$  está dado por:

$$W_c = W_{rl1} + W_{rl2} \quad (C.6)$$

Donde el primer término de la derecha corresponde a la descarga del flujo másico de la bomba de chorro "A" (descriptor  $r/1$ ) y el segundo término de la derecha es el flujo másico de la bomba de chorro "B" (descriptor  $r/2$ ). Aplicando el balance de momento para el circuito interno y externo, los flujos a través de las bombas de chorro están dados por:

$$\frac{dW_{rl1}}{dt} = \frac{bc_2 - ac_1}{b^2 - a^2} \quad \text{Para el lazo "A"} \quad (C.7)$$

$$\frac{dW_{rl2}}{dt} = \frac{bc_1 - ac_2}{b^2 - a^2} \quad \text{Para el lazo "B"} \quad (C.8)$$

donde  $a$  y  $b$  son los coeficientes de inercia, mientras que  $c_i$  ( $i=1,2$ ) están dados por:

$$c_i = \left( \Delta P_{ip} + \frac{W_{rli}^2}{2A_{jpt}^2 \rho_r} - \frac{W_{sjpi}^2}{2A_{sjp}^2 \rho_r} \right) xx_i - K_{sjpi} \frac{W_{sjpi}^2}{\rho_r} ; \quad i=1,2 \quad (C.9)$$

$$+ K_{dif} \frac{W_{rli}^2}{\rho_r} - \Delta P_{sep} + \Delta P_{grec} - \Delta P_c$$

y donde  $\rho_r$  es la densidad en el lazo de recirculación,  $W_{sjp}$  es el flujo másico de succión de la bomba chorro,  $A_{sjp}$  y  $A_{jpt}$  son el área de la bomba chorro y el área de la garganta respectivamente.  $xx_i$  es la relación entre la succión de flujo másico de la bomba chorro  $W_{sjp}$ , y el flujo de recirculación impulsado  $W_d$ ,  $K_{sjpi}$  es el coeficiente de pérdidas a la succión de la bomba de chorro,  $K_{dif}$  es el coeficiente de pérdidas del difusor,  $\Delta P_{sep}$  es la caída de presión del separador y  $\Delta P_{grec}$  es la caída de presión debido a gravedad. La presión en el elevador de la bomba jet está dada por

$$\Delta P_{ip} = \frac{W_{di}^2}{A_{jpt} A_{jpn} \rho_r} + \frac{W_{sjpi}^2}{A_{jpt} A_{sjp} \rho_r} - \frac{W_{rli}^2}{A_{jpt}^2 \rho_r} \quad (C.10)$$

donde  $W_d$  es el flujo de recirculación impulsado y  $A_{jpn}$  es el área de la garganta de la bomba chorro. La caída total de presión en el núcleo es la suma de fricciones, aceleraciones y gravedad de los componentes:

$$\Delta P_c = - \sum_{j=1}^{12} \left[ \frac{\phi_{f0,j}^2 2C_{f0} W_c^2 \Delta z_j}{A_f^2 D_h \rho_f} + \frac{W_c^2}{A_f^2} \left( \frac{1}{\rho_{c,j+1}} - \frac{1}{\rho_{c,j}} \right) + \rho_{c,j} g \Delta z_j \right] \quad (C.11)$$

donde  $j=1,2,\dots,12$  es usado para indicar el nodo del núcleo,  $C_{f0}$  es el factor de fricción de una fase simple,  $\Delta z_j$  es la longitud del nodo del núcleo,  $D_h$  es el diámetro hidráulico,  $\rho_f$  es la densidad del líquido saturado,  $\rho_c$  es la densidad en cada nodo del núcleo y  $\phi_{f0,j}^2$  es el multiplicador de dos fases dada por

$$\phi_{f0}^2 = 1 + x \left( \frac{\rho_f}{\rho_g} - 1 \right) \quad (C.12)$$

En la ecuación (C.12),  $x$  es la calidad del vapor y  $\rho_g$  es la densidad del vapor saturado.

El flujo impulsado está dado por:

$$\frac{dW_{di}}{dt} = \frac{1}{d} \left[ \left( k_{sfp} + \frac{1}{2} A_{sjp}^2 \right) \frac{W_{sjpi}^2}{\rho_r} + \Delta P_{bi} - \left( k_r + \frac{1}{2} A_{jpn}^2 \right) \frac{W_{di}^2}{\rho_r} \right] \quad (C.13)$$

donde  $d$  es el término inercial,  $\Delta P_{bi}$  es la caída de presión en la bomba de recirculación,  $k_r$  es la fuerza de fricción en el sistema de recirculación, el cual es función de la posición de la válvula controladora de flujo (Espinosa, et. al., 2001).

### C.3 Sistemas de control

A fin de ajustar el modelo a las condiciones del 100% de potencia y obtener una respuesta adecuada del modelo a condiciones de estado estacionario y transitorio, se incluyeron algunos sistemas de control los cuales son descritos brevemente a continuación.

### C.3.1 Modelo auxiliar de vapor principal

El modelo auxiliar de vapor principal se desarrolló considerando las cuatro líneas de vapor como una equivalente, no incluye efectos de aceleración espacial y temporal. La línea equivalente se simula considerando una resistencia hidráulica, donde el coeficiente de fricción es función de la apertura de la válvula.

De acuerdo a lo anterior, el flujo másico de vapor principal se calcula con:

$$W_{vp} = k_{vp}(A_{vp})\Delta P \sqrt{\frac{\rho_v}{|\Delta P|}} \quad (C.14)$$

donde

$W_{vp}$  = Flujo másico de vapor principal

$\rho_v$  = Densidad del vapor

Las demás variables que aparecen en la Ec. (C.14), se presentan a continuación:

La caída de presión está dada por:

$$\Delta P = P_{Rx} - P_{tur} \quad (C.15)$$

donde  $P_{Rx}$  es la presión en la vasija del reactor y  $P_{tur}$  es la presión aguas arriba, considerada como constante.

El coeficiente de fricción total, como función de la apertura de la válvula, se calcula como:

$$k_{vp}(A_{vp}) = K_{fvp} A_{vp} \quad (C.16)$$

donde  $K_{fvp}$ , es el coeficiente de fricción total y  $A_{vp}$ , es la apertura normalizada de la válvula equivalente del sistema de vapor principal.

### C.3.2 Modelo auxiliar de agua de alimentación

El modelo auxiliar de agua de alimentación se desarrolló considerando la misma base que el modelo auxiliar de vapor principal. Como este modelo proporciona el flujo másico de agua a la vasija del reactor es importante estimar la entalpía de este flujo.

El flujo másico de agua de alimentación se calcula con:

$$W_{aa} = k_{aa}(A_{aa})\sqrt{\rho_l \Delta P} \quad (C.17)$$

La caída de presión en este caso está definida por:

$$\Delta P = P_{aa} - P_{Rx} \quad (C.18)$$

donde  $P_{aa}$  es la presión del sistema de agua de alimentación (presión aguas abajo, considerada como constante) y  $P_{Rx}$ , como se indicó anteriormente, es la presión de la vasija del reactor.

El coeficiente de fricción total, como función de la apertura de la válvula, se calcula como:

$$k_{aa}(A_{aa}) = k_{faa} A_{aa} \quad (C.19)$$

donde  $k_{faa}$ , es el coeficiente de fricción total y  $A_{aa}$  es la apertura normalizada de la válvula equivalente del sistema de agua de alimentación. La densidad de agua de alimentación  $\rho_l$  se considera constante.

El flujo de vapor que se presenta en la Ec. C.14, se define como:

$$W_{vp_{\%}} = 100 \frac{W_{vp}}{W_{nom}} \quad (C.20)$$

donde  $W_{nom}$  es el flujo nominal de vapor principal al 100% de potencia térmica, y  $W_{vp}$  se calcula con la Ec.(C.14).

### C.3.3 Modelo auxiliar de control de presión

El modelo para el control de presión se basa en un controlador proporcional de acción inversa con polarización.

La señal de control se calcula con:

$$S_{c_p} = K_p E_r + k_{p_0} \quad (C.21)$$

donde

$K_p$  = Ganancia proporcional del controlador.

$K_{p_0}$  = Polarización

y el error de control está dado por:



$$-E_r = \frac{P_{Rx} - P_{sp}}{P_o} \quad (C.22)$$

donde

$P_{Rx}$  = Presión del reactor.

$P_{sp}$  = Valor de la presión en el punto de ajuste.

$P_o$  = Presión de normalización.

La Ec. (C.21) representa la señal de control, la cual es directamente proporcional a la apertura de la válvula de vapor principal.

### C.3.4 Modelo auxiliar de control de nivel

La señal de control de nivel total es:

$$S_{c_t} = S_{c_p} + S_{c_i} \quad (C.23)$$

donde el control de nivel es del tipo proporcional e integral de la forma:

$$S_{c_t} = k_p \left( E_r(t) + \frac{1}{k_I} \int E_r(t) dt \right) \quad (C.24)$$

La señal de control proporcional es:

$$S_{c_p} = k_p E_r(t) \quad (C.25)$$

La señal de control integral es:

$$S_{c_i} = \frac{k_p}{k_I} \int E_r(t) dt \quad (C.26)$$

donde  $k_p$ , es la ganancia proporcional y  $k_I$ , es la ganancia integral.

La Ec. (C.25) se resuelve integrando, por lo cual se deriva con respecto al tiempo y se resuelve numéricamente con el método de Euler. La derivada de la señal de control integral con respecto al tiempo es:

$$\frac{dS_{c_i}}{dt} = \frac{k_p}{k_I} E_r(t) = \frac{S_{c_p}}{k_I} \quad (C.27)$$

La señal de error de control está definida por:

$$E_j = \frac{W_{vp} - W_{aa}}{W_o} + \frac{N_l - N_{sp}}{N_o} \quad (C.28)$$

donde

- $W_{vp}$  = Flujo másico de vapor principal, se calcula con la Ec. (C.14).
- $W_{aa}$  = Flujo másico de agua de alimentación, se calcula con la Ec. (C.17).
- $W_o$  = Valor del flujo másico de normalización (constante).
- $N_l$  = Nivel de la vasija del reactor.
- $N_{sp}$  = Valor del punto de ajuste del nivel.
- $N_o$  = Valor de nivel de normalización (constante).

### **Referencias**

Espinosa-Paredes, G., Núñez-Carrera, A., Estrada Pérez, C., Amador-García, R. "Desarrollo de un código numérico para el análisis de estabilidad lineal de los reactores de las U1 y U2 de la CNLV (Código ANESLI)", CNSNS-TR-027, Noviembre del 2001, México, D.F.

Linford, J. R. B., "Boiling Water Reactor Power Plant Simulation Model and Qualification". University of California at Los Angeles (1980).

Ronbinson, J.T., B.R. Sehgal y N. Todreas. "Analysis of loss of feed water ATWS transients". Department of Nuclear Engineering. Massachusetts Institute of Technology. 1980-1981.

# Apéndice D

## Modelo de Estabilidad

### Introducción

El modelo conceptual para realizar el análisis de estabilidad introduciendo efectos neutrónicos y termohidráulicos es presentado en este Apéndice. El modelo considera los efectos de retroalimentación por vacíos a partir del cual se obtiene la función de transferencia del sistema, la cual incluye el sistema de recirculación, (Espinosa-Paredes, 2001).

### D.1 Modelo conceptual para efectos de termohidráulica y cinética neutrónica

Para obtener la función de transferencia del sistema, se calcula la caída de presión en cada una de las regiones consideradas, para ello se integran las ecuaciones de balance de cantidad de movimiento entre los límites en que se ha dividido el canal. Se introduce una perturbación de primer orden en las ecuaciones resultantes y se obtiene la transformada de Laplace de las perturbaciones de las caídas de presión en cada región. La forma funcional de estas perturbaciones es:

$$\delta\Delta p_{1\phi}(s) = \Gamma_1(s)\delta j_{en}(s) + \Gamma_2(s)\delta q''(s) + \Gamma_3(s)\delta h_{sub}(s) \quad (D.1)$$

$$\delta\Delta p_{2\phi}(s) = \Pi_1(s)\delta j_{en}(s) + \Pi_2(s)\delta q''(s) + \Pi_3(s)\delta h_{sub}(s) \quad (D.2)$$

Supóngase además que se introduce una perturbación en la reactividad, por ejemplo debido al movimiento de las barras de control. Esta perturbación provocará una

variación en la potencia del reactor que tiene dos efectos: por un lado, perturbará la fracción de vacíos promedio en el canal y por otro causará variaciones en las caídas de presión en las dos regiones del canal.

El flujo de entrada se verá afectado por esta última perturbación ajustándose a la condición frontera de  $\Delta p_t$  igual a constante. Esta variación en el flujo tiene un efecto sobre las caídas de presión de las dos regiones que retroalimentan a la perturbación inicial causada por la variación en la potencia. Por otro lado esta perturbación en el flujo de entrada causa también una variación en la fracción de vacíos promedio del canal que se suma a la inicialmente causada por la variación en la potencia. Finalmente, la perturbación total en la fracción de vacíos promedio causa una inserción de reactividad positiva o negativa, vía el coeficiente de reactividad por vacíos, que se retroalimentará a la perturbación original. En la Figura D.1 se presenta el diagrama de bloques con efectos de retroalimentación por vacíos, del proceso descrito.

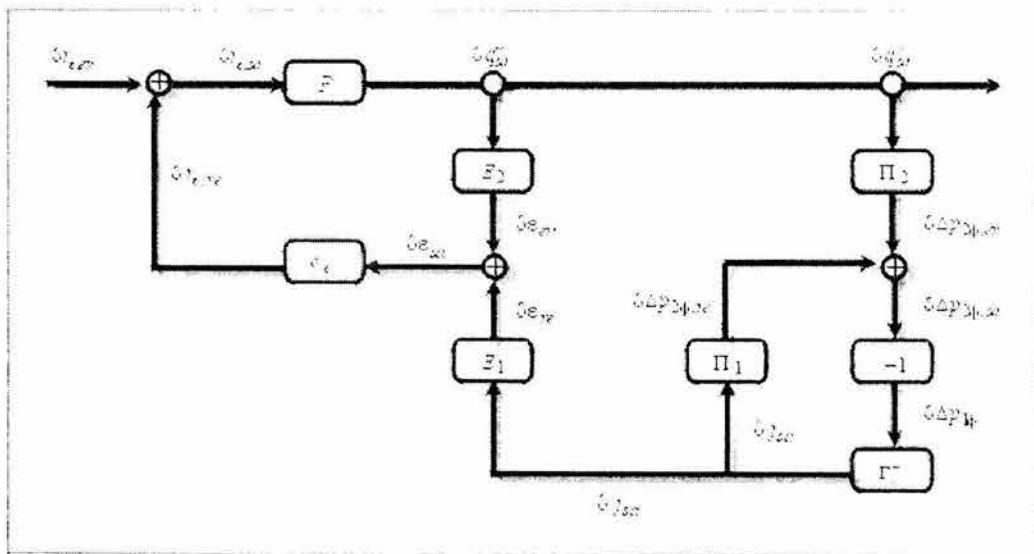


Figura D.1 Diagrama de bloques con retroalimentación por vacíos

La perturbación en la fracción de vacíos promedio en función de las perturbaciones de los términos  $j_{en}$ ,  $q'''$  y  $h_{sub}$  está dada por:

$$\delta \varepsilon(s) = E_1(s)\delta j_{cn}(s) + E_2(s)\delta q'''(s) + E_3(s)h_{sub}(s) \quad (D.3)$$

Empleando el modelo puntual de la cinética neutrónica considerando un grupo de precursores de neutrones retardados, puede obtenerse la función de transferencia que relaciona a la densidad de potencia con la reactividad:

$$\delta q'''(s) = P(s)\delta r_t(s) \quad (D.4)$$

donde la perturbación de la reactividad total está dada por:

$$\delta r_t(s) = \delta r_\varepsilon(s) + \sum \delta r_j(s) \quad (D.5)$$

En esta ecuación el subíndice  $\varepsilon$  se usa para indicar que la reactividad es debido a la fracción de vacíos, mientras que el subíndice  $j$  se usa para indicar la reactividad por otros mecanismos físicos (efecto Doppler, barras de control, concentración de xenón, temperatura de refrigerante, entre los más importantes).

De acuerdo con el diagrama de la Figura D.1 se puede obtener un conjunto de ecuaciones en el dominio de Laplace, con el cual se obtiene la función de transferencia del sistema, que está dada por:

$$G_\varepsilon(s) = \left\{ 1 - \left[ E_2(s) - \frac{\Pi_2(s)E_1(s)}{\Gamma_1(s) + \Pi_1(s)} \right] c_\varepsilon P(s) \right\}^{-1} P(s) \quad (D.6)$$

## D.2 Modelo conceptual para efectos del sistema de recirculación.

El sistema a modelar es el circuito de recirculación de un reactor tipo BWR, Figura D.2. La característica principal en el estudio de flujos y presiones es el establecer las trayectorias de flujo que permitan los balances de masa y cantidad de movimiento y poder determinar las caídas de presión y los flujos máxicos.

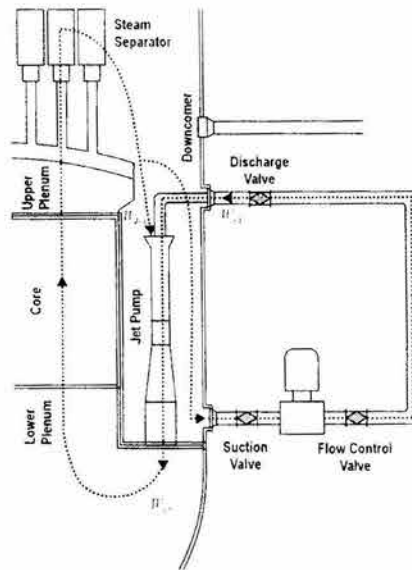


Figura D.2. Circuito de recirculación.

Para la obtención de las ecuaciones de conservación se consideran los lazos de recirculación independientes, con una bomba chorro equivalente a las 10 existentes en cada uno de los lazos y su bomba de recirculación. Las expresiones se obtienen planteando un balance de cantidad de movimiento y balance de masa en cada una de las trayectorias.

Al introducir una perturbación en el flujo de recirculación del sistema en condiciones de estado estacionario, produce variaciones en la longitud de ebullición, fracción de vacíos y, por tanto, en la caída de presión en sección bifásica. La región en una fase sentirá también el efecto de la perturbación en el flujo de recirculación, produciéndose una perturbación en la caída de presión de igual magnitud a la de la región bifásica pero de signo contrario. Esta variación en la caída de presión en la región de una sola fase causará una retroalimentación sobre el flujo de recirculación de entrada. A partir de ese momento la perturbación en el flujo de recirculación de refrigerante que sentirá la región bifásica será la suma algebraica de la perturbación externa y debido a la retroalimentación. En la Figura D.1 se presenta el diagrama de bloques del proceso antes descrito.

La condición de frontera que se debe satisfacer es:

$$\delta\Delta P_L + \delta\Delta P_G = 0 \quad (D.7)$$

Entonces, la función de transferencia se construye a partir del acoplamiento entre la perturbación de la caída de presión de los elementos que componen el circuito de recirculación respecto al tipo de fluido de proceso, ya sea en fase líquida o fase gaseosa.

El primer grupo de componentes que trabajan con fluido en una fase líquida es el siguiente: descenso (“downcomer”) ( $dw$ ), lazo de recirculación ( $lr$ ), bomba chorro ( $J$ ), pleno inferior ( $PI$ ), y la región de una fase del núcleo ( $1\phi, n$ ); para representar la caída de presión en la región de una fase ( $\Delta P_L$ ).

$$\Delta P_L = \Delta P_{dw} + \Delta P_{lr} + \Delta P_J + \Delta P_{PI} + \Delta P_{1\phi, n} \quad (D.8)$$

Introduciendo una perturbación de primer orden a la ecuación (D.6) y determinando la transformada de Laplace, se obtiene:

$$\delta\Delta P_L = \delta\Delta P_{dw} + \delta\Delta P_{lr} + \delta\Delta P_J + \delta\Delta P_{PI} + \delta\Delta P_{1\phi, n} \quad (D.9)$$

Los elementos que trabajan con fluidos en fase gaseosa son los siguientes: la región de dos fases en el núcleo ( $2\phi, n$ ) y la sección de secadores de vapor ( $sep$ ), las cuales representan la caída de presión que contienen fase gaseosa en el circuito de recirculación ( $\delta\Delta P_G$ )

$$\Delta P_G = \Delta P_{2\phi, n} + \Delta P_{sep} \quad (D.10)$$

En forma similar se linealiza la Ec. (D.10) y se obtiene la transformada de Laplace:

$$\delta\Delta P_G = \delta\Delta P_{2\phi, n} + \delta\Delta P_{sep} \quad (D.11)$$

Se determinó por medio del diagrama de bloques Figura D.1 la función de transferencia. Con la función de transferencia se puede obtener el diagrama de Nyquist y estudiar la estabilidad del sistema, relacionando los elementos del sistema de recirculación de acuerdo al estado del fluido de proceso, es decir, en fase líquida o gaseosa [ $\Phi(s)$  y  $\Psi(s)$ , respectivamente]. Entonces, la función de transferencia del sistema es:

$$G(s) = \left[ 1 + \frac{\Psi_1(s)}{\Phi_1(s)} \right]^{-1} \quad (D.12)$$

donde las variables  $\Phi(s)$  y  $\Psi(s)$  expresan implícitamente las funciones de transferencia de los elementos que componen el sistema de recirculación debido al fluido de proceso.

El diagrama de bloques que describe a este sistema es el mismo que el que se muestra en la Figura D.1. Con este se consigue que:

$$G(s) = [1 + H(s)]^{-1} \quad (\text{D.13})$$

entonces la función de transferencia del sistema es:

$$H(s) = \frac{\Psi_1(s)}{\Phi_1(s)} \quad (\text{D.14})$$

Esta función de transferencia describe la respuesta del sistema en el dominio de la frecuencia. Los polos de esta función resultan ser los ceros de la Ecuación (D.7), es decir, son los valores de  $s$  para los cuales se cumple la condición de frontera  $\Delta P_{\text{tray}}$  igual a cero y definen la o las frecuencias de oscilación del sistema de control.

## Referencias

Espinosa-Paredes, G., Núñez-Carrera, A., Estrada Pérez, C., Amador-García, R. "Desarrollo de un código numérico para el análisis de estabilidad lineal de los reactores de las U1 y U2 de la CNLV (Código ANESLI)", CNSNS-TR-027, Noviembre del 2001, México, D.F.