



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO**  
**PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA**  
**ENERGÍA – PROCESOS Y USO EFICIENTE DE LA ENERGÍA**

**DISEÑO NEUTRÓNICO Y TERMOHIDRÁULICO DE UN**  
**REACTOR NUCLEAR ENFRIADO CON AGUA SUPERCRÍTICA**

**TESIS**  
**QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:**  
**DOCTOR EN INGENIERÍA**

**PRESENTA:**  
**ALEJANDRA MARIBEL BARRAGÁN MARTÍNEZ**

**TUTORA PRINCIPAL**  
**CECILIA MARTÍN DEL CAMPO MÁRQUEZ, FI**

**COMITÉ TUTOR**  
**JUAN LUIS FRANÇOIS LACOUTURE, FI**  
**JAIME BALTAZAR MORALES SANDOVAL, FI**  
**GILBERTO ESPINOSA PAREDES, UAM-I**  
**MIGUEL CECEÑAS FALCÓN, IIE**

**MÉXICO, D. F. JUNIO 2013**

JURADO ASIGNADO:

Presidente: Dr. Jaime Baltazar Morales Sandoval  
Secretario: Dra. Cecilia Martín del Campo Márquez  
Vocal: Dr. Gilberto Espinosa Paredes  
1<sup>er.</sup> Suplente: Dr. Juan Luis Francois Lacouture  
2<sup>do.</sup> Suplente: Dr. Miguel Ceceñas Falcón

Lugar donde se realizó la tesis: México, D.F.

TUTOR DE TESIS:

Dra. Cecilia Martín del Campo Márquez



-----  
FIRMA

## **AGRADECIMIENTOS**

### **A la Universidad Nacional Autónoma de México**

Por brindarme una educación profesional integral del más alto nivel. Primero en licenciatura y ahora en estudios de posgrado.

### **A la Dra. Cecilia Martín del Campo Márquez**

Por la dedicación y el interés que mostró en la realización de este trabajo. Especialmente le agradezco la confianza y el apoyo que me ha brindado, tanto en el ámbito profesional como en el personal.

### **A la Comisión Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACyT)**

Por el apoyo recibido durante mis estudios de Doctorado.

### **A los miembros del jurado**

Porque mediante sus retroalimentaciones y enseñanzas se logró realizar este trabajo.

**A mis padres**

Por su amor, su apoyo y su confianza incondicionales.

**A todas aquellas personas que con su amistad, su afecto y su sabiduría, enriquecieron este ciclo académico.**

**A todas aquellas personas que admiro y respeto.**

**Muchas gracias**

## ÍNDICE

---

Índice .....	i
Lista de Tablas .....	v
Lista de Figuras .....	vii
Lista de acrónimos.....	xiii
Lista de símbolos .....	xiv
Abstract .....	xvii
Introducción .....	xx

## CAPÍTULO 1.

### Reactores enfriados con agua supercrítica.

1.1. Antecedentes .....	1
1.2. Características del reactor SCWR .....	3
1.2.1. Ventajas y Retos .....	4
1.3. Características termodinámicas del agua supercrítica .....	7
1.4. Reactor HPLWR.....	9
1.4.1. Diseño del ensamble combustible del reactor HPLWR.....	10
1.4.1.1. Diseño de combustible cuadrado con doble fila de barras.....	11
1.4.1.2. Moderador y refrigerante .....	13
1.4.2. Arreglo de ensamble combustible .....	17
1.4.3. Pieza cabeza del arreglo de ensamble combustible .....	18
1.4.4. Pieza pie del arreglo de encambles combustibles.....	20
1.4.5. Pleno de vapor.....	21
1.4.6. Pleno de mezclado inferior.....	22

1.5. Núcleo del reactor HPLWR en tres etapas .....	24
Bibliografía Capítulo 1 .....	27

## **CAPÍTULO 2.**

### **Modelos neutrónico y termohidráulico.**

CAPÍTULO 2. Modelos neutrónico y termohidráulico.....	30
2.1. Modelo neutrónico.....	31
2.1.1. Código MCNPX .....	31
2.1.2. Código HELIOS-2.....	33
2.1.3. Metodología de diseño del ensamble combustible .....	34
2.2. Diseño termohidráulico.....	37
2.2.1. Metodología de análisis para el núcleo en tres etapas (Termohidráulica) .....	38
2.2.2. Fenomenología termofísica del agua supercrítica .....	38
2.2.3. Modelo unidimensional de transferencia de calor del combustible .....	42
2.2.3.1. Solución numérica .....	47
2.2.4. Coeficiente convectivo de transferencia de calor .....	49
2.2.5. Modelo termohidráulico unidimensional .....	53
2.2.6. Parámetros geométricos para el análisis termohidráulico .....	54
2.2.7. Condiciones nominales de operación .....	58
Bibliografía del Capítulo 2. ....	59

## **CAPÍTULO 3.**

### **Análisis del modelo neutrónico.**

CAPÍTULO 3. Análisis del modelo neutrónico.....	62
3.1. Descripción de cálculos y resultados de la validación de HELIOS-2 .....	65
3.1.1. Resultados para el ensamble cuadrado con doble fila de barras de combustible .....	66

3.1.2. Resultados para el ensamble cuadrado con doble fila de barras de combustible con gadolinia.....	70
3.1.3. Coeficientes de reactividad debido a las variaciones en la temperatura del combustible ...	79
3.2. Resultados para el ensamble cuadrado con doble fila de barras con enriquecimiento uniforme de 5% de UO <sub>2</sub> .....	81
Bibliografía del Capítulo 3. ....	83

## **CAPÍTULO 4.**

### **Análisis del modelo termohidráulico.**

CAPÍTULO 4. Análisis del modelo termohidráulico.....	84
4.1. Modelo conceptual .....	85
4.2. Modelo termohidráulico a diferentes flujos máscicos de entrada a 25 MPa .....	87
4.2.1. Perfil de temperaturas y coeficiente de transferencia de calor para un flujo máscico de entrada de 1200 kg/s.....	87
4.2.2. Perfil de temperaturas para distintos flujos máscicos de entrada.....	92
4.3. Análisis termohidráulico a diferentes presiones y flujos máscicos de entrada.....	95
4.3.1. Análisis de resultados para un flujo máscico de entrada de 1200 kg/s a diferentes presiones .....	104
4.3.2. Análisis de resultados para diferentes presiones y flujos máscicos de entrada .....	106
4.4. Transitorio provocado por reducción de potencia en el núcleo en tres etapas.....	109
4.4.1. Flujo de calor normalizado.....	104
4.4.1.1. Flujo de calor normalizado por disminución de potencia del 75% .....	109
4.4.1.2. Flujo de calor normalizado por disminución de potencia del 50% .....	111
4.4.2. Perfiles de temperatura del refrigerante.....	111
4.4.2.1. Perfiles de temperatura del refrigerante por disminución de potencia del 75%.....	112
4.4.2.2. Perfiles de temperatura del refrigerante por disminución de potencia del 50%.....	114
Bibliografía del Capítulo 4. ....	117

## **CAPÍTULO 5.**

### **Acoplamiento neutrónico-termohidráulico.**

CAPÍTULO 5. Acoplamiento neutrónico-termohidráulico.....	118
5.1. Acoplamiento neutrónico-termohidráulico.....	120
5.1.1. Estructura del modelo numérico.....	122
5.2. Modelo puntual de cinética neutrónica.....	125
5.3. Reactividad del núcleo del reactor .....	126
5.3.1. Reactividad debida a la temperatura del combustible (Efecto Doppler) y a los cambios en la densidad del refrigerante .....	128
5.4. Pruebas del modelo.....	131
5.4.1. Transitorio por disminución de refrigerante. ....	132
5.4.2. Transitorio por aumento de refrigerante. ....	136
5.4.3. Datos de los transitorios por disminución y aumento de refrigerante .....	140
Bibliografía del Capítulo 5. ....	142
<b>Conclusiones</b> .....	143
<b>Anexo A</b> .....	150
<b>Bibliografía</b> .....	154

## LISTA DE TABLAS

Tabla I. Principales Características de los Seis Conceptos de Reactores Nucleares de Generación IV (OECD, 2007).....	xvi
Tabla 1.1. Dimensiones de ensamble combustible cuadrado de dos filas de barras (Hofmeister et al., 2007).....	12
Tabla 1.2. Distribución de densidades de agua en el núcleo de un reactor HPLWR.....	13
Tabla 2.1. Dimensiones de los nodos radiales .....	44
Tabla 2.2. Total ponderado de error promedio y del error cuadrático medio en las correlaciones del coeficiente de transferencia de calor en tres sub-regiones supercríticas (Zahlan et al., 2010).....	51
Tabla 2.3. Parámetros geométricos de la celda hidráulica unitaria y del ensamble equivalente ...	58
Tabla 2.4. Parámetros principales del núcleo del reactor en tres etapas (Schulenberg et al., 2007).....	59
Tabla 3.1. Materiales del ensamble HPLWR en estudio.....	63
Tabla 3.2. Parámetros de control del código MCNPX.....	66
Tabla 3.3. Valores de $k_{\infty}$ obtenidos con MCNPX y HELIOS-2.....	67
Tabla 3.4. Valores de PPF <sub>máx</sub> obtenidos con MCNPX y HELIOS-2.....	67
Tabla 3.5. Cálculos de criticidad y tiempos requeridos en la simulación con HELIOS-2 y MCNPX.....	69
Tabla 3.6. Comparación de la distribución de potencia calculada con MCNPX y HELIOS-2 (177 grupos de energía) y el efecto de la gadolinia.....	78
Tabla 3.7. Coeficientes de reactividad por temperatura del combustible obtenidos con HELIOS-2 para 177 grupos de energía.....	80
Tabla 3.8. Coeficientes de reactividad por temperatura del combustible obtenidos con MCNPX.....	80
Tabla 4.1. Valores representativos para presiones entre 21 y 30 MPa.....	104
Tabla 4.2. Temperatura máxima del refrigerante a diferentes flujos de entrada .....	107
Tabla 5.1. Constantes de decaimiento y fracción de neutrones retardados para U-235 (Duderstadt, 1976).....	126
Tabla 5.2. Valores de $k_{\infty}$ y de $\Delta r_{\rho_c ED}$ obtenidos con HELIOS-2 para 177 grupos de energía...	128

Tabla 5.3. Coeficientes de reactividad, $\Delta r_{\rho_c ED_i} / \Delta T_i$ , obtenidos con HELIOS-2 para 177 grupos de energía.....	129
Tabla 5.4. Valores de las reactividades calculadas con HELIOS-2 y utilizadas en el acoplamiento neutrónico - termohidráulico.....	130
Tabla 5.5. Valores característicos obtenidos de los transitorios por disminución y aumento de refrigerante.....	140
Tabla 5.6. Ubicación axial y temperaturas máximas del combustible, encamisado y refrigerante en los tres canales equivalentes representativos del núcleo en tres etapas del HPLWR .....	141

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Reactor SCWR simplificado (GIF, 2002).....	4
Figura 1.2. Diagrama de fase para el agua y diagrama T-S (Ryskamp, 2003).....	7
Figura 1.3. (a) Ensamble de combustible cuadrado de dos filas de barras de combustible (Hofmeister et al., 2007); (b) Sección transversal de un arreglo de 3x3 ensambles HPLWR con barras de control cruciformes (Hofmeister et al., 2005) .....	12
Figura 1.4. Trayectoria del agua del moderador (descendente) y del refrigerante (ascendente) (Reiss et al., 2008).....	14
Figura 1.5. Perfiles de la densidad del moderador y del refrigerante (Hofmeister et al., 2007)....	15
Figura 1.6. Razón de masa de moderador a combustible para un ensamble cuadrado de dos filas de barras y para un ensamble de un reactor PWR (Hofmeister et al., 2007). .....	16
Figura 1.7. Arreglo de nueve ensambles combustibles (Hofmeister et al., 2007). .....	17
Figura 1.8. (a) elementos de control; (b) vista desde abajo; (c) “dedos“ de barras de control cruciformes insertadas en las cajas de moderador cuadradas (Hofmeister et al., 2007). .....	18
Figura 1.9. Pieza cabeza del arreglo de 9 ensambles combustibles (Fischer et al., 2009).....	19
Figura 1.10. Pieza pie del arreglo de 9 ensambles combustibles (Fischer et al., 2009). .....	21
Figura 1.11. Pleno de vapor con arreglo de ensambles combustibles y pieza cabeza. (Schulenberg et al., 2011).....	22
Figura 1.12. Plato inferior del núcleo y flujo ajustable (Hofmeister et al., 2007).. .....	23
Figura 1.13. Diseño de la vasija del reactor, con componentes internos, de un cuarto del núcleo en 3 etapas (Fischer et al., 2009).....	24
Figura 1.14. (a) Núcleo del reactor en tres etapas; (b) Arreglo de ensamble combustible de 3x3 (Schulenberg et al., 2008).. .....	25
Figura 1.15. Concepto del núcleo del reactor en 3 etapas con trayectorias del fluido refrigerante (Fischer et al., 2008).....	26
Figura 2.1. Flujo de datos entre HELIOS-2 y sus procesadores entrada y salida.....	33
Figura 2.2. Ensamble combustible del HPLWR.....	34
Figura 2.3. Matriz de 7x7 generada en MCNPX para representar el ensamble combustible simulado.....	35

Figura 2.4. Modelo del ensamble combustible simulado con HELIOS-2.....	35
Figura 2.5. Representación axial equivalente del núcleo del reactor HPLWR en tres etapas. ....	37
Figura 2.6. Variación de la (a) densidad y del calor específico y (b) viscosidad, respecto a la temperatura para el agua supercrítica a 25 MPa obtenida con las tablas de Wagner y Kretzschmar (2008) .....	39
Figura 2.7. Diagrama Presión – Temperatura del agua para condiciones de operación típicas de los reactores SCWR, PWR, BWR y CANDU-6 (Pioro y Duffey, 2007). ....	40
Figura 2.8. Variación de las propiedades termofísicas del agua supercrítica a 25MPa (Pioro y Duffey, 2007). ....	41
Figura 2.9. (a) Geometría del elemento combustible; (b) caída radial de temperaturas del combustible al refrigerante. ....	43
Figura 2.10. Esquema de la nodalización de la varilla de combustible.....	44
Figura 2.11. Distribución de potencia axial normalizada utilizada en el análisis (Reiss et al., 2008).....	46
Figura 2.12. Distribución de potencia axial para diferentes enriquecimientos de combustible de un reactor SSCWR (Reiss et al., 2010).....	47
Figura 2.13. Nodalización utilizada en la mitad del volumen de control y la frontera próxima (Espinosa-Paredes y Espinoza-Martínez, 2009). ....	48
Figura 2.14. Coeficiente de transferencia de calor correspondiente a diversas correlaciones (P=25MPa, G=1000 kg/m <sup>2</sup> s y q=10 <sup>6</sup> W/m <sup>2</sup> ), .....	53
Figura 2.15. Celda hidráulica unitaria .....	55
Figura 2.16. Arreglo equivalente considerado para el diseño termohidráulico .....	56
Figura 3.1. (a) $k_{\infty}$ y (b) $PPF_{m\acute{a}x}$ como función de la densidad del refrigerante .....	68
Figura 3.2. Media simetría del ensamble combustible con barras de combustible con gadolinia.....	70
Figura 3.3. $k_{\infty}$ en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 4%, en condición (a) en frío y (b) en caliente .....	72
Figura 3.4. $k_{\infty}$ en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 5%, en condición (a) en frío y (b) en caliente .....	73
Figura 3.5. $k_{\infty}$ en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 6%, en condición (a) en frío y (b) en caliente. ....	74

Figura 3.6. Efecto de la gadolinia a tres diferentes concentraciones sobre los valores de $k_{\infty}$ en función de la densidad del refrigerante, en condición en caliente .....	74
Figura 3.7. $PPF_{\text{máx}}$ en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 4%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.....	75
Figura 3.8. $PPF_{\text{máx}}$ en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 5%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.....	76
Figura 3.9. $PPF_{\text{máx}}$ en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 6%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.....	77
Figura 3.10. Mapa de distribución de potencia radial en un ensamble combustible con barras de gadolinia.....	77
Figura 3.11. Efecto del aumento de temperatura del combustible.....	80
Figura 3.12. $k_{\infty}$ en función de la temperatura del combustible a diferentes densidades del refrigerante para la celda homogénea y heterogénea. ....	82
Figura 4.1. Representación axial equivalente del núcleo del reactor HPLWR en tres etapas con sus correspondientes temperaturas de salida de cada canal. ....	86
Figura 4.2. Comportamiento del coeficiente de transferencia de calor en los tres canales de núcleo del reactor HPLWR.....	88
Figura 4.3. Distribución axial de temperatura pico del combustible .....	89
Figura 4.4. Distribución axial de temperatura del gap. ....	90
Figura 4.5. Distribución axial de temperatura del encamisado.....	91
Figura 4.6. Distribución axial de temperatura del refrigerante.....	91
Figura 4.7. Distribución axial de temperatura para 5 flujos de entrada representativos en los tres canales equivalentes del núcleo .....	92
Figura 4.8. Distribución axial de temperatura del refrigerante para diferentes flujos de entrada en: a) canal 1, b) canal 2 y c) canal 3. ....	95
Figura 4.9. Distribución axial de temperaturas a 22 MPa del: a) refrigerante para un flujo másico de entrada al núcleo de 1200 kg/s; b) encamisado; c) gap y d) del pico de combustible .....	96
Figura 4.10. Distribución axial de temperaturas para diferentes flujos másicos de entrada a 22 MPa: a) en los tres canales para los flujos más representativos; b) canal 1, c) canal 2; d) canal 3.....	97

Figura 4.11. Distribución axial de temperaturas a 24 MPa del: a) refrigerante para un flujo másico de entrada al núcleo de 1200 kg/s; b) encamisado; c) gap y d) del pico de combustible .....	98
Figura 4.12. Distribución axial de temperaturas para diferentes flujos másicos de entrada a 24 MPa: a) en los tres canales para los flujos más representativos; b) canal 1, c) canal 2; d) canal 3.....	99
Figura 4.13. Distribución axial de temperaturas a 26 MPa del: a) refrigerante para un flujo másico de entrada al núcleo de 1200 kg/s; b) encamisado; c) gap y d) del pico de combustible .....	100
Figura 4.14. Distribución axial de temperaturas para diferentes flujos másicos de entrada a 26 MPa: a) en los tres canales para los flujos más representativos; b) canal 1, c) canal 2; d) canal 3.....	101
Figura 4.15. Distribución axial de temperaturas a 28 MPa del: a) refrigerante para un flujo másico de entrada al núcleo de 1200 kg/s; b) encamisado; c) gap y d) del pico de combustible .....	102
Figura 4.16. Distribución axial de temperaturas para diferentes flujos másicos de entrada a 28 MPa: a) en los tres canales para los flujos más representativos; b) canal 1, c) canal 2; d) canal 3.....	103
Figura 4.17. Temperatura de salida del refrigerante en función de la presión .....	105
Figura 4.18. Temperatura máxima del encamisado en función de la presión del refrigerante ....	105
Figura 4.19. Número de Prandtl en función de la temperatura para la presión crítica ( $P_c$ ) y para 25 MPa (Pioro y Duffey, 2007) .....	106
Figura 4.20. Temperatura máxima del refrigerante en función de la presión para (a) el canal 1, (b) canal 2 y (c) canal 3 .....	108
Figura 4.21. Flujo de calor normalizado para una disminución de potencia del 75%. .....	110
Figura 4.22. Flujo de calor normalizado para una disminución de potencia del 50%. .....	111
Figura 4.23. Perfiles de temperatura del refrigerante en un transitorio de disminución de potencia del 75% para 21 nodos axiales en (a) el canal 1, (b) el canal 2 y (c) el canal 3.....	113
Figura 4.24. Perfiles de temperatura del refrigerante en un transitorio de disminución de potencia del 50% para 21 nodos axiales en (a) el canal 1, (b) el canal 2 y (c) el canal 3.....	115

Figura 5.1. Estructura modular del acoplamiento neutrónico – termohidráulico del núcleo del reactor HPLWR.....	122
Figura 5.2. Secuencia de ejecución del modelo numérico programado con Fortran 6.6 .....	123
Figura 5.3. Comportamiento de la reactividad por inserción de barras de control.....	127
Figura 5.4. Valores de reactividad, $\Delta r_{\rho_c ED_i} / \Delta T_i$ , por efecto del cambio en las temperaturas del combustible y para cinco diferentes densidades del refrigerante .....	129
Figura 5.5. Reactividades en función de la densidad del refrigerante y de la temperatura del combustible .....	131
Figura 5.6. Transitorio por efecto de la disminución del flujo másico de entrada.....	132
Figura 5.7. Comportamiento de la Potencia normalizada cuando existe un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada.....	133
Figura 5.8. Temperatura promedio del combustible ante un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada .....	133
Figura 5.9. Temperatura promedio del refrigerante ante un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada .....	134
Figura 5.10. Densidad promedio del refrigerante ante un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada.....	135
Figura 5.11. Comportamiento de la reactividad por Efecto Doppler debido a un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada.....	135
Figura 5.12. Transitorio por efecto de incremento del flujo másico de entrada.. .....	136
Figura 5.13. Comportamiento de la potencia normalizada cuando existe un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada .....	137
Figura 5.14. Temperatura promedio del combustible ante un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada. ....	137
Figura 5.15. Temperatura promedio del refrigerante ante un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada .....	138
Figura 5.16. Densidad promedio del refrigerante ante un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada.. .....	138
Figura 5.17. Comportamiento de la reactividad por Efecto Doppler debido a un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada .....	139

Figura A.1. Celda que define la periferia del ensamble sin considerar las esquinas.. .....	150
Figura A.2. Celda que define: (a) la zona superior izquierda y (b) la zona inferior derecha del ensamble con simetría diagonal.. .....	151
Figura A.3. Celda unitaria que define el extremo inferior izquierdo del ensamble combustible.. .....	152
Figura A.4. Celdas unitarias que representan la ubicación de las barras de combustible. (a) con barra en el centro y (b) media barra por simetría diagonal.. .....	152
Figura A.5. Celda unitaria correspondiente a la caja del moderador.. .....	153

## Lista de acrónimos

---

BWR: Reactor de agua en ebullición.  
CANDU-6: Reactor de agua pesada presurizada.  
CCCP: Método de probabilidades de colisión con acoplamiento de corrientes neutrónicas.  
CRD: Movimiento de las barras de control  
DTC: Deterioro de transferencia de calor.  
EURATOM: Comunidad de Energía Atómica Europea.  
GIF: Foro Internacional de Generación IV.  
GFR: Reactor rápido enfriado por gas.  
HPLWR: Reactor de Agua Ligera de Alto Desempeño.  
HTC: Coeficiente convectivo de transferencia de calor  
IAPWS: Asociación Internacional de Propiedades del Agua y del Vapor.  
LFR: Reactor rápido enfriado por plomo.  
LOCA: Accidente por pérdida de refrigerante.  
LWR: Reactores de agua ligera.  
MSR: Reactor de sal fundida.  
OIEA: Organismo Internacional de Energía Atómica.  
PWR: Reactor de agua presurizada.  
SCW: Agua supercrítica  
SCWR: Reactor enfriado con agua supercrítica.  
SSCWR: Reactor SCWR simplificado.  
SFR: Reactor rápido enfriado por sodio.  
VHTR: Reactor de muy alta temperatura.

## Lista de símbolos

---

- $A_{chu}$ : Área de la celda hidráulica unitaria
- $A_f$ : Área de flujo
- $A_{TC}$ : Área de transferencia de calor
- $B_4C$ : Carburo de boro
- $C_p$ : Calor específico a presión constante
- $C_i$ : Producto de la concentración de los precursores
- $D_{c_{ex}}$ : Diámetro exterior del encamisado
- $D_e = D_h$ : Diámetro hidráulico
- $D_H$ : Diámetro hidráulico total del ensamble
- $f$ : Factor de fricción
- $F(z)$ : Factor de potencia axial normalizado
- G: Flujo másico por unidad de área
- $G_{chu}$ : Flujo másico por unidad de área de la celda hidráulica unitaria
- $Gd_2O_3$ : Gadolinia
- h: entalpia
- $H_\infty$ : Coeficiente convectivo de transferencia de calor
- $j$ : número de nodo
- k: Conductividad térmica
- $k_\infty$ : Factor de multiplicación de neutrones infinito
- $\ell = L_n$ : Longitud del nodo (0.2 cm)
- m: masa
- $n(t)$ : Flujo de neutrones normalizado
- Nu: Número de Nusselt
- $P(t, z)$ : Potencia del reactor dependiente del tiempo y de la altura
- P: Pitch
- $P_0$ : Potencia nominal

$P_c$ : Presión crítica

$P_H$ : Perímetro calentado

PPF máx: Factor Pico de Potencia máximo

PPF: Factores de potencia en cada barra

Pr: Número de Prandtl

$P_{sc}$ : Presión pseudocrítica

$q_r$ : Flujo de calor en dirección radial

$q'''(t)$ : Fuente de calor para cada nodo axial

$q'''$ : Fuente de calor

$q''$ : Calor de la pared al refrigerante  $H_\infty(T - T_\infty)$

Re: Número de Reynolds

$r_0$ : Centro del combustible

$r_{cl}$ : radio del encamisado

$r_{bc}$ : Reactividad por efecto de las barras de control

$r_f$ : radio de la barra de combustible

$r_g$ : radio del gap

$r_{\rho_{cED}}$ : Reactividad debida a los cambios en la densidad del refrigerante y debido a los cambios en la temperatura del combustible (Efecto Doppler)

T: Temperatura

t: tiempo

$\langle T_c \rangle$ : Temperatura promedio del refrigerante

$T_c = T_\infty$ : Temperatura del refrigerante

$\langle T_f \rangle$ : Temperatura promedio del combustible

$T_f$ : Temperatura del combustible

$T_{j+1}$ : Temperatura en cada nodo de cada canal

$T_j$ : Temperatura del nodo j

UO<sub>2</sub>: Dióxido de uranio

$V_f$ : Volumen del combustible

$V_a$ : Volumen de agua

$W_{chu}$  : Flujo másico de la celda hidráulica unitaria

$w_e$  : Flujo másico de entrada

$w_s$  : Flujo másico de salida

$z$ : Altura

$\beta$ : Fracción de neutrones retardados

$\beta_i$ : Fracción de producción individual de los precursores de neutrones retardados

$\lambda_i$ : Decaimiento de los precursores de neutrones retardados

$\Lambda$ : Tiempo promedio entre generaciones

$\mu$ : Viscosidad dinámica

$\rho$ : Densidad

$\langle \rho_c \rangle$ : Densidad promedio

$\rho(t)$ : Reactividad total dependiente del tiempo

# Abstract

---

The goal of the Generation IV International Forum, or GIF, is to develop next generation of nuclear energy systems to meet the world's future energy needs. One of the systems being developed by GIF is the SCWR (Supercritical water-cooled reactor) and the High Performance Light Water Reactor (HPLWR). The HPLWR is one of the most promising concepts within the SCWRs. Some of its main features are the inherently high thermodynamic efficiency (of approximately 44 %) and the compact structure of the plant system. Some components in current light water reactors are not necessary in the HPLWR, for instance, the steam separator and steam dryer of the boiling water reactors, or the steam generator, the pressurizer and the primary loop pumps in the pressurized water reactors. On the other hand, the ability to use existing supercritical water technology, which previously was developed and deployed for coal-fired power plants, is another feature.

Due to supercritical conditions, a phase change does not occur during the heat-up process in the HPLWR core. For HPLWR, a special core layout has been designed in which water, as the working fluid, is guided three times through the core, downwards, upwards and downwards again until the water heats up to more than 500 °C at 25 MPa. In the vicinity of the critical point of water, the fluid experiences drastic changes in properties, such as the density, the dynamic viscosity, the specific heat and the thermal conductivity that, combined with a high heat flux, causes a severe increase of the fuel cladding wall temperature. Due to

this density change, the HPLWR can find itself under certain operation parameters susceptible to various thermal-hydraulic flow instabilities, which have to be avoided.

In this thesis a neutronics and thermal-hydraulic analysis for the HPLWR is presented. In the neutronics analysis, we modeled fuel lattices of the HPLWR with HELIOS-2 and MCNPX. Results from MCNPX were reference to validate HELIOS-2. Several variables, which are essential in the neutronics design of any reactor, were compared, these are: the k-infinite neutron multiplication factor, the pin power distribution, and the power peaking factor for the fuel assembly, in hot and cold conditions, as well as the fuel temperature reactivity coefficient. Calculations were made for a square fuel assembly with two rows of fuel pins, some of them containing gadolinia ( $Gd_2O_3$ ) as burnable absorber material. The tests were simulated for different gadolinia enrichments as well as for no gadolinia. The calculations were done with the total reflection condition. The results show good similarities between the deterministic HELIOS-2 and the stochastic MCNPX calculations for the selected fuel assembly. Almost all values of the maximum power peaking factor obtained from the MCNPX and HELIOS-2 were very similar to each other. According to results, the HELIOS-2 code is good enough to be used in neutronics simulations of a HPLWR. In regards to reactivity coefficients we obtained similar results with both codes. It was concluded that neutronics analysis of HPLWR fuel lattice can be made with HELIOS-2, and the time required by this code is shorter than time needed by MCNPX. The thermal-hydraulic analysis is based on analytical considerations and numerical results, which were developed in this thesis using FORTRAN 6.6. The modeling approach successfully used for BWR analysis is extended to supercritical pressure operation conditions.

The thermal-hydraulic analysis considers a three-pass core design with multiple heat-up steps. Each pass was simulated using an average channel. A transient one-dimensional radial conduction model was applied in the fuel rod for each cell in the axial coordinate. Energy balances in the coolant flow used a steady state one-dimensional model in the axial coordinate. In order to investigate the thermal-hydraulic numerical model, several numerical experiments were performed to understand the behavior of the nuclear core and the effect of the water supercritical properties in its operation. The core thermal-hydraulic behavior was

analyzed by means of varying the mass flow rate in the core at different supercritical pressures of a power decrease transient event. The numerical results showed that the model based on three thermal-hydraulic channels in the core and three heat-up steps enhance the heat transfer process, and consequently increases the efficiency of the high-performance light water reactor. We concluded that, for the HPLWR, it is not recommended to have inlet flows lower than 1150 kg/s in order to avoid exceeding the cladding temperature safety limit. Notably, current empirical heat transfer correlations are not capable of predicting the heat transfer when there are pronounced variations of thermodynamic properties of the fluid. In the present work Dittus-Boelter correlation was used as a first approximation to predict the heat transfer.

Furthermore, the thermal-hydraulic model was coupled with a point-kinetic neutronics model via a heat transfer model. The point-kinetic model used the reactivity coefficients parameters obtained by the HELIOS-2 neutronics simulation. The coupling was applied in steady state and in transient analysis to verify the behavior of these two conditions. The transient analysis submitted to the model in an operational transient (decrease or increase of cooling water flow) in order to ensure proper system response without compromising safety. It should be clarified that as only the core is being modeled (not the reactor vessel it can only verify the effect of the decrease and increase flow to the inlet).

# Introducción

---

Las condiciones actuales a nivel ambiental (siendo el calentamiento global la principal preocupación), así como la entrada en vigor del Protocolo de Kioto en febrero de 2005 y de la Cumbre de Copenhague en 2009, unido al incremento de la demanda de electricidad y del precio de los productos petrolíferos, han motivado que muchos países se enfoquen en la generación de energía por medios nucleares, aumentando la potencia de sus centrales e incluso por la construcción de nuevas plantas. En un escenario con estas características, los reactores nucleares de Generación IV surgen como propuesta y desafío. Además, la selección de la energía nuclear como una opción más en una planeación energética, se debe no sólo a que es una alternativa capaz de satisfacer la creciente demanda de energía, sino que además permite aumentar la confiabilidad del sistema de generación eléctrico al diversificarse las fuentes de generación, especialmente las utilizadas para carga base.

Actualmente existen alrededor de 440 reactores nucleares en 31 países, con una capacidad total de 372,000 MWe (cerca del 13.5% de la producción mundial de electricidad). Dieciséis países generan 25 % (o más de su producción total) de electricidad por medios nucleares. En Europa y Japón, ese porcentaje se incrementa a más del 30%. En Estados Unidos, la potencia nuclear genera 20% de la electricidad total. Además, existen en la actualidad, más de 60

reactores nucleares de potencia en construcción, equivalente al 17% de la capacidad actual, y se planean construir más de 150 reactores, lo que equivale al 48% de dicha capacidad.<sup>1</sup>

Debido al interés en la energía nuclear alrededor del mundo para satisfacer las necesidades presentes y futuras (demanda de electricidad, seguridad, economía y ambientales), doce países y la EURATOM se unieron para formar un grupo multidisciplinario con el objetivo de investigar y desarrollar la siguiente generación (Generación IV) de sistemas avanzados de energía nuclear (GIF<sup>2</sup>, 2002).

Estos reactores, no sólo atenderán las exigencias de seguridad inherente y elevada confiabilidad, sino que imposibilitarán definitivamente la proliferación de armas nucleares, siendo económicamente competitivos y ecológicamente aceptables.

Actualmente, alrededor del mundo, científicos en varios países desarrollan e investigan la tecnología de reactores nucleares basados en diseños de reactores avanzados de la Generación IV.

## **La Iniciativa GIF**

El Foro Internacional de Generación IV (GIF, por sus siglas en inglés) fue fundado en el año 2000 por diez países (Argentina, Brasil, Canadá, Corea del Sur, Estados Unidos, Francia, Inglaterra, Japón, Sudáfrica y Suiza). En 2003 se les unió la EURATOM (Comunidad de Energía Atómica Europea) y en noviembre del 2006 China y Rusia.<sup>3</sup> El objetivo del GIF es desarrollar la cuarta generación de reactores nucleares para el año 2040<sup>4</sup>. Se espera que estos reactores penetren a los mercados no eléctricos, igual para el suministro de calor o producción hidrogeno a una gran escala, que para procesos de desalinización de agua de mar.

---

<sup>1</sup> <http://www.world-nuclear.org/>

<sup>2</sup> GIF, 2002. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. December 2002. Issued by the U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum.

<sup>3</sup> <http://www.iaea.org/> y <http://www.gen-4.org/>

<sup>4</sup> Reporte anual del GIF 2011, <http://www.gen-4.org/>

Después de la evaluación de algunos diseños potenciales sugeridos para la Generación IV, el GIF acordó en 2002 continuar mejorando los estudios sobre seis diseños de reactores nucleares seleccionados, los cuales fueron considerados para cumplir los requerimientos antes mencionados y ser desplegados en el tiempo acordado. Los seis conceptos son (GIF, 2002):

- GFR: reactor rápido enfriado por gas,
- LFR: reactor rápido enfriado por plomo,
- MSR: reactor de sal fundida,
- SFR: reactor rápido enfriado por sodio,
- SCWR: reactor enfriado con agua supercrítica,**
- VHTR: reactor de muy alta temperatura.

En la Tabla I se muestran las principales características de los seis conceptos de reactores nucleares de Generación IV.

Tabla I. Principales Características de los Seis Conceptos de Reactores Nucleares de Generación IV (OECD<sup>5</sup>, 2007)

	Espectro de neutrones	Refrigerante	Temperatura de salida (°C)	Combustible	Ciclo del combustible	Potencia (MWe)
<b>Reactor rápido enfriado por gas (GFR)</b>	Rápido	Helio	850	U-238	Cerrado, en sitio	288
<b>Reactor rápido enfriado por plomo (LFR)</b>	Rápido	Pb-Bi	550-880	U-238	Cerrado, regional	50-150 300-400 1200
<b>Reactor de sal fundida (MSR)</b>	Epitérmico	Sales de fluoruro	700-800	Sal UF	Cerrado	1000
<b>Reactor rápido enfriado por sodio (SFR)</b>	Rápido	Sodio	550	U-238 y MOX	Cerrado	150-500 500-1500
<b>Reactor enfriado con agua supercrítica (SCWR)</b>	Térmico o rápido	Agua	510-550	UO <sub>2</sub>	Abierto (térmico) Cerrado (rápido)	1500
<b>Reactor de muy alta temperatura (VHTR)</b>	Térmico	Helio	1000	UO <sub>2</sub> o TRISO	Abierto	250

De acuerdo al GIF (2002), se definieron los siguientes objetivos para los nuevos proyectos: seguridad natural inherente del sistema, independiente de la falla de equipo o falla humana en

<sup>5</sup> OECD 2007 NEA No. 6103. Innovation in Nuclear Energy Technology.

la operación, y características de seguridad transparentes, tal que pueda ser entendida por personas no expertas; exclusión de accidentes severos como liberación de radiación que requiera la evacuación de la población u operaciones de emergencia; provisión ilimitada de suministro de combustible a través de la reproducción de nuevo material fisil o mediante reciclado del combustible gastado; ausencia de desechos de larga duración a través de su quemado o reciclaje; resistencia a la proliferación y protección física contra ataques terroristas; impacto ambiental reducido; mejoramiento de la eficiencia de la planta y ciclos de vida económicos, para ayudar a alcanzar costos competitivos, ya que, el costo de capital, para la construcción de una nueva planta de generación de energía, es un factor determinante en el proceso de toma de decisiones.

Las seis opciones de reactores nucleares de Generación IV son muy interesantes y promisorias, sin embargo, estudiar a las seis en una misma tesis resulta demasiado complicado por la enorme cantidad de información y de recursos que se requieren para el análisis de cada una de ellas. Por esa razón, en este proyecto de tesis sólo se analizará el reactor enfriado con agua supercrítica. El objetivo es contribuir al modelo neutrónico del ensamble combustible, a modelar el comportamiento termohidráulico de su núcleo y al acoplamiento de ambos modelos.

## **Motivación**

Se eligió el reactor SCWR por las características de su diseño, principalmente por que se basa en reactores de agua ligera (PWR y BWR), y la experiencia operacional que se tiene de ellos es tal, que nos permite utilizar modelos y programas semejantes para simular el combustible y el núcleo del reactor enfriado con agua supercrítica. Además, su elevada eficiencia termodinámica y diseño simplificado implican que tiene un gran potencial económico que lo hace capaz de competir con las plantas generadoras de electricidad avanzadas que utilizan combustibles fósiles. De hecho, su diseño conceptual considera un sistema de enfriamiento de ciclo directo, similar a los presentes en las plantas de potencia de agua supercrítica que utilizan combustibles fósiles, logrando una alta eficiencia térmica

(44%) y un sistema del reactor simplificado (Oka y Koshizuka<sup>6</sup>, 1998) al eliminarse de la planta nuclear los secadores de vapor, los separadores de humedad, las bombas de recirculación y los generadores de vapor.

Debido a que no existe un prototipo de SCWR construido y probado, decidimos estudiar este concepto con el objetivo de contribuir con la comunidad científica internacional, que en los últimos años se ha volcado a investigar y desarrollar diversos campos de conocimiento referentes a este diseño. Existen muy pocos datos sobre el comportamiento de los materiales bajo irradiación neutrónica, a las temperaturas y presiones que se utilizan para el agua en estado supercrítico, sin embargo, cabe aclarar que en el análisis presentado no se tomará en cuenta esta limitante, ya que, el área de materiales está fuera de nuestro campo de acción.

El ensamble combustible considerado en este estudio se basa en el diseño propuesto por los investigadores alemanes (Hofmeister<sup>7</sup> et al., 2007), específicamente, sus avances muestran que un arreglo de combustible cuadrado con dos filas de barras de combustible (40 barras) y una caja de moderador al centro logra minimizar la absorción de neutrones, optimizar la razón de moderador a combustible y uniformizar la distribución de potencia relativa en la sección transversal del ensamble. Dicho diseño es conocido como diseño europeo del SCWR, conocido como HPLWR (Reactor de Agua Ligera de Alto Desempeño). De acuerdo con Liu y Cheng<sup>8</sup> (2008), el ensamble de combustible de dos filas tiene un mejor comportamiento neutrónico y termohidráulico que los ensambles de una sola fila, además, muestra que con diversos ajustes sobre la masa del refrigerante y del moderador en diferentes ensambles se optimizan ambos comportamientos.

Las condiciones de presión y temperatura en el núcleo del reactor provocan que el refrigerante sea agua supercrítica. El reactor HPLWR opera a una presión de 25 MPa (presión superior al punto crítico) y a temperaturas que oscilan entre 280 y 530 °C. Además,

---

<sup>6</sup> Oka, Y., Koshizuka, S., 1998. Conceptual design study of advanced power reactors. Progress in Nuclear Energy. Vol. 32, No. ½, pp. 163-177 © 1997 Elsevier Science Ltd.

<sup>7</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

<sup>8</sup> Liu, X. J., Cheng, X., 2008. Coupling Analysis on a new SCWR core design. Proceedings of ICAPP'08. Anaheim. CA USA, June 8-12, Paper 8076.

las altas temperaturas provocan que la eficiencia térmica de la planta se incremente hasta 44%. El reactor trabaja con una potencia eléctrica de 924 MW<sub>e</sub> y una potencia térmica de 2100 MW<sub>th</sub>. Debido a la condición supercrítica, no existe cambio súbito de fase o crisis de ebullición en el núcleo. Sin embargo, existen retos significativos en el diseño del ensamble de combustible, específicamente, para soportar la muy alta temperatura del encamisado (620 °C) y la alta variación de la densidad del refrigerante en más de un factor de 8.2 veces en la dirección axial del núcleo. Las características generales del núcleo del reactor HPLWR se presentarán en el capítulo 1.

La investigación y desarrollo en que nos enfocaremos, se basa en el análisis neutrónico del ensamble combustible de un reactor HPLWR, en el comportamiento termohidráulico de su núcleo y en el acoplamiento de ambos modelos.

Para la simulación neutrónica del ensamble combustible seleccionado se utilizaron el código determinístico de transporte de neutrones HELIOS-2<sup>9</sup> (2010) con bibliotecas de datos nucleares de 49 y 177 grupos de energía, y el código estocástico MCNPX basado en el método numérico de Monte Carlo. Los resultados de MCNPX se compararon con los obtenidos de HELIOS-2 por dos razones: primero, se eligió comparar con MCNPX, debido a que es un código ampliamente utilizado en la simulación neutrónica de los reactores HPLWR; y segundo, se decidió validar el código HELIOS-2 para contar con una opción más en la simulación de esta clase de reactores, debido a que HELIOS-2, además de ser un poderoso código neutrónico utilizado satisfactoriamente en la simulación de los reactores nucleares de agua ligera, es un código muy eficaz, cuyos tiempos de cálculo en la simulaciones del ensamble bajo análisis, resultaron ser del orden de 170 veces menor a los tiempos requeridos con MCNPX.

La comparación realizada nos da la suficiente certeza para asegurar que los resultados obtenidos con HELIOS-2 son confiables. Los parámetros neutrónicos analizados fueron el factor de multiplicación de neutrones infinito ( $k_{\infty}$ ) y los picos de potencia máximos

---

<sup>9</sup> HELIOS 2.0, 2010. Methods, Studsvik Scandpower,

( $PPF_{\text{máx}}$ ), para un ensamble con y sin gadolinia (como veneno consumible), en condiciones en frío y en caliente.

En lo referente al modelo termohidráulico, se desarrolló un modelo en Fortran para simular la ecuación de energía en estado estacionario, considerando al fluido supercrítico como incompresible y unifásico (debido a que en condiciones supercríticas no existe cambio de fase), y de esta manera obtener las temperaturas del refrigerante, de pared, del gap y del combustible en cada nodo axial considerado. Para tal efecto, se utilizó un modelo de transferencia de calor del combustible, para un elemento combustible cilíndrico, para obtener las temperaturas radiales durante transitorios sin el uso de Fourier como ley constitutiva.

En el capítulo 2 se presentará el modelo neutrónico y el modelo termohidráulico utilizados. En el capítulo 3 y en el capítulo 4 se presentarán los resultados de ambos modelos respectivamente.

A partir de la validación del código HELIOS-2, se utilizaron sus resultados de  $k\text{-inf}$  para obtener los coeficientes de reactividad por Efecto Doppler. La reactividad obtenida, dependiente de la temperatura del combustible y de la densidad del refrigerante, se utilizó como parámetro en el modelo puntual de cinética neutrónica utilizado para acoplar los modelos neutrónico y termohidráulico. La estructura y los resultados obtenidos del acoplamiento se discutirá en el capítulo 5. Además, se presentará el resultado de los transitorios simulados en el modelo acoplado.

## **Bibliografia**

GIF, 2002. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. December 2002. Issued by the U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum.

HELIOS 2.0, 2010. Methods, Studsvik Scandpower,

Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

Liu, X. J., Cheng, X, 2008. Coupling Analysis on a new SCWR core design. Proceedings of ICAPP'08. Anaheim. CA USA, June 8-12, Paper 8076.

OECD 2007 NEA No. 6103. Innovation in Nuclear Energy Technology.

Oka, Y., Koshizuka, S., 1998. Conceptual design study of advanced power reactors. Progress in Nuclear Energy. Vol. 32, No. ½, pp. 163-177 © 1997 Elsevier Science Ltd.

# CAPÍTULO 1

## REACTORES

### ENFRIADOS CON AGUA SUPERCRÍTICA

---

#### 1.1 Antecedentes

Desde 1990 las aportaciones al concepto de los reactores enfriados con agua supercrítica (SCWR) han sido diversas. El principal objetivo ha sido encontrar diseños para el combustible y el núcleo del reactor en los que sea posible obtener un fluido de trabajo en condiciones de temperatura y presión supercríticas, lo cual aseguraría una elevada eficiencia del ciclo termodinámico y por lo tanto un alto desempeño. Varios de los primeros diseños conceptuales del núcleo han sido desarrollados en la Universidad de Tokio. Oka y Koshizuka<sup>10</sup> (1993) investigaron dos diferentes tipos de material moderador, uno sólido de hidruro de Zirconio y otro de agua en tubos integrados en el diseño de ensamble combustible. Dobashi<sup>11</sup> et al. (1998) presentaron el primer diseño de ensamble combustible con barras de agua, para un espectro térmico de neutrones, que logró aplanar el perfil de potencia, y compararon el flujo ascendente y el flujo descendente de agua como moderador

---

<sup>10</sup> Oka, Y., Koshizuka, S., 1993. Concept and design of a supercritical-pressure, direct-cycle supercritical-water cooled fast reactors", Nuclear Technology vol. 103. p.295-302.

<sup>11</sup> Dobashi, K., Oka, Y., Koshizuka, S., 1998. Conceptual design of a high temperature power reactor cooled and moderated by supercritical light water. Annals of Nuclear Energy 25, 487–505.

en barras de agua en un diseño de ensamble combustible hexagonal. A partir de su análisis, lograron determinar que el flujo descendente de agua de moderador, nivelaba la alta variación de potencia en el núcleo, reducía el enriquecimiento promedio del combustible y disminuía en un 30% los mecanismos de manejadores de barras de control requeridos. Los criterios de diseño del núcleo de Dobashi et al. (1998) consideran una temperatura externa del encamisado menor a 620°C (para una aleación de níquel) y un coeficiente de temperatura de combustible negativo.

Squarer<sup>12</sup> et al. (2003) utilizaron el diseño conceptual de Dobashi et al. (1998), como referencia para el primer concepto de HPLWR (reactor de agua ligera de alto desempeño), y concluyeron que la distribución de potencia radial no era lo suficientemente uniforme, requiriendo diferentes enriquecimientos de U-235 (4.16, 5.16 y 6%) en diversas barras de combustible para homogeneizar el calentamiento del refrigerante. Entonces, diseñaron un arreglo cuadrado con 36 tubos de agua adicionales, mejorando de esta manera la moderación en la parte más alta del núcleo. <sup>13</sup>Yamaji et al. (2005) propusieron introducir 25 tubos de agua en un diseño cuadrado y mejorar el diseño hexagonal que posteriormente sería estudiado por Cheng<sup>14</sup> et al. (2003).

Una potencia mejor distribuida fue lograda por Oka<sup>15</sup> (2003) utilizando un diseño de combustible cuadrado, en el cual el agua fluye hacia abajo a través de 36 tubos del ensamble y a través de los huecos entre los ensamblés. En el mismo año, Buongiorno<sup>16</sup> (2003) evitó introducir las complejas barras de agua diseñando un pequeño ensamble combustible hexagonal, los cuales eran moderados por el agua que fluía entre las cajas de dichos ensamblés. Con ello logró simplificar el diseño, pero incrementó la cantidad de

---

<sup>12</sup> Squarer, D., Schulenberg, T., Struwe, D., Oka, Y., Bittermann, D., Aksan, N., Maraczy, C., Kyrki-Rajamaki, R., Souyri, A., and Dumaz, P., 2003. High performance light water reactor. Nuclear Engineering and Design 221, Pp. 167-180.

<sup>13</sup> Yamaji, A., Tanabe, T., Oka, Y., Yang, J., Ishiwatari, Y., Koshizuka, S., 2005. Evaluation of the nominal peak cladding surface temperature of the super LWR with subchannel analysis. Proceedings GLOBAL 05, Tsukuba, Japan, October 9-13. Paper 557.

<sup>14</sup> Cheng, X., Schulenberg, T., Bittermann, D., Rau, P., 2003. Design analysis of core assemblies for supercritical pressure conditions. Nuclear Engineering and Design 223, Pp. 279-294.

<sup>15</sup> Oka, Y., Koshizuka, S., Ishiwatari, Y., Yamaji, A., 2003. Conceptual design of high temperature reactors cooled by supercritical light water, ICAPP 03, Cordoba, Paper No. 3257.

<sup>16</sup> Buongiorno, J., 2003. An alternative SCWR design based on vertical power channels and hexagonal fuel assemblies. In: Proceedings of the GLOBAL 03, New Orleans, pp. 1155-1162.

enriquecimiento de las barras de combustible, sobre todo en la barra central que estaba más alejada del flujo moderador.

Hofmeister<sup>17</sup> et al. (2005) combinó los conceptos anteriores en un diseño donde cada barra de combustible estuviera cerca de alguna zona de agua de moderador, logrando que la razón de moderación a combustible se acercara a la presente en los Reactores de Agua Presurizada (PWR), optimizando la densidad de potencia y minimizando el enriquecimiento del combustible. Sus resultados generaron un arreglo cuadrado con 40 barras de combustible con una caja de agua de moderador al centro de cada ensamble, similar a los ensambles BWR. Dicho ensamble fue el seleccionado para el estudio presentado en este trabajo de tesis y será descrito a detalle más adelante.

## 1.2 Características del reactor SCWR

El SCWR opera en un sistema de alta presión, superior al punto crítico (25 MPa). Además, el fluido refrigerante se calienta de 220 a 250 °C, aproximadamente, en su trayecto a través del núcleo del reactor, por lo tanto, la elevada presión y la alta temperatura de salida del fluido refrigerante incrementan la potencia de la turbina y por ende, la eficiencia térmica de la planta (44%). Buongiorno y MacDonald<sup>18</sup> (2003) propusieron que el reactor SCWR trabaje con una potencia eléctrica de 1600 MW<sub>e</sub> y una potencia térmica de 3575 MW<sub>th</sub>.

En la Figura 1.1 se presenta el diagrama de la planta simplificada del SCWR y las características de presión y temperatura a la entrada y salida del reactor y a la salida del condensador. Se observa que sólo la vasija del reactor está presurizada a 25 MPa y que el flujo de alimentación cambia su temperatura de subcrítica (a la entrada) a supercrítica (a la salida) impactando directamente en una fuerte variación de su densidad.

---

<sup>17</sup> Hofmeister, J., Schulenberg, T., Starflinger, J., 2005. Optimization of a fuel assembly for a HPLWR”, Paper 5077, Proc. ICAPP 05, Seoul, Korea, May 15-19.

<sup>18</sup> Buongiorno, J. y MacDonald, P.E., 2003. Progress report for the FY-03 Generation-IV R&D activities for the development of the SCWR in the U.S. INEEL/EXT-03-01210.

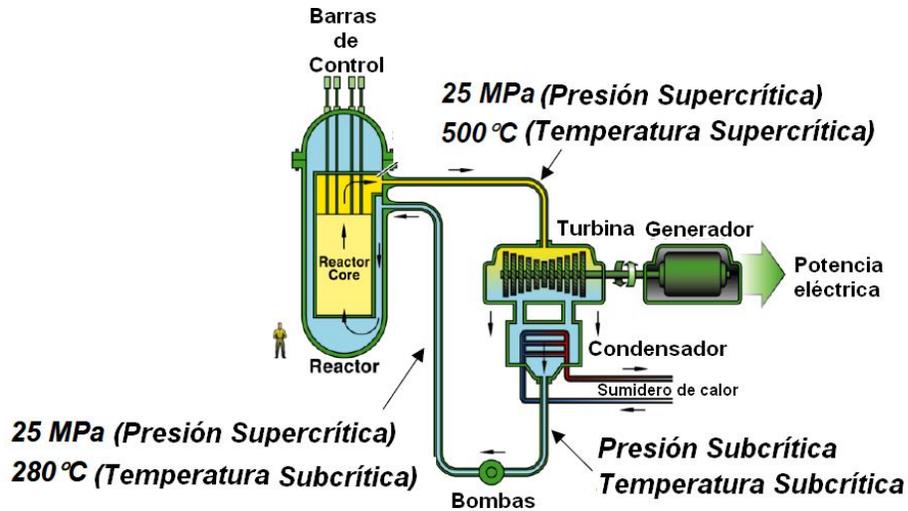


Figura 1.1. Reactor SCWR simplificado (GIF, 2002<sup>19</sup>).

### 1.2.1 Ventajas y Retos

Los reactores SCWR tienen características únicas que ofrecen ventajas tecnológicas comparadas con los reactores de agua ligera (LWR) utilizados actualmente para generación de electricidad. Algunas de esas ventajas son (U.S. DOE, 2002<sup>20</sup>):

- Tienen una eficiencia térmica cercana al 44%, superior a la de los reactores LWR (33-35%).
- Un menor inventario en la masa del refrigerante (40% menor al presente en los PWR) lo que ofrece la posibilidad de un edificio de contención más pequeño. Aunque también puede considerarse como una desventaja el reducido volumen de agua disponible en caso de un evento de pérdida de refrigerante (LOCA).
- No existe cambio súbito de fase y no existe crisis de ebullición debido a que no existe cambio de fase en el agua del reactor, de este modo, se evita la discontinuidad en los sistemas de transferencia de calor durante la operación normal del núcleo, adicionando una nueva característica de seguridad al diseño.

<sup>19</sup> GIF, 2002. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. Issued by the U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum.

<sup>20</sup> U.S. DOE, 2002. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. Report GIF-002-00, Department of Energy, U.S.A.

- Planta simplificada (ver Figura 1.1) al eliminarse los secadores de vapor, los separadores de humedad, las bombas de recirculación y los generadores de vapor; lo cual también permite tener una contención más pequeña.
- Utilización de turbinas con tecnología probada en las plantas de generación eléctrica supercríticas que usan combustibles fósiles.

De acuerdo a Schulenberg y Starflinger<sup>21</sup> (2007), la principal ventaja de los reactores SCWR es la alta entalpía en la entrada de la turbina, la cual incrementa la eficiencia térmica. A su vez, el incremento de eficiencia térmica se traduce en un mejor aprovechamiento de la energía contenida en el combustible nuclear, lo que implica que se reducen los costos de combustible por unidad de energía generada. Por otro lado, la elevada entalpía permite reducir el flujo de masa de vapor requerida para alcanzar la potencia de la turbina. Al reducirse la razón de flujo de masa de vapor, se reduce el tamaño de la turbina, de los condensadores, de las bombas (y también reduce la potencia requerida para bombeo), precalentadores, tanques y tuberías, y en general se reduce el costo del ciclo de vapor completo. Por lo anterior, los SCWR tienen la ventaja de impactar favorablemente en los costos de producción de electricidad de origen nuclear.

Sin embargo, de acuerdo a Schulenberg<sup>22</sup> et al. (2011) la diferencia entre la entalpía del vapor y la entalpía del agua de alimentación (1936 kJ/kg) excede la presente en los reactores PWR en un factor de 8. La preocupación de tener una alta entalpía se debe a que puede provocar en el canal más caliente del núcleo temperaturas locales del encamisado muy por encima de los límites de su material estructural. Una estrategia para superar este problema, fue imitar el concepto de calderas de las plantas de potencias supercríticas de combustibles fósiles. Esas calderas son caracterizadas por múltiples etapas de calentamiento con mezcla homogénea de refrigerante en cada etapa para eliminar puntos calientes en los supercalentadores. Fue así que Schulenberg y Starflinger (2007) diseñaron lo que se conoce como núcleo HPLWR en tres etapas que será descrito más adelante.

---

<sup>21</sup> Schulenberg, T., Starflinger, J., 2007. Core design concepts for high performance light water reactors. *Nuclear Engineering and Technology* 39: 249-256.

<sup>22</sup> Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., Bernnat, W., 2011. Design and analysis of a thermal core for a high performance light water reactor. *Nuclear Engineering and Design* 241: 4420-4426.

Por otro lado, el agua supercrítica introduce nuevos retos, por ejemplo, la diferencia de las densidades del refrigerante en el núcleo, excede las presentes en los BWR, resultando en una pérdida de moderación a temperaturas por encima del punto pseudo crítico del agua (384.9°C a 25MPa (Pioro y Duffey<sup>23</sup>, 2007)), requiriéndose de moderador adicional para mantener el espectro térmico de neutrones. Y debido a las trayectorias en contraflujo del moderador y del refrigerante se requerirá de una vasija más compleja.

Además, el refrigerante supercrítico puede generar temperaturas en el encamisado mayores a los límites de temperatura que soporta el material Zircaloy, por lo que será necesario utilizar acero inoxidable o incluso nuevas aleaciones que soporten mayores temperaturas. Los materiales deberán soportar las altas presiones y temperaturas sin sufrir deterioro por corrosión, fractura, oxidación e irradiación. De acuerdo a Was y Allen<sup>24</sup> (2005) el acero inoxidable y el acero ferrítico-martensítico resultaron ser resistentes a la corrosión bajo condiciones de agua supercrítica y señalan que el acero inoxidable SS316 es resistente a la oxidación para temperaturas menores a 620°C. Sin embargo, para cualquier diseño propuesto de SCWR's, la investigación y desarrollo en materiales es un tema central para resolver problemas de oxidación, corrosión y fracturas, estabilidad micro estructural, radiólisis y química del agua debido a las condiciones de altas temperaturas y presiones en medios expuestos a radiación neutrónica.

Cabe aclarar que en los SCWR se requiere de moderación extra para conseguir un espectro térmico de neutrones en el núcleo debido a la relativamente baja densidad del refrigerante. En Japón, Europa, Estados Unidos y Canadá se ha investigado distintas opciones de moderación como son: barras de agua, barras de moderación sólidas o agua pesada a bajas temperaturas. Queda claro que el diseño mecánico de los ensambles combustibles es bastante complicado y que los moderadores sólidos, que simplifican la estructura de la vasija, desfavorecen la economía de los neutrones, mientras que el uso de agua pesada requiere de mayor desarrollo para diseños de tubos a altas presiones y temperaturas. La complejidad de

---

<sup>23</sup> Pioro, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.

<sup>24</sup> Was, G.S. y Allen, T.R., 2005. Time, temperature, and dissolved oxygen dependence of oxidation of austenitic and ferritic-martensitic alloys in supercritical water, Paper 5690, Proc. ICAPP 05, Seoul, Korea, May 15-19.

agregar moderador adicional para mantener el espectro térmico de neutrones debido a las bajas densidades del refrigerante favorecieron investigar la posibilidad de considerar un diseño con espectro de neutrones epitérmico o rápido.

Otras dos características importantes que deben considerarse en el diseño de los reactores enfriados con agua supercrítica son las características complejas de transferencia de calor debido a las propiedades termodinámicas del fluido supercrítico, y debido a que es un ciclo directo, las turbinas trabajarán con el mismo fluido que extrae el calor del combustible nuclear y por lo mismo es susceptible de tener contaminación radiactiva.

### 1.3. Características termodinámicas del agua supercrítica

Debido a que el reactor analizado trabaja con agua en condición supercrítica, a continuación se describirá el diagrama de fase para el agua y el diagrama Temperatura – Entropía (T-S).

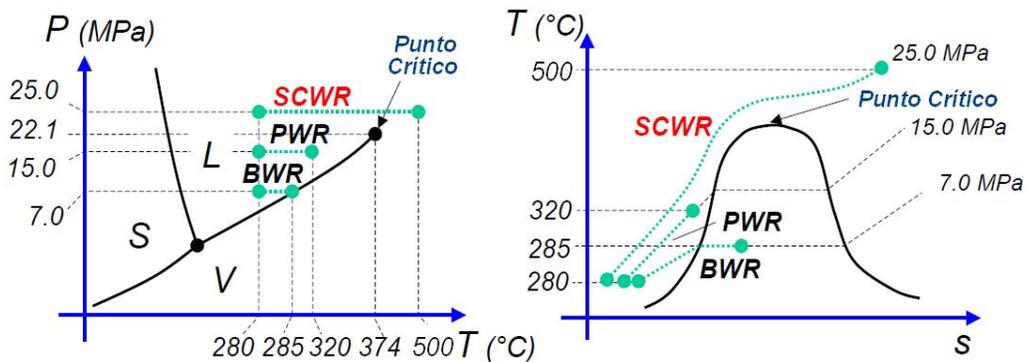


Figura 1.2. Diagrama de fase para el agua y diagrama T-S (Ryskamp<sup>25</sup>, 2003).

Se le llama agua supercrítica porque se ubica por encima del punto crítico del agua (373.95 °C y 22.064 MPa (Pioro y Duffey<sup>26</sup>, 2007)). En la Figura 1.2 (lado izquierdo) se representa el diagrama de fase (P-T) para el agua y los puntos promedios donde trabajan los reactores

<sup>25</sup> Ryskamp, John M., 2003. Next generation nuclear energy systems. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory (INEEL) IEEE Power Engineering Society Meeting. April 28, 2003.

<sup>26</sup> Pioro, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.

BWR, PWR y SCWR. En este diagrama se puede observar cómo se comporta el agua (fluido de trabajo) de los tres reactores. En promedio, el agua entra a la misma temperatura en los tres reactores, es decir, a 280 °C, lo que hace la diferencia es la temperatura de salida. En el reactor BWR la temperatura de salida (285 °C) se encuentra sobre la línea de saturación, ya que al calentarse el agua en el núcleo del reactor debido a la energía que producen las fisiones nucleares, ésta hierve. En el reactor PWR, donde el agua no ebulle debido a la presión del reactor (15 MPa), el agua se mantiene en estado líquido. En cambio, en el SCWR, la temperatura de salida es tan alta (500 °C) que el agua líquida se transforma en supercrítica. En el diagrama T-S (lado derecho Figura 1.2) se observa que en un reactor SCWR, el cambio entre agua líquida y agua supercrítica es prácticamente inmediato, es decir, no existe calor latente, sólo calor sensible.

El agua supercrítica no se comporta ni como un gas ni como un líquido, comparte propiedades de ambos: como el vapor, el agua supercrítica ocupa todo el volumen de un recipiente que la contenga.

Un fluido supercrítico posee propiedades de disolvente que se parecen a las de un líquido, pero también exhibe propiedades de transporte energético parecidas a las de un gas. De esta manera, un fluido supercrítico no sólo puede disolver solutos sino que también es miscible con los gases ordinarios y puede penetrar en los poros de los sólidos. Los fluidos supercríticos tienen una viscosidad más baja y un coeficiente de difusión más elevado que los líquidos. La densidad de un fluido supercrítico se incrementa al aumentar la presión y, al aumentar la densidad, la solubilidad de un soluto en el fluido supercrítico aumenta de manera espectacular. El fluido supercrítico puede reciclarse invirtiendo el cambio en las condiciones de temperatura y presión.

La densidad del agua supercrítica puede ser controlada entre los valores del líquido y del gas variando su presión y temperatura. Otras propiedades tales como la viscosidad, crece con el crecimiento de la densidad.

En la región supercrítica, muchas propiedades del agua y otros fluidos supercríticos varían ampliamente.

Para algunas propiedades, sin embargo, las variaciones se extienden sobre un amplio rango, las más importantes de éstas son la capacidad calorífica a presión constante, que se aproxima a infinito en el punto crítico. Aun a 25°C por encima de la temperatura crítica y a 80 bares de alejamiento del punto crítico, la capacidad calorífica del agua es un orden de magnitud mayor que su valor a menores presiones, lo que le da una enorme capacidad de transporte energético.

Cuando el agua comienza a hacerse supercrítica en el lazo termodinámico, no debe existir ninguna impureza inorgánica disuelta en el agua, ya que estas impurezas pueden depositarse en los materiales del reactor. Cuando las impurezas son depositadas en el núcleo del reactor, la conductividad térmica puede verse afectada, así como la estabilidad estructural del encamisado, al grado de tener implicaciones serias en la neutróica y en la estabilidad del reactor. Fuera del núcleo, podría incrementar la corrosión en el equipo que esté en contacto directo con el fluido. Por lo tanto, el agua de entrada en los reactores SCWR debe ser lo más pura posible, similar a los requerimientos de los BWR (Baindur<sup>27</sup>, 2008).

El comportamiento termohidráulico, especialmente las características de transferencia de calor, del agua en condiciones supercríticas varía fuertemente a las consideradas en las condiciones subcríticas, debido a la rápida variación de las propiedades termofísicas en la proximidad del punto pseudo crítico.

Las propiedades del agua supercrítica se mencionarán con más detalle en el capítulo siguiente.

---

<sup>27</sup> Baindur, Satyen. Materials challenges for the supercritical water-cooled reactor (SCWR), 2008. Bulletin of the Canadian Nuclear Society, Vol. 29 No. 1. pp. 32-38.

## 1.4 Reactor HPLWR

El concepto europeo del reactor SCWR es conocido como Reactor de Agua Ligera de Alto Desempeño (HPLWR - High Performance Light Water Reactor). El proyecto está orientado a evaluar los diseños y la viabilidad técnica del reactor. En septiembre de 2007, el proyecto europeo completó la parte inicial del diseño. En lo referente al diseño del núcleo, el proyecto se enfocó en el diseño analítico y mecánico del núcleo. La meta final es diseñar un núcleo que sea viable respecto a su manufactura y al análisis termohidráulico y neutrónico que haga segura la operación del reactor (Starflinger et al., 2008).

En el área neutrónica, la investigación alemana muestra que un arreglo de combustible cuadrado con dos filas de barras de combustible (40 barras) y una caja de moderador al centro logra minimizar la absorción de neutrones, optimizar la razón de moderador a combustible y uniformizar la distribución de potencia en la sección transversal del ensamble. También muestran que utilizando un análisis neutrónico y termohidráulico lograron obtener un diseño mecánico detallado del ensamble combustible del SCWR (Hofmeister<sup>28</sup> et al., 2007). Más adelante se describirá a detalle este diseño de combustible.

De acuerdo lo anterior, la investigación y desarrollo sobre el reactor SCWR ha abarcado varios aspectos. Nuestro interés principal se enfocará en los diseños del núcleo HPLWR considerando el análisis neutrónico y termohidráulico del mismo. Para tal efecto a continuación se describirá el diseño del ensamble combustible seleccionado y posteriormente se presentará una breve descripción de la vasija y sus componentes, y del flujo de agua del refrigerante dentro del núcleo HPLWR siguiendo tres etapas o direcciones principales.

### 1.4.1. Diseño del ensamble combustible del reactor HPLWR

---

<sup>28</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. *Nuclear Engineering and Design* 237. 1513-1521.

Los conceptos estudiados hasta ahora están enfocados en diseños cuadrados y hexagonales con diferentes geometrías.

De acuerdo al trabajo realizado por los investigadores alemanes (Hofmeister et al., 2007), el diseño cuadrado de dos filas de barras (ver Figura 1.3) resultó ser el mejor diseño debido a que éste provee una razón de material estructural mínima en el núcleo del reactor provocando que exista una captura de neutrones mínima en materiales fuera del combustible. Este diseño tiene una razón moderador a combustible muy cercana a la presente en los reactores PWR y además, permite una distribución de potencia uniforme en la sección transversal del ensamble.

#### **1.4.1.1. Diseño de combustible cuadrado con doble fila de barras**

El diseño utilizado en este estudio fue propuesto por Hofmeister et al. (2007). Consiste en un pequeño ensamble cuadrado, de 67.2 mm de longitud exterior, con 40 barras de combustible distribuidas en un arreglo de 7x7 barras y con una caja cuadrada en el centro del ensamble (ocupando el espacio de 9 barras de combustible) llamada caja del moderador, ya que a través de ella fluye hacia abajo agua líquida, ver Fig. 1.3a. El agua del moderador no sólo fluye hacia abajo a través de la caja del moderador sino a través de espacios presentes entre ensambles. El fluido refrigerante fluye hacia arriba al rededor de las barras de combustible.

Combinando nueve de estos pequeños ensambles se forma un arreglo “cluster“ (ver Fig. 1.3b), con el cual, se reduce el número de manejadores de las barras de control individuales (insertadas desde arriba). Las dimensiones del núcleo del reactor SCWR son similares a las de los reactores PWR. Esto permite el uso de la tecnología presente en los manejadores (cada manejador tiene la misma pieza cabeza y pie) de las barras del control de los PWR. La circulación del agua se lleva a cabo de forma natural mediante el cambio de densidades del agua a través del núcleo. En la Tabla 1.1 se presentan las dimensiones geométricas del arreglo combustible cuadrado de dos filas de barras.

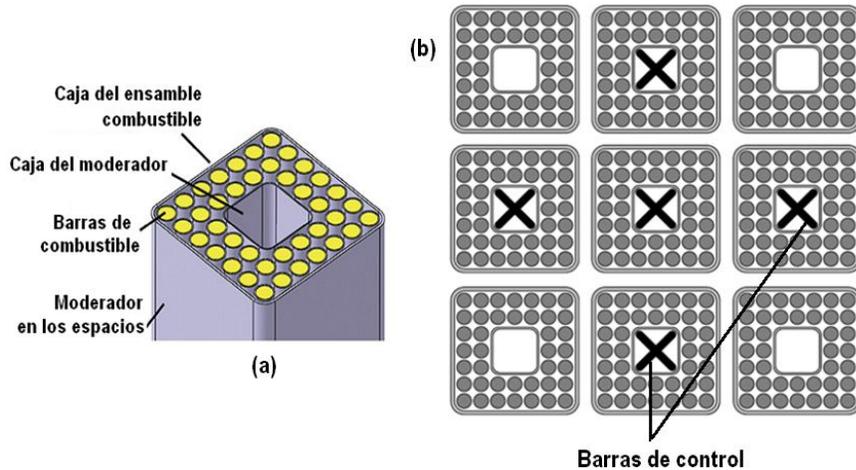


Figura 1.3 . (a) Ensamblaje de combustible cuadrado de dos filas de barras de combustible (Hofmeister et al., 2007); (b) Sección transversal de un arreglo de 3x3 ensamblajes HPLWR con barras de control cruciformes (Hofmeister et al., 2005)

Tabla 1.1. Dimensiones de ensamblaje combustible cuadrado de dos filas de barras (Hofmeister et al., 2007).

Número de cajas de moderador por ensamblaje	1
Diámetro de la barra combustible	6.9 mm
Diámetro de encamisado interior	7 mm
Diámetro de encamisado exterior	8 mm
Paso (pitch)	9.2 mm
Espacio entre barra/pared del ensamblaje	1 mm
Espacio ente las barras de combustible	1.2 mm
Número de barras combustible por ensamblaje	40
Longitud interna de la caja del ensamblaje	65.2 mm
Espesor de la pared de la caja del ensamblaje	1 mm
Longitud exterior de la caja del ensamblaje	67.2 mm
Longitud exterior de la caja del moderador	26.8 mm
Espesor de la pared de la caja del moderador	0.4 mm
Longitud interior de la caja del moderador	26.2 mm

El material estructural de la caja del ensamblaje, la caja del moderador y el encamisado de las barras de combustible es acero inoxidable (densidad = 8,000 kg/m<sup>3</sup>). Para minimizar el riesgo de oxidación en la superficie del acero inoxidable (SS316L), el espesor de la caja del moderador se incrementó de 0.3 a 0.4 mm. Se utiliza dióxido de uranio (UO<sub>2</sub>) como combustible, con 5% de enriquecimiento de uranio 235 en todas las barras del ensamblaje,

excepto en las esquinas, donde el enriquecimiento es de 4% (Hofmeister et al., 2007), debido a que en las esquinas existe la mayor moderación de todo el ensamble.

#### 1.4.1.2. Moderador y refrigerante

El perfil de densidades del refrigerante varía fuertemente con la temperatura al fluir hacia arriba, a través del núcleo activo. Como primera estimación, las densidades del moderador y del refrigerante se basan en los estudios preliminares realizados por Waata (2005) para un ensamble de combustible cuadrado.

Se han seleccionado cinco secciones axiales del núcleo y sus densidades se muestran en la Tabla 1.2. Las secciones 2 y 3 fueron propuestas por nosotros para asegurar un análisis más detallado del núcleo del reactor HPLWR. Se asume que la distribución de densidad axial del agua del moderador, presente en los espacios entre los ensambles combustibles y en la caja del moderador, es la misma.

Tabla 1.2. Distribución de densidades de agua en el núcleo de un reactor HPLWR.

Zona Axial	Altura (m)	Densidad Moderador (g/cm <sup>3</sup> )	Densidad Refrigerante (g/cm <sup>3</sup> )
1	0	0.60	0.74
2	0.7	0.61	0.45
3	1.4	0.615	0.31
4	2.1	0.62	0.17
5	4.2	0.73	0.09

El análisis termohidráulico asume que el 75 % del agua de alimentación a 280 °C entra al núcleo a través del “downcomer” hacia el pleno inferior y 25 % es suministrado por el pleno superior para fungir como moderador fluyendo hacia abajo. De acuerdo a Hofmeister et al. (2007), el flujo de moderador se divide en dos partes, 1/3 del moderador circula dentro de las cajas del moderador, y 2/3 fluye a través de los espacios entre los ensambles para obtener un flujo de masa similar en ambos sistemas de moderación. El agua del moderador y el agua de

alimentación (refrigerante) deben ser mezcladas homogéneamente en la parte inferior del núcleo (pleno de mezclado). En la Figura 1.4 se muestra la trayectoria descrita, del fluido moderador y del fluido refrigerante.

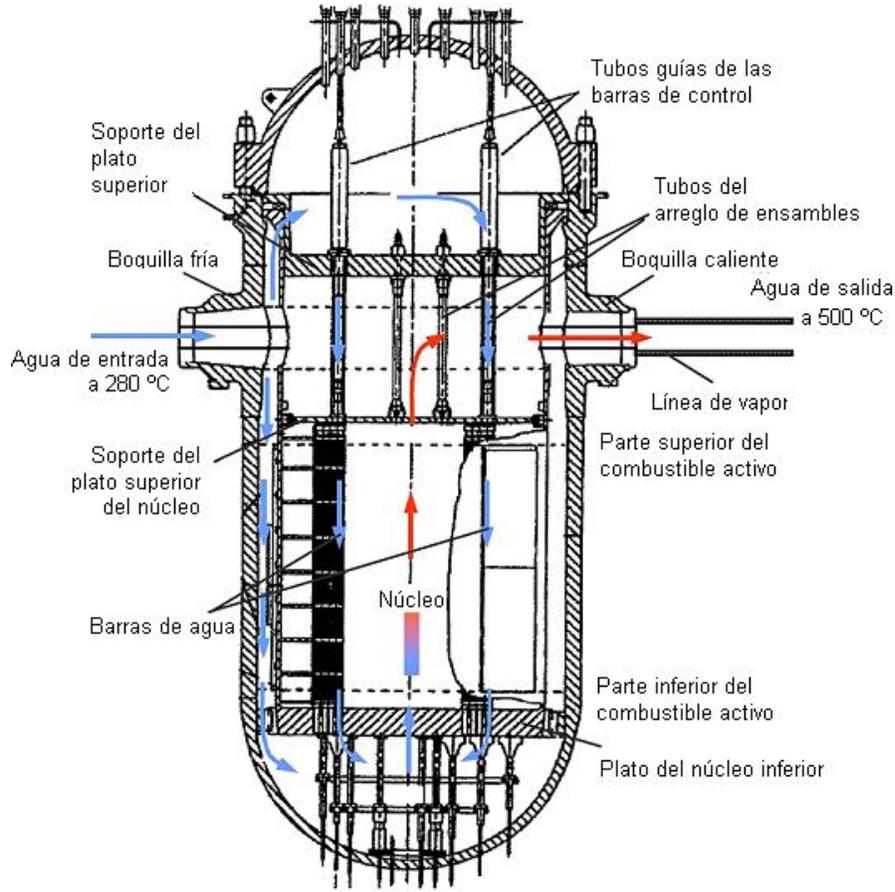


Figura 1.4. Trayectoria del agua del moderador (descendente) y del refrigerante (ascendente) (Reiss<sup>29</sup> et al., 2008).

La distribución de densidad del agua resultante, promediada sobre la sección transversal del ensamble, se muestra en la Figura 1.5 como una función de la altura del núcleo. La densidad del refrigerante decrece conforme se incrementa la altura axial. El agua en la caja del moderador y en los espacios entre ensambles, que fluye hacia abajo, es calentada por el refrigerante ascendente a través de las paredes de las cajas mediante una transferencia de calor (los tubos de agua se aislaron térmicamente para minimizar la transferencia de calor del

<sup>29</sup> Reiss, T., Fehér, S., Czifrus, Sz., 2008. Coupled neutronics and thermohydraulics calculations with burn-up for HPLWRs. Progress in Nuclear Energy 50. Pp. 52-61.

refrigerante más caliente al agua del moderador más fría), por lo tanto, la densidad decrece conforme decrece la altura axial. La densidad total de agua promediada en la sección transversal del ensamble combustible incluyendo el agua del moderador y el fluido refrigerante, tiene un mínimo en 2.5 m aproximadamente (Hofmeister et al., 2007).

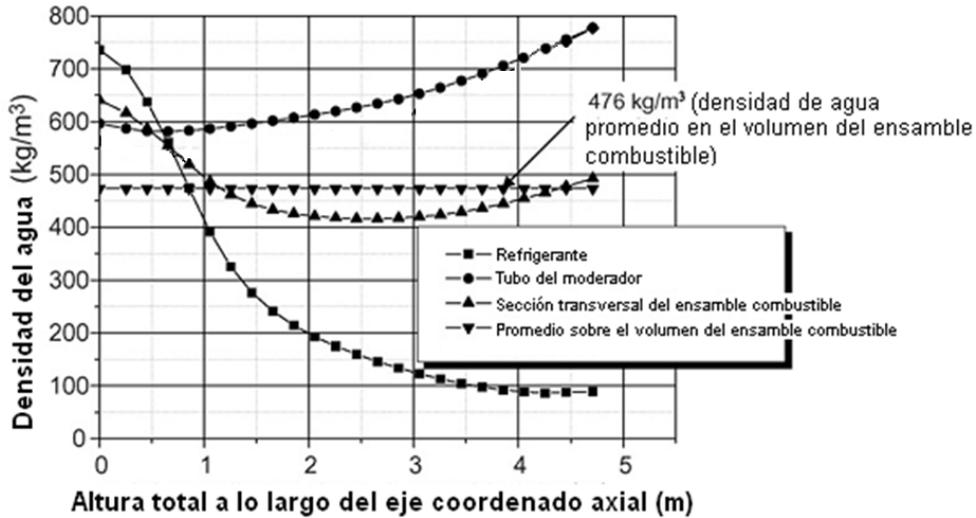


Figura 1.5. Perfiles de la densidad del moderador y del refrigerante (Hofmeister<sup>30</sup> et al., 2007).

Del análisis realizado por Hofmeister et al. (2007), a lo largo del núcleo, la razón moderador a combustible no es uniforme. Generalmente, las razones más altas se encuentran en la parte inferior del núcleo, donde el refrigerante es más frío. Como podemos observar en la Tabla 1.2, la densidad del refrigerante decrece al fluir hacia arriba en el núcleo, lo que provoca que la razón de agua a combustible disminuya de la parte central hacia arriba del núcleo.

Para valores de temperatura mayores de 390°C, considerando una presión de 25 MPa, la densidad del refrigerante es menor a 0.2 g/cm<sup>3</sup>, por lo que difícilmente se producirá el espectro térmico de neutrones. Por lo tanto, agua de alimentación más fría descenderá entre las cajas de moderador y entre ensambles compensando esa falta de moderación

<sup>30</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

(Schulenberg<sup>31</sup> et al., 2011) incrementando la razón total de masa de agua a combustible. El comportamiento de las razones de masa se observan en la Figura 1.6.

De la Figura 1.6 se puede observar que el ensamble cuadrado de dos filas de barras (en el reactor HPLWR) tiene una razón de masa de moderador a combustible similar a la presente en los reactores PWR (excepto en la zona 1 donde la densidad del refrigerante es de  $0.74 \text{ g/cm}^3$ ), lo cual es una razón más para preferir este tipo de arreglo respecto a los ensambles estudiados por Hofmeister et al. (2007).

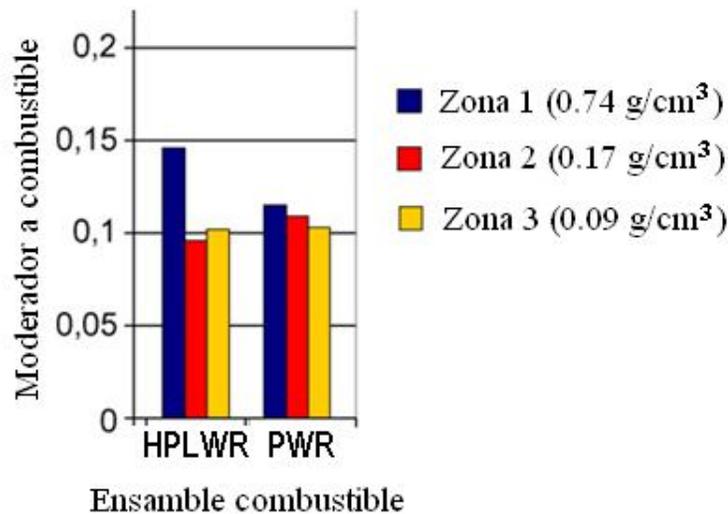


Figura 1.6. Razón de masa de moderador a combustible para un ensamble cuadrado de dos filas de barras y para un ensamble de un reactor PWR (Hofmeister et al., 2007).

Desde el punto de vista neutrónico, la densidad del agua es un factor determinante: mayor densidad significa mayor moderación y también mayor densidad de generación de potencia. La densidad del refrigerante supercrítico disminuye fuertemente desde  $0.74 \text{ g/cm}^3$  en la zona axial inferior, hasta tan sólo  $0.09 \text{ g/cm}^3$  en la parte superior.

Tomando en cuenta el arreglo de ensambles combustibles mostrado en la Figura 1.3, a continuación presentaremos el mecanismo que agrupa los nueve ensambles combustibles de dicho arreglo y los componentes principales del núcleo del reactor HPLWR.

<sup>31</sup> Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., Bernnat, W., 2011. Design and analysis of a thermal core for a high performance light water reactor. Nuclear Engineering and Design 241: 4420-4426.

### 1.4.2. Arreglo de ensambles combustibles

La longitud exterior de la caja del ensamble combustible, de 67.2 mm, es aproximadamente un tercio del tamaño típico de un ensamble combustible tipo PWR (230 mm). Tomando esas dimensiones en consideración, el manejo de un núcleo conformado de estos pequeños ensambles combustibles sería un proceso muy complejo durante la recarga de combustible. Para solucionar este problema, los investigadores alemanes (Hofmeister et al., 2007) propusieron agrupar nueve ensambles en un arreglo de 3x3 como se muestra en la Figura 1.7, facilitando así el manejo durante revisiones, ya que el manejador de la barra de control de los PWR puede ser utilizado en este diseño.

Como puede observarse en la Figura 1.7, las cajas de moderador se extienden para poder penetrar el pleno superior de vapor.

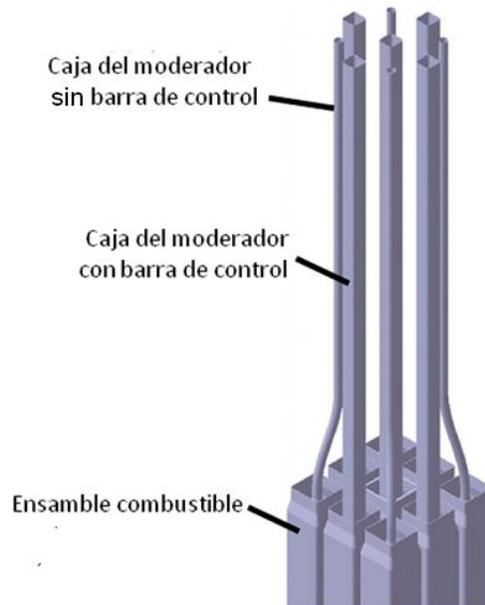


Figura 1.7. Arreglo de nueve ensambles combustibles (Hofmeister et al., 2007).

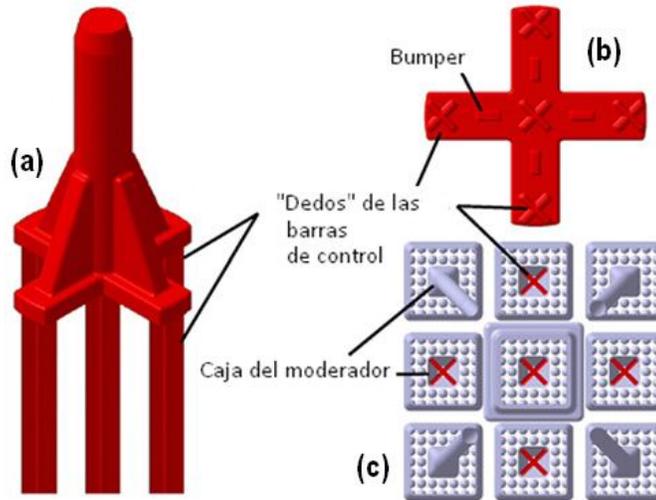


Figura 1.8. (a) elementos de control; (b) vista desde abajo; (c) “dedos” de barras de control cruciformes insertadas en las cajas de moderador cuadradas (Hofmeister et al., 2007).

En la Figura 1.8 se muestra el diseño de barra de control similar al concepto con “dedos” de barras de control de los PWR. Los “dedos” de barras de control cruciformes deberán ser insertados desde la parte superior dentro de las cajas de moderador.

### 1.4.3. Pieza cabeza del arreglo de ensamblajes combustibles

La pieza cabeza del arreglo de ensamblajes combustibles, que se muestra en la Figura 1.9, está compuesta por cuatro elementos principales: un plato, una boquilla de transición, un elemento ventana y un “bushing”.

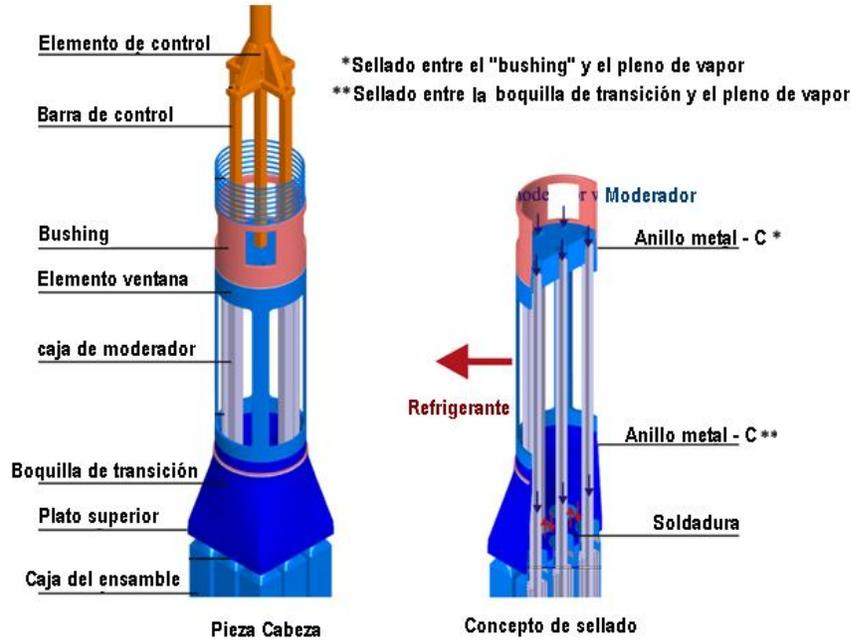


Figura 1.9. Pieza cabeza del arreglo de 9 ensambles combustibles (Fischer<sup>32</sup> et al., 2009).

La pieza cabeza del arreglo de 9 ensambles consiste de un plato con nueve aperturas redondas para recibir las extensiones cilíndricas de las cajas del ensamble. Ocho de los nueve ensambles están soldados al plato superior mostrado en la Fig. 1.9. El plato superior, la boquilla de transición y el elemento ventana son soldados juntos; las cajas de moderador están soldadas dentro de la parte superior del elemento ventana. Todas las cajas de moderador son soldadas al plato superior de la pieza cabeza (Fischer et al., 2008).

El refrigerante supercalentado se acelerará a través de la boquilla de transición dentro del elemento ventana y será lanzado horizontalmente en el pleno de vapor. Dos anillos “metal-C” (resistentes a las altas temperaturas y a un ambiente de irradiación) se colocan en el elemento ventana para minimizar las fugas del agua del moderador al pleno de vapor (Fischer et al., 2008).

El “bushing“ será enroscado encima del elemento ventana, permitiendo de esta manera, el manejo del arreglo durante mantenimiento y reemplazamiento. Los anillos “metal-C“, evitan

<sup>32</sup> Fischer, K., Schulenberg, T., Laurien, E., 2009. Design of a supercritical water-cooled reactor with a three-pass core arrangement. Nuclear Engineering and Design 239: 800-812.

escapes del moderador “frío“ al pleno de vapor con refrigerante caliente. Los dos sellos reemplazables presentes en cada pieza cabeza facilitan el mantenimiento del arreglo de ensambles.

La pieza cabeza del arreglo de ensambles combustibles ha sido diseñada para minimizar o incluso eliminar el escape de agua “fría“ en el pleno de vapor y para minimizar el volumen de agua en el acumulador de la vasija sobre el núcleo para proveer de suficiente refrigerante en caso de presentarse un LOCA.

#### **1.4.4. Pieza pie del arreglo de ensambles combustibles**

La pieza pie, mostrada en la Figura 1.10, está compuesta por un plato inferior, un plato superior y un difusor. Las barras de combustible de los nueve ensambles son soportadas por el plato inferior de la pieza pie del arreglo. Sólo la caja de ensamble combustible central del arreglo es conectada con tornillos a la pieza pie. Los otros ocho ensambles, son manejados libremente por la pieza cabeza, a la que son soldados, esto con el objetivo de minimizar la deflexión térmica en el arreglo. Se requiere un elemento sellado entre las cajas de los ensambles y el plato inferior, para minimizar fugas en esa zona. Si el arreglo necesitara ser invertido durante alguna inspección, la pieza pie podrá ser desarmada fácilmente para remover barras de combustible individuales para inspección y mantenimiento (Hofmeister et al., 2007).

Las cajas de moderador están acondicionadas con orificios de salida en la parte inferior para evitar variaciones del flujo de masa del moderador al modificarse las posiciones de las barras de control. El agua del moderador es inyectada al difusor a través de esos orificios, Ver Figura 1.10. Como el agua del moderador es más caliente que el refrigerante (en la parte inferior), el difusor necesita ser capaz de mezclar homogéneamente el agua del moderador con el refrigerante suministrado desde abajo para evitar puntos calientes en los ensambles. Después de mezclarse en el difusor, el refrigerante fluye hacia arriba a través de múltiples agujeros en el plato inferior.

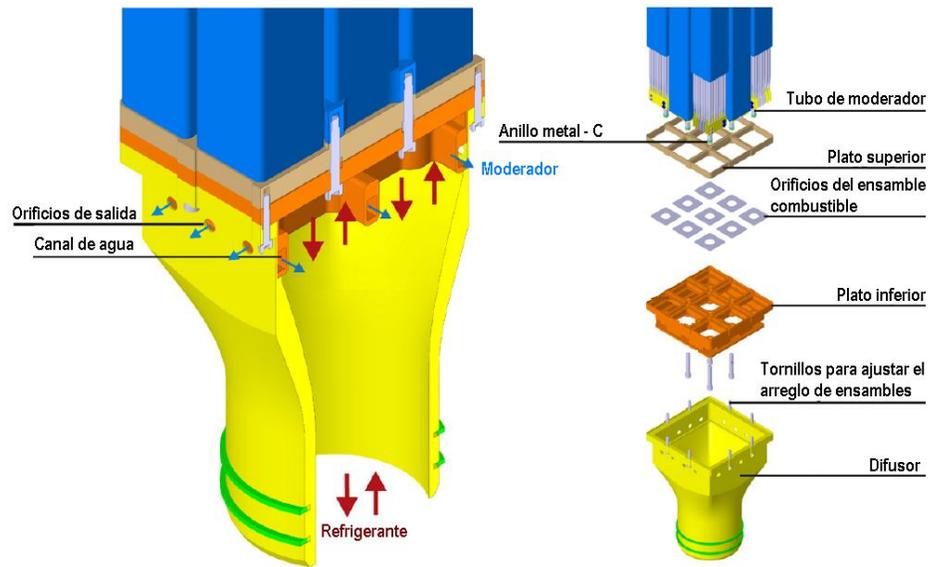


Figura 1.10. Pieza pie del arreglos de 9 ensambles combustibles (Fischer et al., 2009).

#### 1.4.5. Pleno de vapor

El pleno de vapor, mostrado en la Figura 1.11, es un cilindro con filtraciones, el cual, está montado sobre todas las piezas cabeza del núcleo. El principal objetivo del pleno de vapor es coleccionar y mezclar el agua supercrítica para enviarla a la turbina de alta presión. La parte superior e inferior del pleno de vapor están conectadas con tubos para suministrar el agua del moderador hacia los espacios entre los ensambles combustibles y para proveer una mayor rigidez del pleno de vapor. Los orificios en los tubos conectores ajustan el flujo másico de agua enviado a los espacios entre ensambles. La altura del pleno de vapor ha sido minimizado, maximizando el volumen por arriba del pleno de vapor, el cual puede servir como un acumulador en la vasija en caso de condición de operación anormal (Hofmeister et al., 2007). El diámetro exterior del pleno de vapor es de 3.91 m y su altura de 48 cm (Fischer et al., 2009).

El mayor desafío del pleno de vapor es evitar que existan fugas de agua fría del moderador con el refrigerante caliente (vapor supercrítico). Por lo tanto, la pieza cabeza es rígidamente

conectada con las cajas de ensambles combustibles y con las cajas del moderador con la ayuda del anillo “metal-C”. Cabe destacar que la presión del moderador es más alta que la presión del agua supercrítica almacenada en el pleno de vapor, y esta reducción de presión le permite al agua supercrítica pasar al estado de vapor supercrítico que moverá las turbinas. Cabe señalar que la solución técnica para el pleno de vapor con flujo de contracorriente del agua del moderador fría y vapor caliente, sin fugas, necesita aún ser desarrollado.

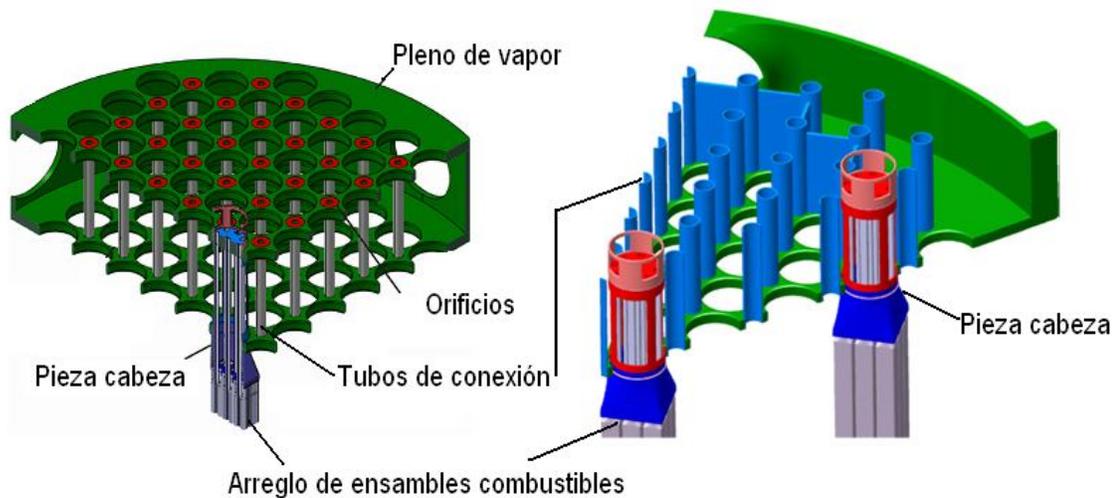


Figura 1.11 . Pleno de vapor con arreglo de ensambles combustibles y pieza cabeza.  
(Schulenberg et al., 2011).

#### 1.4.6. Pleno de mezclado inferior

Como se mencionó, el agua del moderador se suministra a través de los huecos (espacios) entre ensambles y a través de las cajas del moderador y se calentará al fluir hacia abajo, hasta alcanzar el pleno inferior, donde se mezclará con el agua de alimentación “fría” suministrada a través del “downcomer”.

El principal propósito de diseño en esta región es lograr una mezcla homogénea de agua de moderador y refrigerante esencialmente para evitar que entre agua demasiado caliente en la zona donde el refrigerante entra al ensamble combustible. Se debe evitar, en la medida de lo posible, que existan zonas calientes en las barras de combustible, sobre todo en las

localizadas en la parte superior del núcleo, donde está contenido el refrigerante caliente (temperatura de salida del núcleo), ya que dichas zonas afectan el promedio de temperatura del refrigerante a la salida del núcleo limitando la potencia térmica. Así, la homogeneidad de la distribución de temperatura en el difusor de la pieza pie tiene un impacto directo en la eficiencia del ciclo de vapor (Hofmeister et al., 2007).

El pleno de mezclado inferior localizado por debajo del núcleo consiste de un plato inferior del núcleo con orificios y flujo ajustable, ver Figura 1.12. El plato inferior del núcleo carga las piezas pie que soportan los arreglos de ensambles combustibles. Los orificios montados en las aperturas del plato inferior del núcleo son ajustables para alcanzar temperaturas de salida uniformes del refrigerante de todos los arreglos de ensambles combustibles.

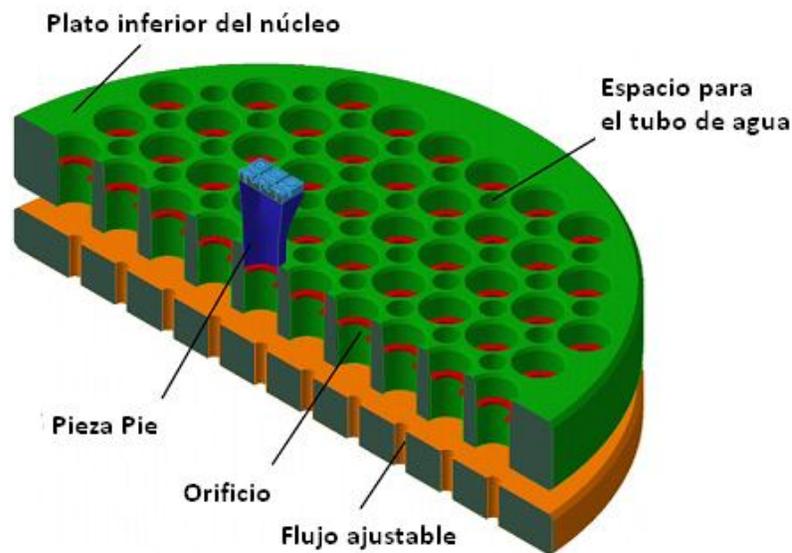


Figura 1.12. Plato inferior del núcleo y flujo ajustable (Hofmeister et al., 2007).

En la Figura 1.13, se presenta la ubicación, en la vasija del reactor HPLWR en tres etapas, de los componentes descritos: arreglo de 9 ensambles combustibles (pieza cabeza y pieza pie), elementos de barras de control, pleno de vapor y pleno de mezclado inferior. De igual manera, en la Figura 1.13 se puede observar que, como en el PWR, el núcleo se ubica en la parte inferior de la vasija. Dicho núcleo del reactor, conocido como núcleo en tres etapas, será descrito a continuación.

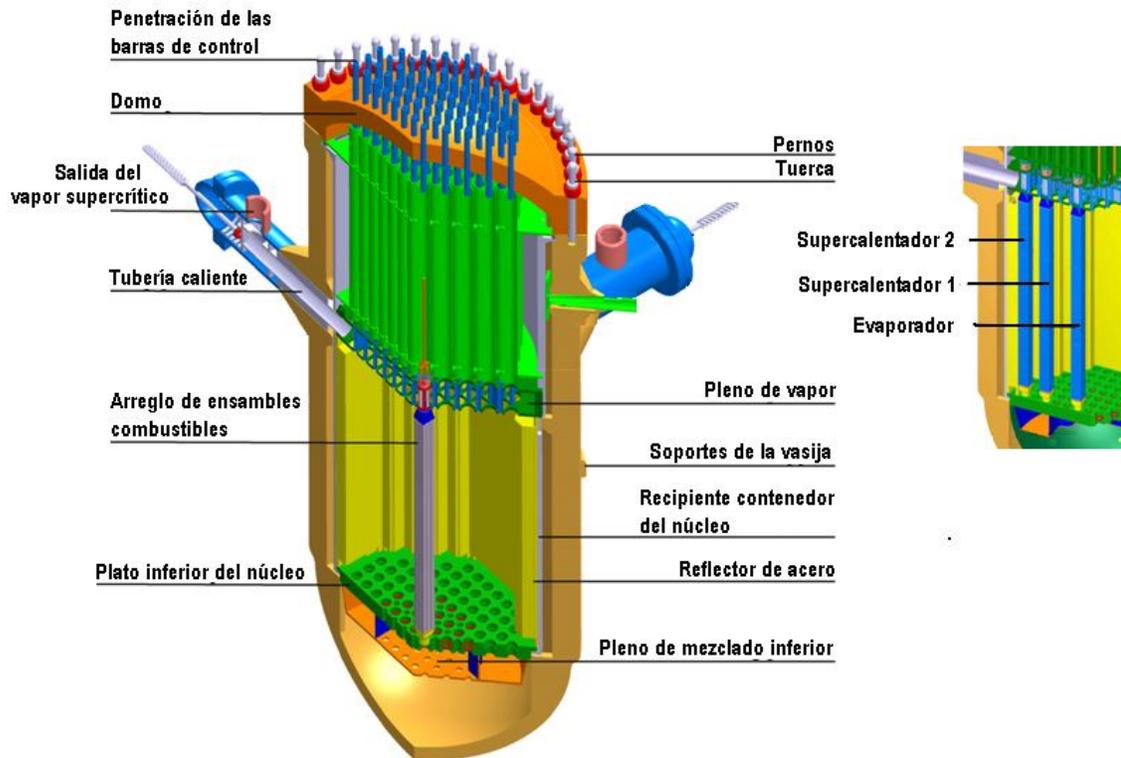


Figura 1.13. Diseño de la vasija del reactor, con componentes internos, de un cuarto del núcleo en 3 etapas (Fischer et al, 2009).

### 1.5. Núcleo del reactor HPLWR en tres etapas

Para alcanzar mayores temperaturas de salida del núcleo, mayor potencia específica de la turbina y mayor eficiencia térmica neta, el concepto del HPLWR siguió el concepto de las plantas de potencias supercríticas de combustibles fósiles (en las cuales se divide el total de la entalpía alcanzada entre un evaporador y dos supercalentadores sucesivos y mezclando el refrigerante homogéneamente entre dichos componentes), resultando el concepto del núcleo del reactor HPLWR en tres etapas, desarrollado por Schulenberg y Starflinger (2007). Ver Figura 1.14.

El núcleo en tres etapas se basa en el diseño de ensambles propuesto por Hofmeister et al. (2007) y está formado de 156 arreglos de 9 ensambles de combustible cuadrado cada uno. Este diseño considera una potencia térmica de 2188 MW y un flujo de masa de alimentación de 1160 kg/s (Schulenberg y Starflinger, 2007). La configuración del núcleo se muestra en la Figura 1.14.

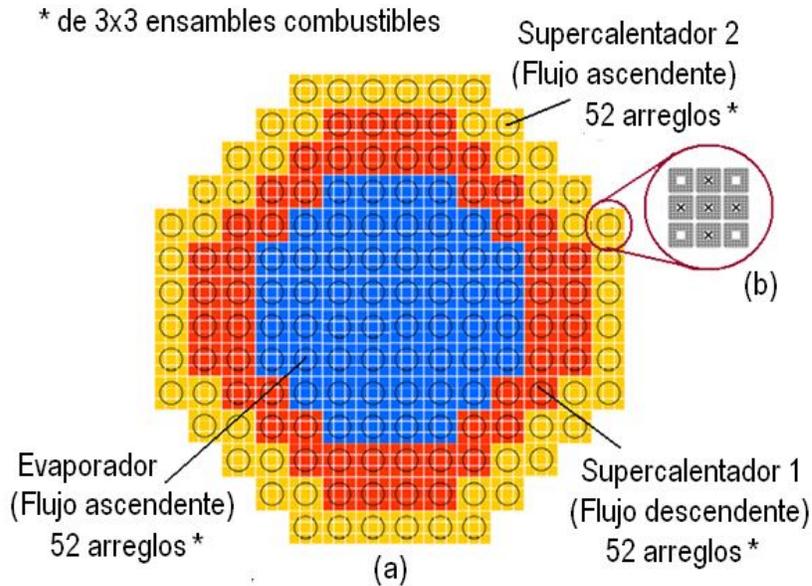


Figura 1.14. (a) Núcleo del reactor en tres etapas; (b) Arreglo de ensamble combustible de 3x3 (Schulenberg et al., 2008).

Como se puede observar en la Figura 1.14, el núcleo HPLWR está dividido en tres zonas concéntricas con 52 arreglos de ensambles combustibles cada uno. El núcleo en tres etapas consiste de tres zonas en el núcleo donde el refrigerante fluye como se describe a continuación.

La etapa 1 es conocida como Evaporador (o pseudo evaporador por ser agua supercrítica), la etapa 2 y la etapa 3 son los Supercalentadores 1 y 2, respectivamente. El Evaporador se ubica al centro del núcleo como se muestra en la Figura 1.14. El flujo que entra al Evaporador es el resultado de mezclar el moderador descendente, que circula entre las cajas de agua centrales y entre ensambles, y el fluido de alimentación que proviene del downcomer. En el Evaporador, el flujo asciende calentándose de 310°C (583.15 K) a 390°C (663.15K). En la

segunda etapa, el fluido calentado en el paso uno desciende a través del Supercalentador 1 calentándose hasta 433°C (706.15 K). Ese fluido precalentado en el Evaporador y posteriormente en el Supercalentador 1 se mezclará nuevamente con el fluido del moderador en el pleno inferior del núcleo, y ascenderá hasta calentarse a 500°C (773.15 K) en el Supercalentador 2 (Schulenberg et al., 2008). Las trayectorias del fluido refrigerante descritas se presentan esquemáticamente en la Figura 1.15.

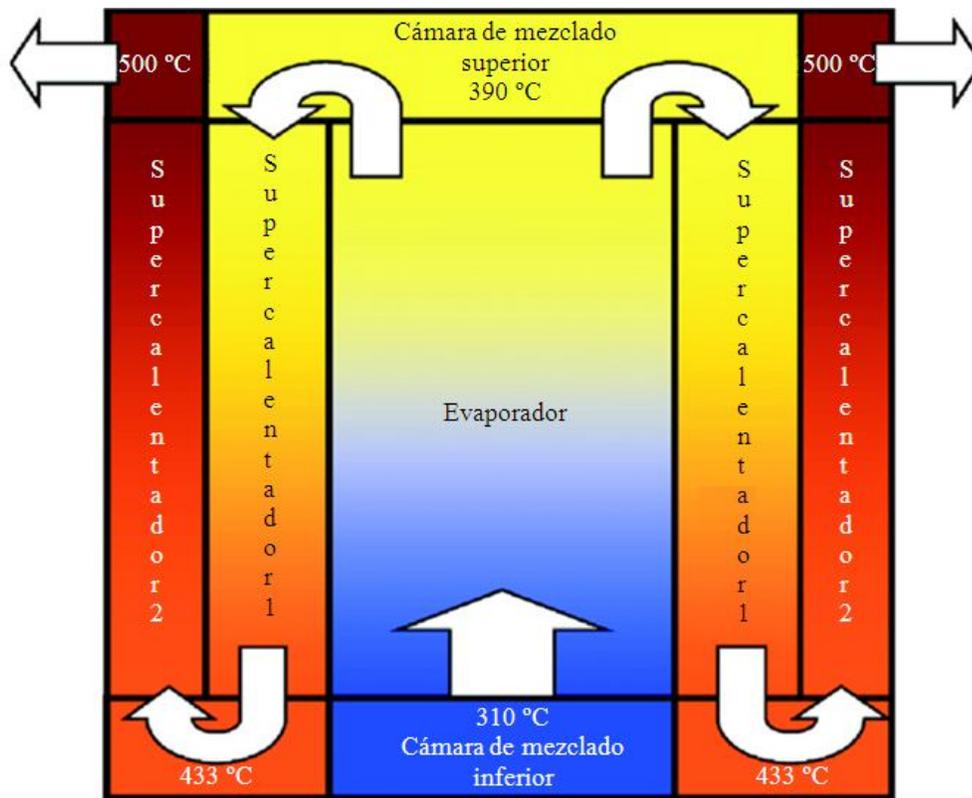


Figura 1.15. Concepto del núcleo del reactor en 3 etapas con trayectorias del fluido refrigerante (Fischer et al., 2008).

En el capítulo siguiente se describirán a detalle las consideraciones realizadas para el diseño neutrónico del ensamble cuadrado de doble fila de barras de combustible (Figura 1.3) y para el análisis termohidráulico del núcleo del reactor en tres etapas (Figuras 1.14 y 1.15)

## **Bibliografía**

Baindur, Satyen. Materials challenges for the supercritical water-cooled reactor (SCWR), 2008. Bulletin of the Canadian Nuclear Society, Vol. 29 No. 1. pp. 32-38.

Buongiorno, J., 2003. An alternative SCWR design based on vertical power channels and hexagonal fuel assemblies. In: Proceedings of the GLOBAL 03, New Orleans, pp. 1155–1162.

Buongiorno, J. y MacDonald, P.E., 2003. Progress report for the FY-03 Generation-IV R&D activities for the development of the SCWR in the U.S. INEEL/EXT-03-01210.

Cheng, X., Schulenberg, T., Bittermann, D., Rau, P., 2003. Design analysis of core assemblies for supercritical pressure conditions. Nuclear Engineering and Design 223, Pp. 279-294.

GIF, 2002. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. Issued by the U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum.

Dobashi, K., Oka, Y., Koshizuka, S., 1998. Conceptual design of a high temperature power reactor cooled and moderated by supercritical light water. Annals of Nuclear Energy 25, 487–505.

Fischer, K., Schulenberg, T., Laurien, E., 2009. Design of a supercritical water-cooled reactor with a three-pass core arrangement. Nuclear Engineering and Design 239: 800-812.

Hofmeister, J., Schulenberg, T., Starflinger, J., 2005. Optimization of a fuel assembly for a HPLWR”, Paper 5077, Proc. ICAPP 05, Seoul, Korea, May 15-19.

Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. *Nuclear Engineering and Design* 237. 1513-1521.

Oka, Y., Koshizuka, S., 1993. Concept and design of a supercritical-pressure, direct-cycle supercritical-water cooled fast reactors", *Nuclear Technology* vol. 103. p.295-302.

Oka, Y., Koshizuka, S., Ishiwatari, Y., Yamaji, A., 2003. Conceptual design of high temperature reactors cooled by supercritical light water, ICAPP 03, Cordoba, Paper No. 3257.

Pioro, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.

Reiss, T., Fehér, S., Czifrus, Sz., 2008. Coupled neutronics and thermohydraulics calculations with burn-up for HPLWRs. *Progress in Nuclear Energy* 50. Pp. 52-61.

Ryskamp, John M., 2003. Next generation nuclear energy systems. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory (INEEL) IEEE Power Engineering Society Meeting. April 28, 2003.

Schulenberg, T., Starflinger, J., 2007. Core design concepts for high performance light water reactors. *Nuclear Engineering and Technology* 39: 249-256.

Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., 2008. Three pass core design proposal for a high performance light water reactor. *Progress in Nuclear Energy* 50: 526-531.

Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., Bernnat, W., 2011. Design and analysis of a thermal core for a high performance light water reactor. *Nuclear Engineering and Design* 241: 4420-4426.

Starflinger, J., Schulenberg, T., Marsault, P., Bittermann, D., Maraczy, C., Laurien, E., Lycklama, J. A., Anglart, H., Aksan, N., Ruzickova, M. and Heikinheimo, L., 2008. Progress within the European Project: "High Performance Light Water Reactor Phase 2". Proceedings of ICAPP'08. Anaheim. CA USA, June 8-12, 2008. Paper 8247.

Squarer, D. Schulenberg, T., Struwe, D., Oka, Y., Bittermann, D., Aksan, N., Maraczy, C., Kyrki-Rajamaki, R., Souyri, A., and Dumaz, P., 2003. High performance light water reactor. Nuclear Engineering and Design 221, Pp. 167-180.

U.S. DOE, 2002. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. Report GIF-002-00, Department of Energy, U.S.A.

Was, G.S. y Allen, T.R., 2005. Time, temperature, and dissolved oxygen dependence of oxidation of austenitic and ferritic-martensitic alloys in supercritical water, Paper 5690, Proc. ICAPP 05, Seoul, Korea, May 15-19.

Yamaji, A., Tanabe, T., Oka, Y., Yang, J., Ishiwatari, Y., Koshizuka, S., 2005. Evaluation of the nominal peak cladding surface temperature of the super LWR with subchannel analysis. Proceedings GLOBAL 05, Tsukuba, Japan, October 9-13. Paper 557.

# CAPÍTULO 2

## MODELOS

## NEUTRÓNICO Y TERMOHIDRÁULICO

---

Existen dos grandes áreas de investigación en un reactor nuclear, primero, el diseño del núcleo del reactor y la gestión de combustible, cuyo estudio se basa en la física del reactor o neutrónica; y segundo, el análisis de seguridad de la planta, basado en la termohidráulica. Ambas actividades están relacionadas a través de la generación y transferencia de calor en el combustible y su transmisión al refrigerante.

Con el objetivo de analizar el comportamiento del núcleo del reactor HPLWR, a continuación se mencionan las características, consideraciones y parámetros utilizados en la simulación del ensamble de combustible utilizando los códigos neutrónicos MCNPX y HELIOS-2, y para estudiar la fenomenología del núcleo del reactor en tres etapas por medio del modelo termohidráulico, programado en Fortran 6.6.

## 2.1 MODELO NEUTRÓNICO

Para desarrollar el núcleo de un reactor apropiadamente es necesario predecir la manera en que nacen, se dispersan y se pierden los neutrones en el sistema. Sin embargo, en general, predecir lo anterior resulta bastante difícil, ya que, los neutrones forman trayectorias complicadas a través del reactor como resultado de repetidas colisiones nucleares. Para determinar la distribución de neutrones en el reactor, se investiga el proceso de transporte de neutrones, esto es, el movimiento de neutrones como una corriente en el núcleo del reactor, frecuentemente dispersándose y eventualmente siendo absorbidos o escapándose del reactor. La ecuación que define dicho comportamiento es conocida como *ecuación de transporte de neutrones* y se puede resolver por métodos determinísticos como el de Probabilidades de Colisión, el Método de las Características o métodos estadísticos como el de Monte Carlo, en computadoras de alto rendimiento.

Por lo tanto, para poder desarrollar los modelos y realizar el diseño y análisis del combustible del HPLWR, se utilizaron los códigos neutrónicos avanzados<sup>33</sup> MCNPX y HELIOS-2. A continuación se describen brevemente estos códigos.

### 2.1.1 Código MCNPX

Monte Carlo es un método estadístico en el que las características de las partículas son estimadas por el muestreo de un gran número de historias de partículas individuales, cuyas trayectorias son simuladas por un calculador numérico.

---

<sup>33</sup> Inicialmente se utilizó el código CASMO 4. Sin embargo, debido a que este código está diseñado para simular bajo las condiciones de los reactores de agua ligera, sus límites de presión y temperatura están por debajo de los requeridos en los reactores enfriados con agua supercrítica. CASMO 4 simula a condiciones debajo de 15.5 MPa y 374 °C (temperatura crítica del agua), respectivamente (Rhodes y Edenius, 2004). Además, sus resultados mostraron incompatibilidades con los resultados esperados de acuerdo a la fenomenología del núcleo. Aunque el código CASMO 4 no pudo simular las condiciones de altas presiones y temperaturas (supercríticas) necesarias para el diseño bajo análisis, reconocemos que es un código poderoso y eficaz para simular los diseños presentes en los reactores de agua ligera (PWR y BWR).

En el método Monte Carlo se combinan conceptos estadísticos como lo es el muestreo aleatorio, con la generación de números aleatorios y la automatización de los cálculos. Todos los procesos que involucran el transporte de partículas tienen naturaleza estocástica, es decir, no se puede prever qué tipo de interacción se va a producir en cada momento y lugar sino que solamente se puede asignar una probabilidad a cada uno de los posibles sucesos. Sin embargo, las distribuciones de probabilidad que describen el comportamiento del sistema que queremos estudiar son conocidas. El método de Monte Carlo construye un modelo estocástico, que basándose en las funciones de densidad de probabilidad modela secuencialmente eventos individuales de una variable aleatoria. Teóricamente se siguen todos los eventos o interacciones que sufre cada partícula desde su origen hasta que alcanza una condición terminal, ya sea por absorción, escape, energía de corte, etc. Lo mismo se aplica para todas las partículas creadas en el proceso.

El método de Monte Carlo es considerado el más preciso para simular el transporte de partículas y en particular de neutrones en un medio. Por el alto grado de detalle con el que considera la distribución de energía, las interacciones de los neutrones con los diferentes materiales, la geometría y la trayectoria que siguen los neutrones en el medio.

Para cualquier evento, el método de Monte Carlo genera un número aleatorio a partir de las funciones de distribución de probabilidad, que definirá el tipo de interacción y otros parámetros. Posteriormente, se calcula el valor esperado de todos los eventos simulados. El valor esperado de una o varias variables aleatorias es equivalente al valor de una cantidad física del sistema estudiado.

MCNPX utiliza datos de secciones eficaces transversales bajo el criterio de energía continua, para obtener cálculos de criticidad (factor de multiplicación de neutrones) en diseños geométricos simples y complejos (Harmon<sup>34</sup> et al., 1994). Sus bibliotecas de datos nucleares (secciones eficaces y otros parámetros nucleares) se basan en ENDF/B-VII. Además,

---

<sup>34</sup> Harmon, II, Ch.D., Busch, R.D., Briesmeister, J.F., Foster, R.A., 1994. Criticality Calculations with MCNP. A Primer. Los Alamos National Laboratory, LA, 12827- M.

utilizando NJOY, se generaron nuevas librerías para temperaturas y materiales que no estaban presentes en las librerías estándar de MCNPX.

### 2.1.2 Código HELIOS-2

HELIOS-2 es un código neutrónico determinístico analizador de celdas que resuelve la ecuación de transporte de neutrones para multigrupos de energía en dos dimensiones. Se basa en el método de Probabilidades de Colisión con Acoplamiento de Corrientes. HELIOS-2 se utiliza para generar los parámetros nucleares de cualquier ensamble de combustible. Las secciones transversales eficaces de cada nucleído son obtenidas mediante el código NJOY 3, versión 99.161. Las librerías de datos nucleares de 177 y 49 grupos de energía, utilizadas en cálculos de referencia, están basadas en la biblioteca ENDF/B-VII R0 (Wemple<sup>35</sup> et al., 2008).

Este código requiere de un preprocesador de nombre AURORA y un postprocesador denominado ZENITH, que facilitan la operación de HELIOS y la interpretación de sus resultados. Los archivos HERMES son una base de datos utilizada por los tres códigos. En la Figura 2.1 se presenta la interacción simplificada entre los tres códigos y la base de datos HERMES.

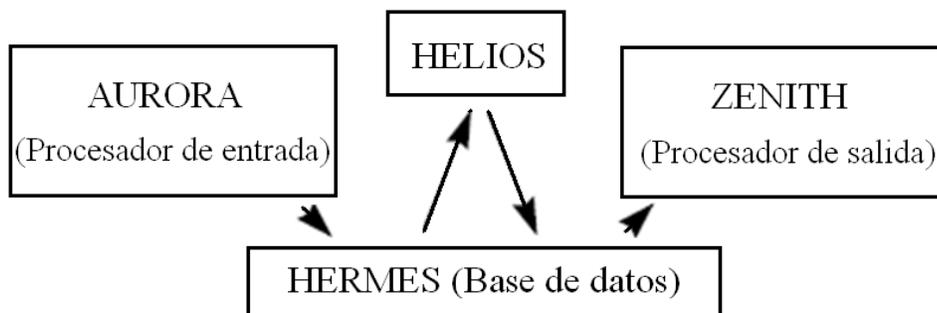


Figura 2.1. Flujo de datos entre HELIOS-2 y sus procesadores entrada y salida.

<sup>35</sup> Wemple, C.A., Gheorghiu H-N.M., Stamm'ler, R.J.J, Villarino, E.A., 2008. Recent advances in the HELIOS-2 lattice physics code, in Proceedings of the International Conference on Reactor Physics, Nuclear Power: A Sustainable Resource Casino-Kursaal Conference Center, Interlaken, Switzerland.

### 2.1.3 Metodología de diseño del ensamble combustible

La geometría del diseño estudiado está basada en el concepto desarrollado por Hofmeister<sup>36</sup> et al. (2007) descrito en el capítulo anterior. El arreglo de 7x7 barras de combustible con una caja de moderador al centro contiene 40 barras de combustible como se muestra en la Figura 2.2.

Las barras de combustible están compuestas de dióxido de uranio ( $UO_2$ ) y tienen un enriquecimiento uniforme de 5%, excepto en las barras de las esquinas del ensamble, donde el enriquecimiento es de 4% para bajar la generación de potencia ya que en las esquinas existe la mayor moderación de todo el ensamble.

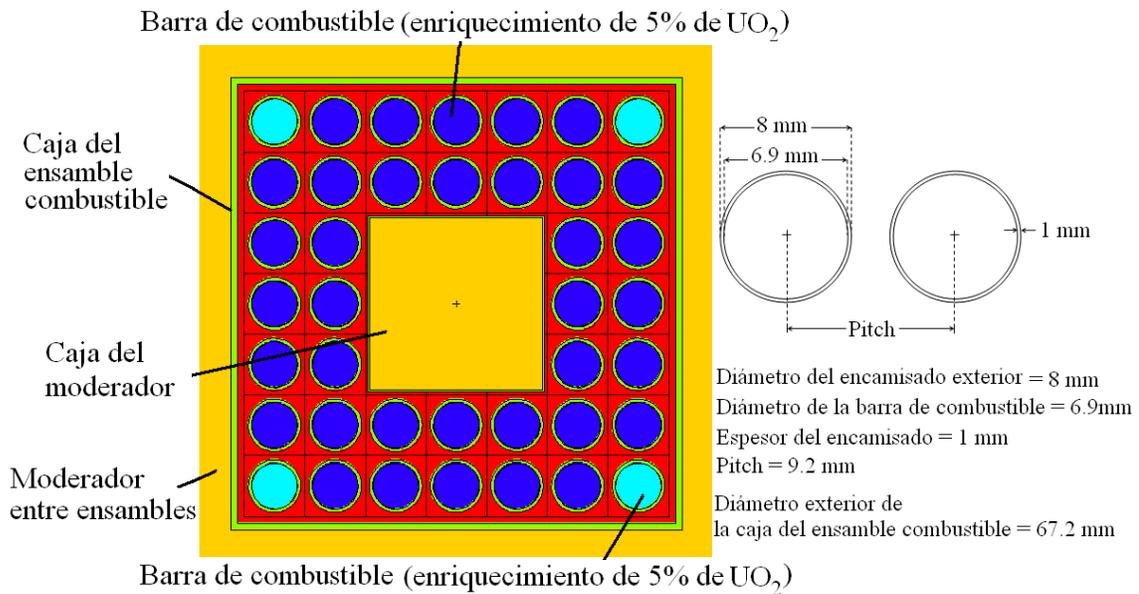


Figura 2.2. Ensamble combustible del HPLWR.

Las dimensiones geométricas de la celda bidimensional se presentan en la Tabla 1.1. Con MCNPX el ensamble combustible se construyó considerando una matriz de 7x7, donde cada celda que conforma el ensamble completo, se diseña de acuerdo a sus parámetros geométricos y a sus materiales estructurales (densidades). La matriz de 7x7 generada se

<sup>36</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

acomodó como se muestra en la Figura 2.3, donde el índice 1 corresponde al agua del moderador, 2 a las barras con 5% de enriquecimiento y 3 a las barras con 4% de enriquecimiento.

3	2	2	2	2	2	3
2	2	2	2	2	2	2
2	2	1	1	1	2	2
2	2	1	1	1	2	2
2	2	1	1	1	2	2
2	2	2	2	2	2	2
3	2	2	2	2	2	3

Figura 2.3. Matriz de 7x7 generada en MCNPX para representar el ensamble combustible simulado.

Por otro lado, diseñar el ensamble combustible con HELIOS-2 fue más complejo que con MCNPX. Dada la geometría de la celda se simuló considerando condición de reflexión de simetría diagonal.

En la Figura 2.4 se muestra la imagen obtenida mediante la interfaz gráfica ORION (SCANDPOWER<sup>37</sup>, 1992), del ensamble combustible diseñado después de haber acoplado siete celdas unitarias descritas en el Anexo A. En la figura que despliega ORION, se puede observar la simetría diagonal mencionada anteriormente.

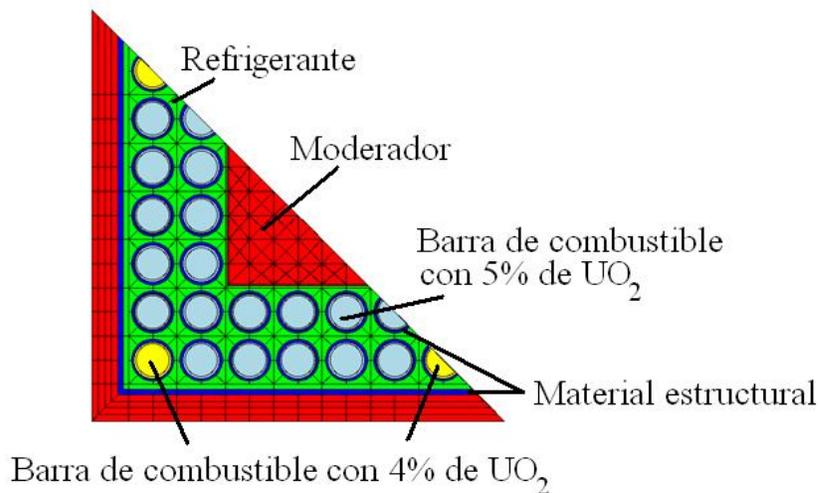


Figura 2.4. Modelo del ensamble combustible simulado con HELIOS-2.

<sup>37</sup> SCANDPOWER, 1992. User manual for ORION.

Para la simulación, se consideró una temperatura del combustible de 880.8 K (607.65°C) y una temperatura para el moderador y el refrigerante de 587.2 K (314.05°C)<sup>38</sup>. Los cálculos neutrónicos se llevarán a cabo de acuerdo a la distribución de la densidad del refrigerante, la densidad del moderador y la temperatura del combustible. La densidad del combustible se consideró de 10.15 g/cm<sup>3</sup>.

A pesar de que en el Capítulo 1 se especifica que el material estructural del diseño HPLWR es acero inoxidable, en las simulaciones realizadas se consideró zirconio natural (densidad de 6.55 g/cm<sup>3</sup>) para realizar la comparación entre ambos códigos. Esto debido a la limitación de no contar con la información precisa de los isótopos, y los porcentajes de cada uno, que conforman el acero inoxidable utilizado en estos reactores.

De acuerdo a las densidades presentes en las zonas axiales (Tabla 1.2 del Capítulo 1), nos percatamos de la fuerte variación de densidades que presenta el fluido refrigerante al transportarse a través del núcleo desde que entra hasta que sale del núcleo. En contraste, las densidades del moderador prácticamente no varían, de la parte inferior a la parte central del núcleo, pero sí existe un cambio de densidad fuerte en la dirección axial. Por esta razón, se decidió considerar la importancia que tiene la densidad del refrigerante en los valores del multiplicador de neutrones infinito ( $k_{\infty}$ ), del factor pico de potencia máximo (PPF<sub>máx</sub>) y de la distribución de potencia radial de las barras de combustible, en cinco zonas axiales.

Además, con el objetivo de validar el código HELIOS-2, los resultados obtenidos mediante MCNPX y HELIOS-2 fueron comparados utilizando los mismos parámetros y las mismas dimensiones geométricas seleccionadas. Finalmente, se propuso utilizar gadolinia (Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) como veneno consumible, para compensar el exceso de reactividad al inicio de la irradiación, y analizar su influencia en los resultados.

Los resultados obtenidos de los códigos neutrónicos se presentan en el capítulo siguiente.

---

<sup>38</sup> Las temperaturas del combustible, del moderador y del refrigerante se eligieron con base en los valores de las librerías de cada isótopo proporcionadas en el manual de usuario del código MCNPX (2008), debido a que se realizó una comparación entre los resultados obtenidos para validar el código HELIOS-2 a partir de MCNPX.

## 2.2 DISEÑO TERMOHIDRÁULICO

El modelo conceptual del reactor HPLWR se basa en el diseño del núcleo en tres etapas, radial y axial, presentado en el capítulo anterior en las Figuras 1.14 y 1.15, respectivamente. El modelo en estudio, considera tres canales cilíndricos orientados verticalmente, divididos en 21 zonas axiales de 20 centímetros cada una, con el objetivo de tener mayor precisión en los resultados, ver Figura 2.5. Cada canal representa las 3 etapas del núcleo. En los canales 1 (Evaporador) y 2 (Supercalentador 1), el refrigerante asciende, mientras que en el canal 2 (Supercalentador 2), el refrigerante desciende.

En el canal 1 se presenta el cambio de fase súbito, ya que es en este canal donde se supera la temperatura crítica ( $373.95\text{ °C} = 647.1\text{ K}$ ) y se presenta la condición pseudocrítica ( $384.9\text{ °C} = 658.05\text{ K}$  a  $25\text{MPa}$  (Pioro y Duffey<sup>39</sup>, 2007)). Debido a estas características, en el Capítulo 4 se observará el impacto que tiene la condición pseudocrítica en los resultados obtenidos.

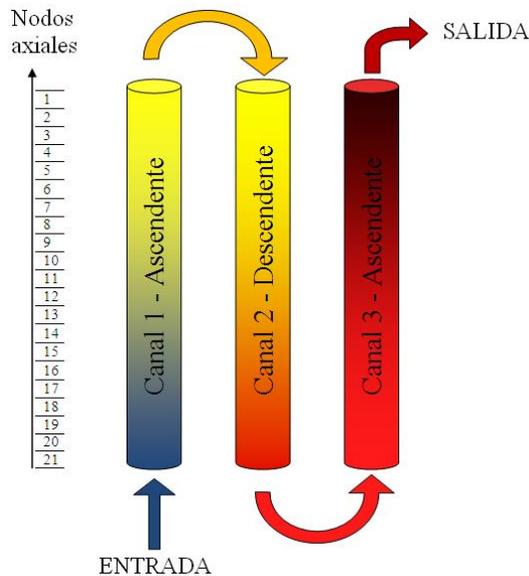


Figura 2.5. Representación axial equivalente del núcleo del reactor HPLWR en tres etapas.

<sup>39</sup> Pioro, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.

### 2.2.1 Metodología de análisis para el núcleo en tres etapas (Termohidráulica)

El modelo termohidráulico es utilizado para describir el comportamiento del refrigerante a través del núcleo del reactor HPLWR en tres etapas. Por cuestiones de modelado, el núcleo es representado por tres canales promedio. Para obtener los parámetros termohidráulicos se plantearon dos ecuaciones de conservación, de masa y de energía, para el fluido unifásico supercrítico. Por otro lado, para determinar el calentamiento del refrigerante se utilizó un modelo de transferencia de calor que será descrito más adelante.

Ya que el reactor utiliza agua supercrítica como refrigerante, a continuación se describen brevemente sus propiedades termodinámicas, utilizadas en el desarrollo del modelo termohidráulico del núcleo en tres etapas del reactor HPLWR.

### 2.2.2 Fenomenología termofísica del agua supercrítica.

La densidad del agua supercrítica es una función que depende fuertemente de la temperatura y de la presión, y puede fácilmente variar en un factor de 5 o más considerando los rangos de temperatura de los reactores SCWR (Baindur<sup>40</sup>, 2008).

Utilizando las tablas internacionales de vapor de Wagner y Kretzschmar<sup>41</sup> (2008) para 25 MPa, se obtuvieron las siguientes gráficas para la densidad ( $\rho$ ), para el calor específico ( $C_p$ ) y para la viscosidad dinámica ( $\mu$ ).

En la Figura 2.6a se observa que el calor específico del agua ( $C_p$ ) tiene un valor pico en una temperatura por encima (pero cercana) de la temperatura crítica y que, a partir de esa temperatura, los valores de  $C_p$  y de la densidad del agua disminuyen drásticamente. La

---

<sup>40</sup> Baindur, Satyen. Materials challenges for the supercritical water-cooled reactor (SCWR), 2008. Bulletin of the Canadian Nuclear Society, Vol. 29 No. 1. pp. 32-38.

<sup>41</sup> Wagner, W. and Kretzschmar, H.-J., 2008. International Steam Tables. Properties of Water and Steam based on the Industrial Formulation IAPWS-IF97, Springer, Second Edition.

condición en la cual el calor específico tiene su valor máximo es llamada condición pseudocrítica (de aproximadamente 80 kJ/kgK a una presión de 25 MPa), al acercarse a la temperatura pseudocrítica (la cual corresponde a la temperatura de ebullición del agua a presión subcrítica), la  $C_p$  comienza a aumentar drásticamente hasta un valor máximo para después decrecer a prácticamente cero. De la Figura 2.6b, se observa que la viscosidad dinámica tiene un comportamiento similar al de la densidad.

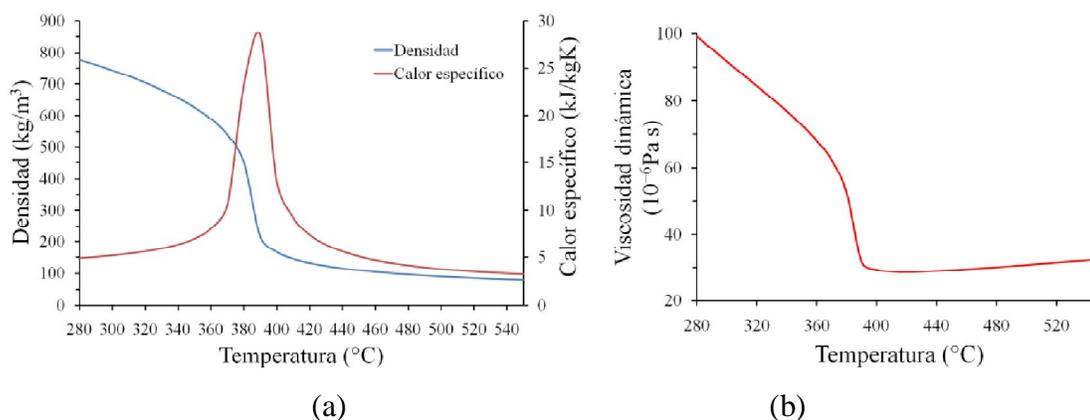


Figura 2.6. Variación de la (a) densidad y del calor específico y (b) viscosidad, respecto a la temperatura para el agua supercrítica a 25 MPa obtenida con las tablas de Wagner y Kretzschmar (2008).

En la Figura 2.7 se observa la línea pseudocrítica (continuación de la línea de saturación pero en estado supercrítico). Las temperaturas pseudocríticas son aquellas que están cerca (pero por encima) de la temperatura crítica para presiones superiores a 22.064 MPa. En la Figura 2.7 también se observa la zona donde operan los núcleos de los reactores BWR, PWR, CANDU-6, SCW CANDU y SCWR. De acuerdo a la línea que representa la zona de operación del SCWR nos percatamos que, alrededor de la temperatura pseudocrítica, el refrigerante presenta grandes cambios en sus propiedades termofísicas y cambia de una alta densidad “estado líquido” a una baja densidad “estado gas”.

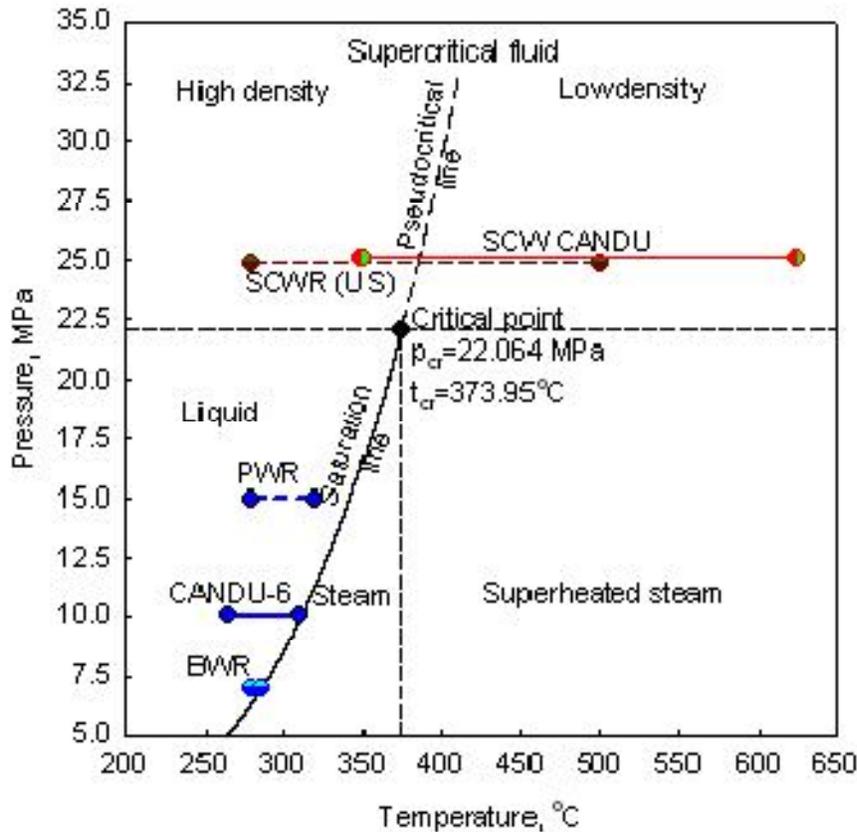


Figura 2.7. Diagrama Presión – Temperatura del agua para condiciones de operación típicas de los reactores SCWR, PWR, BWR y CANDU-6 (Pioro y Duffey<sup>42</sup>, 2007).

Finalmente, a manera de resumen, en la Figura 2.8 se muestran las propiedades termofísicas del agua supercrítica calculadas con los datos publicados de la Asociación Internacional de Propiedades del Agua y del Vapor (IAPWS). De las gráficas de la Figura 2.8 se puede establecer el intervalo aproximado de variación máxima de las propiedades termofísicas, considerando la temperatura pseudocrítica como el centro del intervalo con un rango de  $\pm 25^\circ\text{C}$  a partir de ella. Además, en la Figura 2.8 se presenta la zona de temperaturas de la etapa 1 (Evaporador) del núcleo HPLWR. En dicha etapa se presenta la fuerte variación en las propiedades termofísicas del agua supercrítica. La influencia en esa zona será descrita en los resultados del modelo termohidráulico en el Capítulo 4.

<sup>42</sup> Pioro, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.

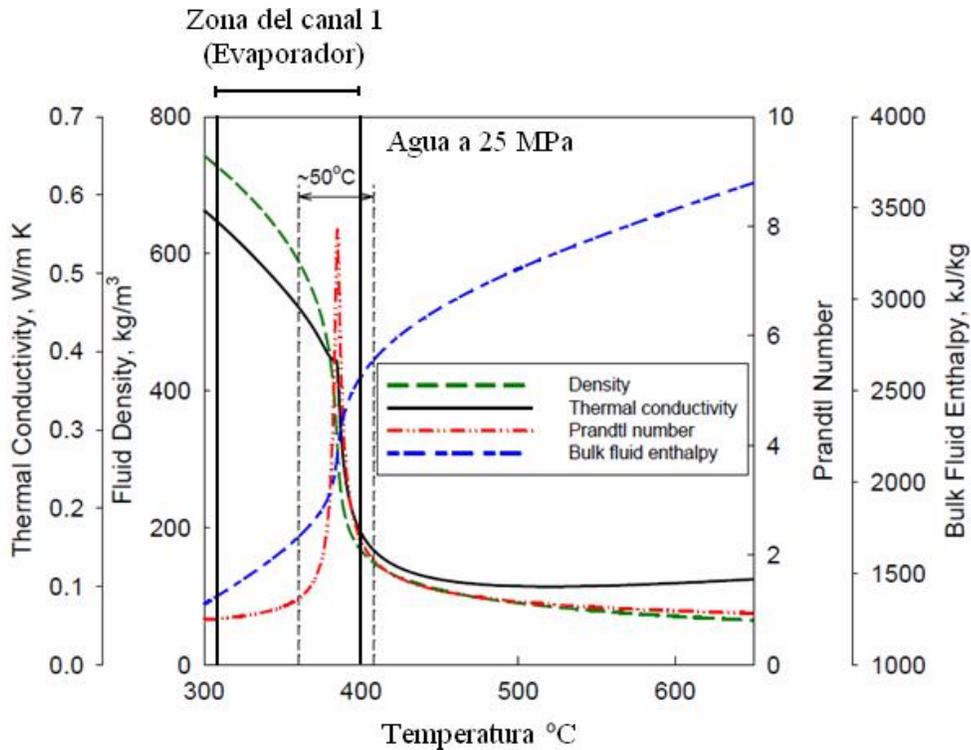


Figura 2.8. Variación de las propiedades termofísicas del agua supercrítica a 25MPa (Piroo y Duffey, 2007).

De acuerdo a Oka<sup>43</sup> et al., (2010), el inusual fenómeno de los fluidos supercríticos ha sido explicado por diversas teorías, las cuales han categorizado el fenómeno en dos tipos: dinámica de fluidos unifásico y bifásico. En teorías basadas en dinámica de fluidos de una sola fase, los comportamientos se atribuyen a un flujo turbulento de una sola fase con un fuerte cambio de propiedades termofísicas por calentamiento (teoría utilizada en el presente estudio). Por otro lado, pseudo ebullición es asumida en teorías basadas en dinámica de fluidos de dos fases. El deterioro de transferencia de calor es explicado por la transición de ebullición pseudo nucleada a pseudo película. En nuestro estudio se asumió la primera teoría, es decir, un flujo turbulento de una sola fase, caracterizado por la ecuación de Dittus–Boelter<sup>44</sup> (1930).

<sup>43</sup> Oka, Y., Koshizuka, S., Ishiwatari, Y., Yamaji, A., 2010. Super light water reactors and super fast reactors. Supercritical pressure. Light water cooled reactors. Springer, New York, NY, USA.

<sup>44</sup> Dittus, F.W., Boelter, L.M., 1930. Heat transfer in automobile radiators of the tubular type. Univ. California Publ. Eng. 2, 443–461.

### 2.2.3 Modelo unidimensional de transferencia de calor del combustible

La simulación del modelo unidimensional de transferencia de calor del combustible del reactor HPLWR se realizó utilizando el modelo numérico de Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez <sup>45</sup>(2008).

El núcleo del HPLWR está compuesto de elementos combustibles cilíndricos que contienen pastillas cerámicas de combustible dentro de tubos metálicos o encamisados. La geometría radial de los elementos combustibles se muestra en la Figura 2.9a. En la figura puede observarse que el gap, es la región que hay entre el combustible y el encamisado, la cual tiene varias milésimas de centímetro de espesor y está rellena de gas inerte. Aunque el espesor del gap es muy pequeño, la baja conductividad térmica del gas causa una considerable caída de temperatura a través de él, ver Figura 2.9b. El espacio del gap es no uniforme y los procesos conductivos de transferencia de calor son muy complejos. El objetivo es calcular la temperatura radial durante transitorios sin el uso de Fourier como ley constitutiva. La temperatura del encamisado es determinada en términos de la temperatura del refrigerante y eventualmente en términos de las condiciones de entrada del mismo, así como del nivel de potencia del reactor.

La formulación de la transferencia de calor se basa en las siguientes suposiciones fundamentales:

- Transferencia de calor radial simétrica axialmente,
- La conducción de calor en la dirección axial es despreciable con respecto a la conducción de calor en la dirección radial,
- La conductividad térmica del combustible es una función de la temperatura radial del combustible,
- La tasa de generación de calor volumétrico en el combustible es uniforme en la dirección radial,

---

<sup>45</sup> Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez, 2009. Fuel rod model based on Non-Fourier heat conduction equation. *Annals of Nuclear Energy* 36: 680-693.

- El espacio del gap es considerado uniforme, y
- El almacenamiento de calor en el gap es despreciable.

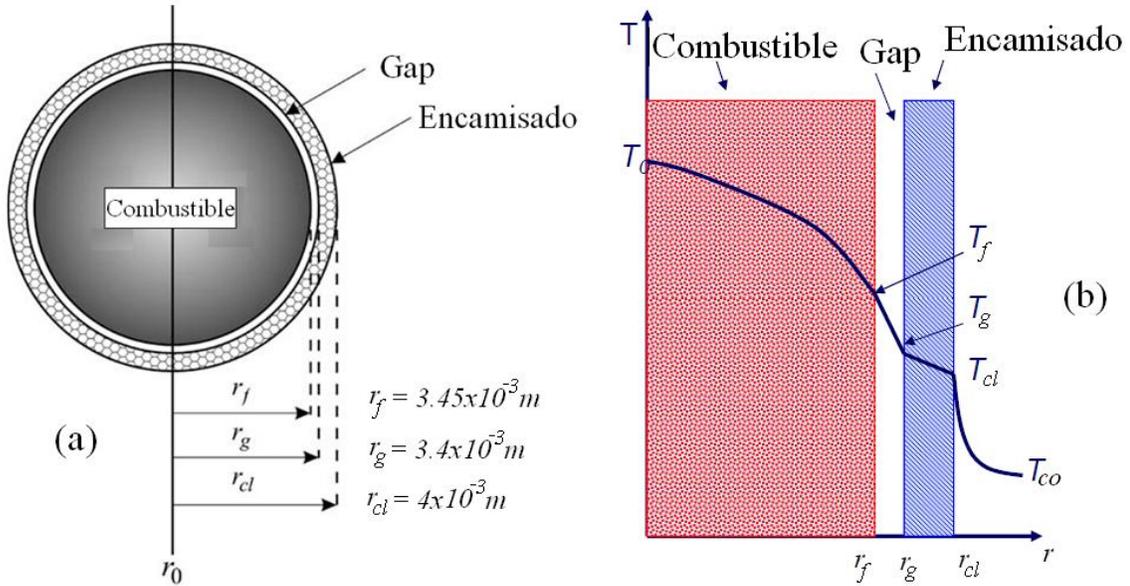


Figura 2.9. (a) Geometría del elemento combustible; (b) caída radial de temperaturas del combustible al refrigerante.

Bajo estas consideraciones, la distribución transitoria de temperaturas en el pin de combustible, y las condiciones iniciales (C.I.) y de frontera (C.F.) están dadas por:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r q_r) + q'''(t), \quad \text{en} \quad r_0 \leq r \leq r_{cl} \quad (2.1)$$

$$\text{C.I.} \quad T(r, 0) = T(r) \quad \text{en} \quad t = 0 \quad (2.2)$$

$$\text{C.F.1} \quad -k \frac{\partial T}{\partial r} = H_{\infty} (T - T_c) \quad \text{en} \quad r = r_{cl} \quad (2.3)$$

$$\text{C.F.2} \quad \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad \text{en} \quad r = r_0 \quad (2.4)$$

En estas ecuaciones,  $q_r = -k(\partial T / \partial r)$  es el flujo de calor en dirección radial (donde  $k$  es la conductividad térmica),  $r$  es la coordenada cilíndrica radial,  $r_0$  es el punto central del

combustible, y  $r_{cl}$  es el radio hasta el encamisado (definido en la Figura 2.9a),  $\rho$  es la densidad,  $C_p$  es el calor específico,  $T_c$  es la temperatura del refrigerante, y  $H_\infty$  es el coeficiente convectivo de transferencia de calor, el cual es presentado más adelante. La distribución de temperatura en la barra de combustible fue obtenida considerando ocho nodos radiales para cada uno de los 21 nodos axiales en que se dividió el núcleo. Se consideraron 5 nodos radiales para el combustible, uno para el gap, uno para el encamisado y uno para la frontera entre el encamisado y el refrigerante. A partir de la nodalización propuesta se tiene la representación de la varilla de combustible mostrada en la Figura 2.10.

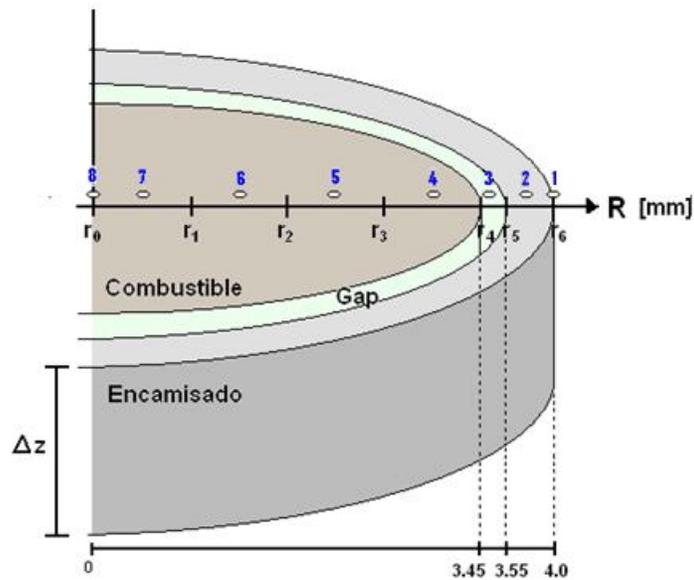


Figura 2.10. Esquema de la nodalización de la varilla de combustible.

En la Tabla 2.1 se muestran los radios de la nodalización propuesta de la varilla de combustible.

Tabla 2.1. Dimensiones de los nodos radiales.

Nodo	Dimensiones ( $\times 10^{-3} \text{ m}$ )
$r_0$	0.0
$r_1$	0.8625
$r_2$	1.7250
$r_3$	2.5875
$r_4$	3.45
$r_5$	3.55
$r_6$	4.0

De la ecuación (2.1), el término fuente de calor para cada nodo axial es dado por:

$$q'''(t) = \frac{P(t)}{V_f} \quad (2.5)$$

donde  $P$  es la potencia del reactor, y  $V_f$  es el volumen del combustible. La potencia térmica del reactor es 2100 MW y el volumen total de 8.8199 m<sup>3</sup> ( $V_f = 56160\pi r_f^2 L_n$ )<sup>46</sup>. El volumen de una barra de combustible es  $1.5705 \times 10^{-4}$  m<sup>3</sup> ( $\pi r_f^2 L_n$ ).

La fuente de calor dependiente del tiempo se obtiene de la ecuación (2.6).

$$\frac{dq'''}{dt} = \frac{1}{V_f} \frac{dP}{dt} \quad (2.6)$$

donde la potencia del reactor está dada por (Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez (2009)<sup>47</sup>:

$$P(t, z) = n(t)F(z)P_0 \quad (2.7)$$

$F(z)$  es el factor de potencia axial normalizado dado en la Figura 2.11,  $P_0$  es la potencia nominal y  $n(t)$  es el flujo de neutrones normalizado, el cual es calculado del modelo puntual de cinética neutrónica que será descrito en el Capítulo 5 donde se desarrollará el acoplamiento neutrónico-termohidráulico realizado en el presente trabajo.

---

<sup>46</sup>  $56160 = (156 \text{ arreglos de combustible}) \cdot (9 \text{ ensambles}) \cdot (40 \text{ barras de combustible por ensamble})$

<sup>47</sup> Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez, 2009. Fuel rod model based on Non-Fourier heat conduction equation. Annals of Nuclear Energy 36: 680-693.

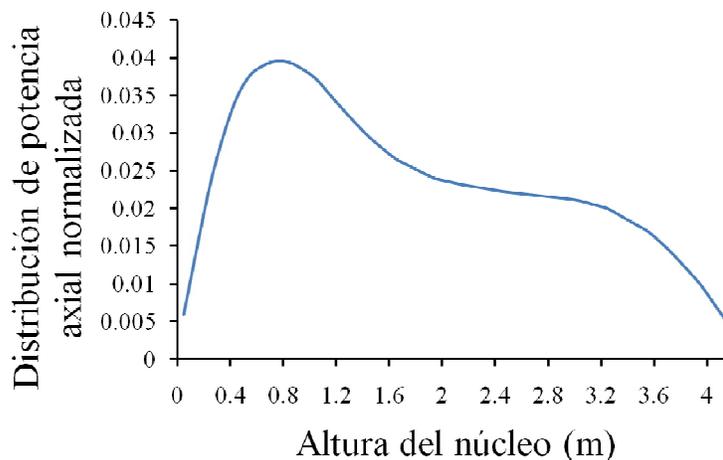


Figura 2.11. Distribución de potencia axial normalizada utilizada en el análisis (Reiss<sup>48</sup> et al., 2008).

Por otro lado, de acuerdo a Reiss<sup>49</sup> et al. (2010), al considerar un reactor SCWR de una sola etapa y al modificar el enriquecimiento del combustible axialmente (para alcanzar la distribución de potencia axial deseada) agregando extra moderación con barras de hidruro de circonio en pines estratégicos del ensamble en las zonas donde el agua supercrítica tenga menores densidades, se propone un nuevo diseño de SCWR, llamado SCWR simplificado (por sus siglas en inglés, SSCWR). Para el SSCWR, la distribución de potencia axial para diferentes enriquecimientos del combustible se muestra en la Figura 2.12. En dicha figura se observa una caída en la potencia axial a un metro de altura, esto debido a la condición pseudocrítica que presenta el fluido refrigerante en esa zona.

<sup>48</sup> Reiss, T., Fehér, S., Czifrus, Sz., 2008. Coupled neutronics and thermohydraulics calculations with burn-up for HPLWRs. *Progress in Nuclear Energy* 50. Pp. 52-61.

<sup>49</sup> Reiss, T., Csom, Gy., Fehér, S., Czifrus, Sz., 2010. The Simplified Supercritical Water-Cooled Reactor (SSCWR), a new SCWR design. *Progress in Nuclear Energy* 52. Pp. 177-189.

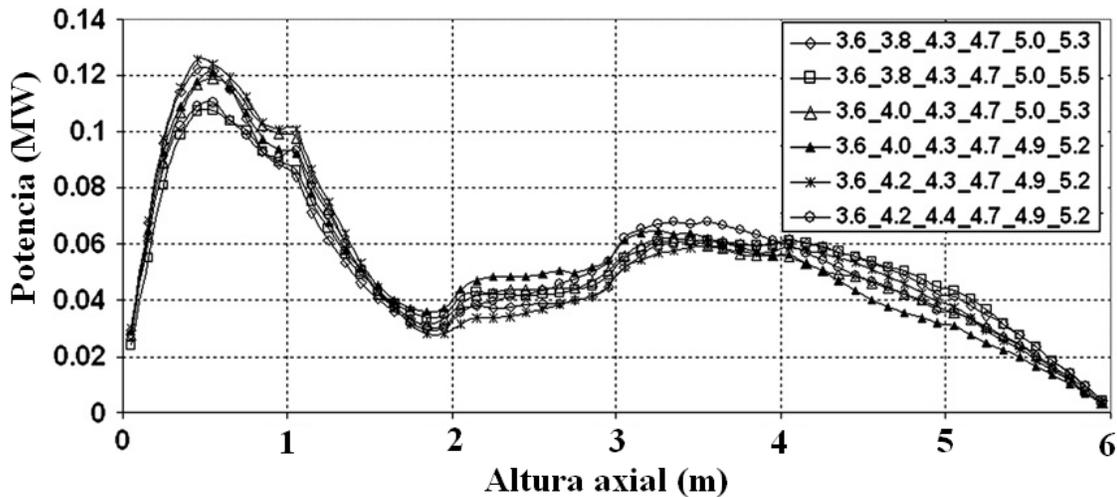


Figura 2.12. Distribución de potencia axial para diferentes enriquecimientos de combustible de un reactor SSCWR (Reiss<sup>17</sup> et al., 2010).

Cabe aclarar, que en nuestro diseño se utilizó la distribución de potencia axial de la Figura 2.11 como primera aproximación, para simular los efectos termohidráulicos del núcleo del reactor en tres etapas del SCWR. Para un estudio posterior se considerarán los perfiles de potencia axial presentes en la Figura 2.12.

### 2.2.3.1 Solución Numérica

En la presente solución, el elemento combustible es representado por una red central unidimensional de nodos que consta de un número variable de elementos radiales en cada posición axial. De acuerdo a Espinosa Paredes y Espinoza Martínez (2009), las ecuaciones diferenciales descritas anteriormente son transformadas en ecuaciones discretas mediante la técnica de formulación de volumen de control en forma implícita.

Aplicando la formulación del volumen de control podemos escribir las ecuaciones para cada región (combustible, gap y encamisado) como simples ecuaciones algebraicas para la nodalización en la dirección radial.

$$a_j T_j^{t+\Delta t} = b_j T_{j+1}^{t+\Delta t} + c_j T_{j-1}^{t+\Delta t} + d_j \quad \text{for} \quad j = 1, 2, 3, \dots, M \quad (2.8)$$

donde los puntos en la nodalización son numerados 1,2,3,...,M, mostrados en la Figura 2.13 denotan las fronteras entre nodos. La temperatura  $T_j^{t+\Delta t}$  es relacionada con las temperaturas vecinas  $T_{j+1}^{t+\Delta t}$ , y los coeficientes  $a_j$ ,  $b_j$ ,  $c_j$  y  $d_j$  son computados en el tiempo  $t$ .

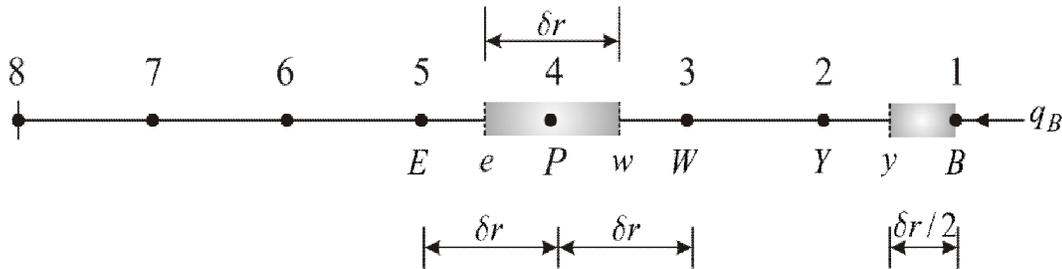


Figura 2.13. Nodalización utilizada en la mitad del volumen de control y la frontera próxima (Espinosa-Paredes y Espinoza-Martínez, 2009).

Cuando estas ecuaciones son expresadas en forma matricial, la matriz de coeficientes es tridiagonal. El procedimiento de solución del sistema tridiagonal es el algoritmo de Thomas (Patankar<sup>50</sup>, 1984), que es el algoritmo más eficiente para este tipo de matrices.

Los coeficientes  $a_j$ ,  $b_j$ ,  $c_j$ , dependen de parámetros geométricos y propiedades termofísicas (conductividad térmica, densidad y calor específico), los cuales son función de  $T_j^{t+\Delta t}$ , por lo que al menos una iteración es necesaria. La solución del algoritmo y el cálculo de los coeficientes  $a_j$ ,  $b_j$ ,  $c_j$  y  $d_j$  se presentan en el apéndice A.

Cabe aclarar que la interacción del modelo termohidráulico con el modelo de cinética de neutrones se da a través de la evaluación de la temperatura promedio del combustible  $\langle T_f \rangle$  y de la tasa de generación de calor volumétrico  $q'''$ . La interacción con la termohidráulica

<sup>50</sup> Patankar, S.V., 1980. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. McGraw Hill, New York.

nuclear es a través de la evaluación de la temperatura del refrigerante y el coeficiente de transferencia de calor. El acoplamiento de ambos modelos se explicará con mayor detalle en el Capítulo 5. La temperatura promedio del combustible será calculada como sigue:

$$\langle T_f \rangle = \frac{1}{V_f} \int_{V_f} T_f dV \quad (2.9)$$

#### 2.2.4 Coeficiente convectivo de transferencia de calor

El comportamiento termohidráulico, especialmente las características de transferencia de calor del agua supercrítica, difiere fuertemente de las condiciones del estado subcrítico, debido a la rápida variación de las propiedades termofísicas en la vecindad de la línea pseudocrítica, ver Figura 2.7.

El reactor HPLWR, al operar en condiciones supercríticas, no presenta ebullición. Sin embargo, bajo condiciones de alto flujo de calor y baja razón de flujo másico, en los puntos pseudocríticos se presenta un fenómeno conocido como “deterioro de transferencia de calor (DTC)”. Este fenómeno es similar (aunque difiere ligeramente) a la crisis de ebullición presente a presiones subcríticas. En la temperatura pseudocrítica, el coeficiente de transferencia de calor local llegará a su máximo (valor pico) y después decrecerá rápidamente. El deterioro de transferencia de calor es causado por cambios locales en las propiedades físicas cerca de la pared calentada. La reducción súbita en el coeficiente de transferencia de calor provoca mayores temperaturas locales en la pared.

Por lo tanto, uno de los principales retos es evitar la presencia excesiva de lugares calientes en la temperatura del refrigerante local y en consecuencia, la temperatura del encamisado local (Cheng<sup>51</sup> et al., 2003). Además, el incremento en la temperatura de pared bajo la condición de DTC es mucho más suave comparada con el comportamiento presente debido a

---

<sup>51</sup> Cheng, X., Schulenberg, T., Bittermann, D., Rau, P., 2003. Design analysis of core assemblies for supercritical pressure conditions. Nuclear Engineering and Design 223, Pp. 279-294.

la crisis de ebullición, en la cual, se presenta un incremento más sostenido en la temperatura de las paredes. El DTC puede ocurrir durante el arranque de la planta o en transiciones anormales del Reactor HPLWR.

Correlaciones del coeficiente de transferencia de calor (para tubos circulares verticales con flujo ascendente) y criterios de deterioro han sido desarrollados en base a experimentos. Estas correlaciones y criterios han sido utilizados, por ejemplo, en el diseño de plantas de potencia supercríticas utilizando combustibles fósiles. Sin embargo, las correlaciones obtenidas se basaron principalmente en experimentos donde las condiciones del flujo son diferentes a las utilizadas en esas plantas (Cheng et al., 2003).

Por tratarse de una gran incógnita clave para las modelaciones termohidráulicas, la función de transferencia de calor de los reactores de agua supercrítica es tema de investigación del OIEA y otros centros de investigación. En la Tabla 2.2 se muestran diversas correlaciones del coeficiente de transferencia de calor para tres sub-regiones supercríticas.

De acuerdo a los resultados de la Tabla 2.2, se observa que la mejor correlación para obtener el coeficiente de transferencia de calor en un fluido supercrítico es la correlación de Mokry<sup>52</sup> et al. (2009), la cual se basa en las propiedades termofísicas más recientes (NIST – National Institute of Standards and Technology USA, 2007) para el rango de operación de los SCWRs.

$$Nu_b = 0.0061 Re_b^{0.904} Pr_b^{-0.684} \left( \frac{\rho_w}{\rho_b} \right)^{0.564} \quad (2.10)$$

---

<sup>52</sup> Mokry, S., Farah, A., King, K., Gupta, S., Pioro, I. and Kirillov, P., 2009. Development of Supercritical Water Heat-Transfer Correlation for Vertical Bare Tubes, Proceedings of the Nuclear Energy for New Europe 2009 International Conference, Bled, Slovenia, 2009 September 14 – 17, Paper #210, 13 pages.

Tabla 2.2. Total ponderado de error promedio y del error cuadrático medio en las correlaciones del coeficiente de transferencia de calor en tres sub-regiones supercríticas (Zahlan<sup>53</sup> et al., 2010).

Correlación	Región Líquido		Región Gas		Región crítica-Pseudocrítica	
	e.p., %	rms, %	e.p., %	rms, %	e.p., %	rms, %
Bishop et al. (1965)	6.3	24.2	5.2	18.4	20.9	28.9
Swenson et al. (1965)	1.5	25.2	-15.9	20.4	5.1	23.0
Mokry et al. (2009)	-3.9	<b>21.3</b>	-8.5	<b>16.5</b>	<b>-2.3</b>	<b>17.0</b>
Krasnochekov et al. (1967)	15.2	33.7	-33.6	35.8	25.2	61.6
Watts and Chou (1982), Normal	4.0	25.0	-9.7	20.8	5.5	24.0
Watts and Chou (1982), Deteriorated	5.5	23.1	5.7	22.2	16.5	28.4
Griem (1996)	1.7	23.2	4.1	22.8	2.7	31.1
Jackson (2002)	13.5	30.1	11.5	28.7	22.0	40.6
Kuang et al. (2008)	-6.6	23.7	<b>2.9</b>	19.2	-9.0	24.1
Cheng et al. (2009)	<b>1.3</b>	25.6	<b>2.9</b>	28.8	14.9	90.6
Dittus and Boelter (1930)	32.5	46.7	87.7	131.0	-	-
Gnielinski (1976)	42.5	57.6	106.3	153.3	-	-
Sieder and Tate (1936)	20.8	37.3	93.2	133.6	-	-
Hadaller and Banerjee (1969)	7.6	30.5	10.7	20.5	-	-

NOTA: rms (root mean square – error cuadrático medio); e.p. (error promedio).

A pesar de lo presentado en la Tabla 2.2 y en la ecuación (2.10), en nuestro caso se consideró, como primera aproximación la correlación de Dittus-Boelter (1930) para obtener el comportamiento termohidráulico en tres etapas del núcleo del HPLWR, ya que, en la mayoría de los casos, dicha correlación es la base para modificar las correlaciones del coeficiente de transferencia de calor en condiciones supercríticas. Como trabajo posterior al presente en esta tesis, se realizarán las pruebas termohidráulicas y acopladas al modelo

<sup>53</sup> Zahlan, H., Groeneveld, D., & Tavoularis, S. (April 25-28, 2010). Look-Up Table for Trans-Critical Heat Transfer. The 2nd Canada-China Joint Workshop on Supercritical Water-Cooled Reactors (CCSC-2010). Toronto, Ontario, Canada: Canadian Nuclear Society.

neutrónico considerando la correlación de Mokry et al. (2009) y algunas más de las mostradas en la Tabla 2.2.

Como se mencionó, el coeficiente convectivo de transferencia de calor se calculó mediante la correlación de Dittus-Boelter (1930):

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (2.11)$$

donde  $Nu$  ( $= H_{\infty} D_e / k$ ,  $k$  es la conductividad térmica y  $D_e$  es el diámetro hidráulico equivalente), es el número de Nusselt,  $Re$  ( $= GD_h / \mu$ ;  $G$  es el flujo másico por unidad de área,  $\mu$  es la viscosidad) es el número de Reynolds, y  $Pr$  ( $= Cp\mu / k$ ;  $Cp$  es el calor específico) es el número de Prandtl considerado también, como propiedad termodinámica. La interacción del coeficiente convectivo de transferencia de calor (HTC por sus siglas en inglés) con el modelo de transferencia del combustible se realiza a través de la evaluación de la temperatura del encamisado (clad)  $T|_{r=r_{cl}}$  (Figura 2.9a). El coeficiente HTC ( $H_{\infty}$ ) es utilizado en la condición de frontera de la Ecuación (2.3), el cual representa la transferencia de calor de la pared al refrigerante (ver ecuación 2.14).

Cabe destacar que para flujo turbulento, el coeficiente de calor específico muestra un fuerte cambio cuando la temperatura se aproxima al valor pseudocrítico. Entre más se acerque la presión al punto crítico, más alto será el pico en la gráfica del coeficiente de transferencia de calor, es decir, el valor pico del coeficiente de transferencia de calor disminuye cuando se incrementa la presión. Sin embargo, debemos tener presente que el coeficiente de transferencia de calor real se desvía de la ecuación Dittus-Boelter, especialmente cerca de la condición pseudocrítica, lo cual ha sido reportado por Petuhkov<sup>54</sup> en 1970. A flujos de calor bajos, el coeficiente de transferencia de calor es más alto que el valor predicho por la ecuación Dittus-Boelter. A grandes flujos de calor, el coeficiente de transferencia de calor es más bajo que el calculado por la ecuación Dittus-Boelter.

<sup>54</sup> Petuhkov, B.S., 1970. Heat transfer and friction in turbulent pipe flow. Adv. Heat Transfer 6, 511–564.

Si bien es cierto que con la correlación de Dittus-Boelter existe un pico, en el coeficiente de transferencia de calor, cuando los valores de temperatura se aproximan a la condición pseudocrítica, en diversas correlaciones investigadas para el fluido supercrítico se presenta el mismo comportamiento, aunque para valores pico menores (ver Figura 2.14). Por esa razón, en el presente trabajo utilizaremos, como primera aproximación a la simulación de los reactores HPLWR, la correlación de Dittus-Boelter, que es una correlación ampliamente utilizada en la simulación de reactores de agua ligera.

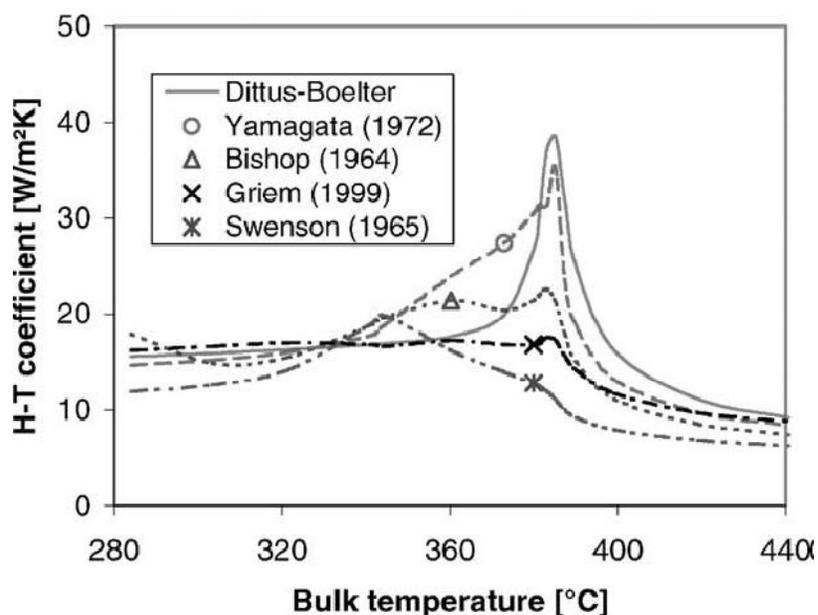


Figura 2.14. Coeficiente de transferencia de calor correspondiente a diversas correlaciones ( $P=25\text{MPa}$ ,  $G=1000\text{ kg/m}^2\text{s}$  y  $q=10^6\text{ W/m}^2$ ), (Cheng y Schulenberg<sup>55</sup>, 2001).

### 2.2.5 Modelo termohidráulico unidimensional

En las ecuaciones básicas para describir el comportamiento termohidráulico en los tres canales representativos de cada etapa del reactor HPLWR, se asume al fluido supercrítico como incompresible y unifásico (debido a que en condiciones supercríticas no existe cambio de fase en el proceso de calentamiento). Se considera que el flujo másico presente en el

<sup>55</sup> Cheng, X., Schulenberg, T., 2001. Heat transfer at supercritical pressures - Literature review and application to an HPLWR. Scientific report FZKA 6609, Forschungszentrum Karlsruhe, May 2001.

volumen de control es igual al flujo másico que entra menos el flujo másico que sale (ecuación de conservación de masa:  $dm/dt = w_e - w_s$ ).

Bajo las consideraciones mencionadas, la ecuación de energía<sup>56</sup> en estado estacionario está dada por:

$$G \frac{\partial h}{\partial z} = \frac{q'' P_H}{A_f} + \frac{G}{\rho} \left( \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{fG^2}{2D_h \rho} \right) \quad (2.12)$$

donde  $h$  es la entalpia,  $f$  es el factor de fricción,  $P_H$  es el perímetro calentado,  $A_f$  es el área de flujo. El segundo término del lado derecho de la ecuación 2.12 se considera despreciable con referencia al primer término, por lo tanto, en términos de la temperatura tenemos

$$GC_p \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{q'' P_H}{A_f} \quad (2.13)$$

donde,  $G$  es el flujo másico por unidad de área y  $C_p$  es el calor específico; siendo la transferencia de calor de la pared al refrigerante la que se obtiene mediante la ley de Newton del refrigerante:

$$q'' = H_\infty (T - T_\infty) \quad (2.14)$$

La temperatura en cada nodo de cada canal se obtiene numéricamente como:

$$T_{j+1} = T_j + \left( \frac{dT}{dz} \right)_j \ell \quad (2.15)$$

donde  $\ell$  es la longitud del nodo y  $j$  es el número de nodo. El reactor se dividió en 21 nodos axiales de 20 cm cada uno dando un total de 4.2 m (altura activa del núcleo del reactor).

<sup>56</sup> En la ecuación de Energía, se desprecian los efectos de energía cinética y potencial. También se desprecia el término correspondiente a la transferencia de trabajo.

### 2.2.6 Parámetros geométricos para el análisis termohidráulico

En el cálculo termohidráulico existen dos parámetros geométricos muy importantes que definen el canal de refrigeración, éstos son el perímetro calentado y el área de flujo del refrigerante. El primero define la superficie de transmisión de calor entre la barra combustible y el refrigerante, y el segundo, forma parte de la ecuación de conservación de la energía.

Para comprender y predecir el comportamiento termohidráulico, se realizó un colapsamiento geométrico para el cálculo de las propiedades termohidráulicas del fluido. Estas propiedades del fluido son evaluadas en el centro de cada canal del núcleo, y se asume que el flujo se distribuye uniformemente a través de cada uno de ellos. Para el caso del núcleo del HPLWR en tres etapas, el ensamble combustible puede definirse mediante una celda hidráulica unitaria repetitiva, la cual se muestra en la Figura 2.15.

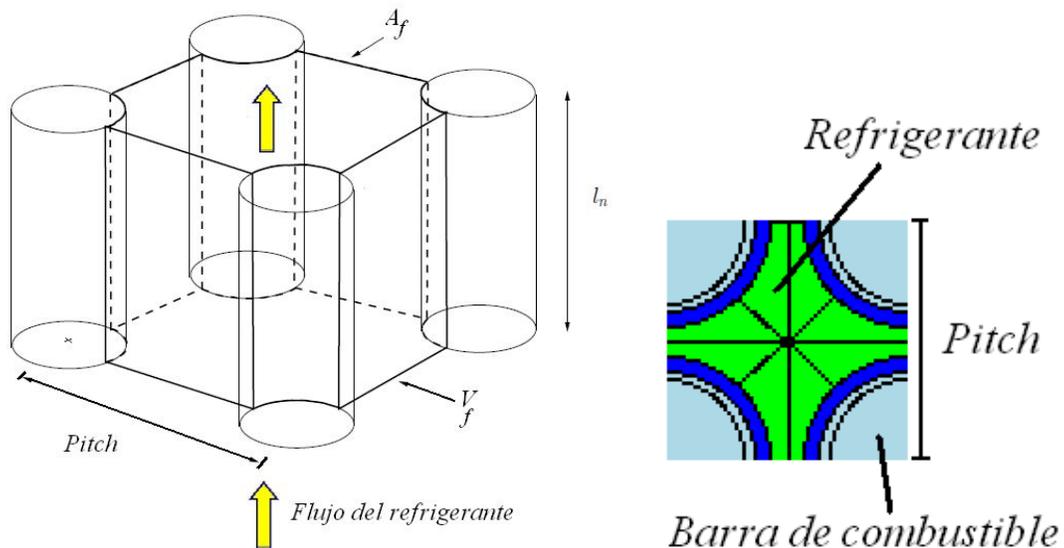


Figura 2.15. Celda hidráulica unitaria.

Tomando en cuenta las complicaciones presentes en el diseño combustible de 7x7 con caja de moderador al centro. En el diseño estudiado se consideraron las 40 barras de combustible por ensamble y el flujo refrigerante alrededor de ellas. Para obtener el flujo másico

correspondiente a la celda hidráulica unitaria, se considera sólo el flujo del refrigerante omitiendo el espacio de la caja de agua por donde fluye el moderador, ver Figura 2.16. Los parámetros geométricos de dicho ensamble se muestran en la Tabla 1.1 del capítulo anterior.

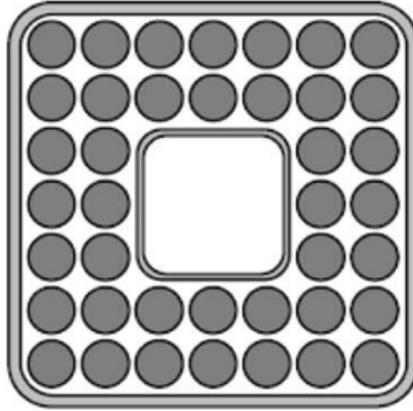


Figura 2.16. Arreglo equivalente considerado para el diseño termohidráulico.

Considerando el refrigerante centrado en la celda hidráulica unitaria (chu), o sub-canal, mostrada en la Figura 2.15, es posible obtener el área de flujo, el diámetro hidráulico, el perímetro calentado y el área de transferencia de calor. A continuación se presentan las relaciones utilizadas para calcular dichos parámetros.

La relación de área de flujo ( $A_f$ ) está dada por:

$$A_f = P^2 - \left(\frac{\pi}{4}\right) D_{c_{ex}}^2 \quad (2.16)$$

donde  $P$  es el pitch y  $D_{c_{ex}}$  es el diámetro exterior del encamisado.

La relación del diámetro hidráulico ( $D_h$ ) está dada por:

$$D_h = \frac{4A_f}{\pi D_{c_{ex}}} \quad (2.17)$$

Los valores del denominador  $\pi Dc_{ex}$  representan el perímetro mojado o perímetro calentado ( $P_H$ ):

$$P_H = \pi Dc_{ex} = 8\pi \quad (2.18)$$

El volumen de agua ( $V_a$ ) se obtiene mediante la siguiente ecuación:

$$V_a = A_f L_n \quad (2.19)$$

donde  $L_n$  es la longitud del nodo (0.2 m).

De acuerdo al ensamble equivalente mostrado en la Figura 2.19 tenemos un arreglo de 7x7 barras de combustible. Por lo tanto, para obtener el diámetro hidráulico total de cada ensamble se multiplica el diámetro hidráulico ( $D_h$ ) por el número de barras de combustible activas, es decir,

$$D_H = (D_h)(barras\ activas) = (D_h)(40) \quad (2.20)$$

El diámetro hidráulico ( $D_H$ ) 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.

Finalmente, el área de transferencia de calor ( $A_{TC}$ ) se obtiene por medio de la siguiente ecuación:

$$A_{TC} = P_H L_n \quad (2.21)$$

Los resultados obtenidos de los parámetros anteriores se presentan en la Tabla 2.3.

Tabla 2.3. Parámetros geométricos de la celda hidráulica unitaria y del ensamble equivalente.

Símbolo	Descripción	Valor
$A_f$	Área de flujo	$3.43745 \times 10^{-5} \text{ (m}^2\text{)}$
$D_h$	Diámetro hidráulico	$5.4708 \times 10^{-3} \text{ (m)}$
$D_H$	Diámetro hidráulico total del ensamble	$0.218832 \text{ (m)}$
$V_a$	Volumen de agua	$6.87490 \times 10^{-6} \text{ (m}^3\text{)}$
$P_H$	Perímetro calentado	$2.51327 \times 10^{-2} \text{ (m)}$
$A_{TC}$	Área de transferencia de calor	$5.02654 \times 10^{-3} \text{ (m}^2\text{)}$

El flujo másico correspondiente a la celda hidráulica unitaria ( $W_{chu}$ ), se calcula dividiendo el flujo másico total de entrada entre los 156 arreglos de 3x3 ensambles de combustibles (9 ensambles) y entre las 40 celdas hidráulicas presentes dentro de cada ensamble (56160 barras de combustible en el núcleo).

$$W_{chu} = \frac{W_{ent}}{(\text{arreglos})(\text{ensambles})(\text{celdas})} \quad (2.22)$$

Para calcular el flujo másico por unidad de área, tenemos:

$$G_{chu} = \frac{W_{chu}}{A_{chu}} \quad (2.23)$$

### 2.2.7 Condiciones nominales de operación

En la Tabla 2.4 se presentan los principales parámetros considerados para simular el núcleo en tres etapas.

Tabla 2.4. Parámetros principales del núcleo del reactor en tres etapas (Schulenberg et al., 2007<sup>57</sup>).

<i>Parámetro del reactor</i>	<i>Valor de referencia</i>
Potencia térmica	2100 MWt
Eficiencia	44%
Presión	25 MPa
Temperatura de entrada al núcleo	280 °C
Temperatura de salida del núcleo	>500 °C
Flujo másico de entrada	1200 kg/s
Combustible	UO <sub>2</sub>
Encamisado	Acero inoxidable
Temperatura máxima del encamisado	620 °C
Barras de combustible en el núcleo	56160

En el siguiente capítulo se presentarán y analizarán los resultados del modelo neutrónico y en el Capítulo 4 se discutirán los resultados del modelo termohidráulico.

### **Bibliografía**

Baindur, Satyen. Materials challenges for the supercritical water-cooled reactor (SCWR), 2008. Bulletin of the Canadian Nuclear Society, Vol. 29 No. 1. pp. 32-38.

Cheng, X., Schulenberg, T., Bittermann, D., Rau, P., 2003. Design analysis of core assemblies for supercritical pressure conditions. Nuclear Engineering and Design 223, Pp. 279-294.

Cheng, X., Schulenberg, T., 2001. Heat transfer at supercritical pressures - Literature review and application to an HPLWR. Scientific report FZKA 6609, Forschungszentrum Karlsruhe, May 2001.

<sup>57</sup> Schulenberg, T., Starflinger, J., 2007. Core design concepts for high performance light water reactors. Nuclear Engineering and Technology 39: 249-256.

Dittus, F.W., Boelter, L.M., 1930. Heat transfer in automobile radiators of the tubular type. Univ. California Publ. Eng. 2, 443–461.

Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez, 2009. Fuel rod model based on Non-Fourier heat conduction equation. Annals of Nuclear Energy 36: 680-693.

Harmon, II, Ch.D., Busch, R.D., Briesmeister, J.F., Foster, R.A., 1994. Criticality Calculations with MCNP. A Primer. Los Alamos National Laboratory, LA, 12827- M.

HELIOS-2 lattice physics code, 2010. Studsvik Scanpower. Inc.

Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

Mokry, S., Farah, A., King, K., Gupta, S., Pioro, I. and Kirillov, P., 2009. Development of Supercritical Water Heat-Transfer Correlation for Vertical Bare Tubes, Proceedings of the Nuclear Energy for New Europe 2009 International Conference, Bled, Slovenia, 2009 September 14 – 17, Paper #210, 13 pages.

Oka, Y., Koshizuka, S., Ishiwatari, Y., Yamaji, A., 2010. Super light water reactors and super fast reactors. Supercritical pressure. Light water cooled reactors. Springer, New York, NY, USA.

Patankar, S.V., 1980. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. McGraw Hill, New York.

Petuhkov, B.S., 1970. Heat transfer and friction in turbulent pipe flow. Adv. Heat Transfer 6, 511–564.

Pioro, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.

Reiss, T., Fehér, S., Czifrus, Sz., 2008. Coupled neutronics and thermohdraulics calculations with burn-up for HPLWRs. *Progress in Nuclear Energy* 50. Pp. 52-61.

Reiss, T., Csom, Gy., Fehér, S., Czifrus, Sz., 2010. The Simplified Supercritical Water-Cooled Reactor (SSCWR), a new SCWR design. *Progress in Nuclear Energy* 52. Pp. 177-189.

Rhodes, Joel, Edenius, Malte, 2004. CASMO-4. A FUEL ASSEMBLY BURNUP PROGRAM. User's Manual. Studsvik Scandpower, Inc.

Schulenberg, T., Starflinger, J., 2007. Core design concepts for high performance light water reactors. *Nuclear Engineering and Technology* 39: 249-256.

SCANDPOWER, 1992. User manual for ORION.

Wagner, W. and Kretschmar, H.-J., 2008. *International Steam Tables. Properties of Water and Steam based on the Industrial Formulation IAPWS-IF97*, Springer, Second Edition.

Wemple, C.A., Gheorghiu H-N.M., Stamm'ler, R.J.J, Villarino, E.A., 2008. Recent advances in the HELIOS-2 lattice physics code, in *Proceedings of the International Conference on Reactor Physics, Nuclear Power: A Sustainable Resource* Casino-Kursaal Conference Center, Interlaken, Switzerland.

Zahlan, H., Groeneveld, D., & Tavoularis, S. (April 25-28, 2010). Look-Up Table for Trans-Critical Heat Transfer. *The 2nd Canada-China Joint Workshop on Supercritical Water-Cooled Reactors (CCSC-2010)*. Toronto, Ontario, Canada: Canadian Nuclear Society.

# CAPÍTULO 3

## ANÁLISIS DEL MODELO NEUTRÓNICO

---

El ensamble seleccionado, con las características mencionadas en el capítulo anterior, contiene 40 barras de combustible (arreglo de 7x7), las cuales están distribuidas dentro de una caja de 67.2 mm de longitud exterior; ver Figura 2.2. Al centro de la caja del ensamble se tiene una caja llamada del moderador, ya que a través de ella fluye el líquido moderador hacia abajo.

Para evaluar el comportamiento neutrónico del ensamble combustible del reactor HPLWR seleccionado, se utilizaron los códigos neutrónicos MCNPX y HELIOS-2. Se eligió el código HELIOS-2 por su confiabilidad, por la velocidad en sus simulaciones y porque con este código se puede modelar cualquier clase de geometría y no tiene límites de presión y de temperatura que impidan que el diseño del HPLWR pueda ser simulado exitosamente, al menos en su rango de operación. Además, porque resulta ser una opción innovadora en la investigación realizada de este reactor a nivel mundial.

Para asegurar que el código HELIOS-2 es capaz de simular el comportamiento neutrónico de los reactores enfriados con agua supercrítica, sus resultados se compararon con los obtenidos mediante el código MCNPX. Se seleccionó MCNPX como código de referencia, debido a que este último ha sido utilizado ampliamente en la investigación, en varios países, para

simular el ensamble combustible de estos reactores. La validación del código HELIOS-2 será descrita más adelante. Para nuestro estudio se consideró circonio natural<sup>58</sup> para el material estructural de la caja del ensamble, de la caja del moderador y del encamisado de las barras de combustible.

En el análisis neutrónico se consideraron dos diseños de ensambles combustibles, ambos basados en el propuesto por Hofmeister<sup>59</sup> et al. (2007) y utilizados para la validación del código HELIOS-2.

El primer caso que se estudió corresponde a la simulación del ensamble propuesto por Hofmeister et al. (2007), donde las barras tienen un enriquecimiento de combustible de 5% excepto en las barras de las esquinas, las cuales tienen sólo el 4% de enriquecimiento, para aplanar la generación de potencia, dada la relativamente más alta moderación en esas barras. Ver Figura 2.2. En el segundo caso estudiado de cuatro barras combustibles que contienen gadolinia ( $Gd_2O_3$ ) como veneno consumible y se consideraron tres diferentes concentraciones en la mezcla de combustible. En la Tabla 3.1 se presentan los materiales considerados en nuestro análisis.

Tabla 3.1. Materiales del ensamble HPLWR en estudio.

Características del ensamble	Valor	Unidades
Combustible	UO <sub>2</sub>	(-)
Enriquecimiento	4 y 5	%
Densidad	10.15	g/cm <sup>3</sup>
Material estructural del encamisado	circonio	(-)
Densidad	6.55	g/cm <sup>3</sup>
Veneno consumible	Gd <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	(-)
Concentración	4, 5 y 6	%

<sup>58</sup> Se utilizó circonio natural debido a la limitación de contar con los isótopos (y los porcentajes de cada uno) que conforman el acero inoxidable (material aún en investigación y desarrollo) de estos reactores. Además, se seleccionó circonio natural (definido claramente en ambos códigos) con el objetivo de validar al código HELIOS-2 al comparar los resultados obtenidos de la simulación con MCNPX y HELIOS-2 del ensamble combustible bajo los mismos parámetros y características geométricas.

<sup>59</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

De acuerdo a las densidades presentes en las zonas axiales consideradas, ver Tabla 1.2 y Tabla 3.3, nos percatamos que la densidad del agua moderador prácticamente no cambia, de la región superior a la inferior, la densidad del moderador varía entre 0.73 y 0.60 g/cm<sup>3</sup>. En contraste, se presenta una fuerte variación de densidad del agua que actúa como fluido refrigerante al ascender a través del núcleo; la densidad varía de 0.09 a 0.74 g/cm<sup>3</sup>, desde la zona inferior a la superior. Por esta razón, se decidió considerar la importancia que tiene la densidad del refrigerante, en cinco diferentes zonas axiales, en los valores del factor de multiplicación de neutrones infinito ( $k_{\infty}$ ) y en los picos de potencia máximos (PPF<sub>máx</sub>), así como la distribución de potencia en todo el ensamble. Se consideró el ensamble en un medio infinito, es decir, condición de frontera de reflexión, por lo que no hay fugas laterales, además se simuló con condición de simetría diagonal para reducir el tiempo de cálculo. La zona 1 se refiere a la zona más baja del núcleo (0 m), donde el refrigerante está más denso. Las zonas 2 y 3 son las zonas intermedias entre la parte baja y media del núcleo, 0.7 y 1.4 m respectivamente. La zona 4 es la zona media a 2.1 m y la zona 5 es la zona más alta (4.2 m), donde el refrigerante está menos denso.

Como se mencionó en el capítulo 2, los cálculos neutrónicos se obtuvieron utilizando los códigos MCNPX y HELIOS-2, basados en diferentes métodos de cálculo.

MCNPX está basado en el método de Monte Carlo, es decir hace un balance de neutrones entre generación y generación mediante el seguimiento estadístico de la historia de neutrones que nacen e interactúan (reaccionan) con los materiales del medio por el cual se transportan hasta que se pierden. Las secciones eficaces transversales de las reacciones nucleares (dispersión, captura, fisión, etc.) de los diferentes materiales, son las probabilidades de que dichas reacciones ocurran. Para obtener una buena aproximación los valores de  $k_{\infty}$ , se requiere de un número adecuado de historias de neutrones, y debido a que la  $k_{\infty}$  es un valor estadístico estimado, se le asocia un intervalo de error. Todos los resultados de MCNPX están basados en intervalos de 68, 95 y 99% de confiabilidad correspondientes a uno, dos y tres desviaciones estándar, respectivamente.

El código HELIOS resuelve la ecuación de transporte de neutrones para diferentes condiciones de operación del combustible. Este código utiliza el método de probabilidades de colisión con acoplamiento de corrientes neutrónicas (del inglés Current Coupling and Collision Probabilities) CCCP (Casal<sup>60</sup> et al., 1991). Además realiza un proceso iterativo en multigrupos (resultado de la discretización de la variable energía) para el cálculo del eigenvalor, es decir del factor de multiplicación efectiva.

Es importante señalar que el tiempo requerido en las simulaciones con MCNPX para el ensamble en estudio es del orden de 170 veces mayor al requerido con HELIOS-2.

### 3.1 Descripción de cálculos y resultados de la validación de HELIOS-2

Para validar el código HELIOS-2 se compararon sus resultados del factor de multiplicación en medio infinito ( $k_{\infty}$ ) y de distribución de potencia relativa, encontrando la posición en donde se presenta el factor pico de potencia máximo ( $PPF_{\text{máx}}$ ), con los obtenidos con MCNPX. Inicialmente, se analizó el ensamble propuesto por Hofmeister et al., (2007) y posteriormente se hicieron cálculos para un ensamble con cuatro barras con gadolinia ( $Gd_2O_3+UO_2$ ) conteniendo tres diferentes concentraciones. Se realizaron cálculos en condiciones en frío (293.6 K) y en caliente (880.8 K). Se consideraron dos condiciones de temperatura debido a las temperaturas definidas en los datos estándar del código MCNPX (biblioteca de datos ENDF-VII) para los isótopos U-235, U-238, O-16, Gd-152, Gd-154, Gd-155, Gd-156, Gd-157, Gd-158, y Gd-160. Específicamente, para los cálculos en caliente fue necesario generar las bibliotecas de datos por medio del código NJOY. Los cálculos en HELIOS-2 utilizaron la biblioteca de datos nucleares ENDF/B-VII a las mismas temperaturas y para los mismos isótopos considerados en MCNPX. Los resultados de HELIOS-2 se basaron en las bibliotecas nucleares disponibles para 177 y 49 grupos de energía de los neutrones

---

<sup>60</sup> Casal J.J., Stamm'ler R.J.J., Villarino E.A. and Ferri A.A., 1991. "HELIOS: Geometric capabilities of a new fuel-assembly program". Intl Topical Meeting on Advances in Mathematics, Computations, and Reactor Physics, Pittsburgh, Pennsylvania, April 28-May 2, 1991, 2, 10.2.1 1-13.

Además, se compararon los resultados del coeficiente de reactividad por variación de la temperatura del combustible.

Los parámetros de control utilizados para aproximar el valor de  $k_{\infty}$  en MCNPX se presentan en la Tabla 3.2.

Tabla 3.2. Parámetros de control del código MCNPX.

Tamaño de la fuente de neutrones por ciclo	5000
Valor inicial para factor de multiplicación	1
Número de ciclos inactivos	30
Ciclos totales por corrida	400
Historias de neutrones totales	2,000,000
4 fuentes de neutrones localizadas en puntos equidistantes del centro geométrico	

### 3.1.1 Resultados para el ensamble cuadrado con doble fila de barras de combustible

Los resultados del factor de multiplicación de neutrones infinito ( $k_{\infty}$ ) y el factor pico de potencia máximo ( $PPF_{\text{máx}}$ ) dependerán de la variación de la densidad del refrigerante.

Para el análisis considerando el ensamble cuadrado propuesto por Hofmeister<sup>61</sup> et al. (2007), los valores de  $k_{\infty}$  y  $PPF_{\text{máx}}$  se calcularon para una temperatura del combustible de 880.8 K y para una temperatura de encamisado, moderador y refrigerante de 587.2 K.

En la Tabla 3.3 y en la Tabla 3.4 se muestran los resultados de  $k_{\infty}$  y  $PPF_{\text{máx}}$ , respectivamente, en función de la densidad del refrigerante obtenidos con HELIOS-2 (para 177 y 49 grupos de energía) y con MCNPX. Las gráficas de dichos resultados se muestran en la Figura 3.1. En el caso de MCNPX se especifica su intervalo de incertidumbre para una desviación estándar con 68% de intervalo de confianza.

<sup>61</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

Tabla 3.3. Valores de  $k_{\infty}$  obtenidos con MCNPX y HELIOS-2.

Zona axial	Densidad (g/cm <sup>3</sup> )	$k_{\infty}$		
		HELIOS - 177 grupos de energía	HELIOS - 49 grupos de energía	MCNPX
1	0.74	1.45297	1.45183	1.45610±0.00110
2	0.45	1.42779	1.42646	1.42994±0.00120
3	0.31	1.41276	1.4113	1.41442±0.00117
4	0.17	1.39584	1.39418	1.39561±0.00108
5	0.09	1.41632	1.41461	1.41521±0.00113

Tabla 3.4. Valores de PPF<sub>máx</sub> obtenidos con MCNPX y HELIOS-2.

Zona axial	Densidad (g/cm <sup>3</sup> )	PPF <sub>máx</sub>		
		HELIOS - 177 grupos de energía	HELIOS - 49 grupos de energía	MCNPX
1	0.74	1.0448	1.0447	1.04549±0.00002
2	0.45	1.0427	1.0426	1.04517±0.00003
3	0.31	1.0415	1.0414	1.04180±0.00003
4	0.17	1.0401	1.0401	1.04108±0.00003
5	0.09	1.0408	1.0408	1.04136±0.00003

En la Figura 3.1a se observa que los valores de  $k_{\infty}$  se incrementan cuando la densidad del refrigerante es mayor, excepto en la zona axial 5, donde a pesar de que la densidad del refrigerante es la más baja en el núcleo del reactor (0.09 g/cm<sup>3</sup>), la densidad del moderador, que es la más alta (0.73 g/cm<sup>3</sup>), agrega moderación a los neutrones compensando la baja moderación en esa zona. La máxima diferencia de  $k_{\infty}$  entre ambos códigos (215 pcm  $\Delta k/k$ ) se presenta en la zona 1, donde la densidad del refrigerante es de 0.74 g/cm<sup>3</sup> y la mínima diferencia (16 pcm  $\Delta k/k$ ) se presenta en la zona 4 donde la densidad del refrigerante es de 0.17 g/cm<sup>3</sup>.

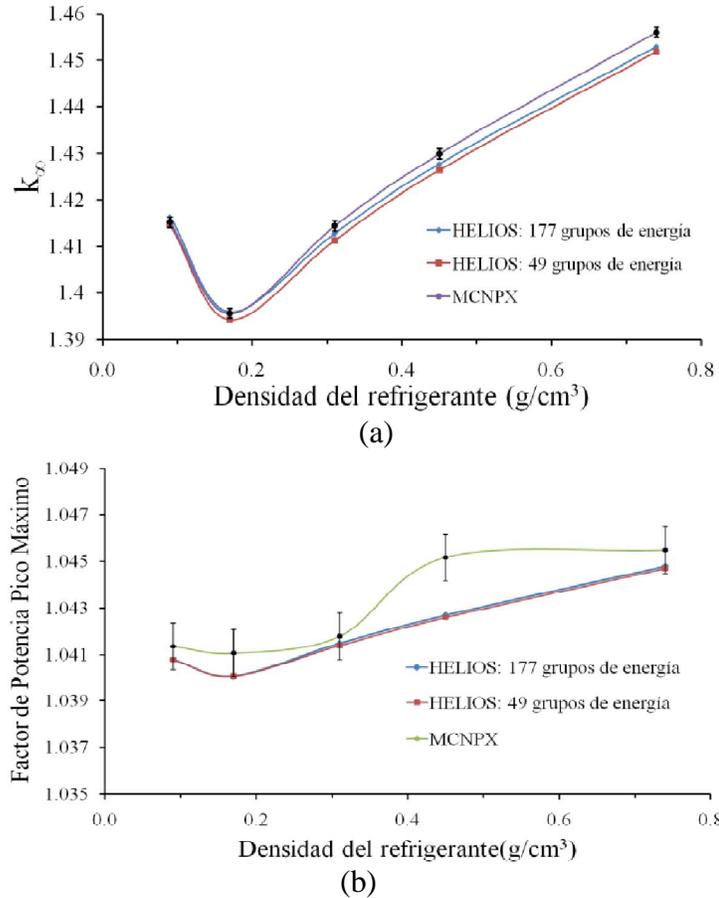


Figura 3.1. (a) y (b)  $PPF_{m\acute{a}x}$  como funci3n de la densidad del refrigerante.

En lo que respecta a los resultados de  $PPF_{m\acute{a}x}$  (ver Figura 3.1b), se observa que hay un incremento directamente proporcional de sus valores con la densidad del refrigerante, a mayor densidad del refrigerante mayor valor de  $PPF_{m\acute{a}x}$ . El valor m\acute{a}s alto se presenta para una densidad del refrigerante de  $0.74 \text{ g/cm}^3$ . Como sucedi3 para los valores de  $0.45 \text{ g/cm}^3$ , el  $PPF_{m\acute{a}x}$  resulta mayor en la zona 5 que en la zona 4, por las razones mencionadas en el p\`arrafo anterior. La mayor diferencia entre c3digos se presenta en la zona 2 para una densidad del refrigerante de  $0.45 \text{ g/cm}^3$  y desafortunadamente no contamos con una explicaci3n satisfactoria para este comportamiento. Sin embargo, excluyendo la zona 2, para el resto de las zonas, los resultados obtenidos con HELIOS-2 (177 y 49 grupos de energa) se localizan dentro de las l\`ineas de incertidumbre de los resultados de MCNPX, lo cual implica que los c\`alculos obtenidos con HELIOS-2 tienen una muy buena aproximaci3n a los resultados obtenidos con MCNPX.

Cabe destacar que todos los valores de  $PPF_{\text{máx}}$  obtenidos para el ensamble en estudio son en general inferiores a los  $PPF_{\text{max}}$  de celdas usadas en BWR. Por ejemplo, se tienen valores de  $PPF_{\text{max}}$  cercanos a 1.4, al inicio del ciclo, en condiciones en caliente y sin vacíos para celdas con enriquecimiento de uranio promedio de 4.5% que contienen gadolinia como veneno quemable.<sup>62</sup>

A partir de las gráficas de la Figuras 3.1, se puede afirmar que los resultados obtenidos de ambos códigos son muy cercanos entre sí. Específicamente, los resultados obtenidos de HELIOS-2 son prácticamente iguales considerando 49 o 177 grupos de energía.

La Tabla 3.5 muestra los tiempos requeridos de simulación con HELIOS-2 y con MCNPX para obtener el valor de  $k_{\infty}$  para una densidad del refrigerante de  $0.74 \text{ g/cm}^3$ . Se observa que el tiempo requerido para simular el ensamble cuadrado con MCNPX es 171 y 827 veces mayor al requerido en HELIOS-2 para 177 y 49 grupos de energía, respectivamente (Barragán et al., 2012).

Tabla 3.5. Cálculos de criticidad y tiempos requeridos en la simulación con HELIOS-2 y MCNPX.

Código	$k_{\infty}$	Tiempo (segundos)
MCNPX	1.4561	4963
HELIOS-2		
177 grupos de energía	1.45297	29
49 grupos de energía	1.45183	6

En resumen, para el ensamble cuadrado del HPLWR propuesto por Hofmeister, et al. (2007), los resultados obtenidos con ambos códigos fueron similares, específicamente los obtenidos de HELIOS-2 para 177 y 49 grupos de energía que resultaron prácticamente idénticos.

<sup>62</sup> El dato corresponde a factores de potencia pico radial de celdas de combustible simuladas con HELIOS para obtener bancos de datos nucleares de ensambles combustible cargados en los reactores de Laguna Verde. Información proporcionada por Cecilia Martín del Campo M.

En lo referente a las distribuciones de potencia relativa en el ensamble seleccionado utilizando los códigos MCNPX y HELIOS (49 y 177 grupos de energía), en la Figura 3.2 se presenta la ubicación de los picos de potencia máximos ( $PPF_{m\acute{a}x}$ ) en función de la densidad del refrigerante. Cabe aclarar que la ubicación de los  $PPF_{m\acute{a}x}$  es la misma en los casos de estudio del ensamble con y sin gadolinia (en condiciones en frío y en caliente).

### 3.1.2 Resultados para el ensamble cuadrado con doble fila de barras de combustible con gadolinia

Para el ensamble cuadrado propuesto por Hofmeister<sup>63</sup> et al. (2007), se consideraron 4 barras de combustible con gadolinia ( $Gd_2O_3+UO_2$ ), como veneno consumible, para compensar el exceso de reactividad al inicio del ciclo. En la imagen de la Figura 3.2, obtenida mediante la interfaz gráfica ORION (SCANDPOWER<sup>64</sup>, 1992), se observa el arreglo geométrico bidimensional con la simetría diagonal, mencionada en el capítulo anterior, y se especifica la posición donde las barras con gadolinia ( $Gd_2O_3+UO_2$ ) fueron ubicadas.

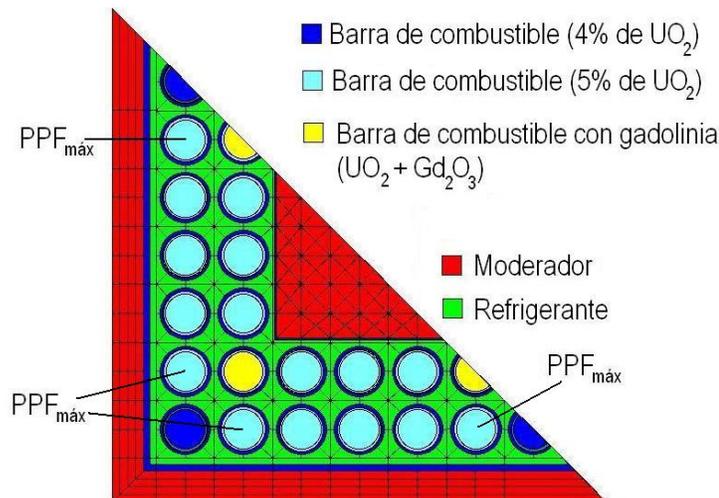


Figura 3.2. Media simetría del ensamble combustible con barras de combustible con gadolinia.

<sup>63</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

<sup>64</sup> SCANDPOWER, 1992. User manual for ORION.

Las pruebas con gadolinia en barras específicas del ensamble se realizaron en condiciones en frío y en caliente. Para las condiciones en frío se consideró una temperatura del combustible, del refrigerante y del moderador de 293.6 K (20.45 °C). Para las condiciones en caliente se consideró una temperatura del combustible de 880.8 K (607.65 °C) y una temperatura para el moderador y el refrigerante de 587.2 K, equivalente a 314.05 °C. Se calcularon y analizaron los resultados para las concentraciones de gadolinia del 4, 5 y 6%.

En las Figuras 3.3, 3.4 y 3.5 se presentan los resultados de  $k_{\infty}$  y  $PPF_{\text{máx}}$  considerando concentraciones de gadolinia del 4, 5 y 6%, respectivamente. En el caso de MCNPX, los resultados son graficados con su respectiva línea de incertidumbre. Como se esperaba, los valores de  $k_{\infty}$  son mayores en condiciones en frío que en condiciones en caliente. Este comportamiento se debe a la mayor absorción de neutrones producidas por el Efecto Doppler cuando las temperaturas son altas. La resonancia de absorción se incrementa cuando se incrementa la temperatura y por lo tanto, las capturas de neutrones son mayores reduciéndose los valores de  $k_{\infty}$ .

En condición en frío, se observa una ligera diferencia entre códigos, por ejemplo, la línea de incertidumbre de los resultados de MCNPX incluyen los valores de HELIOS-2 para densidades de 0.09 y 0.17 g/cm<sup>3</sup> para las tres concentraciones de gadolinia calculadas. Para las concentraciones de 5 y 6% de gadolinia, la línea de incertidumbre de los resultados de MCNPX también incluye los valores obtenidos a 0.31 y 0.45 g/cm<sup>3</sup>. La mayor diferencia en  $k_{\infty}$  es de 218 pcm  $\Delta k/k$  y se encuentra en la zona donde la densidad del refrigerante es de 0.74 g/cm<sup>3</sup> para una concentración de gadolinia del 4%. Para la densidad del refrigerante de 0.09 g/cm<sup>3</sup> y una concentración de gadolinia del 6%, la diferencia en los valores de  $k_{\infty}$ , obtenidos de ambos códigos, es despreciable.

Los valores máximos de  $k_{\infty}$  y de  $PPF_{\text{máx}}$  se presentan, en todos los casos, para una densidad de 0.74 g/cm<sup>3</sup>, siendo el valor de  $k_{\infty}$  máximo de 1.095 para 4% de gadolinia en condición en frío; el valor más pequeño de  $k_{\infty}$  fue de 1.0245 para 6% de gadolinia en condición en caliente. El valor de  $k_{\infty}$  máximo obtenido del ensamble con barras sin gadolinia se presenta

para la misma densidad del refrigerante ( $0.74 \text{ g/cm}^3$ ) y es de 1.45297. Se puede observar que utilizando gadolinia en el ensamble se logra reducir el valor de  $k_{\text{eff}}$ , llevando los valores muy cerca de la criticidad.

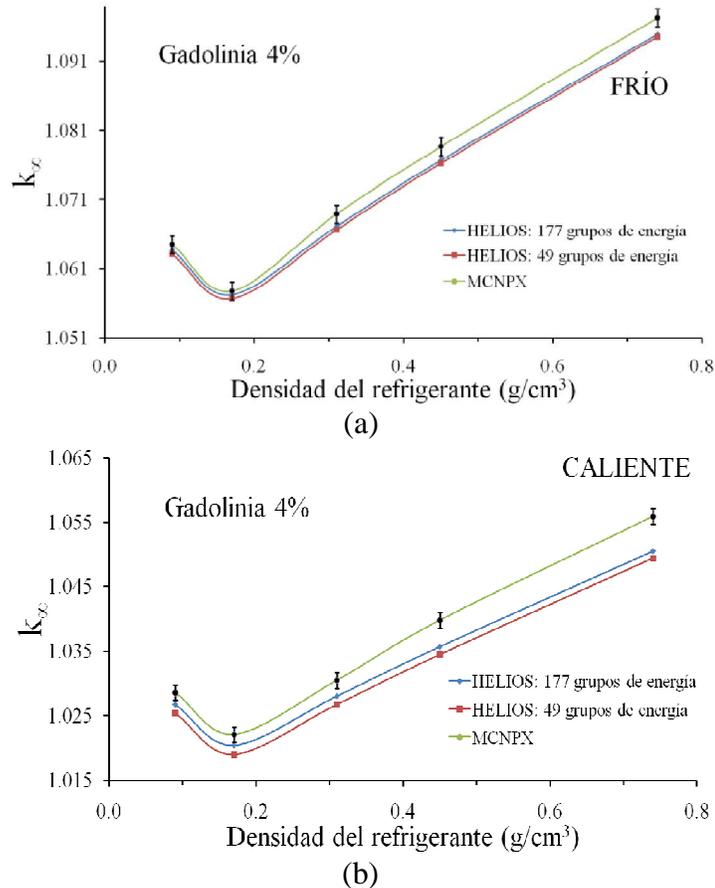


Figura 3.3.  $k_{\text{eff}}$  en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 4%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.

En condiciones en caliente, sólo en el caso con 6% de concentración de gadolinia y para una densidad de  $0.09 \text{ g/cm}^3$ , el valor de  $k_{\text{eff}}$  obtenido con HELIOS-2, está dentro de la línea de incertidumbre de los valores de MCNPX. El resto de los valores de ambos códigos son cercanos unos a otros pero no tanto como los obtenidos en la condición en frío. La máxima diferencia relativa obtenida de  $k_{\text{eff}}$  es de 509 pcm  $\Delta k/k$  para una densidad de  $0.74 \text{ g/cm}^3$  y concentración de gadolinia del 4%.

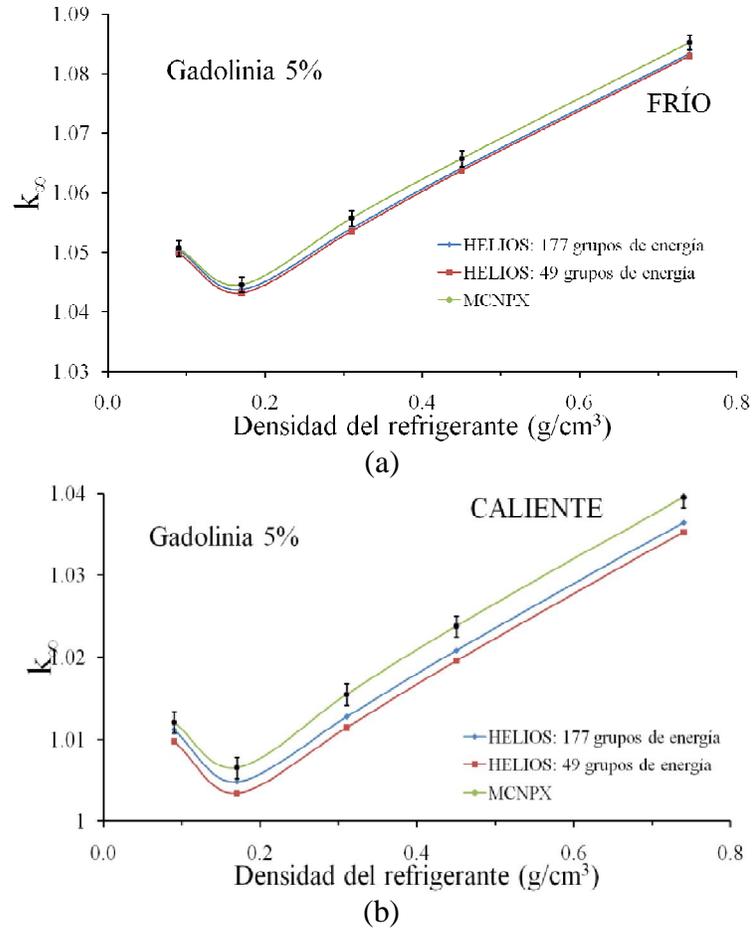
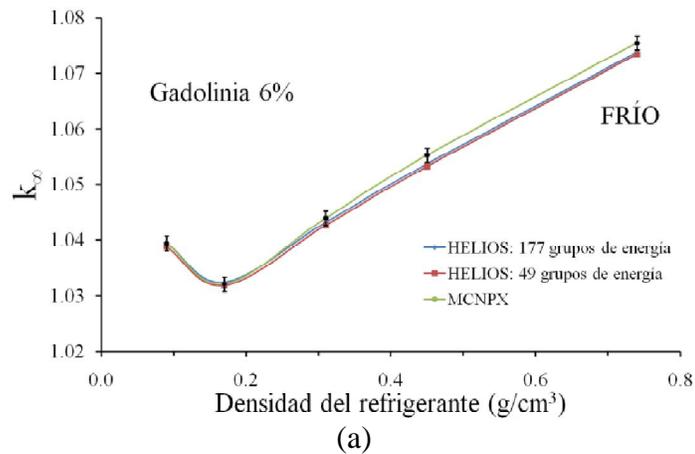


Figura 3.4.  $k_{eff}$  en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 5%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.



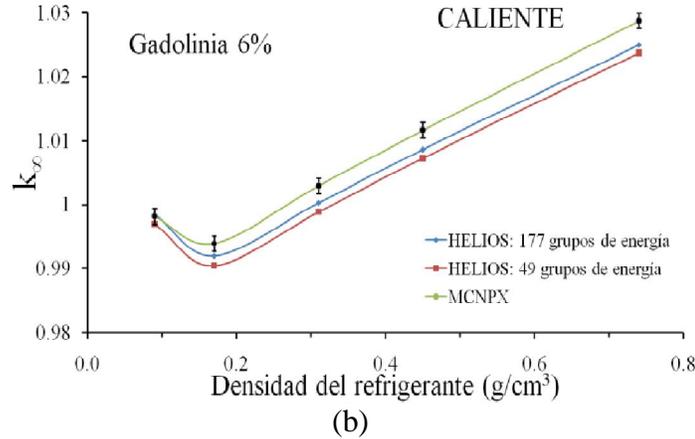


Figura 3.5.  $k_{\infty}$  en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinio del 6%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.

En la Figura 3.6 se muestra el efecto de la gadolinia sobre el factor de multiplicación de neutrones infinito  $k_{\infty}$  a tres diferentes concentraciones. En la figura se observa el fuerte decremento de la  $k_{\infty}$  al agregarse gadolinia como veneno consumible. Los resultados de la Figura 3.6 son para condición en caliente utilizando HELIOS-2 para 177 grupos de energía.

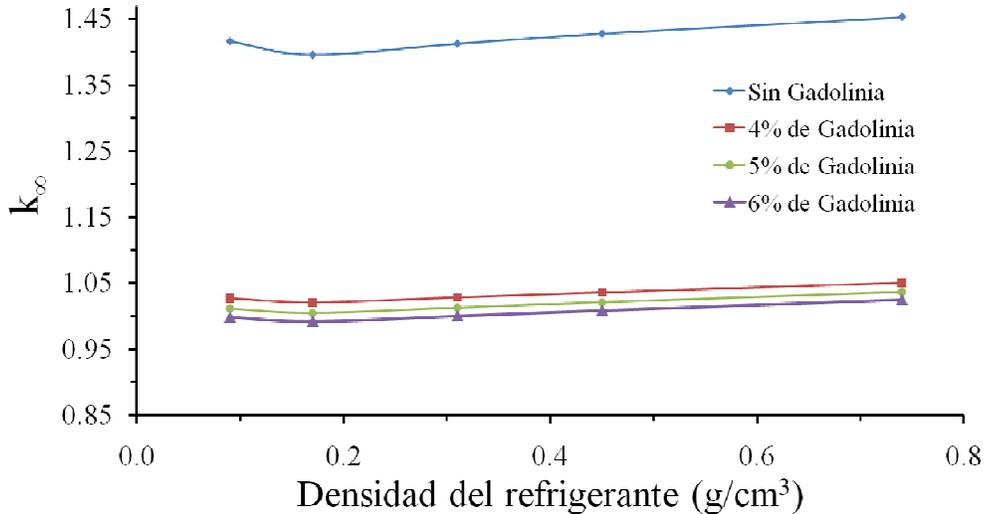


Figura 3.6. Efecto de la gadolinia a tres diferentes concentraciones sobre los valores de  $k_{\infty}$  en función de la densidad del refrigerante, en condición en caliente.

En el caso de los valores de  $PPF_{m\acute{a}x}$ , en condiciones en caliente, los valores de PPF son menores que en condición en frío para las tres concentraciones de gadolinio. En general, la diferencia entre códigos es pequeña, ver Figuras 3.7, 3.8 y 3.9. La mejor comparación se

presenta en condición en caliente para una concentración de gadolinia del 6%, ver Figura 3.9b. Por otro lado, el mayor error de  $PPF_{m\acute{a}x}$  es de 2.2% para el ensamble con 6% de enriquecimiento de gadolinia, en la zona cuya densidad es  $0.74 \text{ g/cm}^3$ , en condiciones en frío.

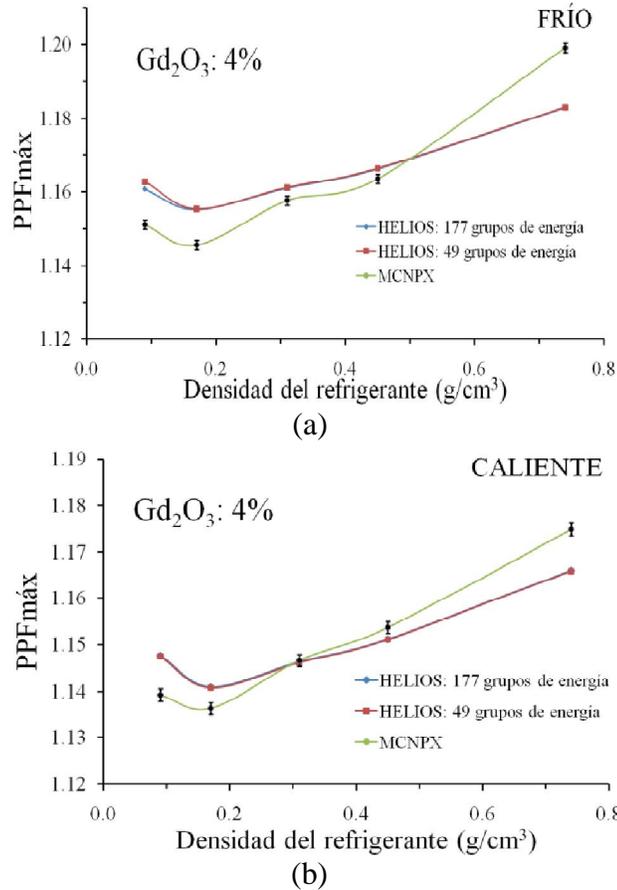


Figura 3.7.  $PPF_{m\acute{a}x}$  en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 4%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.

El máximo valor de  $PPF_{m\acute{a}x}$  obtenido fue de 1.1884 para una concentración de gadolinia del 6% en frío y el valor mínimo fue de 1.166 para 4% de gadolinia en caliente. Al igual que para el ensamble sin gadolinia, todos los valores de  $PPF_{m\acute{a}x}$  obtenidos son menores a los presentes en los reactores convencionales de agua ligera. Los valores de  $PPF_{m\acute{a}x}$  del ensamble cuadrado en estudio, con y sin gadolinia, se localizan en las barras cercanas a las esquinas, ver Figura 3.2.

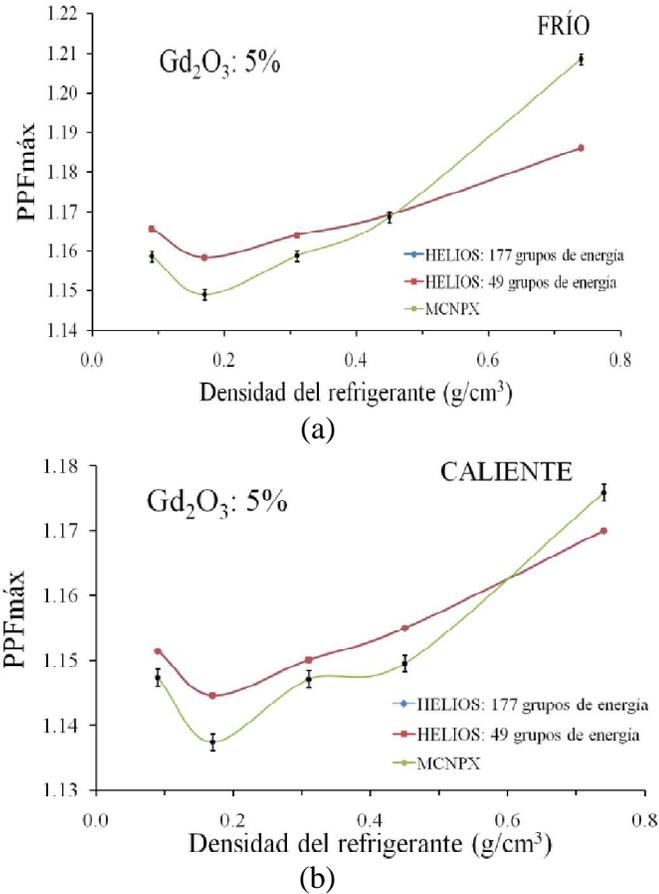
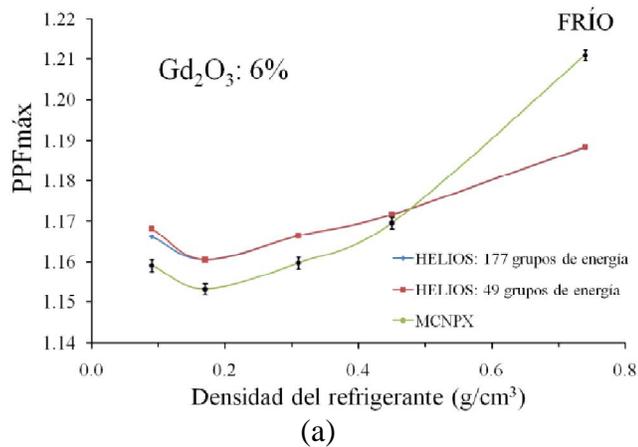


Figura 3.8.  $PPF_{m\acute{a}x}$  en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 5%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.



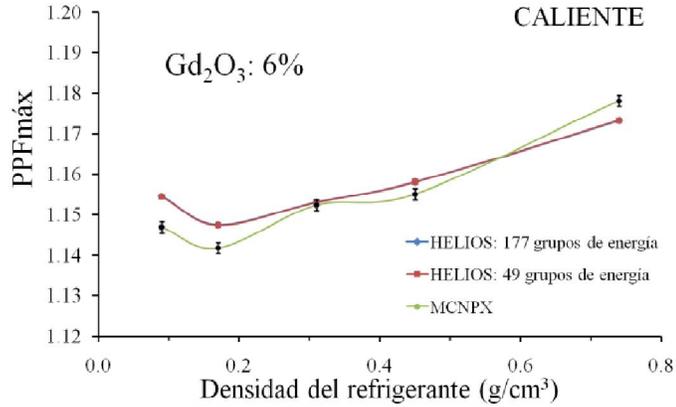


Figura 3.9. PPF<sub>máx</sub> en función de la densidad del refrigerante, considerando una concentración de gadolinia del 6%, en condición (a) en frío y (b) en caliente.

En la Figura 3.10 se muestra un mapa de distribución de potencia radial para un ensamble cuadrado de doble fila de barras de combustible con 4 pines de UO<sub>2</sub> + Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub> con la ubicación de los factores de potencia pico máximos (PPF<sub>máx</sub>). El mapa de la Figura 3.9 corresponde a un ensamble con 6% de concentración de gadolinia y para una densidad de 0.74 g/cm<sup>3</sup> de refrigerante en condición en caliente utilizando HELIOS-2 (177 grupos de energía).

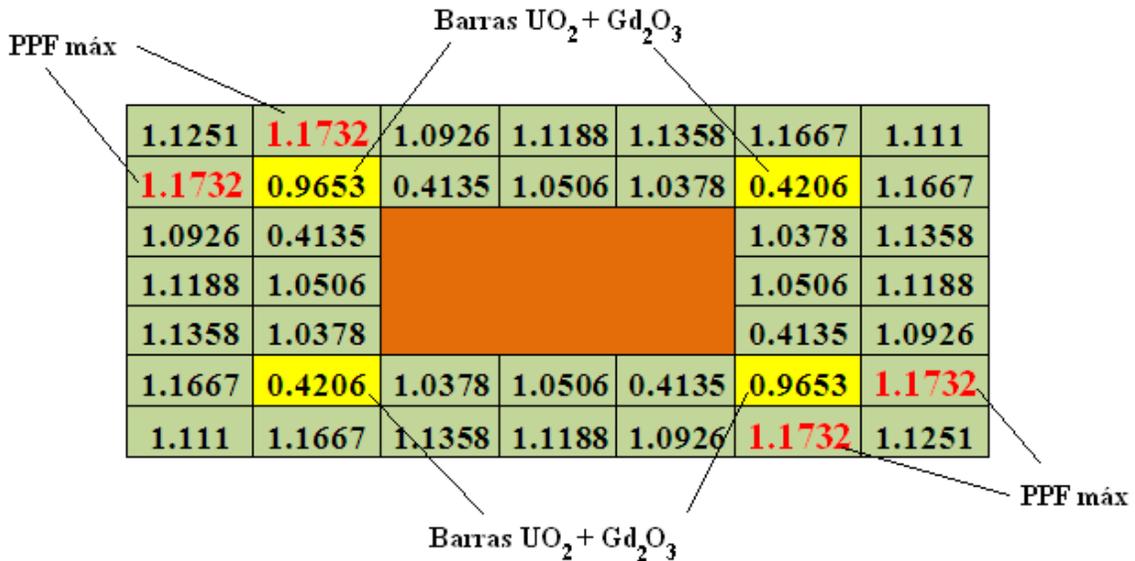


Figura 3.10. Mapa de distribución de potencia radial en un ensamble combustible con barras de gadolinia.

Para comparar la distribución de potencia en el ensamble combustible obtenida con HELIOS-2 y MCNPX se calculó la potencia relativa en cada barra de combustible para obtener los factores de potencia en cada barra (PPF). Después se obtuvo la diferencia de los PPF obtenidos con HELIOS-2 (177 grupos de energía) menos los obtenidos con MCNPX. Finalmente se calculó el valor promedio y la desviación estándar de las 40 diferencias (40 barras de combustible). Los resultados de los casos analizados (con y sin gadolinia) se muestran en la Tabla 3.6.

Tabla 3.6. Comparación de la distribución de potencia calculada con MCNPX y HELIOS-2 (177 grupos de energía) y el efecto de la gadolinia.

Caso	Densidad	Valor promedio / Desviación estándar				
		0.74 g/cm <sup>3</sup>	0.45 g/cm <sup>3</sup>	0.31 g/cm <sup>3</sup>	0.17 g/cm <sup>3</sup>	0.09 g/cm <sup>3</sup>
Ensamble sin gadolinia		-0.000005 / 0.004164	0.000015 / 0.004741	-0.000010 / 0.005388	-0.000010 / 0.004731	0.000010 / 0.006392
Ensamble con gadolinia en condición en frío						
A 4%		0.000008 / 0.010631	0.000010 / 0.010117	-0.000005 / 0.009951	-0.000005 / 0.011774	-0.000002 / 0.010927
A 5%		0.000000 / 0.011000	-0.000015 / 0.010442	0.000005 / 0.010833	0.000008 / 0.010851	0.000000 / 0.011839
A 6%		0.000010 / 0.012199	-0.000010 / 0.009946	-0.000002 / 0.011453	-0.000007 / 0.010666	0.000015 / 0.011016
Ensamble con gadolinia en condición en caliente						
A 4%		0.000007 / 0.009324	-0.000010 / 0.009837	0.000000 / 0.009333	-0.000002 / 0.009733	0.000007 / 0.010204
A 5%		-0.000025 / 0.010804	0.000000 / 0.010306	0.000005 / 0.009444	0.000005 / 0.009947	-0.000005 / 0.010501
A 6%		0.000000 / 0.009551	-0.000007 / 0.010333	0.000008 / 0.011698	0.000002 / 0.010566	-0.000005 / 0.011646

Las desviaciones estándar obtenidas muestran que los resultados de MCNPX y HELIOS-2 son muy cercanos entre sí, siendo la máxima desviación de 1.18% y la máxima desviación promedio de 0.0025%. Por lo tanto, la comparación demuestra que HELIOS-2 es un código capaz de simular adecuadamente los ensambles de un reactor HPLWR con combustibles que contienen veneno consumible.

### 3.1.3. Coeficientes de reactividad debido a las variaciones en la temperatura del combustible

Los resultados obtenidos para el coeficiente de reactividad debido a las variaciones de la temperatura del combustible  $\left(\frac{\Delta k}{k\Delta T}\right)$ , para el ensamble cuadrado con doble fila de barras de combustible propuesto por Hofmeister et al. (2007) mediante HELIOS-2<sup>65</sup> y MCNPX, se muestran en las Tablas 3.7 y 3.8, respectivamente. Los cálculos se realizaron para el ensamble a través del núcleo activo. Debido a la fuerte variación de la densidad del refrigerante a través del núcleo, se consideraron cinco diferentes densidades del refrigerante 0.74, 0.45, 0.31, 0.17 y 0.09 (g/cm<sup>3</sup>), las cuales se identifican como zona axial 1, 2, 3, 4 y 5 respectivamente.

Se calculó este parámetro de seguridad para evaluar la variación en la reactividad debido al Efecto Doppler, en función de la temperatura del combustible, el cual se relaciona directamente con el ensanchamiento de las resonancias cuando la temperatura se incrementa.

Los cálculos se realizaron para 6 temperaturas, iniciando en 300 K hasta 1200 K. En la Figura 3.9 se presentan los resultados de  $k_{\infty}$  (obtenidos con HELIOS-2) como función de los efectos en el incremento de la temperatura del combustible para las 5 densidades mencionadas.

De los resultados de las Tablas 3.7 y 3.8 se observa que, en todos los casos, la reactividad decrece cuando la temperatura del combustible se incrementa, por lo tanto, se confirma que el reactor HPLWR tiene un coeficiente negativo de reactividad por temperatura del combustible, y por lo tanto, satisface las condiciones de seguridad cuando la temperatura del combustible aumenta.

<sup>65</sup> Para los coeficientes de reactividad por temperatura del combustible, HELIOS-2 se simuló sólo para 177 grupos de energía debido a que los resultados de  $k_{\infty}$  y PPF<sub>máx</sub> obtenidos para 177 y 49 grupos de energía (analizados anteriormente) fueron prácticamente iguales.

Tabla 3.7. Coeficientes de reactividad por temperatura del combustible obtenidos con HELIOS-2 para 177 grupos de energía.

Ubicación axial	1	2	3	4	5		1	2	3	4	5
Temperatura (K)	k-inf (HELIOS-2 - 177 grupos de energía)					$\Delta T$ (K)	$\Delta k/k/\Delta T$ (pcm/K)				
400	1.46982	1.44581	1.4313	1.41483	1.43412						
500	1.46578	1.44144	1.42677	1.41016	1.42974	100	-2.76	-3.03	-3.18	-3.31	-3.06
600	1.46206	1.43747	1.42269	1.40597	1.42582	100	-2.54	-2.76	-2.87	-2.98	-2.75
800	1.45538	1.43036	1.41538	1.39852	1.41885	200	-2.29	-2.49	-2.58	-2.66	-2.46
900	1.45232	1.42712	1.41207	1.39515	1.41569	100	-2.11	-2.27	-2.34	-2.42	-2.23
1200	1.44379	1.41814	1.40293	1.38592	1.40708	300	-1.97	-2.11	-2.17	-2.22	-2.04

Tabla 3.8. Coeficientes de reactividad por temperatura del combustible obtenidos con MCNPX.

Ubicación axial	1	2	3	4	5		1	2	3	4	5
Temperatura (K)	k-inf (MCNPX)					$\Delta T$ (K)	$\Delta k/k/\Delta T$ (pcm/K)				
400	1.47739	1.45294	1.4378	1.42084	1.438						
500	1.47359	1.44857	1.43299	1.41574	1.43373	100	-2.58	-3.02	-3.36	-3.60	-2.98
600	1.46973	1.44445	1.42863	1.41166	1.42995	100	-2.63	-2.85	-3.05	-2.89	-2.64
800	1.4628	1.43689	1.42112	1.40478	1.42317	200	-2.37	-2.63	-2.64	-2.45	-2.38
900	1.45985	1.43481	1.41899	1.40057	1.41982	100	-2.02	-1.45	-1.50	-3.01	-2.36
1200	1.45198	1.42593	1.40885	1.39115	1.41171	300	-1.81	-2.08	-2.40	-2.26	-1.91

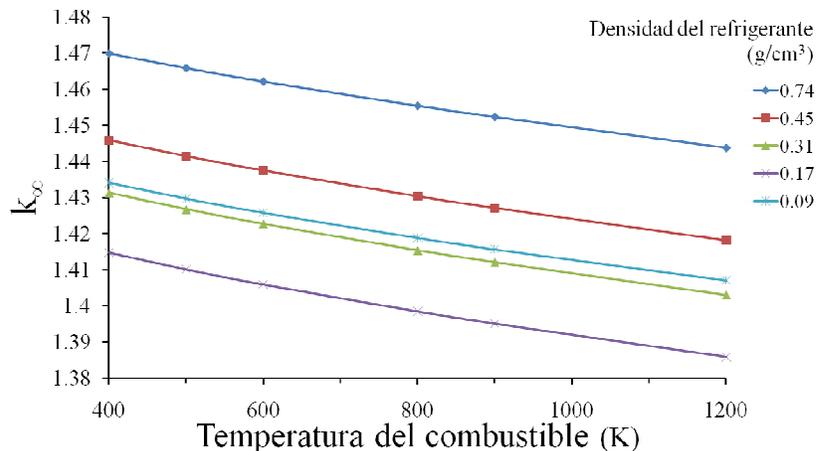


Figura 3.11. Efecto del aumento de temperatura del combustible.

De la Figura 3.11 se observa también el comportamiento de la  $k_{\infty}$  con respecto a los cambios en la densidad del refrigerante, es decir, cuando disminuye la densidad del refrigerante

disminuye la reactividad, esa es una buena característica porque va en el sentido de autocontrol del núcleo. La reactividad disminuye cuando baja la capacidad de extraer el calor.

Comparando los coeficientes de reactividad debida al Efecto Doppler obtenidos con HELIOS-2 y MCNPX se observa que los resultados son muy similares en ambos códigos. La máxima diferencia de 0.84 pcm/K se localiza en la región axial 3 (densidad del refrigerante de 0.31 g/cm<sup>3</sup>) para 900 K. Tomando en cuenta los valores de  $k_{\infty}$ , la máxima diferencia relativa es de 564 pcm  $\Delta k/k$  para una densidad del refrigerante de 0.74 (g/cm<sup>3</sup>) and 1200 K.

### **3.2 Resultados para el ensamble cuadrado con doble fila de barras con enriquecimiento uniforme de 5% de UO<sub>2</sub>**

En lo referente a los resultados de la neutrónica, se presentan a continuación los resultados obtenidos al considerar el ensamble de Hofmeister et al. (2007) con un enriquecimiento uniforme de 5% en las 40 barras de UO<sub>2</sub> del ensamble combustible cuadrado en análisis, al cual llamaremos celda homogénea. Para comparar sus resultados también se simuló la celda de referencia, tal cual Hofmeister et al. (2007) la propuso. Todos los resultados se obtuvieron con el código HELIOS-2 (177 grupos de energía) después de haber corroborado su eficacia en la simulación de los reactores HPLWR. La simulación se realizó para 9 diferentes temperaturas del combustible, de 293.15 K (20 °C) a 1673.15 K (1400 °C) y bajo los mismos parámetros, para las cuatro zonas axiales (1 a 4) correspondiente a las densidades del refrigerante: 0.74, 0.45, 0.31 y 0.17 g/cm<sup>3</sup>). Se seleccionaron sólo las 4 zonas donde no se presenta la compensación de moderación presente en la zona 5 (moderador más denso de todo el núcleo), para observar los cambios en los valores de la  $k_{\infty}$  por la influencia que tienen las densidades del refrigerante en el diseño neutrónico, primordialmente.

En la Figura 3.12 se presentan los resultados de  $k_{\infty}$  para la celda homogénea y heterogénea.

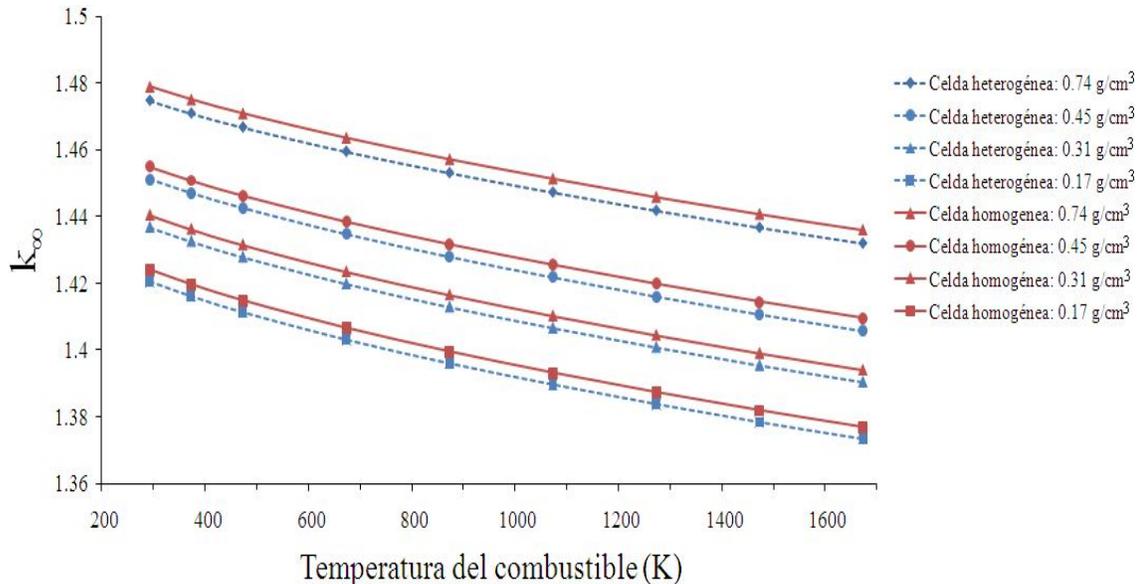


Figura 3.12.  $k_{\infty}$  en función de la temperatura del combustible a diferentes densidades del refrigerante para la celda homogénea y heterogénea.

De la Figura 3.12 se observa que, para ambas celdas, los valores de  $k_{\infty}$  disminuyen cuando la temperatura del combustible se incrementa, lo cual es deseable en términos de seguridad en el núcleo del reactor. En la figura también se observa que los valores de  $k_{\infty}$  son ligeramente menores (0.4% dk) en la celda de referencia (celda heterogénea) que en la celda con un enriquecimiento de 5% de  $UO_2$  uniforme en todas las barras que la componen (celda homogénea). Por lo tanto, para posteriores pruebas se sugiere iniciar con el análisis de un enriquecimiento uniforme en la celda de combustible, aunque deberá tenerse en cuenta el comportamiento del núcleo para los 156 arreglos de 9 ensambles cada uno.

El objetivo de simular el diseño propuesto por Hofmeister et al. (2007) fue el tener un estudio de referencia para tener un punto de comparación con lo obtenido con nuestro diseño y así poder asegurar que lo obtenido en nuestro análisis es factible.

A partir de la estructura generada en este trabajo de tesis se pueden realizar en el futuro análisis de quemado de combustible en la celda cuadrada con doble fila de barras y probar diferentes enriquecimientos de  $UO_2$  (con y sin concentraciones de gadolinia) en diversas barras del ensamble, para asegurar la criticidad del núcleo.

Los conceptos estudiados aquí, figurarán en la viabilidad general del reactor HPLWR, sin embargo, cabe aclarar que los límites mecánicos del ensamble y de las cajas del moderador y refrigerante aún no han sido considerados.

Con respecto a la validación, los resultados obtenidos de MCNPX y HELIOS-2 fueron muy cercanos entre sí, lo cual nos dan la suficiente confianza para asegurar que el código HELIOS-2 es una opción muy adecuada para simular este tipo de ensambles combustibles. Hay que recordar que el tiempo de cálculo con HELIOS-2 es significativamente menor al requerido con MCNPX, del orden de 170 veces menor. Una vez validado HELIOS-2, se utilizará este código para obtener las reactividades que se realimentarán al modelo termohidráulico y de esta manera acoplar ambos modelos. El acoplamiento Neutrónico – Termohidráulico se describirá en el Capítulo 5.

### **Bibliografía**

Barragán-Martínez A.-M., Martin-del-Campo, C., François, J.-L., Espinosa-Paredes, G., 2012. MCNPX and HELIOS-2 comparison for the neutronics calculations of a supercritical water reactor HPLWR. *Annals of Nuclear Energy* 51: 181-188.

Casal J.J., Stamm'ler R.J.J., Villarino E.A. and Ferri A.A., 1991. "HELIOS: Geometric capabilities of a new fuel-assembly program". Intl Topical Meeting on Advances in Mathematics, Computations, and Reactor Physics, Pittsburgh, Pennsylvania, April 28-May 2, 1991, 2, 10.2.1 1-13.

Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. *Nuclear Engineering and Design* 237. 1513-1521.

SCANDPOWER, 1992. User manual for ORION.

# CAPÍTULO 4

## ANÁLISIS DEL MODELO TERMOHIDRÁULICO

---

En este capítulo se presenta el análisis numérico del comportamiento termohidráulico del reactor HPLWR, en estado estacionario. El análisis termohidráulico considera un diseño en tres etapas (ver Figuras 1.14 y 1.15) con múltiples pasos de calentamiento. Cada etapa se simuló considerando un canal promedio. Para el presente análisis se aplicaron el modelo unidimensional de conducción radial en la barra de combustible para los 21 nodos axiales seleccionados y el modelo unidimensional de energía, explicados en el Capítulo 2. El modelo unidimensional de energía en estado estable, analiza el flujo del refrigerante axialmente, el cual es considerado como flujo unifásico debido a que en la condición supercrítica (ver Capítulos 1 y 2) no existe cambio de fase. Como se mencionó en el Capítulo 2, apartado 2.2.4., el coeficiente convectivo de transferencia de calor se calculó utilizando, como primera aproximación a estos tipos de reactores, la correlación de Dittus-Boelter<sup>66</sup> (1930), sin olvidar que existen otras correlaciones más cercanas, y más complejas, al comportamiento de las propiedades termodinámicas del agua supercrítica como se muestra en la Tabla 2.2.

---

<sup>66</sup> Dittus, F.W., Boelter, L.M., 1930. Heat transfer in automobile radiators of the tubular type. Univ. California Publ. Eng. 2, 443–461.

Los resultados obtenidos, basados en el modelo con tres canales promedio equivalentes a las 3 etapas del núcleo del reactor, con múltiples pasos de calentamiento, mostrarán que el modelo utilizado en este análisis permite mejorar el proceso de transferencia de calor al distribuir, en tres etapas, el incremento de temperatura que sufre el flujo refrigerante (250 °C aproximadamente), desde que entra hasta que sale del núcleo, elevando así la eficiencia termodinámica del reactor HPLWR. Además, el propósito de realizar las pruebas presentadas es con el fin de comprender la fenomenología de este tipo de reactores y así contribuir en el conocimiento de los mismos.

Al igual que para el análisis neutrónico, se consideró el diseño propuesto por Hofmeister<sup>67</sup> et al. (2007) y se utilizó el modelo del núcleo en tres etapas propuesto por Schulenberg<sup>68</sup> et al. (2011), ambos descritos en el Capítulo 1.

El comportamiento termohidráulico presentado, se enfoca en la distribución de temperaturas en los tres canales equivalentes, a diferentes flujos máscicos de entrada y a diferentes presiones. Debido a que el núcleo del reactor HPLWR está sometido a una presión constante de 25 MPa, a esta presión también se determinó el coeficiente de transferencia de calor de los tres canales y se analizó el comportamiento de los mismos para una disminución de potencia de 50% y 75% de la nominal.

#### **4.1. Modelo conceptual**

El modelo conceptual considera tres tubos circulares orientados verticalmente divididos en 21 nodos axiales de 20 cm cada uno. Como se explicó en el Capítulo 1, en la primera y tercera etapa (canales 1 y 3) el refrigerante fluye hacia arriba mientras que en la segunda etapa (canal 2) el refrigerante fluye hacia abajo.

---

<sup>67</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. *Nuclear Engineering and Design* 237: 1513-1521.

<sup>68</sup> Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., Bernnat, W., 2011. Design and analysis of a thermal core for a high performance light water reactor. *Nuclear Engineering and Design* 241: 4420-4426.

Para un flujo másico de entrada de 1200 kg/s y 25 MPa (presión constante), se obtuvo que, el flujo ascendente del canal 1 entra a una temperatura de 583 K (309.85 °C) y sale a 663.5 K (390.35 °C), generando un incremento de temperatura de 80.5 K. El canal 2, descendente, calienta el refrigerante 48.9 K adquiriendo una temperatura de 712.4 K (439.25°C) para finalmente fluir hacia arriba por el canal 3, elevando su temperatura 94.6 K y saliendo a 807 K (533.85°C). Ver Figura 4.1.

Cada canal equivalente se basa en una celda hidráulica unitaria (sub-canal) cuyas características y parámetros se presentan en el apartado 2.2.6.

Para alcanzar, aproximadamente, las temperaturas de salida de cada canal, propuestas por Schulenberg<sup>69</sup> et al. (2008), y tener una mejor distribución de potencia en el núcleo, se consideraron 73, 48 y 35 grupos de 9 ensambles combustibles cuadrados de 7x7 para los canales 1, 2 y 3, respectivamente.

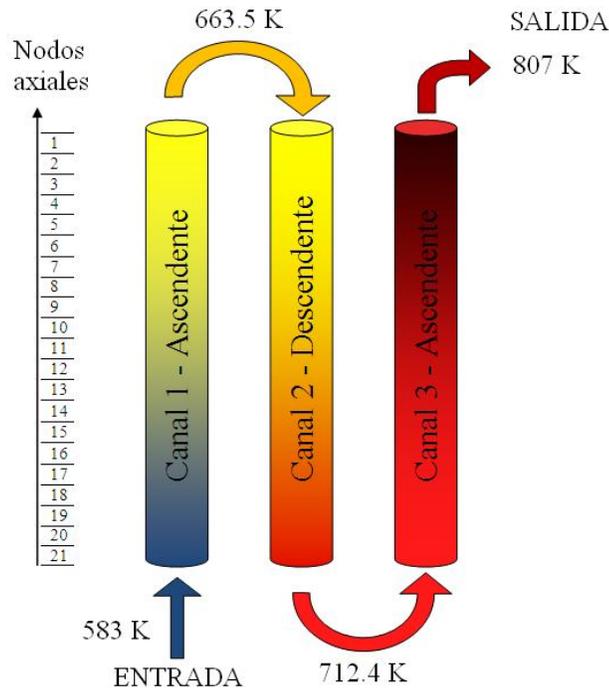


Figura 4.1. Representación axial equivalente del núcleo del reactor HPLWR en tres etapas con sus correspondientes temperaturas de salida de cada canal.

<sup>69</sup> Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., (2008). Three pass core design proposal for a high performance light water reactor. Progress in Nuclear Energy 50: 526-531.

## 4.2. Análisis termohidráulico a diferentes flujos máscicos de entrada a 25 MPa.

Bajo las consideraciones mencionadas en el Capítulo 2 (apartado 2.2), se realizaron 21 ejecuciones del modelo numérico utilizado (se dividió cada uno de los tres canales en 21 nodos de 20 cm), para predecir la distribución de temperaturas en el refrigerante en cada canal para diferentes flujos máscicos de entrada, cuyos rangos varían de 700 a 1700 kg/s. Cabe destacar que la interacción entre el modelo de conducción de calor del combustible y del modelo termohidráulico del análisis numérico programado en Fortran 6.6 será descrito a mayor detalle en el capítulo 5.

Los resultados que se presentan a continuación son para un flujo máscico de entrada de 1200 kg/s (flujo de referencia, ver Tabla 2.3).

### 4.2.1. Perfil de temperaturas y coeficiente de transferencia de calor para un flujo máscico de entrada de 1200 kg/s.

En la Figura 4.2 se muestra el comportamiento del coeficiente convectivo de transferencia de calor ( $H_{\infty}$ ) a lo largo del núcleo del reactor HPLWR para sus tres canales equivalentes. Esta prueba se ejecutó para un flujo máscico<sup>70</sup> de 621.6 kg/m<sup>2</sup>s a una presión de 25 MPa. En esta figura se observa que en canal 1, el  $H_{\infty}$  se incrementa de 25000 W/m<sup>2</sup>K a 44000 W/m<sup>2</sup>K (valor máximo) para después decrecer hasta aproximadamente un valor de 15000 W/m<sup>2</sup>K en la altura máxima del canal 1 (4.2 m). La interpretación física de este comportamiento es debida a que para flujo turbulento, el  $H_{\infty}$  muestra un fuerte cambio cuando la temperatura se aproxima al valor pseudocrítico (condición en la cual, las propiedades termofísicas presentan cambios drásticos). Cabe destacar que entre más se acerque la presión al punto crítico, más alto será el valor máximo del  $H_{\infty}$ , es decir, el valor pico del coeficiente de transferencia de calor disminuye cuando se incrementa la presión, como se corroborará en el apartado 4.3.1.

---

<sup>70</sup> Flujo máscico (G) = flujo hidráulico unitario (1200 (kg/s)/ 56160 barras) / Área de flujo (3.43745 x10<sup>-5</sup> m<sup>2</sup>).

En la Figura 4.2 se observa el comportamiento de los tres canales seleccionados para simular el núcleo del reactor HPLWR.

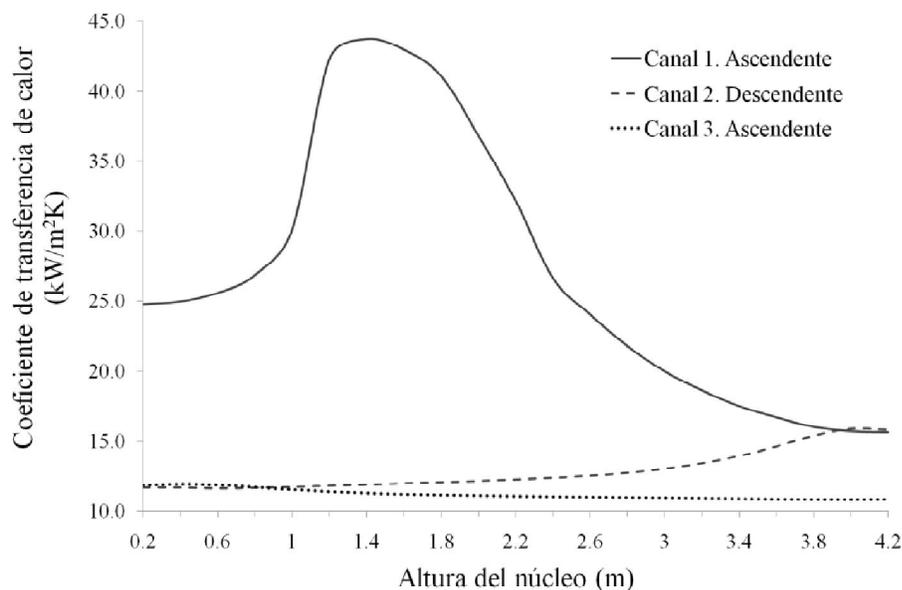


Figura 4.2. Comportamiento del coeficiente de transferencia de calor en los tres canales de núcleo del reactor HPLWR.

En la gráfica de la Figura 4.2 se observa que en el punto pseudocrítico ( $T=384.9^{\circ}\text{C}$ ), la ecuación de Dittus-Boelter presenta un pico de  $43.7 \text{ kW/m}^2\text{K}$  en el coeficiente de transferencia de calor, casi el doble que el presente a temperaturas menores (temperatura de entrada al canal 1  $\approx 310^{\circ}\text{C}$ ) y casi tres veces más grande a temperaturas mayores (temperatura de salida del canal 1  $\approx 390^{\circ}\text{C}$ ). Dicho comportamiento muestra claramente que, debido a las variaciones en las propiedades termofísicas, el coeficiente de transferencia de calor varía fuertemente cerca de la línea pseudocrítica (ver apartado 2.2.2).

Las Figura 4.3, 4.4, 4.5 y 4.6 muestran los perfiles axiales de temperatura del combustible, del gap, del encamisado (pared) y del refrigerante, respectivamente, a través de cada canal equivalente del núcleo. En la Figura 4.3 se observa que la temperatura pico del combustible (aproximadamente  $1520 \text{ K}$ ) se presenta en el canal 1 a  $0.8 \text{ m}$  de altura. En la Figura 4.4 se muestran las temperaturas del espacio (gap) entre el combustible y el encamisado, en el cual

se observa que la temperatura máxima del gap se localiza en el canal 3 a una altura aproximada de 3.5 m y que sus temperaturas son menores a las presentes en el combustible, como era de esperarse (ver Figura 2.13), por ejemplo, la caída radial de la temperatura pico del combustible, en el canal 1, es de aproximadamente 700 K, correspondiente a la temperatura máxima del gap de 820 K. Además, las máximas temperaturas del gap se presentan en el canal 3 debido a que en ese canal, las temperaturas del refrigerante y del encamisado son las más altas.

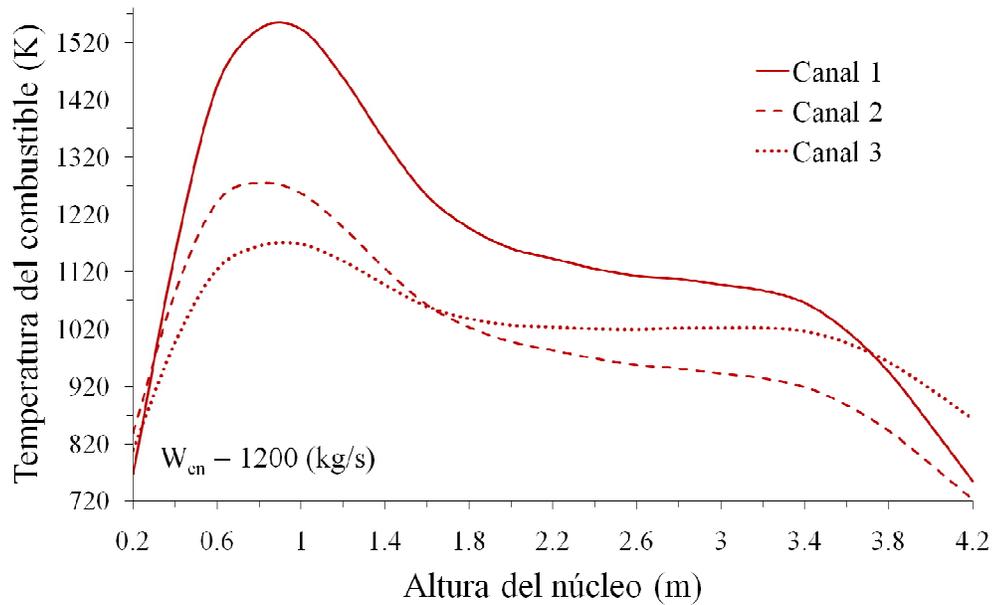


Figura 4.3. Distribución axial de temperatura pico del combustible.

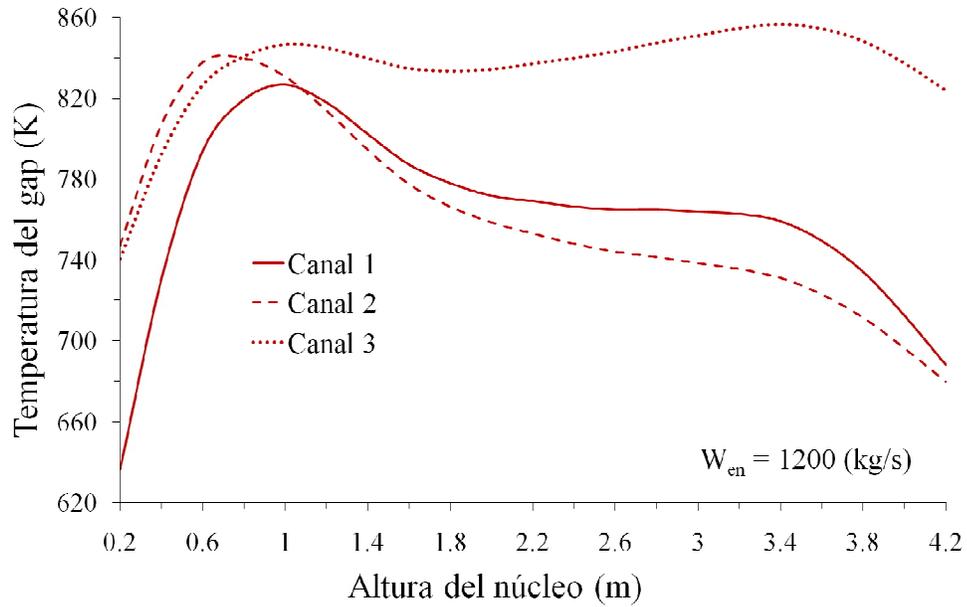


Figura 4.4. Distribución axial de temperatura del gap.

En las Figuras 4.5 y 4.6 se observa que el incremento en las temperaturas del encamisado y del refrigerante, en cada canal es notable, por ejemplo, en el caso de las temperaturas del encamisado, en el canal 1, la temperatura se incrementa 74.4 K, teniendo en la parte superior 665.7 K; en el canal 2, su incremento es de 52.1 K con una temperatura de 717.8 K en la parte inferior y en el canal 3 se incrementa 94 K con 811.8 K en el extremo superior. En el caso de la distribución de temperaturas del refrigerante, en el canal 1, 2 y 3, los incrementos en su temperatura son de 80.5 K, 48.9 K y 94.6 K, respectivamente, resultando la temperatura de salida del canal 3 de 807 K, ver Figura 4.1.

En la Figura 4.6 se aprecia claramente que la temperatura del refrigerante de salida del canal 1 es la temperatura de entrada del canal 2, y que su temperatura de salida es la temperatura de entrada del canal 3.

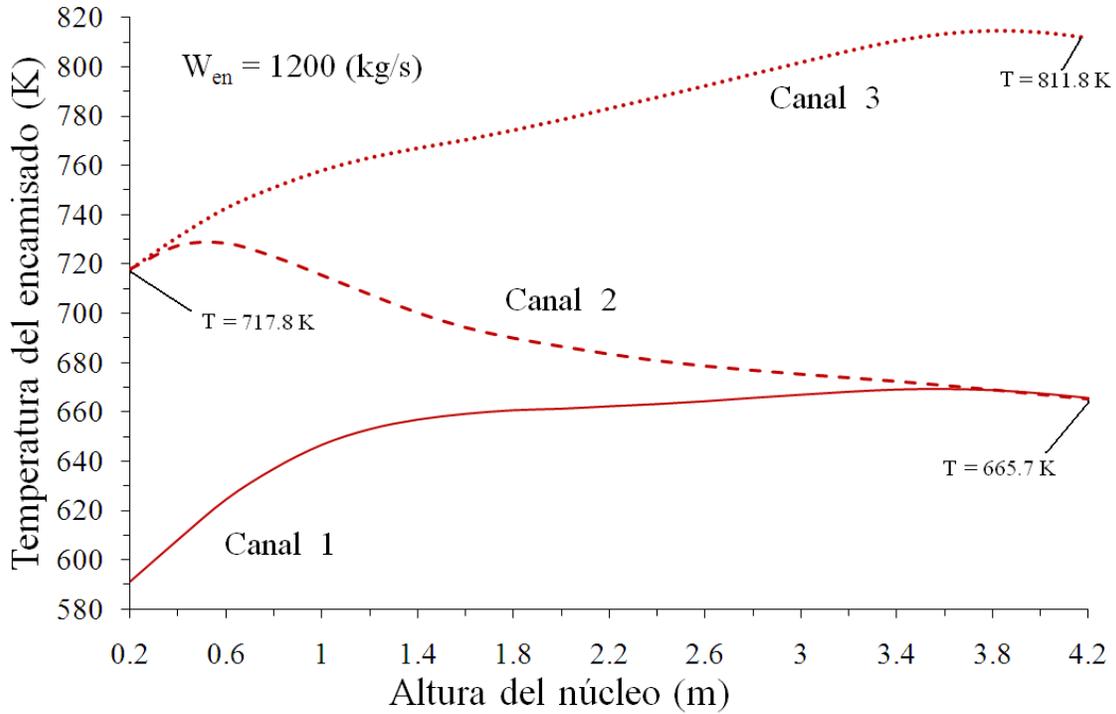


Figura 4.5. Distribución axial de temperatura del encamisado.

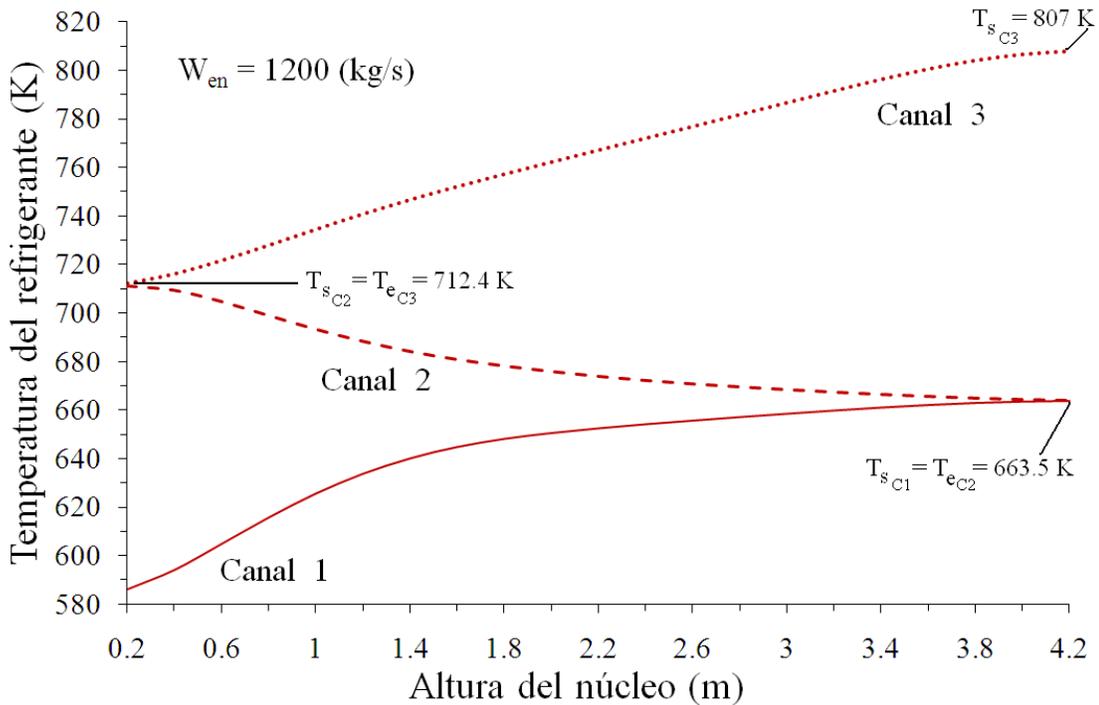


Figura 4.6. Distribución axial de temperatura del refrigerante.

#### 4.2.2 Perfil de temperaturas para distintos flujos máscicos de entrada.

Se seleccionaron 21 flujos máscicos de entrada, de 700 a 1700 kg/s para analizar la influencia del flujo de entrada en la distribución de temperaturas del refrigerante, del encamisado, del gap y del combustible para los 3 canales equivalentes.

Primero se seleccionaron 5 flujos máscicos de entrada, representativos, de los 21 flujos totales analizados. En la Figura 4.7 los resultados numéricos indican que para 800 kg/s la distribución de temperaturas tiene los valores más grandes, comparados con el resto de los flujos de entrada, produciendo un cambio relativamente grande en las temperaturas del canal 3 que es el canal más caliente del núcleo. La temperatura máxima para 800 kg/s es de 1115.5 K y de 703.4 K para 1600 kg/s.

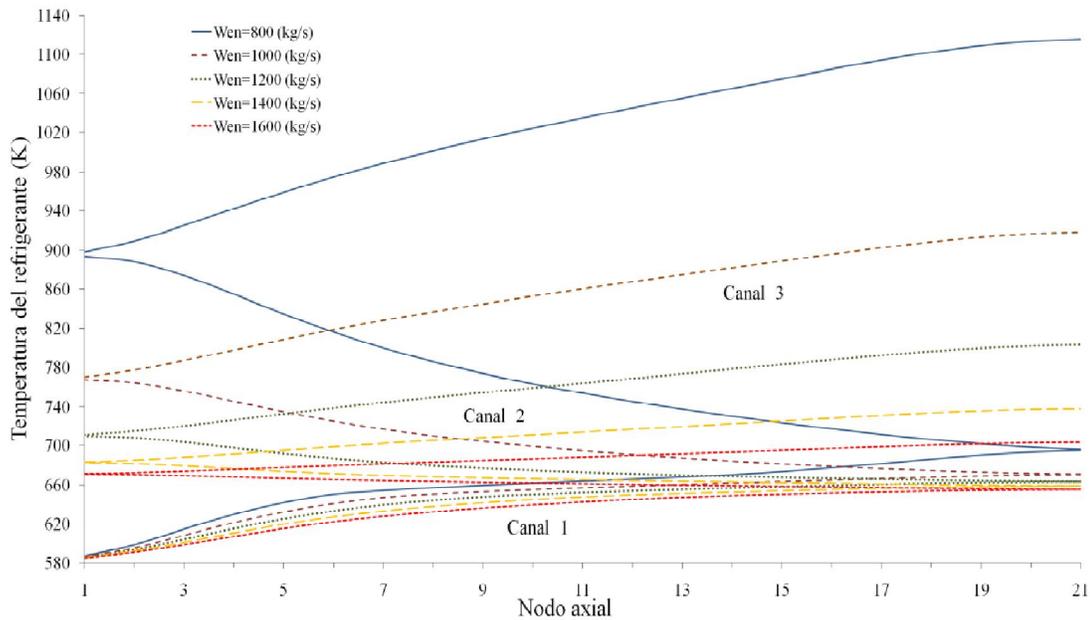


Figura 4.7. Distribución axial de temperatura para 5 flujos de entrada representativos en los tres canales equivalentes del núcleo.

De acuerdo a las gráficas de la Figura 4.7, se observa que la variación en las temperaturas del canal 1, correspondientes a cada flujo de entrada, es mínima y que tal diferencia se incrementa en el canal 2 y es máxima en el canal 3. Por lo tanto, se concluye que la variación

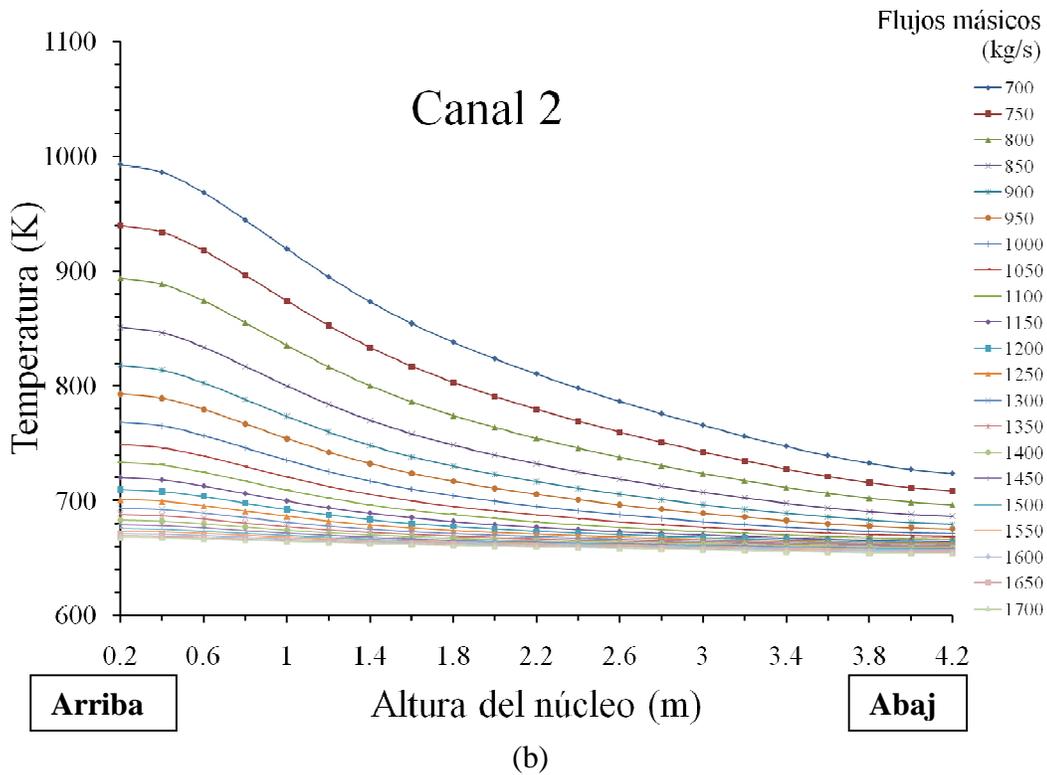
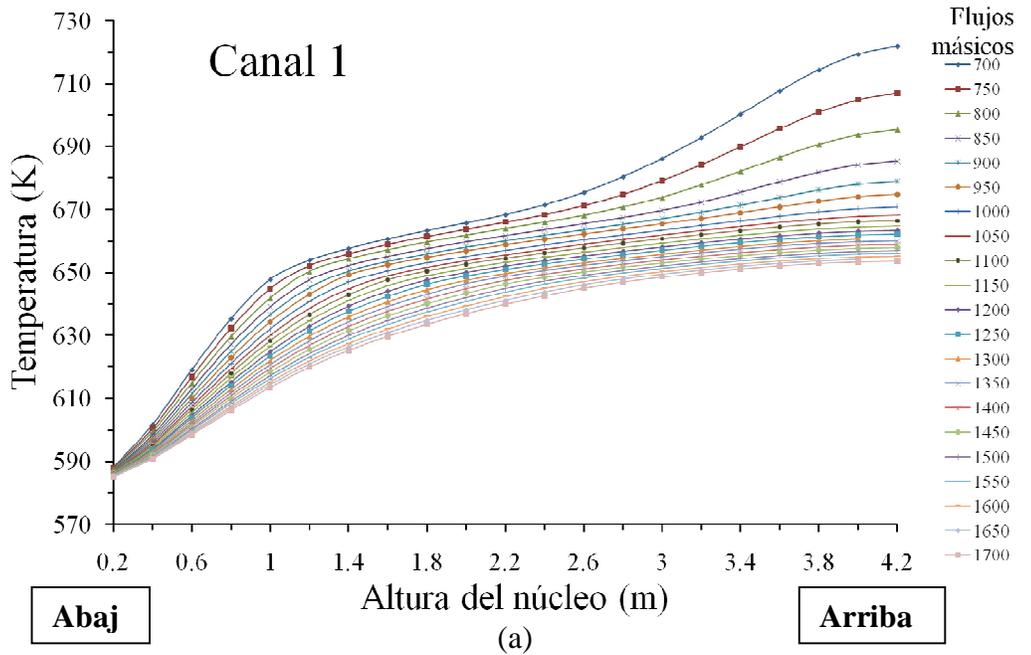
axial de temperatura del refrigerante en cada canal es más pronunciada con flujos de alimentación menores; esto es debido a que se extrae menos calor a flujos bajos, mientras que cuando el flujo es alto los incrementos de temperatura del refrigerante son menores, dado que la masa de agua permanece menos tiempo en contacto con las barras combustibles y por lo tanto extrae menos calor.

En la Figura 4.8 se presentan las distribuciones de temperatura del refrigerante para diferentes flujos máscicos de entrada, desde 700 hasta 1700 kg/s. De los perfiles se observa que la transferencia de calor mejora cuando los flujos máscicos se incrementan, evitando que se presenten zonas donde la temperatura del refrigerante sea demasiado elevada, reduciendo así los choques térmicos provocados por grandes incrementos de temperatura en cada canal.

En las Figuras 4.8a, 4.8b y 4.8c se presentan los perfiles de temperaturas en cada canal para los 21 flujos máscicos de entrada seleccionados y para una presión de 25 MPa. De las gráficas se observa que el mayor incremento en la temperatura de salida, dependiente de los flujos de entrada, es en el canal 3; con 700 kg/s la temperatura se eleva a 1253.4 K, es decir 567.1 K mayor que la temperatura de salida cuando el flujo máscico de alimentación es 1700 kg/s. Además, para el canal 3 a 700 kg/s se presenta un incremento de temperatura de 255.6 K y para 1700 kg/s el incremento es de 18 K. De lo anterior concluimos que para el modelo del reactor en 3 etapas del HPLWR, cuanto más bajo es el flujo máscico mayor es el incremento de temperatura del refrigerante en cada canal. Para flujos inferiores a 1200 kg/s se podría generar zonas calientes y poner en riesgo la estabilidad estructural del encamisado con temperaturas de 893.15 K; y en el caso de flujos superiores a 1200 kg/s, se presenta lo opuesto, es decir, no se alcanzan las temperaturas de salida requeridas para el proceso, 100 K por debajo de la temperatura de salida deseada de 807 K.

Del análisis realizado se recomienda utilizar flujos de entrada entre 1150 kg/s ( $T_{salC3} = 551\text{ °C} = 824.15\text{ K}$ ) y 1300 kg/s ( $T_{salC3} = 492\text{ °C} = 765.15\text{ K}$ ), para mantener las temperaturas requeridas para el funcionamiento adecuado del ciclo termodinámico del HPLWR.

Cabe aclarar que en el canal 2, la distribución de temperaturas es al revés, debido a que al ser flujo descendente el nodo 1 es el nodo 21 de los canales 1 y 3, y el nodo 21, el nodo 1 de los canales ascendentes.



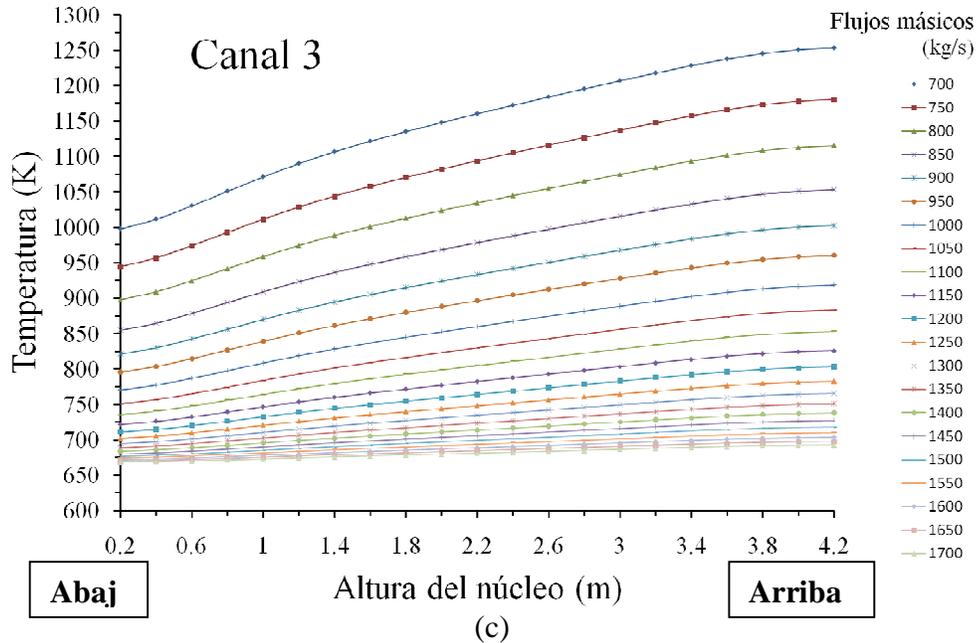


Figura 4.8. Distribución axial de temperatura del refrigerante para diferentes flujos de entrada en: a) canal 1, b) canal 2 y c) canal 3.

### 4.3. Análisis termohidráulico a diferentes presiones y flujos máscicos de entrada.

En las Figuras 4.9 a 4.16 se presentan las gráficas de los resultados a diferentes presiones (de 22 a 28 MPa en intervalos de 2 MPa). De acuerdo a las gráficas obtenidas se observa que el comportamiento axial de las temperaturas del gap y del combustible en los tres canales no varía significativamente. Sin embargo, se destaca el efecto de incremento axial de las temperaturas del refrigerante y del encamisado de los tres canales para la presión por debajo de la presión crítica (22.064 MPa). Para la presión de 22MPa, la temperatura de salida del canal 3 (temperatura de salida del núcleo) es de 900.8 K, es decir, 93.8 K superior a la temperatura a 25MPa. Para presiones de 24, 26 y 28 MPa, las temperaturas son menores a las obtenidas a la presión de referencia de 25 MPa, de 77.4 K, 47.7 K, 24.6 K, respectivamente. En el apartado 4.3.2 se discutirá la variación en la distribución de temperaturas para diferentes presiones.

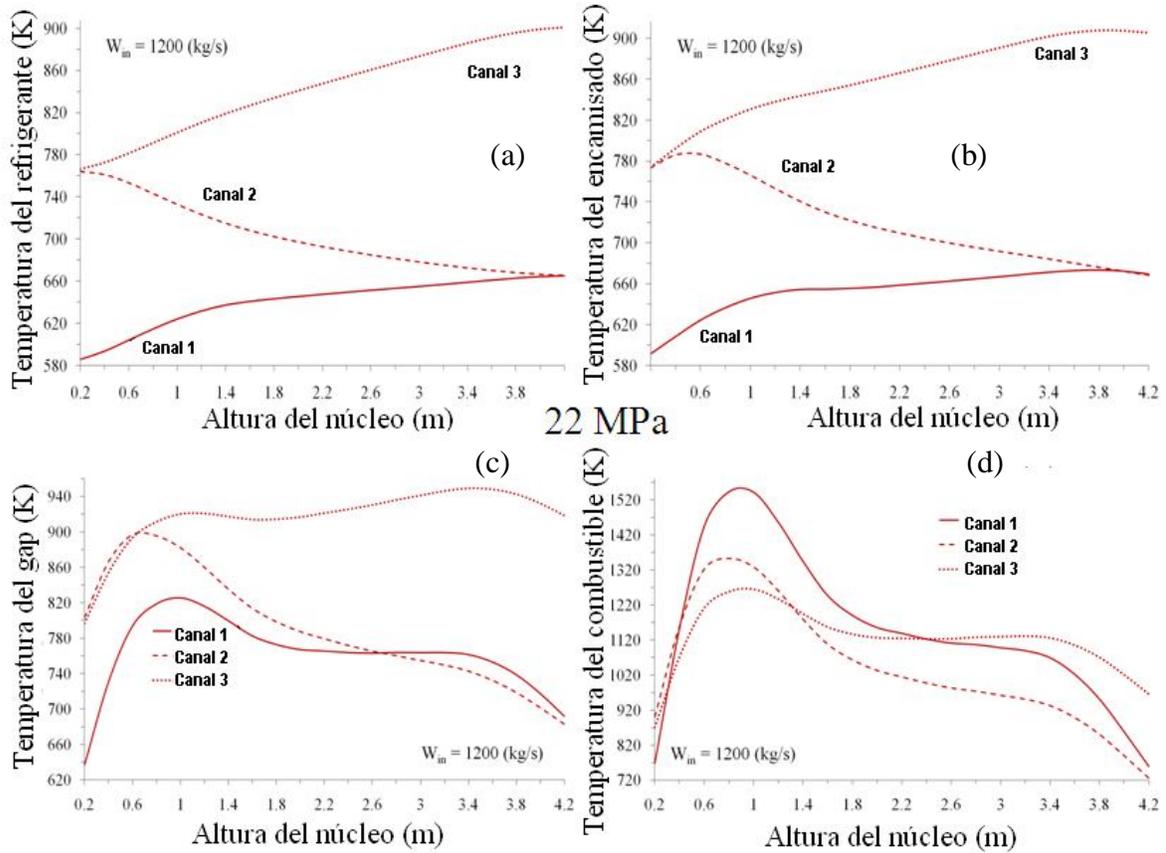


Figura 4.9. Distribución axial de temperaturas a 22 MPa del: a) refrigerante para un flujo másico de entrada al núcleo de 1200 kg/s; b) encamisado; c) gap y d) del pico de combustible.

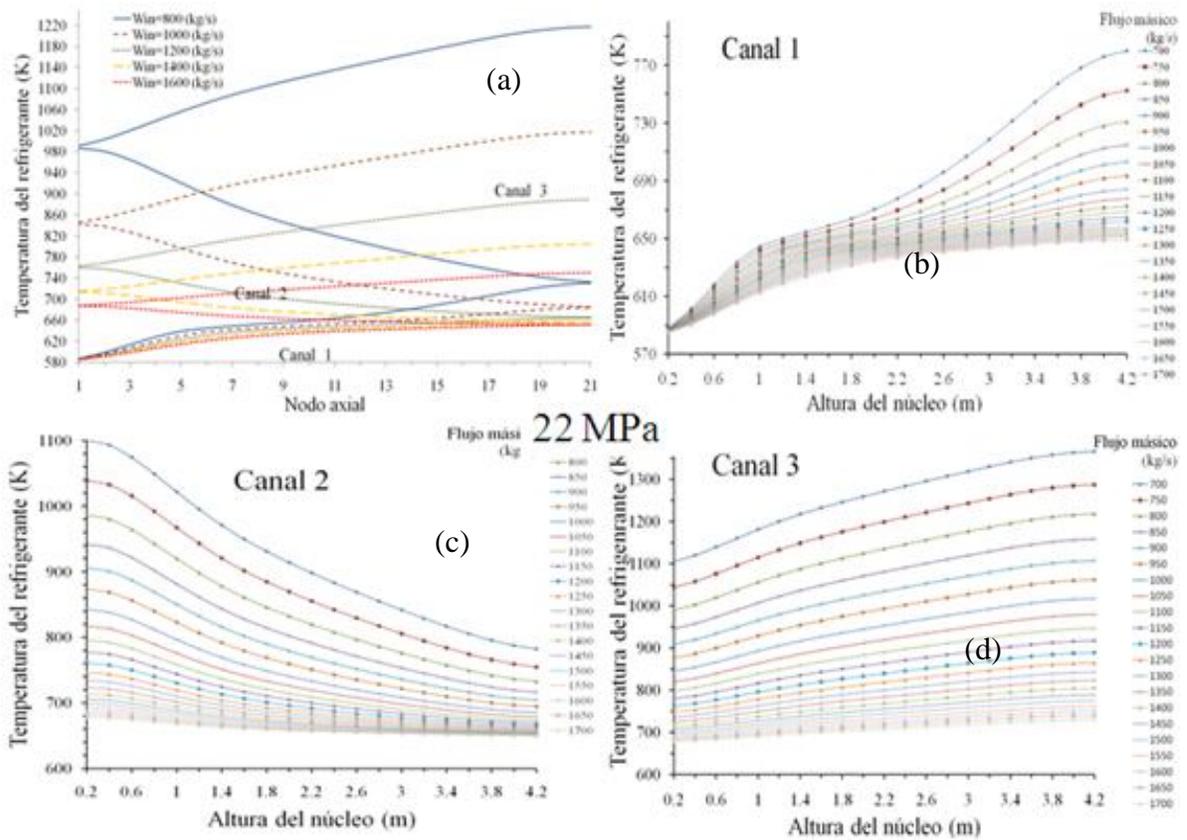


Figura 4.10. Distribución axial de temperaturas para diferentes flujos másicos de entrada a 22 MPa: a) en los tres canales para los flujos más representativos; b) canal 1, c) canal 2; d) canal

3.

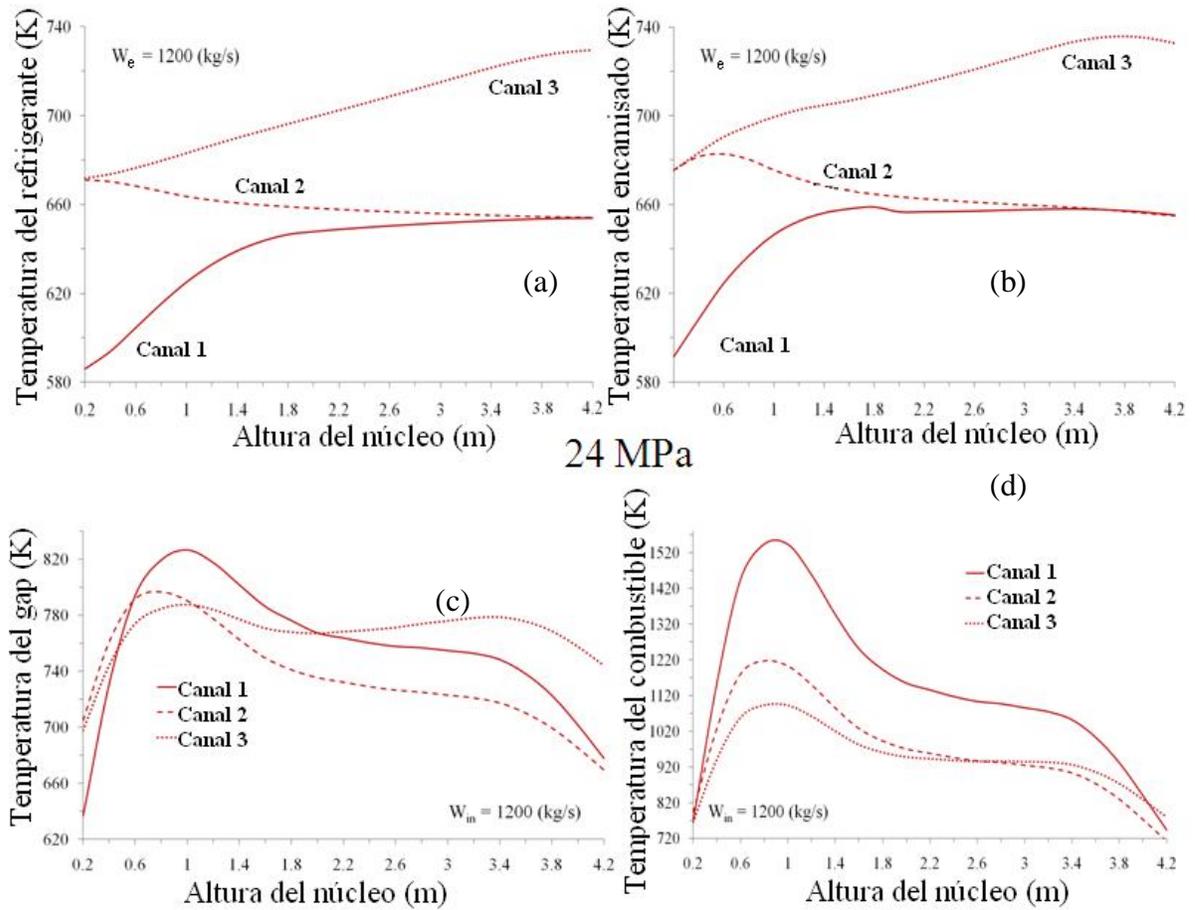


Figura 4.11. Distribución axial de temperaturas a 24 MPa del: a) refrigerante para un flujo másico de entrada al núcleo de 1200 kg/s; b) pared; c) gap y d) pico del combustible.

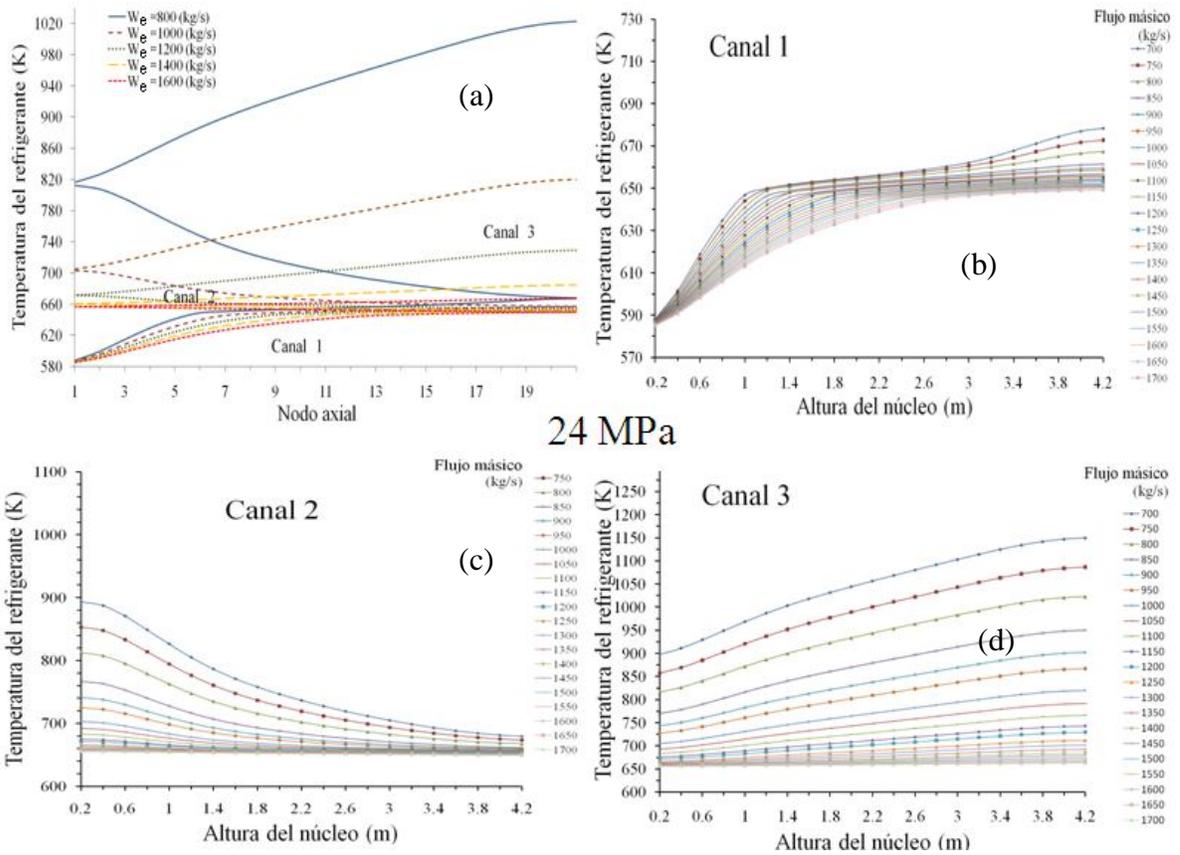


Figura 4.12. Distribución axial de temperaturas para diferentes flujos másicos de entrada a 24 MPa: a) en los tres canales para los flujos más representativos; b) canal 1, c) canal 2; d) canal

3.

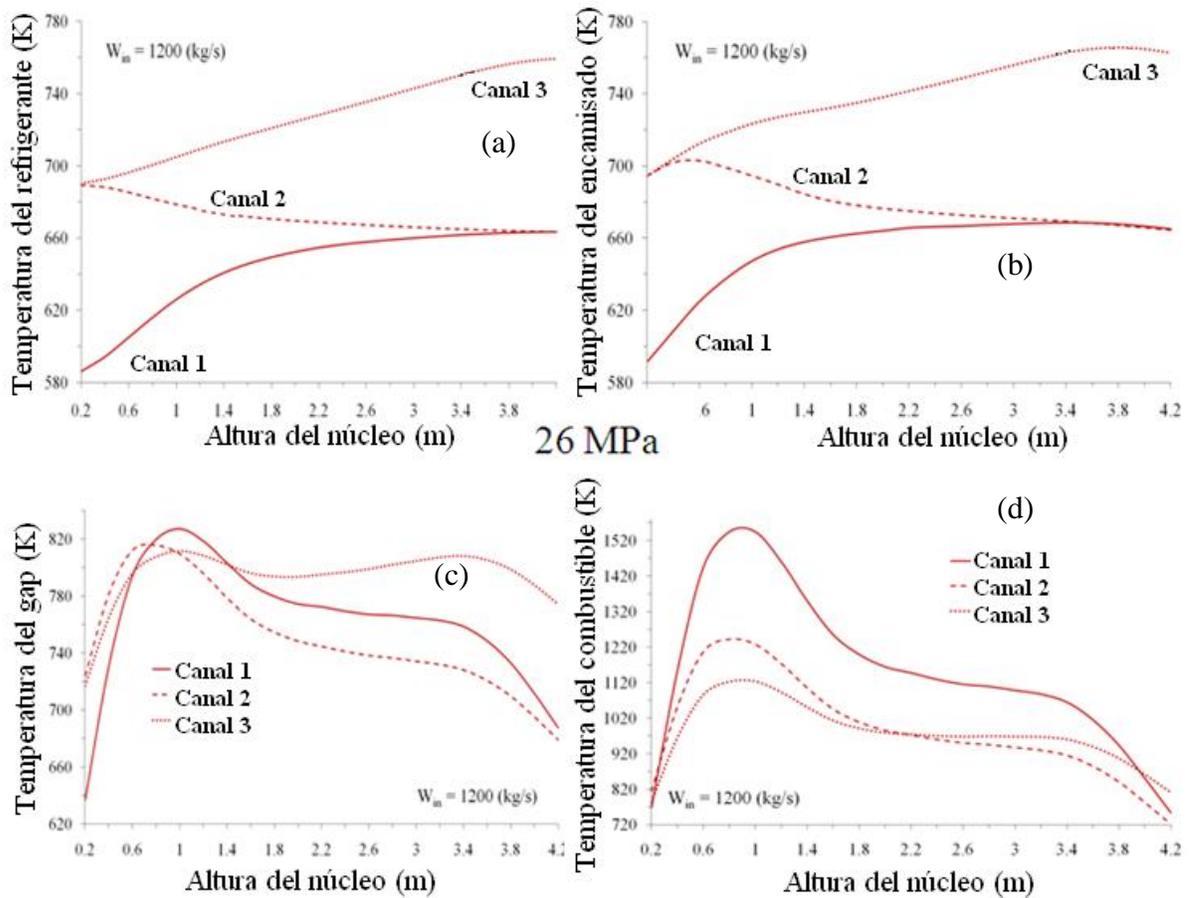


Figura 4.13. Distribución axial de temperaturas a 26 MPa de: a) refrigerante para un flujo másico de entrada al núcleo de 1200 kg/s; b) pared; c) gap y d) pico del combustible.

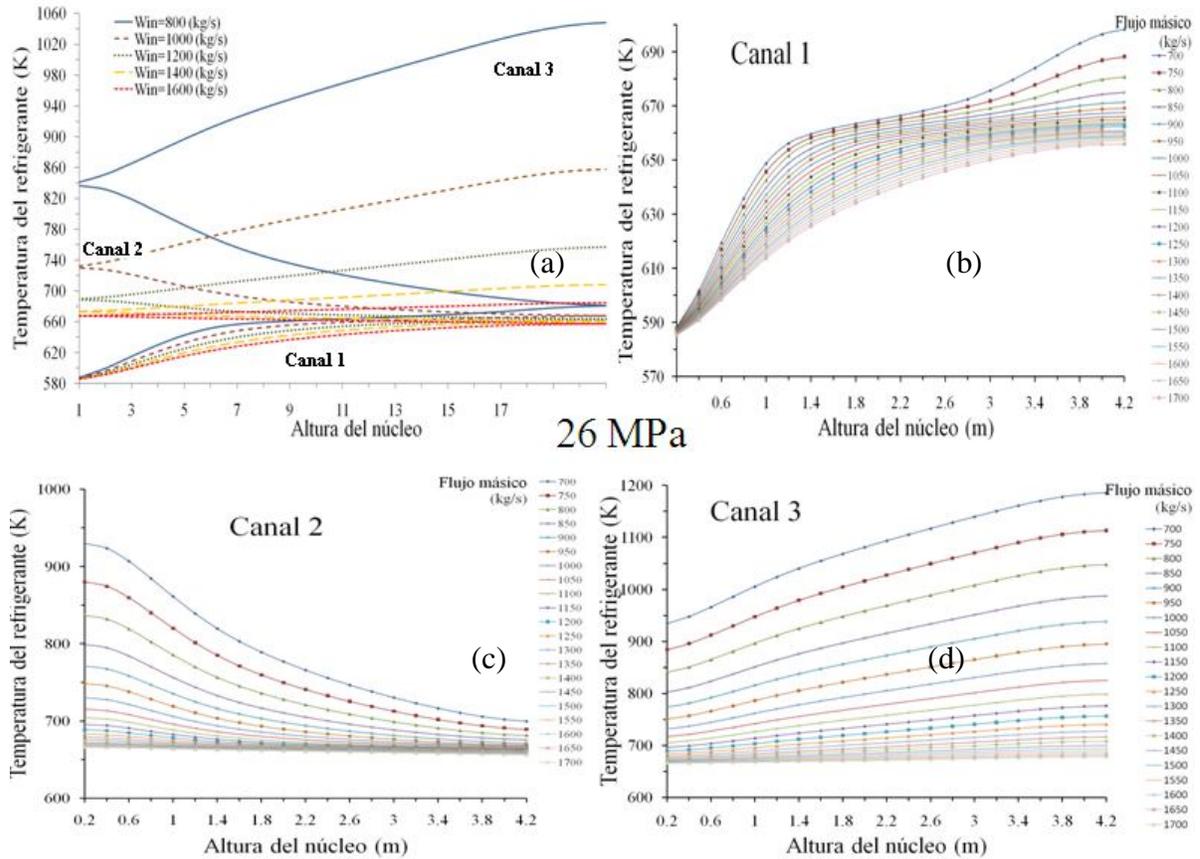


Figura 4.14. Distribución axial de temperaturas para diferentes flujos másicos de entrada a 26 MPa: a) en los tres canales para los flujos más representativos; b) canal 1, c) canal 2; d) canal

3.

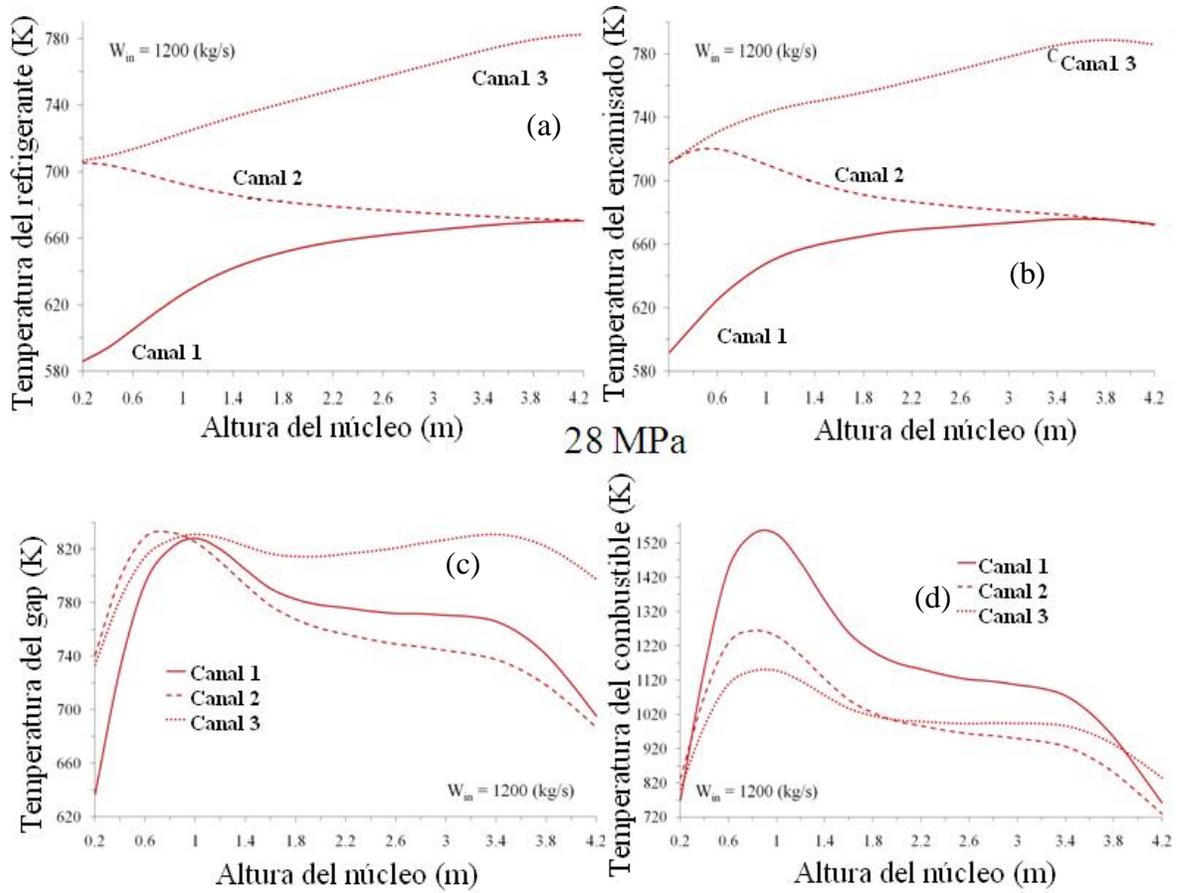


Figura 4.15. Distribución axial de temperaturas a 28MPa de: a) refrigerante para un flujo másico de entrada al núcleo de 1200 kg/s; b) pared; c) gap y d) pico del combustible.

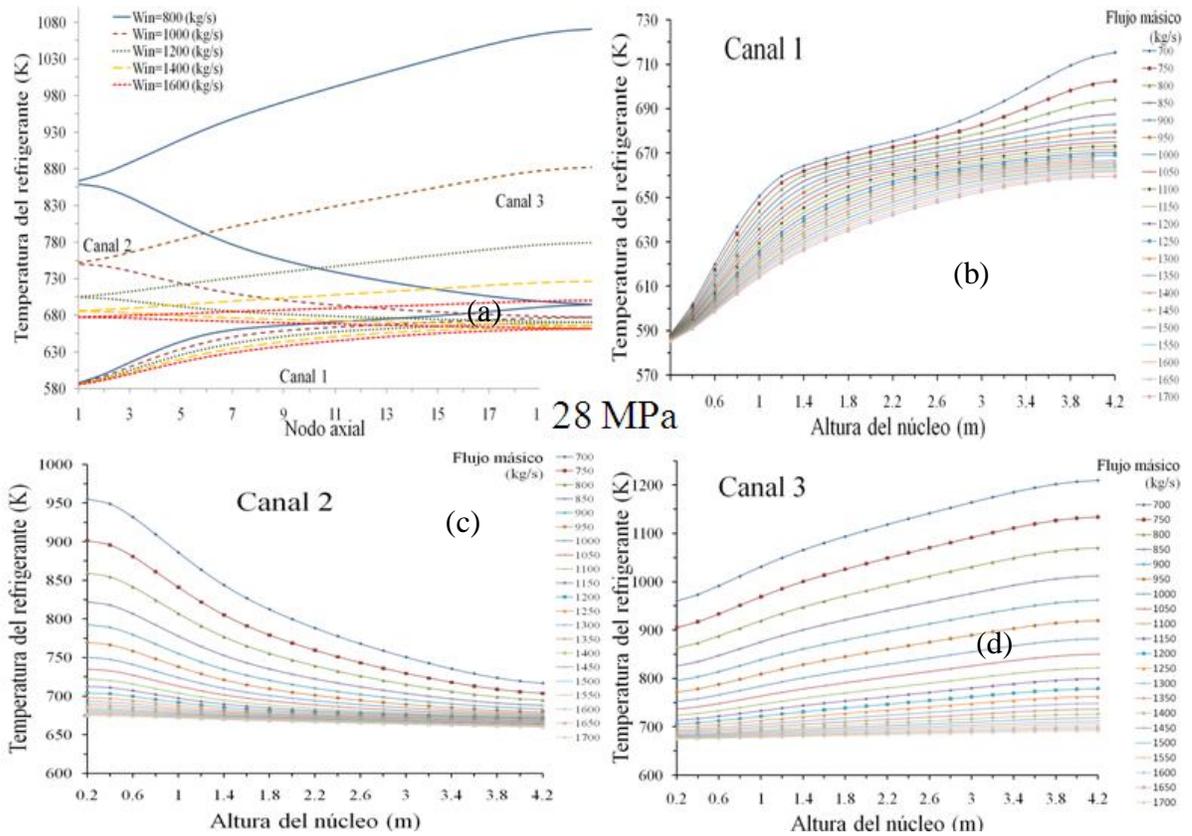


Figura 4.16. Distribución axial de temperaturas para diferentes flujos másicos de entrada a 28 MPa: a) en los tres canales para los flujos más representativos; b) canal 1, c) canal 2; d) canal

3.

### 4.3.1. Análisis de resultados para un flujo másico de entrada de 1200 kg/s a diferentes presiones.

En la Tabla 4.1, se presentan los valores de las temperaturas de salida del refrigerante y de las temperaturas máximas del encamisado, del gap y del combustible en los tres canales, para presiones que varían desde 21 a 30 MPa para un flujo de entrada fijo de 1200 kg/s.

Tabla 4.1. Valores representativos para presiones entre 21 y 30 MPa.

PRESIÓN (MPa)	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
<b>Tsalida del refrigerante (K)</b>										
Canal 1	644.9	665.8	656.7	654	<b>663.5</b>	663.5	665.9	670.8	673.3	675.9
Canal 2	671.6	766.4	709.8	671.8	<b>712.4</b>	690.1	698	706.4	707.8	712.3
Canal 3	754.1	900.8	812.9	729.6	<b>807</b>	759.3	770.3	782.4	780.2	784.6
<b>Tmáx del encamisado (K)</b>										
Canal 1	652.9	673.2	663.1	658.9	<b>665.2</b>	668.3	671.8	675.7	679.5	682.8
Canal 2	687.8	792.3	729.9	683.3	<b>731.2</b>	703.9	712.4	720	722.2	726.8
Canal 3	761.2	907.8	819.9	735.8	<b>811.8</b>	765.7	776.6	788.7	786.4	790.7
<b>Tmáx del gap (K)</b>										
Canal 1	824.9	825.5	828.2	826.4	<b>826.8</b>	827.2	827.6	825.2	830.6	831
Canal 2	798.2	893.5	836.5	796.7	<b>840.8</b>	815.5	823.7	829	833.4	837.6
Canal 3	803.7	948.2	861.7	787.4	<b>856.6</b>	811.5	820.9	831.1	830.8	835.2
<b>Tmáx del combustible (K)</b>										
Canal 1	1541.9	1542.4	1542.9	1543.3	<b>1543.8</b>	1544.2	1544.9	1545.5	1546	1546.6
Canal 2	1188.4	1352.7	1273.5	1179.9	<b>1275.3</b>	1242	1252.6	1229	1265.3	1270.7
Canal 3	1070.6	1264.7	1166.7	1092.9	<b>1165.2</b>	1122.5	1096.5	1108.5	1108.6	1113.8
<b>HTC máximo (kW/m<sup>2</sup>K)</b>										
Canal 1	74.04	73.4	53.7	43.6	<b>43.7</b>	42.9	52.8	56.11	45.5	37.6
Canal 2	13.9	16.8	14.3	21.05	<b>15.9</b>	18.8	18.04	17.4	20.06	12.9
Canal 3	10.78	11.6	11.3	13.7	<b>11.8</b>	12.9	12.5	12.2	13.3	10.97

De los valores presentados en la Tabla 4.1, nos percatamos que a presiones mayores a 25 MPa, las temperaturas de salida del refrigerante y las temperaturas máximas del encamisado y del gap son menores a las presentes a 25 MPa (presión de diseño del HPLWR) y que para presiones menores y cercanas a la presión crítica (22.064 MPa), dichos valores son mayores. De las gráficas presentadas en las Figuras 4.17 y 4.18 nos percatamos que existen dos picos en 22 y en 25 MPa, dicho comportamiento se debe a las propiedades termofísicas en esas presiones, como se puede observar en la Figura 4.19 donde se muestran los resultados del número de Prandtl ( $C_p \mu/k$ ) para la presión crítica y para 25 MPa.

De acuerdo a la Figura 4.19, se observa en las Figuras 4.17 y 4.18 que el pico obtenido a 25 MPa es más pequeño que el presente a 22 MPa (presión muy cercana a la crítica). Por otro

lado, debido a que los valores de la temperatura pico del combustible permanecen casi constante para las 10 presiones analizadas, se considera que dicha temperatura es una variable independiente de la presión. Específicamente, para el canal 1, los cambios en la temperatura pico del combustible son prácticamente nulos. Además, de las Figuras 4.17 y 4.18 se observa que las temperaturas generadas en el canal 1, no varían significativamente con los cambios en la presión, a diferencia de las presentes en el canal 2 y 3, como era de esperarse, por las temperaturas que tienen dichos canales.

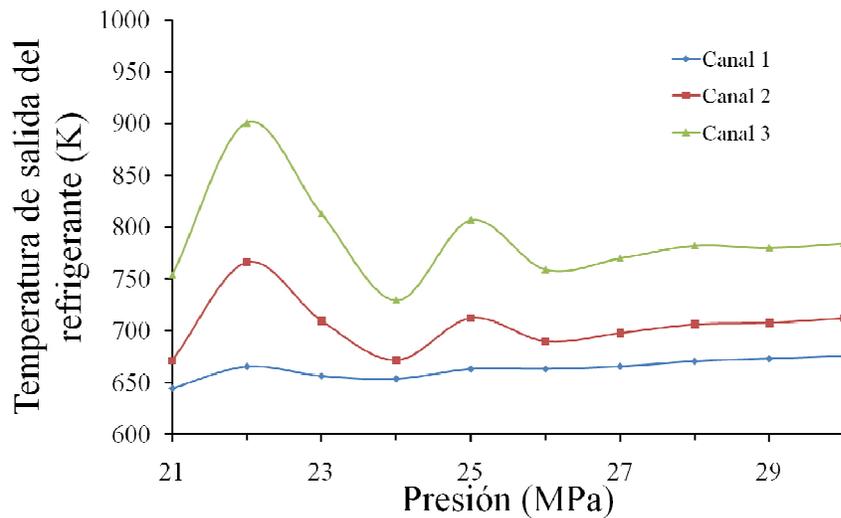


Figura 4.17. Temperatura de salida del refrigerante en función de la presión.

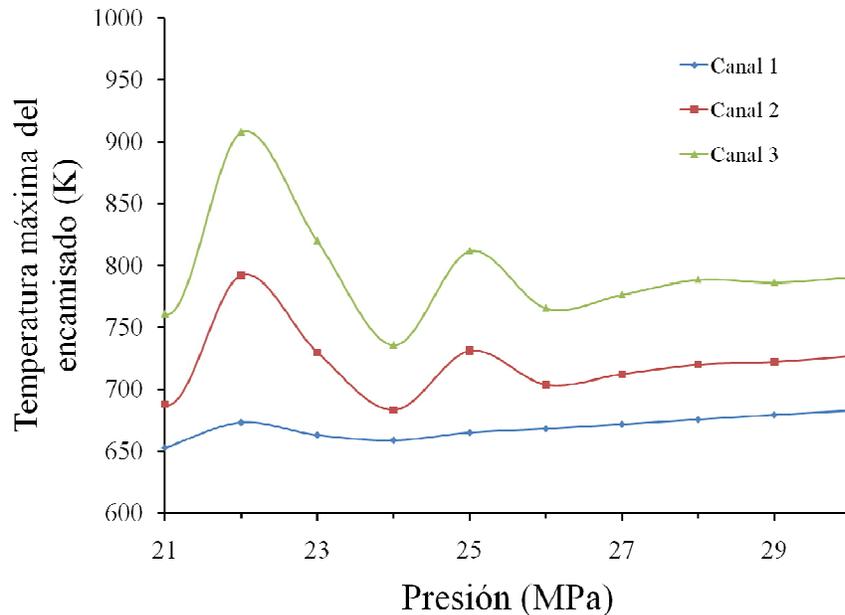


Figura 4.18. Temperatura máxima del encamisado en función de la presión del refrigerante.

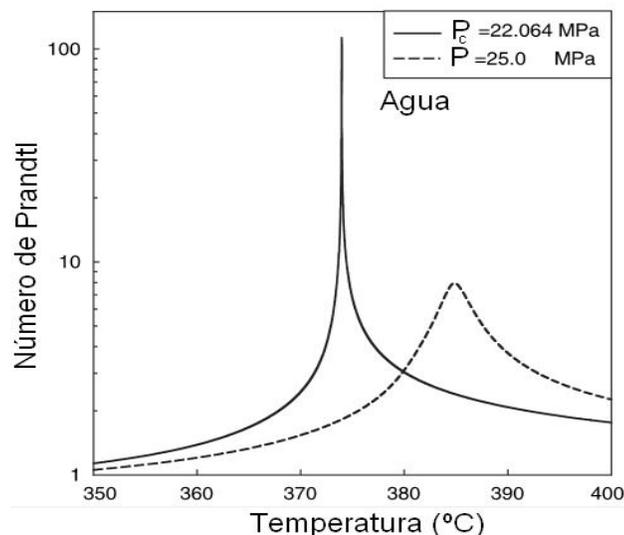


Figura 4.19. Número de Prandtl en función de la temperatura para la presión crítica ( $P_c$ ) y para 25 MPa (Pioro y Duffey<sup>71</sup>, 2007)

En lo referente al coeficiente de transferencia de calor obtenido de cada canal, nos percatamos que los valores máximos se presentan en las presiones más cercanas al punto crítico, es decir, a 21 y 22 MPa, como lo había determinado previamente Roelofs<sup>72</sup> (2004). Para 25 MPa, las gráficas que representan los coeficientes de transferencia de calor son las mostradas en la Figura 4.2.

#### 4.3.2. Análisis de resultados para diferentes presiones y flujos másicos de entrada.

En la Tabla 4.2 y en la Figura 4.20 se presentan los resultados de la temperatura máxima del refrigerante en los tres canales para 6 presiones, 22, 24, 25, 26, 28 y 30 MPa, y para 5 flujos de entrada (800, 1000, 1200, 1400 y 1600 kg/s) representativos.

Se recuerda que el pico mostrado en las gráficas de la Figura 4.20 se debe al comportamiento exótico de las propiedades termofísicas del agua supercrítica a 25 MPa (ver Figura 4.19).

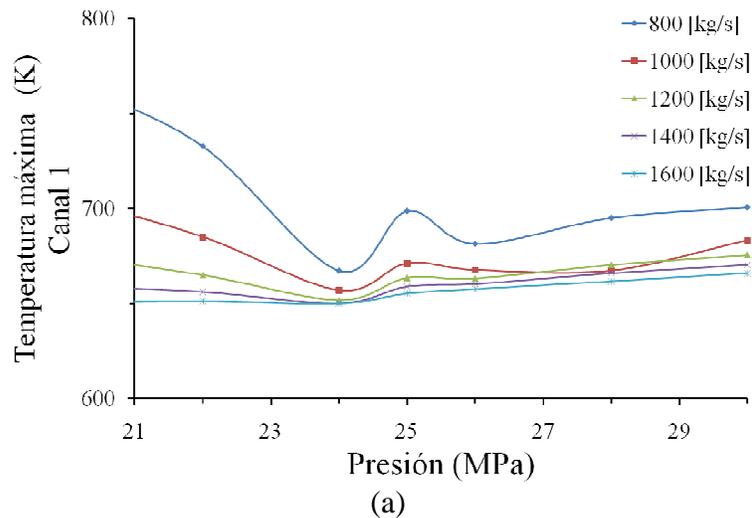
<sup>71</sup> Pioro, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.

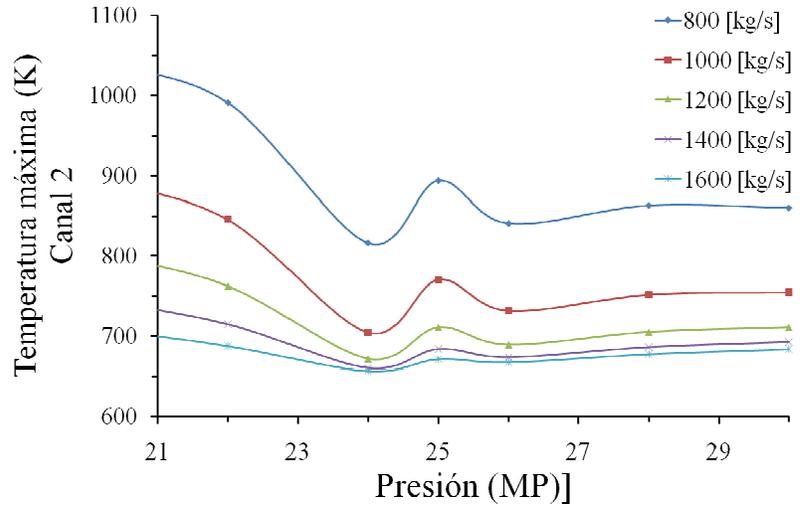
<sup>72</sup> Roelofs, F., 2004. CFD Analyses of heat transfer to supercritical water flowing vertically upward in a tube. NRG. 21 353/04~60811/P

Tabla 4.2. Temperatura máxima del refrigerante a diferentes flujos de entrada.

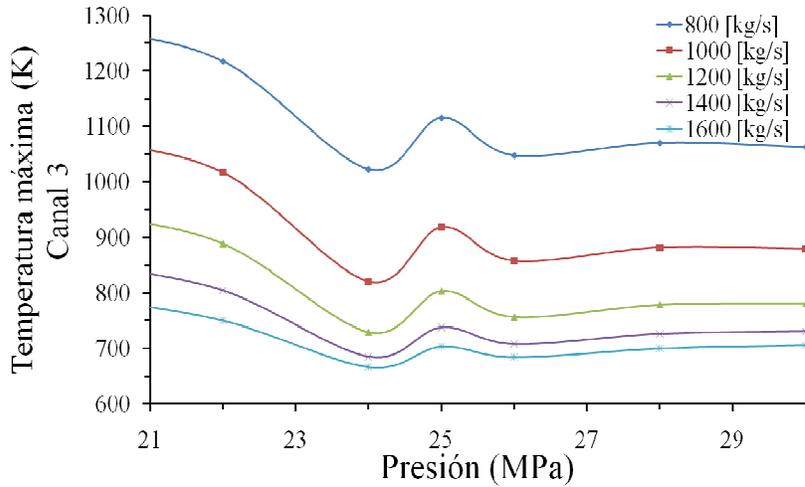
PRESIÓN (MPa)	22	24	25	26	28	30
<b>T máxima (K) a 800 (kg/s)</b>						
Canal 1	732.8	667.3	<b>698.7</b>	681.4	695.1	700.7
Canal 2	990.9	816.2	<b>893.8</b>	840.6	863.1	860.1
Canal 3	1217.8	1022.9	<b>1115.47</b>	1047.7	1070.4	1062.9
<b>T máxima (K) a 1000 (kg/s)</b>						
Canal 1	685.1	656.9	<b>671.2</b>	667.7	667.3	683.3
Canal 2	845.7	704.9	<b>770.6</b>	732	752.2	755
Canal 3	1017.4	820.4	<b>918.47</b>	857.8	882.2	879.7
<b>T máxima (K) a 1200 (kg/s)</b>						
Canal 1	665.1	651.8	<b>663.5</b>	663.3	670.5	675.6
Canal 2	762.6	671.9	<b>712.4</b>	689.4	705.4	711.3
Canal 3	888.9	729.4	<b>807</b>	756.6	778.9	781.4
<b>T máxima (K) a 1400 (kg/s)</b>						
Canal 1	656.2	650.2	<b>659</b>	660.4	666.04	670.5
Canal 2	715	660.3	<b>683.7</b>	673.5	686.14	692.5
Canal 3	804.7	684.9	<b>738.03</b>	707.9	726.6	731.3
<b>T máxima (K) a 1600 (kg/s)</b>						
Canal 1	651.3	650.1	<b>655.3</b>	657.6	661.7	665.9
Canal 2	687.9	656.8	<b>671.5</b>	667.6	677.6	683.7
Canal 3	750.4	667.3	<b>703.4</b>	684.6	700.2	705.98

De acuerdo a los resultados de la Tabla 4.2, se concluye que, para flujos 1200 kg/s, las temperaturas máximas del refrigerante no presentan picos que superen la temperatura máxima del encamisado.





(b)



(c)

Figura 4.20. Temperatura máxima del refrigerante en función de la presión para (a) el canal 1, (b) canal 2 y (c) canal 3.

Cabe aclarar que en el canal 1 no se alcanzan temperaturas que afecten la estabilidad del encamisado, ya que ninguna de ellas supera los 893 K (620 °C). Sin embargo, en el canal 2 y en el canal 3 para flujos máscicos de entrada de 800 kg/s y para 800 y 1000 kg/s, respectivamente, la temperatura pico del refrigerante a 25 MPa (presión de referencia) sí supera la temperatura máxima del encamisado. Por lo tanto, con los resultados analizados previamente respecto a las distribuciones de las temperaturas a diferentes flujos de entrada y los del apartado actual, concluimos que, para el reactor HPLWR, no se recomienda utilizar flujos de entrada menores de 1150 kg/s, por lo explicado con anterioridad.

#### **4.4. Transitorio provocado por reducción de potencia en el núcleo en tres etapas.**

Debido a que no existe ningún reactor HPLWR construido, aún se requieren de muchas pruebas, por lo tanto, para explorar el comportamiento termohidráulico del núcleo ante un transitorio por disminución de potencia se presentan a continuación los resultados de dos transitorios generados por reducción de potencia del 50% y del 75% (25% de potencia), en el núcleo en tres etapas. Para ambos casos se consideró sólo el flujo másico de entrada de referencia (1200 kg/s). La disminución de potencia se llevó a cabo al modificar manualmente sus valores en los tres canales equivalentes modelados, sólo con el propósito de aprender más del funcionamiento de un reactor enfriado con agua supercrítica y observar el efecto que las propiedades termofísicas del agua en estado supercrítico tienen sobre comportamiento del núcleo del reactor.

Las pruebas presentadas son pruebas unitarias de verificación para analizar la respuesta del núcleo sin retroalimentación a cambios en la potencia.

##### **4.4.1 Flujo de calor normalizado**

El flujo de calor normalizado que se presenta en las Figuras 4.21 y 4.22 se obtiene del calor removido por el refrigerante entre la potencia generada en el canal respectivo.

##### **4.4.1.1. Flujo de calor normalizado por disminución de potencia del 75%.**

Los efectos del flujo de calor normalizado ante un transitorio por disminución de potencia del 75 % se presentan en la Figura 4.21. En la Figura 4.21 se observa que el flujo de calor normalizado es diferente en los tres canales, es decir, en el tiempo cero, el calor generado en el canal 1 es mayor en casi un 60% al canal 2 y un 75% mayor respecto al canal 3. El hecho de que el flujo de calor disminuya del canal 1 al canal 3, se debe a que cada canal tiene diferente número de varillas, 26,280, 17,280 y 12,600 para los canales 1, 2 y 3,

respectivamente, lo cual modifica los valores del área de transferencia de calor en cada canal y por ende, el calor removido por el refrigerante. Además, la generación de calor no es uniformemente repartida pues la distribución de potencia no es plana ni en la dirección radial ni en la axial. El desfaseamiento en las gráficas indica que los flujos de cada canal tienen un perfil de calentamiento distinto durante el transitorio. Cuando el flujo de calor normalizado alcanza nuevamente el estado estacionario, se presenta una disminución del 88% en los tres canales. Sin embargo, cabe destacar que los tres canales llegan a dicho estado a diferentes tiempos, es decir, el canal 1 llega al estado estacionario a los 48 segundos de iniciado el transitorio, el canal 2 a los 32 segundos y el canal 3 a los 37 segundos, lo cual nos indica que los tres canales tienen una dinámica diferente. Además, el canal 1 presenta un incremento de 1% en el flujo de calor normalizado a los cinco segundos de haberse iniciado el transitorio mientras que los canales 2 y 3 presentan un pico de 82% del flujo a los 5 segundos, y un pico de 67% del flujo a los 18 segundos, respectivamente.

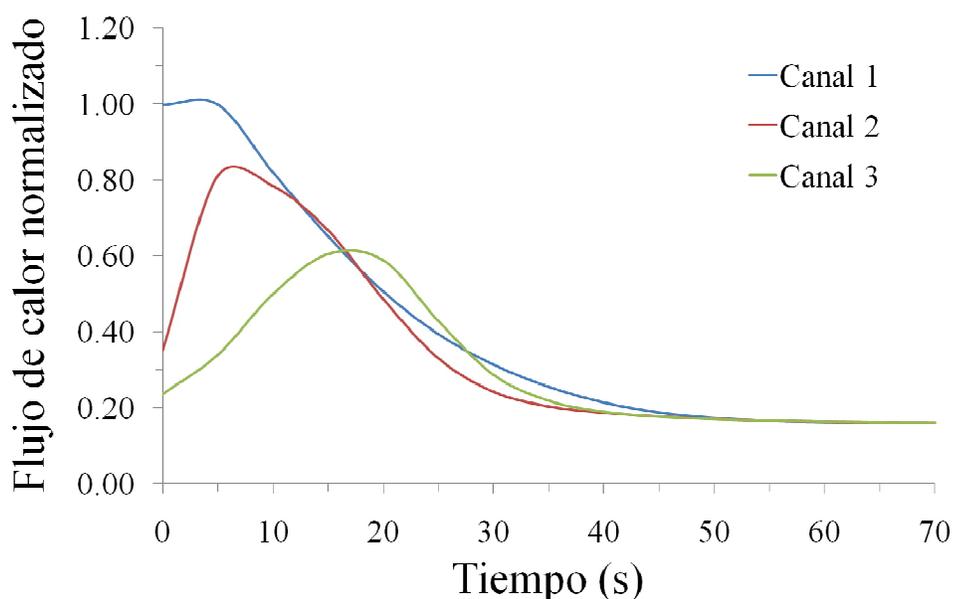


Figura 4.21. Flujo de calor normalizado para una disminución de potencia del 75%.

Las intersecciones entre las gráficas de los canales 1, 2 y 3 (ver Figura 4.21) indican que en ciertos momentos los flujos son los mismos en los canales donde existe dicha intersección, por ejemplo, a los 17 segundos, los tres flujos se cruzan, lo cual indica que el flujo de calor es igual para los tres canales en ese momento.

**4.4.1.2. Flujo de calor normalizado por disminución de potencia del 50%.**

Para el caso del transitorio por disminución de potencia a un 50%, ver Figura 4.22, el comportamiento es similar al caso analizado para reducción de potencia de un 75%. Por lo tanto, su análisis es el mismo. Sin embargo, cabe destacar lo siguiente: el canal 1 decrece hasta 31% del flujo, a los 55 segundos de iniciado el transitorio. El canal 2 inicia a un flujo del 34%, incrementándose hasta un máximo, de 82% de flujo, a los 5 segundos de iniciado el transitorio, alcanzando el estado estable a los 43 segundos. El canal 3 inicia con un flujo de 77% debajo del flujo del canal 1, posteriormente se incrementa hasta su valor máximo de 65% a los 23 segundos aproximadamente, alcanzando el estado estacionario a los 52 segundos.

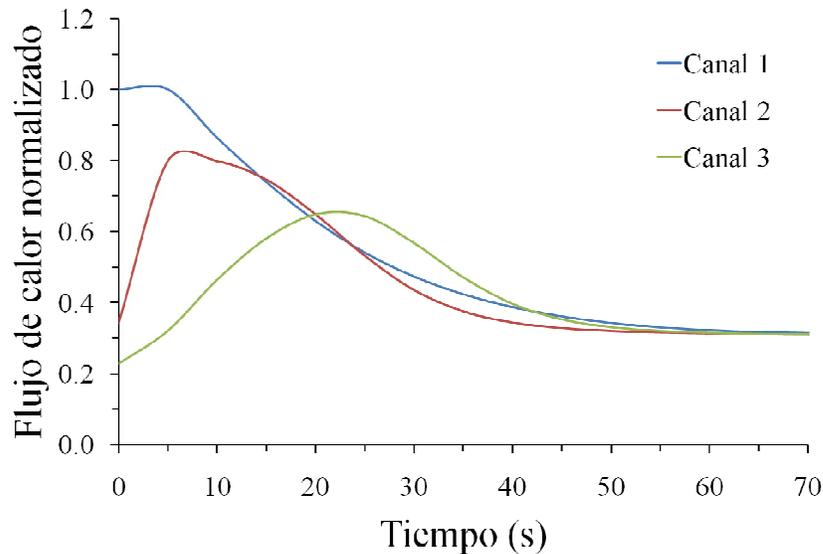


Figura 4.22. Flujo de calor normalizado para una disminución de potencia del 50%.

**4.4.2. Perfiles de temperatura del refrigerante.**

A continuación se presentan los perfiles de temperatura del refrigerante, para los 21 nodos axiales de cada canal, para los dos transitorio propuestos por disminución de potencia del reactor.

#### 4.4.2.1. Perfiles de temperatura del refrigerante por disminución de potencia del 75%.

En el caso del transitorio por disminución de 75% de potencia, los resultados muestran que en el canal 1 (Figura 4.23a) y en el canal 2 (Figura 4.23b), en ninguno de los nodos se supera la temperatura máxima del encamisado (893.15 K). En el canal 1, la temperatura máxima del refrigerante adquiere un valor de 704.7 K, presente en el nodo 21 (4 - 4.2 m), al inicio del transitorio. En el canal 2, la temperatura máxima de 867.3 K se presenta en el nodo 2<sup>73</sup> (3.8 – 4 m). En el caso del canal 3 (Figura 4.23c), del nodo 5 al nodo 21 (1 - 4.2 m) la temperatura del refrigerante adquiere valores mayores a la temperatura máxima del encamisado, llegando a un valor máximo en el nodo 21 de 943.1 K (50 K por encima del valor requerido para estabilidad del material del encamisado). Sin embargo, de acuerdo a Sánchez-Espinoza y Hering (2003), la temperatura máxima del encamisado (con aleación de níquel), durante un transitorio, no debe superar los 1113 K, temperatura mayor a las temperaturas máximas obtenidas en nuestro análisis.

Cabe destacar que los perfiles de temperatura del canal 2 y del canal 3 alcanzan un pico a los 5 segundos de iniciado el transitorio y que los tres canales, con sus 21 nodos, regresan al estado estacionario a los 50 segundos, aproximadamente. Además, la diferencia de temperatura, al alcanzar el estado estacionario, después de sucedido el transitorio, entre los nodos 1 y 21 en cada canal, es mayor en el canal 1 (45 K) que en los canales 2 y 3, donde la diferencia de temperatura es de 20 K y 12 K, respectivamente. Cabe destacar que los valores de temperatura del refrigerante, en cada nodo por los tres canales, están alrededor de 620 K (aproximadamente 347 °C), valores muy por debajo de las temperaturas de salida en estado estacionario en los canales 1 ( $T_s = 663.5$  K), 2 ( $T_s = 712.5$  K) y 3 ( $T_s = 807$  K).

---

<sup>73</sup> Se recuerda que en el canal 2, por ser flujo descendente, la numeración de los nodos cambia, es decir, el nodo 1 del canal 2 es el nodo 21 de los canales 1 y 3, y el nodo 21 del canal 2 es el nodo 1 de los canales 1 y 3.

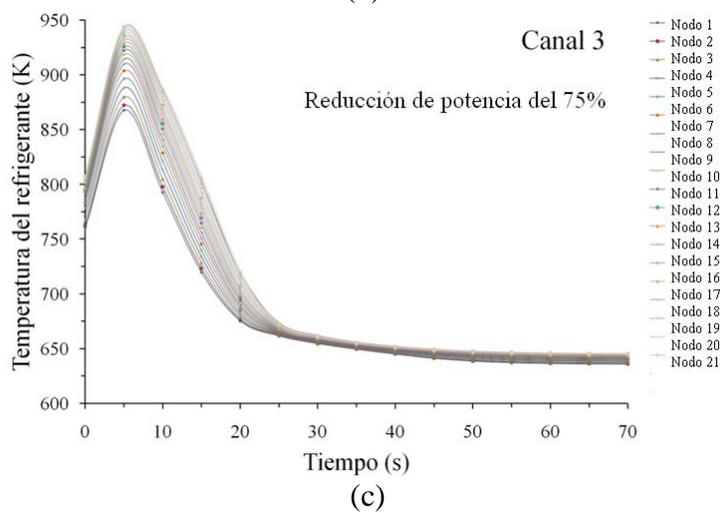
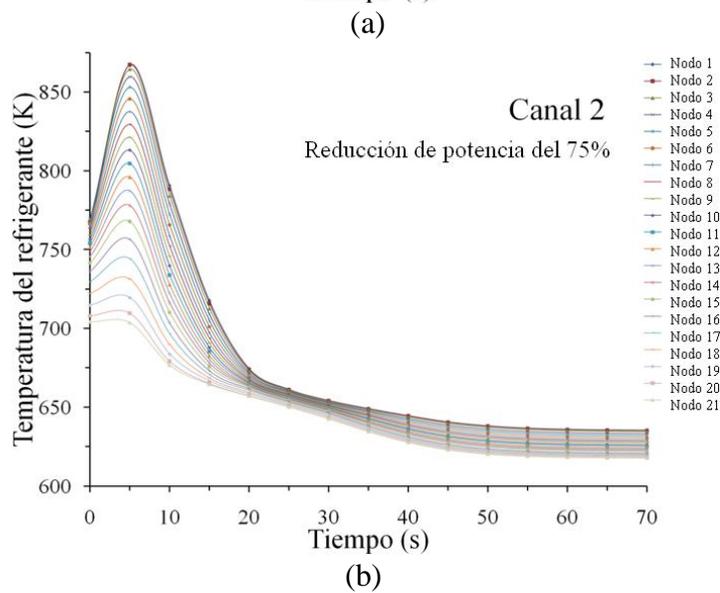
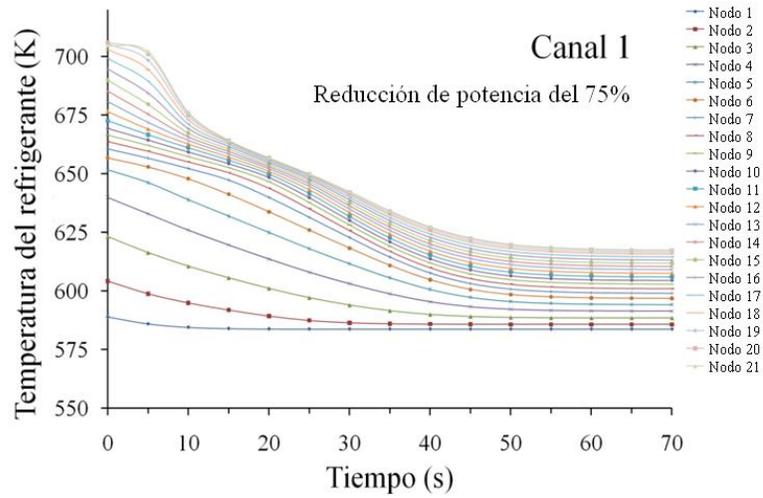


Figura 4.23. Perfiles de temperatura del refrigerante en un transitorio de disminución de potencia del 75% para 21 nodos axiales en (a) el canal 1, (b) el canal 2 y (c) el canal 3.

De las gráficas de las Figuras 4.23b y 4.23c, se observa que los mayores picos en la temperatura del refrigerante se presentan en la parte más baja del núcleo, a alturas menores a los 2 metros, donde las propiedades pseudocríticas del agua presentan picos y comportamientos drásticos, al acercarse al punto pseudocrítico, como se explicó en el Capítulo 2.

En lo referente a la temperatura de seguridad del encamisado, en la Figura 4.23c, los valores correspondiente a la temperatura del refrigerante en el canal 3 al superar el valor de seguridad de 893.15 K de los nodos 5 al 21, nos permite reflexionar sobre el hecho que los reactores HPLWR no satisfacen los criterios de seguridad de los materiales estructurales, específicamente hablando del encamisado de las barras de combustible, sabiendo que, debido al proceso de transferencia de calor, la temperatura del encamisado siempre es mayor a la temperatura del refrigerante. Sin embargo, cabe aclarar que las temperaturas del refrigerante no superan los 1113 K, que de acuerdo a Sánchez-Espinoza y Hering (2003) es la temperatura límite del encamisado.

#### **4.4.2.2. Perfiles de temperatura del refrigerante por disminución de potencia del 50%.**

En la Figura 4.24 se presentan los perfiles de la temperatura del refrigerante durante el transitorio por reducción de potencia del 50%. Al igual que en caso por reducción de potencia del 75%, todos los picos de temperatura del refrigerante, en los tres canales, se presentan a los 5 segundos de iniciado el transitorio. En el canal 1 (Figura 4.24a), el valor de temperatura máximo (709 K) se alcanza a los 4.2 m de altura del núcleo (nodo 21); en el canal 2 (Figura 4.24b), el valor máximo (886.4 K) se obtiene a 4 m (nodo 2); y en el canal 3 (Figura 4.24c) el valor máximo (964.1 K) se obtiene a 4 m (nodo 20).

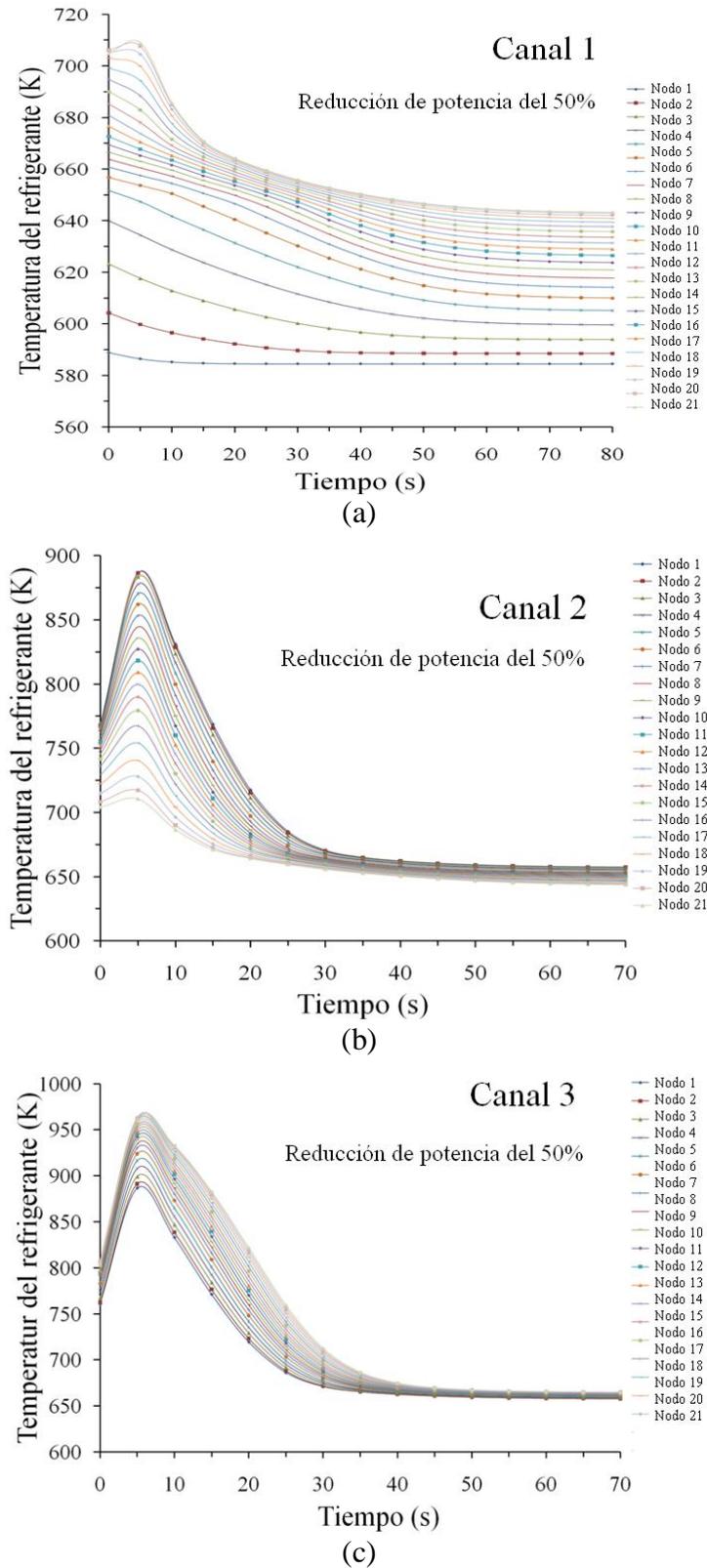


Figura 4.24. Perfiles de temperatura del refrigerante en un transitorio de disminución de potencia del 50% para 21 nodos axiales en (a) el canal 1, (b) el canal 2 y (c) el canal 3.

En el caso del canal 3 (Figura 4.24 c), las temperaturas pico que superan la temperatura del encamisado (893.15 K) se presentan en los nodos 3 al 21, es decir, de 0.6 m a 4.2 m de altura del núcleo y sólo de los nodos 10 a 21 (2 – 4.2 m) las temperaturas mayores a las del encamisado se mantienen por 5 segundos.

De los resultados analizados en este capítulo nos percatamos de los cambios drásticos que producen las propiedades termofísicas del agua supercrítica, sobre todo en la vecindad del punto pseudocrítico. Y debido a estos cambios, somos conscientes del gran reto que se presenta en el diseño de estos reactores para evitar zonas de excesivo calor que afecten la estabilidad y estructura del encamisado.

A partir del análisis sobre la distribución axial de temperatura del refrigerante correspondiente a 21 diferentes flujos de entrada (700 a 1700 kg/s), se propuso un intervalo de valores de flujo másico para satisfacer el criterio de máxima temperatura del encamisado (620 °C = 892.15 K). Bajo este criterio termohidráulico y considerando 1200 kg/s de flujo másico de entrada, la temperatura de salida del núcleo fue de 807 K a una presión de 25 MPa.

Del análisis a diferentes presiones, se corroboró que el coeficiente de transferencia de calor presenta picos mayores conforme la presión se acerca al punto crítico, ver Tabla 4.1. Y se determinó que las temperaturas del refrigerante, presentes en cada canal, aumentan cuando las presiones están entre 21 MPa y 25 MPa, debido a las propiedades termofísicas del agua supercrítica. Para presiones mayores a 25 MPa, las temperaturas de salida del refrigerante no son significativamente mayores que a 25 MPa.

En lo referente al análisis de un transitorio debido a disminución en la potencia del núcleo, se concluye que el sistema regresa al estado estacionario a los 60 segundos de haberse iniciado dicho transitorio, en todos los casos, y que se presentan zonas, en el canal 3, donde la temperatura del refrigerante supera la temperatura de 620 °C, que le aseguran la estabilidad al material del encamisado (acero inoxidable). A pesar de superarse la temperatura del encamisado en algunos nodos, la temperatura disminuye rápidamente, manteniéndose por 5 segundos sólo en 11 nodos (del 10 al 21) del canal 3 para una disminución de potencia del

50% y por tratarse de un transitorio, las temperaturas no superan la temperatura de 1113 K en esos casos (temperatura límite del encamisado, de acuerdo a Sánchez-Espinoza y Hering, 2003).

## **Bibliografía**

Dittus, F.W., Boelter, L.M., 1930. Heat transfer in automobile radiators of the tubular type. Univ. California Publ. Eng. 2, 443–461.

Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

Pirotto, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.

Roelofs, F., 2004. CFD Analyses of heat transfer to supercritical water flowing vertically upward in a tube. NRG. 21 353/04~60811/P

Sánchez-Espinoza, V.H., Hering, W., 2003. Investigation of the appropriateness of RELAP/MOD3 for the safety evaluation of an innovative reactor operating at thermodynamically supercritical conditions. Thesis of the Institute for Nuclear and Energy Technologies. Karlsruhe University, Germany. ISSN 0947-8620.

Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., (2008). Three pass core design proposal for a high performance light water reactor. Progress in Nuclear Energy 50: 526-531.

Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., Bernnat, W., 2011. Design and analysis of a thermal core for a high performance light water reactor. Nuclear Engineering and Design 241: 4420-4426.

# CAPÍTULO 5

## ACOPLAMIENTO

## NEUTRÓNICO - TERMOHIDRÁULICO

---

Los dos efectos dominantes sobre la reactividad en la mayoría de los reactores están relacionados con los cambios en la absorción resonante (efecto Doppler) debido a cambios en la temperatura del combustible por la generación de potencia, y a los cambios en el espectro de energía de los neutrones debido a cambios en la densidad del moderador o refrigerante (producidos por cambios en la temperatura, presión o fracción de vacíos). En el HPLWR, el calentamiento del refrigerante a través del núcleo reduce su densidad significativamente, tal y como se ha visto en los capítulos anteriores. Recordamos que la densidad del agua supercrítica a la entrada del núcleo es de  $0.74 \text{ g/cm}^3$  y a la salida es de  $0.09 \text{ g/cm}^3$ . Un comportamiento en cierta forma similar también se presenta en los reactores de agua en ebullición (BWR), y al igual que en esos reactores, para el reactor HPLWR es necesario realizar un acoplamiento neutrónico – termohidráulico para estimar la reactividad y la distribución de potencia dentro del núcleo ante cambios de temperatura del combustible y variaciones de densidad del refrigerante.

De acuerdo a Basualdo<sup>74</sup> (2010) si lo que interesa calcular es la distribución de potencia del núcleo en estado estacionario, el acoplamiento se realizará entre un código neutrónico del núcleo que posea la capacidad de calcular la distribución de potencia 3D en el núcleo y un código termohidráulico capaz de simular las condiciones termohidráulicas del mismo. Sin embargo, si lo que interesa es estudiar la dinámica del sistema originada por algún tipo de transitorio, se puede utilizar, con muy buena aproximación, un modelo puntual de cinética neutrónica acoplado a un modelo termohidráulico unidimensional.

Para incluir ambos efectos en el diseño neutrónico del núcleo, la generación de potencia en el combustible y al calentamiento del refrigerante se establece un diagrama esquemático de causalidad (Figura 5.1). Para lograr lo anteriormente descrito, se utilizaron los resultados obtenidos del código neutrónico HELIOS-2 para acoplarlos con el modelo termohidráulico mediante un modelo numérico programado en Fortran 6.6.

En el presente análisis, el acoplamiento neutrónico y termohidráulico se basa fundamentalmente en la retroalimentación a través de variables críticas como son los coeficientes de reactividad por efecto Doppler para distintas densidades del refrigerante, cruciales en el modelo puntual de cinética neutrónica, en el modelo de transferencia de calor del combustible y en el modelo termohidráulico. El modelo termohidráulico calculará la distribución de temperaturas de refrigerante y sus densidades, utilizando las ecuaciones de conservación de la masa y de la energía, para el núcleo completo, es decir, los 156 arreglos de ensambles (56160 barras de combustible) que lo conforman.

---

<sup>74</sup> Basualdo Perelló, J.R., 2010, Acoples de códigos neutrónicos con códigos termohidráulicos y estudio de transitorios de cinética puntual vs. cinética espacial. Tesis de Carrera de Maestría en Ingeniería. Instituto Balseiro. Universidad Nacional de Cuyo. Comisión Nacional de Energía Atómica, Argentina.

### 5.1 Acoplamiento neutrónico – termohidráulico

De acuerdo a Ortega Gómez<sup>75</sup> (2009), un acoplamiento neutrónico – termohidráulico requiere de:

- Un modelo neutrónico dinámico que determine la generación de calor del combustible.
- Un modelo de transferencia de calor que determine el flujo de calor del combustible al fluido.
- Un modelo termohidráulico que caracterice la distribución de densidad del fluido debido a los cambios del flujo de calor.

Para acoplar el modelo neutrónico – termohidráulico se consideraron las retroalimentaciones que se describen a continuación.

De acuerdo al modelo puntual de cinética neutrónica, los valores que se requieren para poder obtener el flujo de neutrones,  $n(t)$ , son la temperatura promedio del combustible  $\langle T_f \rangle$ , la temperatura promedio del refrigerante  $\langle T_c \rangle$  y su densidad promedio  $\langle \rho_c \rangle$ . El primer parámetro se obtiene del modelo unidimensional de transferencia de calor del combustible y los dos últimos del modelo termohidráulico unidimensional. Debido a que en diseño termohidráulico no se consideró el moderador en el diseño del ensamble, será necesario adicionar barras de control y su efecto, por lo que se utilizará una correlación de los reactores de agua ligera (las características geométricas similares) que represente dicho comportamiento.  $\langle T_f \rangle$  retroalimentará la correlación de reactividad por efecto Doppler en el modelo neutrónico, mientras que  $\langle T_c \rangle$  retroalimentará la correlación de reactividad debido a cambios en la temperatura del refrigerante. Del modelo puntual de cinética neutrónica se

---

<sup>75</sup> Ortega Gómez, T., 2009. Stability analysis of the High Performance Light Water Reactor. Thesis of the Institute for Nuclear and Energy Technologies. Karlsruhe University, Germany. ISSN 0947-8620.

obtiene el flujo de neutrones,  $n(t)$ , el cual, por medio de la ecuación (5.1)<sup>76</sup> dará el valor de la fuente de calor,  $q'''$  que se realimentará en el modelo de transferencia de calor del combustible. El modelo unidimensional de transferencia de calor del combustible proporcionará los valores de la temperatura de pared y el coeficiente de transferencia de calor, que serán retroalimentados en modelo termohidráulico.

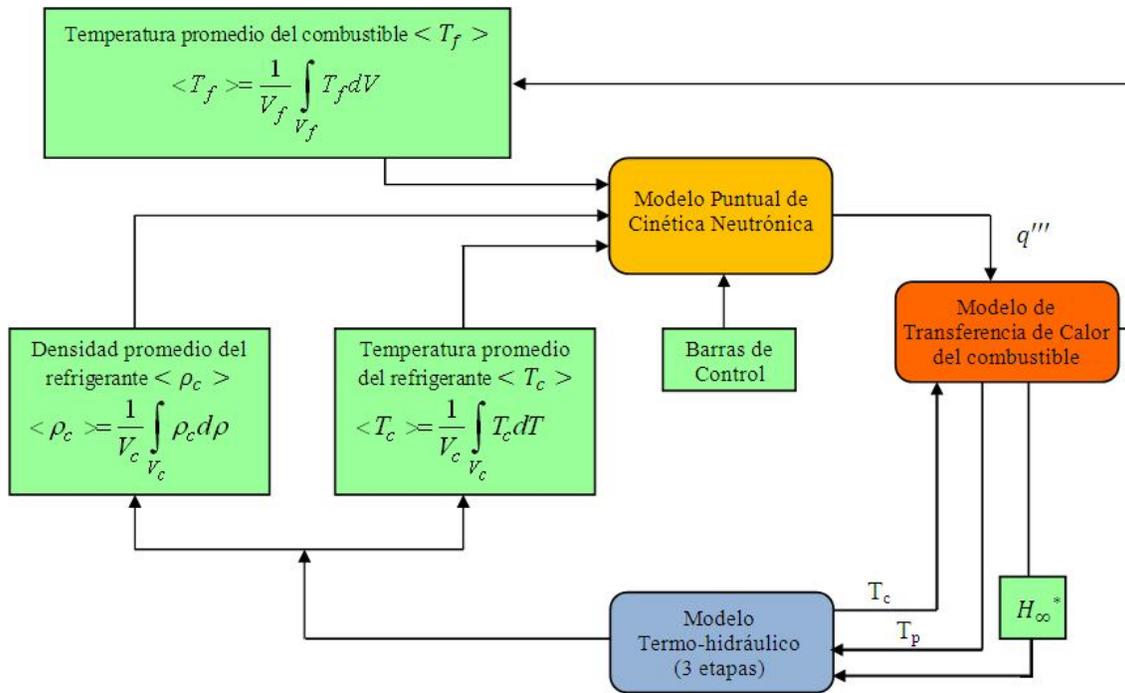
$$\frac{dq'''}{dt} = \frac{1}{V_f} \frac{dP(t, z)}{dt} = n(t)F(z)P_0 \quad (5.1)$$

Las temperaturas del refrigerante ( $T_c$ ) obtenidas en el módulo termohidráulico serán realimentadas en el módulo de transferencia de calor del combustible.

Las temperaturas promedio se obtuvieron al considerar los tres canales que conforman el núcleo del reactor y los 21 nodos axiales calculados para cada canal, ver Fig. 2.5. Específicamente para  $\langle T_f \rangle$  se calculó el promedio de las temperaturas obtenidas de los 4 nodos radiales que representan a la barra de combustible a través de los 21 nodos axiales mencionados. El acoplamiento realizado se presenta en el diagrama estructurado modularmente de la Figura 5.1.

---

<sup>76</sup> $V_f$  es el volumen del combustible,  $F(z)$  es el factor de potencia axial normalizado dado en la Figura 2.15,  $P_0$  es la potencia nominal y  $n(t)$  es el flujo de neutrones normalizado. La potencia del reactor se considera dependiente del tiempo y de la altura,  $P(t, z)$ .



\* Condición de frontera en el modelo de transferencia de calor del combustible:  $-k \frac{\partial T}{\partial r} = H_\infty (T_p - T_c)$

Figura 5.1. Estructura modular del acoplamiento neutrónico – termohidráulico del núcleo del reactor HPLWR.

De acuerdo a la Figura 5.1 observamos que existen tres bloques fundamentales, los modelos unidimensionales de transferencia de calor del combustible y termohidráulico, descritos en el Capítulo 2 y el modelo puntual de la cinética neutrónica, los cuales serán descritos a continuación.

### 5.1.1. Estructura del modelo numérico.

El programa desarrollado en Fortran 6.6 consiste de tres módulos: el módulo de la cinética neutrónica (cinética puntual), el módulo termohidráulico dividido en tres canales equivalentes representativos de cada etapa del núcleo en tres etapas y el modelo de conducción de calor de la barra de combustible descritos en el Capítulo 2. La secuencia de ejecución del modelo se muestra en la Figura 5.2.

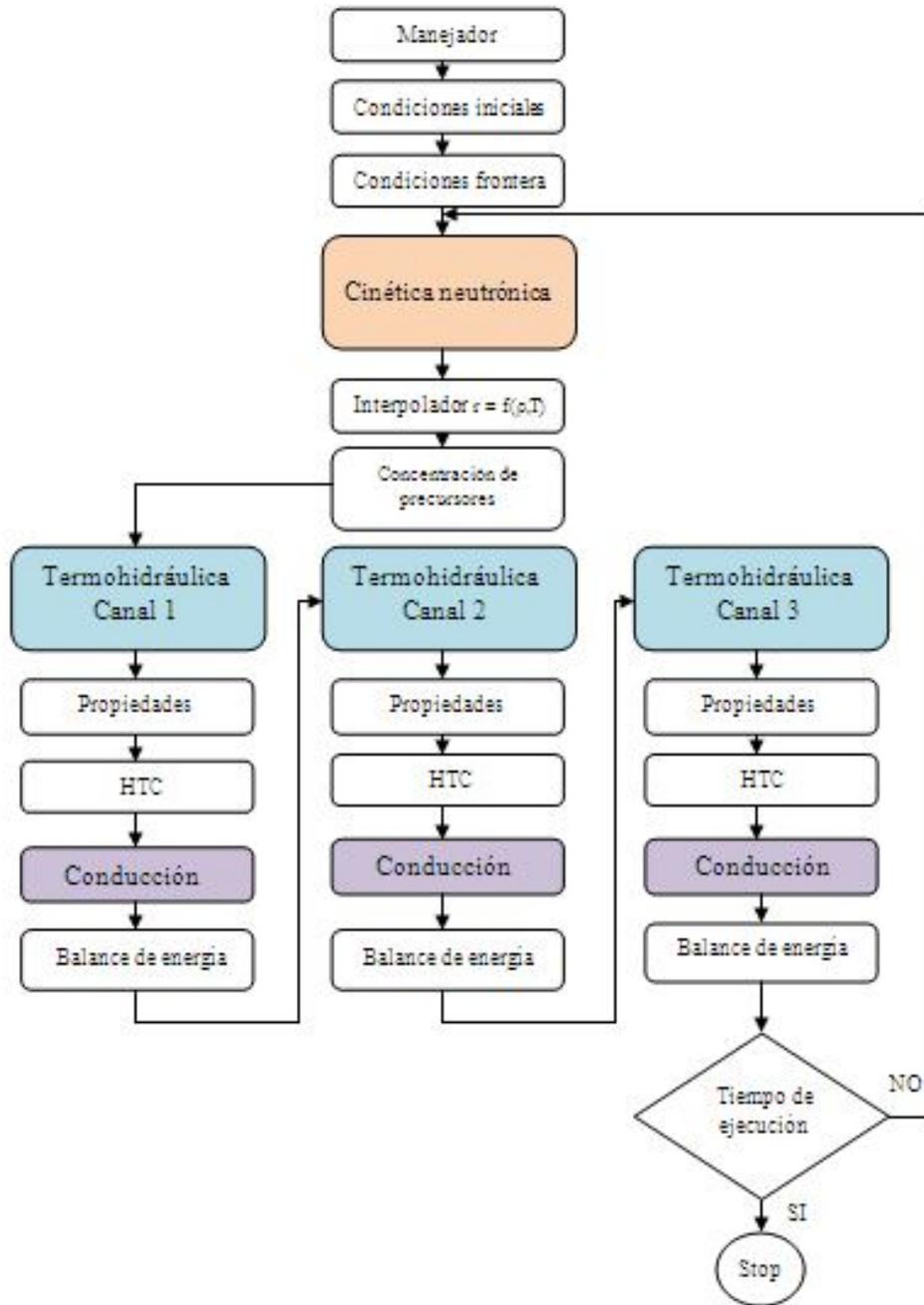


Figura 5.2. Secuencia de ejecución del modelo numérico programado con Fortran 6.6.

De la Figura 5.2, el manejador se refiere al programa raíz, las condiciones iniciales son: el factor de potencia axial (Figura 2.11), las temperaturas de entrada del refrigerante a cada nodo axial de cada canal, las temperaturas obtenidas del modelo de conducción de calor del combustible, la temperatura promedio del combustible  $\langle T_f \rangle$ , la temperatura promedio del

refrigerante  $\langle T_c \rangle$ , el tiempo de cálculo, los parámetros geométricos de la celda hidráulica unitaria (Tabla 2.3). Las condiciones de frontera son: el flujo másico de entrada, la presión (25 MPa) y la potencia térmica (2100 MWt).

Del módulo de cinética neutrónica se realiza una doble interpolación de los datos obtenidos de densidad del refrigerante y de la temperatura promedio del refrigerante (que en nuestro caso es igual a la temperatura del moderador) del modelo termohidráulico (presentes en las condiciones iniciales) para obtener la reactividad  $r_{\rho_c ED}$ . De la reactividad se obtiene el flujo de neutrones y con la concentración de precursores calculada se resolverá la ecuación (2) que a su vez nos dará el flujo de calor (ecuación 1), el cual será requerido en el módulo de transferencia de calor del combustible para obtener el coeficiente de transferencia de calor con la correlación de Dittus-Boelter a través de las propiedades termodinámicas (la densidad ( $\rho$ ), para el calor específico ( $C_p$ ) y para la viscosidad dinámica ( $\mu$ )) de las tablas internacionales de vapor de Wagner y Kretzschmar<sup>77</sup> (2008) ) para 25 MPa y para determinar la temperatura de pared necesarios para el módulo termohidráulico del canal 1. Lo anterior se repite para cada uno de los tres canales del reactor HPLWR en tres etapas descrito en el capítulo 2. En los tres módulos termohidráulicos, representativos del canal 1, canal 2 y canal 3, se calculó el error relativo del balance de energía (Ecuación 5.2) para corroborar que los cálculos fueran correctos.

$$\text{Balance de energía} = \frac{\text{Calor generado} - \text{Calor removido}}{\text{Calor generado}} \quad (5.2)$$

Si después de todo el proceso se cumplía con el tiempo de ejecución y con el balance de energía, se terminaba el proceso, sino, se iniciaba de nuevo desde el módulo de cinética neutrónica. El tiempo de ejecución promedio para 100 segundos de simulación con impresión de pantalla de un segundo fue de 300 segundos.

---

<sup>77</sup> Wagner, W. and Kretzschmar, H.-J., 2008. International Steam Tables. Properties of Water and Steam based on the Industrial Formulation IAPWS-IF97, Springer, Second Edition.

## 5.2. Modelo puntual de cinética neutrónica

Las ecuaciones de cinética puntual son convenientes para estudiar la dinámica del reactor como un todo.

De acuerdo a la ecuación (5.1), se observa que se requiere el flujo de neutrones normalizado,  $n(t)$ , el cual es calculado con un modelo puntual de cinética neutrónica, descrito a continuación.

El modelo puntual de cinética neutrónica se basa en las siguientes ecuaciones (Duderstadt<sup>78</sup>, 1976):

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} n(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i c_i(t) \quad (5.3)$$

$$\frac{dc_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} n(t) + \lambda_i c_i(t) \quad i = 1, 2, \dots, 6 \quad (5.4)$$

Las condiciones iniciales están dadas por:

$$n(0) = n_0 \quad \text{en } t = 0 \quad (5.5)$$

$$C_i(0) = \frac{\beta_i n_0}{\Lambda \lambda_i} \quad i = 1, 2, \dots, 6 \quad \text{en } t = 0 \quad (5.6)$$

Donde,  $\rho(t)$  es la reactividad total y depende del tiempo,  $\rho(t)$  es una función cuasi-estática que depende principalmente de los mecanismos de retroalimentación y del movimiento de las barras de control.  $\beta$  es la fracción de neutrones retardados,  $\Lambda$  es el tiempo promedio entre generaciones y  $\beta_i$  es la fracción de producción individual de los precursores de neutrones retardados. El producto de la concentración de los precursores  $C_i$  y la constante de

---

<sup>78</sup> Duderstadt, James and Hamilton, Louis, 1976. Nuclear Reactor Analysis. John Wiley & Sons. United States of America.

decaimiento  $\lambda_i$  representa el decaimiento de los precursores de neutrones retardados. Teniendo en cuenta que la mayor parte de las reacciones de fisión en el combustible se dan con neutrones lentos en núcleos de U-235, los datos de constantes de decaimiento y fracción de neutrones retardados del modelo puntual se consideraron iguales a los del U-235. Los valores agrupados en seis grupos de precursores se presentan en la Tabla 5.1.

Tabla 5.1. Constantes de decaimiento y fracción de neutrones retardados para U-235 (Duderstadt, 1976).

	$\beta_i$	$\lambda_i$
Grupo 1	$2.470 \times 10^{-4}$	$0.0127 \text{ s}^{-1}$
Grupo 2	$1.355 \times 10^{-3}$	$0.0317 \text{ s}^{-1}$
Grupo 3	$1.222 \times 10^{-3}$	$0.1150 \text{ s}^{-1}$
Grupo 4	$2.646 \times 10^{-3}$	$0.3110 \text{ s}^{-1}$
Grupo 5	$8.320 \times 10^{-3}$	$1.4000 \text{ s}^{-1}$
Grupo 6	$1.690 \times 10^{-4}$	$3.8700 \text{ s}^{-1}$
$\beta$	$6.5 \times 10^{-3}$	
$\Lambda$	$4.0 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$	

### 5.3. Reactividad del núcleo del reactor.

La reactividad total del núcleo del reactor es la suma de los mecanismos de retroalimentación individuales<sup>79</sup>, los cuales son: la reactividad debida a los cambios en la densidad del refrigerante y debido a los cambios en la temperatura del combustible (Efecto Doppler),  $r_{\rho_{cED}}$ ; y la reactividad por efecto de las barras de control,  $r_{bc}$ , debido al movimiento parcial o inserción total de barras (CRD). Por lo tanto, reactividad total, para el presente análisis es:

$$r(t) = r_{\rho_{cED}} \left( \langle \rho_c \rangle (t), \langle T_f \rangle (t) \right) + r_{bc} (CRD(t)) \quad (5.7)$$

donde  $\langle \rho_c \rangle$  es la densidad del refrigerante promedio y  $\langle T_f \rangle$  es la temperatura promedio de la temperatura del combustible en cada canal, las cuales se calculan como se muestra en la Figura 5.1. Ambas variables dependen del tiempo.

<sup>79</sup> Cabe señalar que se despreció el efecto de la expansión o dilatación de la barra de combustible por efectos de temperatura.

De acuerdo a Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez<sup>80</sup> (2009), para resolver la ecuación (5.3) se puede utilizar el método de integración de variable implícita y para resolver la el cambio en la concentración de precursores retardados de la ecuación (5.4) se utiliza el método de Euler en forma explícita.

Por otro lado, debido a la falta de información sobre el efecto de las barras de control en la reactividad en el núcleo de un reactor HPLWR, y considerando que las barras de control de los reactores HPLWR tienen geometría similar (cruciforme) a la presente en los reactores BWR y utilizan el mismo material absorbedor de neutrones (B<sub>4</sub>C), se utilizó la correlación de reactividad por efecto de las barras de control de un reactor de agua ligera BWR (ver Figura 5.3) propuesta por Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez (2009):

$$r_{bc} = -11.235 + \frac{57.73(1 - CRD)}{1 + 0.937(1 - CRD)} \quad (5.8)$$

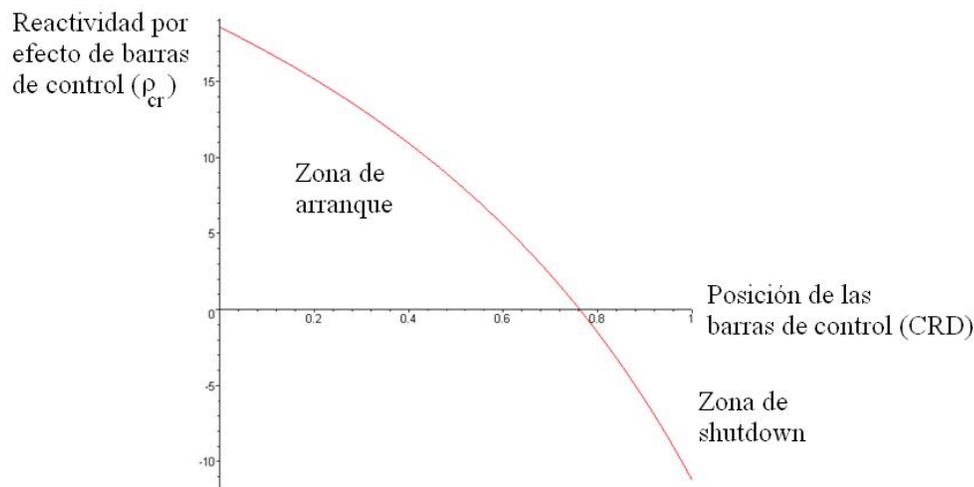


Figura 5.3. Comportamiento de la reactividad por inserción de barras de control.

En la Figura 5.3 se observa el comportamiento de la correlación de reactividad por efecto de las barras de control utilizada. En inserción total se presenta un apagado súbito del reactor

<sup>80</sup> Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez, 2009. Fuel rod model based on Non-Fourier heat conduction equation. Annals of Nuclear Energy 36: 680-693.

(posición de las barras de control 1), en cambio, cuando las barras están insertadas en posiciones menores al 78% (0.78) se presenta la zona de arranque del núcleo del reactor (zona de operación normal). El comportamiento de la Figura 5.3 nos permite asegurar que dicha correlación de reactividad por efecto de las barras de control será útil en el acoplamiento propuesto.

En el acoplamiento se consideró el comportamiento del refrigerante omitiendo la caja del moderador, por las implicaciones y complicaciones que representaba. Para un trabajo futuro se recomienda, para el análisis termohidráulico, considerar el moderador en contracorriente, y para el análisis neutrónico, realizar análisis de quemado y modelar barras de control.

**5.3.1. Reactividad debida a la temperatura del combustible (Efecto Doppler) y a los cambios en la densidad del refrigerante.**

La reactividad como función de la densidad del refrigerante y de la temperatura del combustible,  $r_{\rho_c ED}(\langle \rho_c \rangle, \langle T_f \rangle)$ , se obtuvo mediante el código HELIOS-2 (para 177 grupos de energía) a partir de los valores del factor de multiplicación infinita de neutrones ( $k_\infty$ ), ver Capítulo 3, apartado 3.1.3. Los valores de  $k_\infty$  se calcularon para cinco densidades diferentes, 0.09, 0.17, 0.31, 0.45 y 0.74 g/cm<sup>3</sup>. Los resultados de  $k_\infty$  y de  $\Delta r_{\rho_c ED}$  y los resultados de los coeficientes de reactividad,  $\Delta r_{\rho_c ED} / \Delta T$ , obtenidos con el código HELIOS-2 se presentan en la Tabla 5.2 y en la Tabla 5.3, respectivamente.

Tabla 5.2. Valores de  $k_\infty$  y de  $\Delta r_{\rho_c ED}$  obtenidos con HELIOS-2 para 177 grupos de energía.

$T_f$ (K)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	k infinito					$\Delta r_{\rho_c ED} = \Delta k/k$				
		0.74	0.45	0.31	0.17	0.09	0.74	0.45	0.31	0.17	0.09
373.15		1.470990	1.447080	1.432610	1.416180	1.435390	-0.002590	-0.002826	-0.002953	-0.003079	-0.002842
473.15		1.466810	1.442570	1.427930	1.411360	1.430870	-0.002850	-0.003126	-0.003277	-0.003415	-0.003159
673.15		1.459520	1.434760	1.419900	1.403120	1.423150	-0.004995	-0.005443	-0.005655	-0.005873	-0.005425
873.15		1.453130	1.427970	1.412940	1.396030	1.416520	-0.004397	-0.004755	-0.004926	-0.005079	-0.004680
1073.15		1.447310	1.421830	1.406680	1.389690	1.410600	-0.004021	-0.004318	-0.004450	-0.004562	-0.004197
1273.15		1.441830	1.416090	1.400850	1.383830	1.405130	-0.003801	-0.004053	-0.004162	-0.004235	-0.003893
1473.15		1.436750	1.410780	1.395470	1.378420	1.400080	-0.003536	-0.003764	-0.003855	-0.003925	-0.003607
1673.15		1.432010	1.405830	1.390460	1.373390	1.395370	-0.003310	-0.003521	-0.003603	-0.003662	-0.003375

Tabla 5.3. Coeficientes de reactividad,  $\Delta r_{\rho_{cEDi}} / \Delta T_i$ , obtenidos con HELIOS-2 para 177 grupos de energía.

$T_f$ (K)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	$\Delta r_{\rho_{cEDi}} / \Delta T_i$				
		0.74	0.45	0.31	0.17	0.09
373.15		-0.000032	-0.000035	-0.000037	-0.000038	-0.000036
473.15		-0.000028	-0.000031	-0.000033	-0.000034	-0.000032
673.15		-0.000025	-0.000027	-0.000028	-0.000029	-0.000027
873.15		-0.000022	-0.000024	-0.000025	-0.000025	-0.000023
1073.15		-0.000020	-0.000022	-0.000022	-0.000023	-0.000021
1273.15		-0.000019	-0.000020	-0.000021	-0.000021	-0.000019
1473.15		-0.000018	-0.000019	-0.000019	-0.000020	-0.000018
1673.15		-0.000017	-0.000018	-0.000018	-0.000018	-0.000017

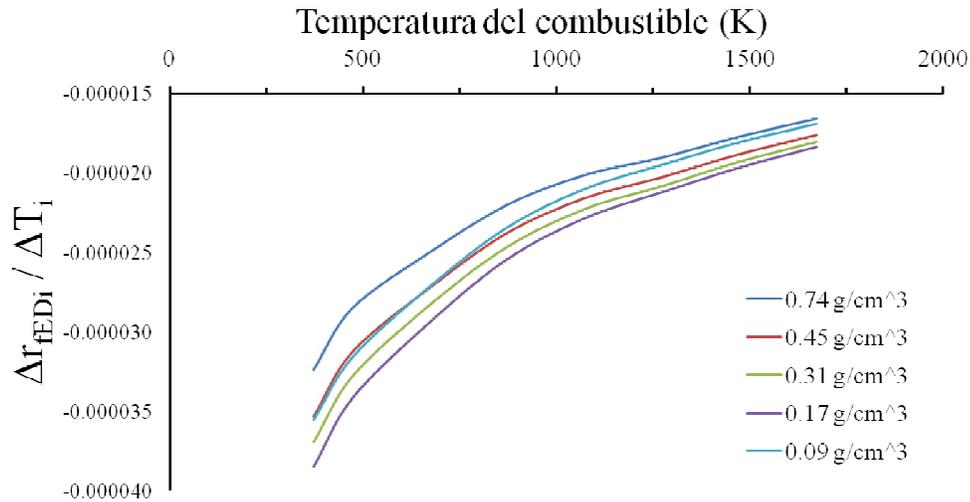


Figura 5.4. Valores de reactividad,  $\Delta r_{\rho_{cEDi}} / \Delta T_i$ , por efecto del cambio en las temperaturas del combustible y para cinco diferentes densidades del refrigerante.

Debido a que los valores de  $\Delta r_{\rho_{cED}} / \Delta T$  obtenidos generaban un comportamiento creciente (ver Figura 5.4), es decir, a mayores temperaturas del combustible los valores de  $\Delta r_{\rho_{cED}}$  se volvían menos negativos, se decidió ajustar los valores mediante la metodología descrita a continuación, con el objetivo de obtener la tendencia decreciente esperada de los coeficientes de reactividad.

Como se observa en la Tabla 5.3, los coeficientes de reactividad del análisis neutrónico,  $\Delta r_{\rho_c ED} / \Delta T$ , se calcularon para 8 temperaturas (de 373.15 K a 1673.15 K) y para cinco densidades del refrigerante.

Para acoplar el modelo neutrónico con el termohidráulico, los valores de reactividad,  $r_{\rho_c ED}$ , utilizados en la ecuación (5.7) se obtuvieron de los coeficientes de reactividad por efecto Doppler,  $\Delta r_{\rho_c ED} / \Delta T$ , multiplicándolos por una diferencia de temperaturas considerando una temperatura de referencia propuesta de 530 K para todos los casos, como se muestra en la ecuación (5.9).

$$r_{\rho_c ED_i} = \frac{\Delta r_{\rho_c ED_i}}{\Delta T_i} (T_i - 530K) \quad (5.9)$$

Los resultados de la ecuación (5.9) para las cinco densidades del refrigerante y las 8 temperaturas del combustible se muestran en la Tabla 5.4 y en la Figura 5.5.

Tabla 5.4. Valores de las reactividades calculadas con HELIOS-2 y utilizadas en el acoplamiento neutrónico - termohidráulico.

Densidad del refrigerante g/cm <sup>3</sup>	0.09	0.17	0.31	0.45	0.74
Temperatura (K)	$r_{\rho_c ED_i} = f(\rho_c, T_f)$				
100	1.05149912	1.1389029	1.09227264	1.04556114	0.95815092
200	0.33883858	0.3663227	0.35155521	0.33534686	0.30567296
400	0.73257503	0.79308162	0.76373602	0.73511835	0.67453263
600	1.51519649	1.64410527	1.59464369	1.53931971	1.42355591
800	2.15046187	2.33768098	-2.280305	2.21276155	2.06051291
1000	2.72923817	-2.9688311	2.91774637	2.84178785	2.66463126
1200	3.20932301	3.49213161	3.43033611	3.34896131	3.14599053
1400	3.64023047	3.94976684	3.88576544	3.79725487	3.56968296

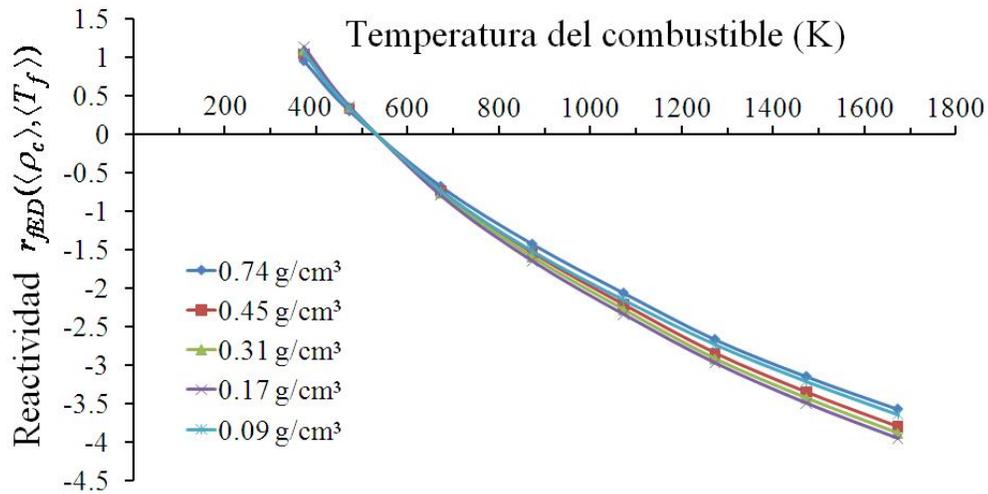


Figura 5.5. Reactividades en función de la densidad del refrigerante y de la temperatura del combustible.

De los resultados mostrados en la Figura 5.5 se observa que, a diferencia de las gráficas obtenidas en la Figura 5.4, las reactividades calculadas con la metodología propuesta tienen un comportamiento decreciente, es decir, a mayores temperaturas del combustible los valores de reactividad se vuelven más negativos.

#### 5.4. Pruebas del modelo.

El modelo numérico realizado se sometió a dos pruebas (en estado estacionario y análisis de transitorio) a fin de verificar el comportamiento en estas dos condiciones. Las pruebas en estado estacionario dinámico se presentan en el Capítulo 4. El análisis de transitorio somete al modelo a un transitorio operacional (disminución y aumento de refrigerante) a fin de garantizar una adecuada respuesta del sistema sin comprometer la seguridad. Cabe aclarar que debido a que sólo se cuenta con la simulación del núcleo (no está modelada la vasija del reactor), sólo se puede verificar el efecto de la disminución y aumento del flujo a la entrada del mismo.

Los transitorios simulados, por disminución y aumento del flujo de refrigerante a la entrada del núcleo consistieron en provocar un cambio en el flujo másico de entrada. Los resultados se presentan a continuación.

#### 5.4.1. Transitorio por disminución de refrigerante.

Este transitorio se provocó al disminuir súbitamente el flujo del refrigerante a la entrada del núcleo de 1200 kg/s a 800 kg/s, después de 5 segundos, como puede observarse en la Figura 5.6.

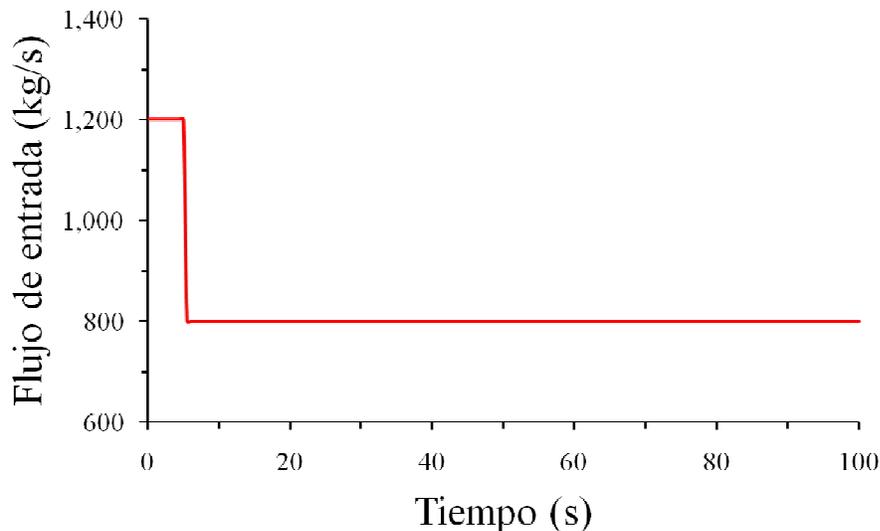


Figura 5.6. Transitorio por efecto de la disminución del flujo másico de entrada.

En las Figuras 5.7 a 5.11 se presenta el efecto provocado en la potencia normalizada, la temperatura promedio del combustible  $\langle T_f \rangle$ , la temperatura promedio del refrigerante  $\langle T_c \rangle$ , la densidad promedio del refrigerante  $\langle \rho_c \rangle$  y la reactividad por Efecto Doppler ( ).

En la Figura 5.7 se observa que en 25 segundos la potencia disminuye 13 % de su valor nominal. La potencia nominal decrece 11% estabilizándose en 0.89, 70 segundos después de haberse iniciado el transitorio.

En el caso de la temperatura promedio del combustible, en la Figura 5.8 se observa un incremento de 66 K al modificarse la temperatura de 989 K en estado estacionario a 1054 K, 20 segundos de iniciado el transitorio. La temperatura decrece a 1040 K a los 100 segundos de simulación.

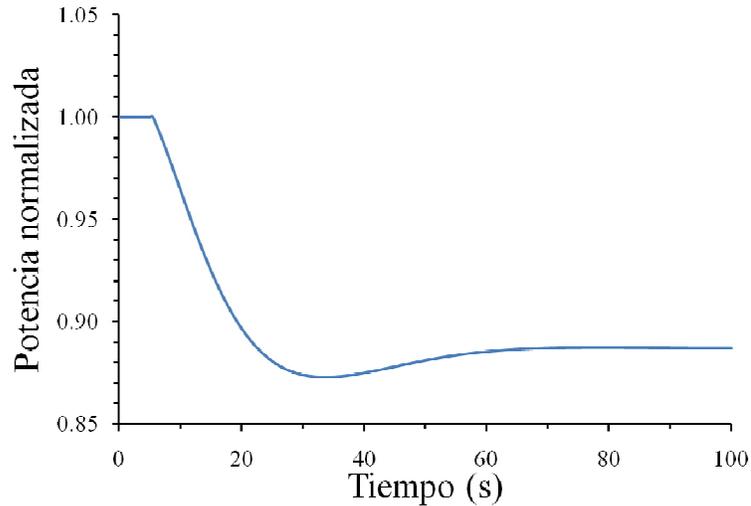


Figura 5.7. Comportamiento de la Potencia normalizada cuando existe un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada.

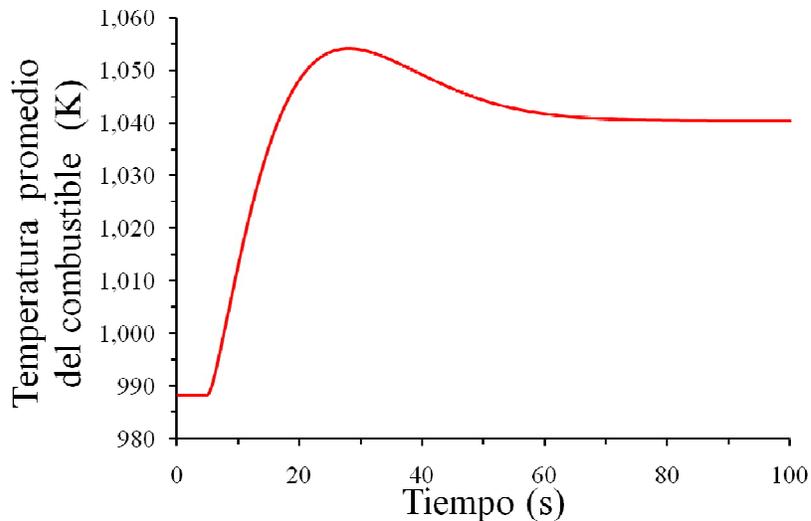


Figura 5.8. Temperatura promedio del combustible ante un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada.

En la Figura 5.9 se observa un incremento en la temperatura del refrigerante de 88 K, de 695 K en estado estacionario (5 segundos) a 783 K, 19 segundos después de iniciado el transitorio, alcanzado una temperatura de 768.8 K a los 100 segundos de simulación. El efecto que provoca la disminución de refrigerante se refleja directamente en las temperaturas promedio del combustible y del refrigerante, así como en la densidad del refrigerante, como era de esperarse.

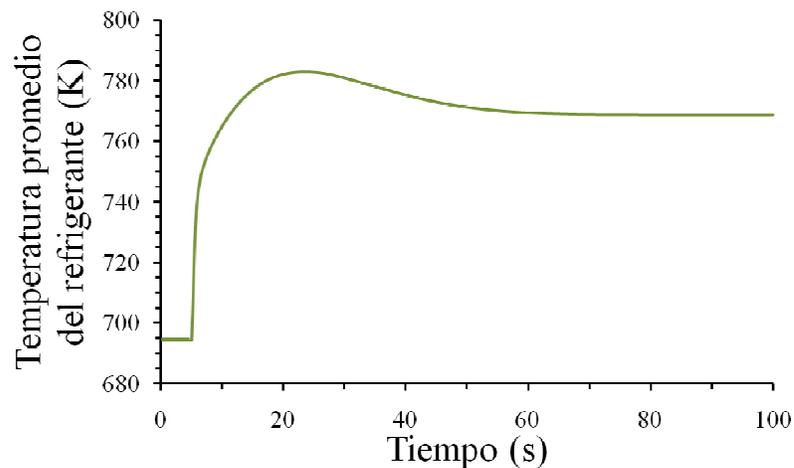


Figura 5.9. Temperatura promedio del refrigerante ante un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada.

En la Figura 5.10 se observa como decrece la densidad del refrigerante cuando se incrementó su temperatura ante un transitorio por disminución de refrigerante. La densidad promedio del refrigerante<sup>81</sup> decrece súbitamente de 166 kg/m<sup>3</sup> a 123 kg/m<sup>3</sup>. A los 60 segundos, la densidad promedio tiene un valor de 133 kg/m<sup>3</sup>.

<sup>81</sup> Datos en sistema internacional.

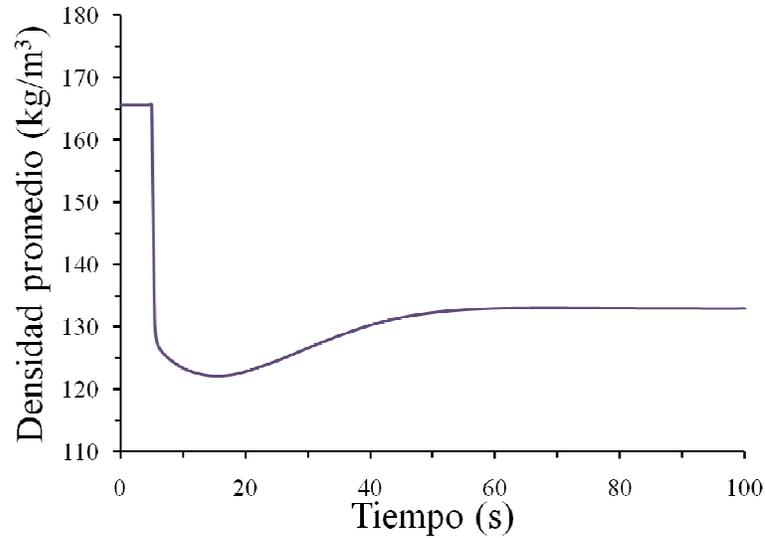


Figura 5.10. Densidad promedio del refrigerante ante un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada.

En el caso de la reactividad por Efecto Doppler debido a los cambios en la temperatura del combustible, se observa que dicha reactividad hace más negativa después del transitorio satisfaciéndose así, la condición de seguridad de este tipo de reactores cuando se incrementa la temperatura del combustible por disminución de refrigerante.

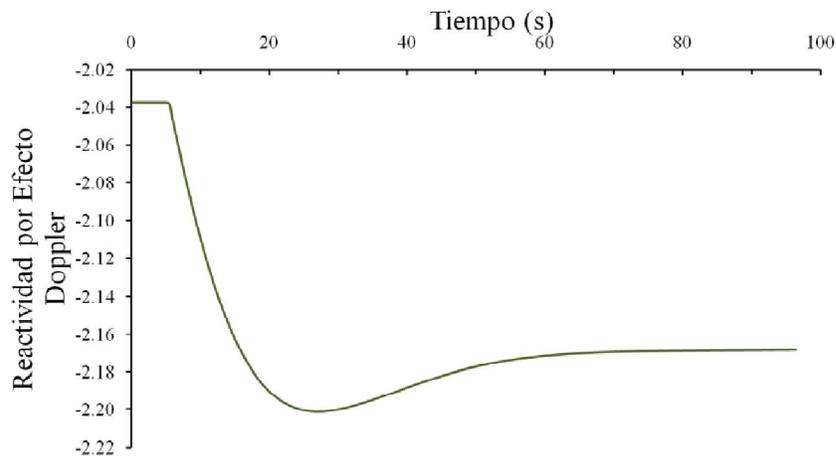


Figura 5.11. Comportamiento de la reactividad por Efecto Doppler debido a un transitorio por disminución de flujo de refrigerante de entrada.

De acuerdo a los resultados obtenidos al simular un transitorio por disminución de refrigerante, se demuestra que el núcleo del reactor se estabiliza, bajo la nueva condición de flujo de entrada, a los pocos segundos de iniciado el transitorio (45 segundos de iniciado el transitorio). Además, los picos en la potencia normalizada, las temperaturas del combustible y del refrigerante, así como en su densidad, aunque drásticos, se estabilizan rápidamente, claro está, para temperaturas mayores y densidad y potencia normalizada menores a la estable.

#### 5.4.2. Transitorio por aumento de refrigerante.

Este transitorio se provocó al aumentar súbitamente el flujo del refrigerante a la entrada del núcleo de 1200 kg/s a 1600 kg/s, después de 5 segundos, como puede observarse en la Figura 5.12.

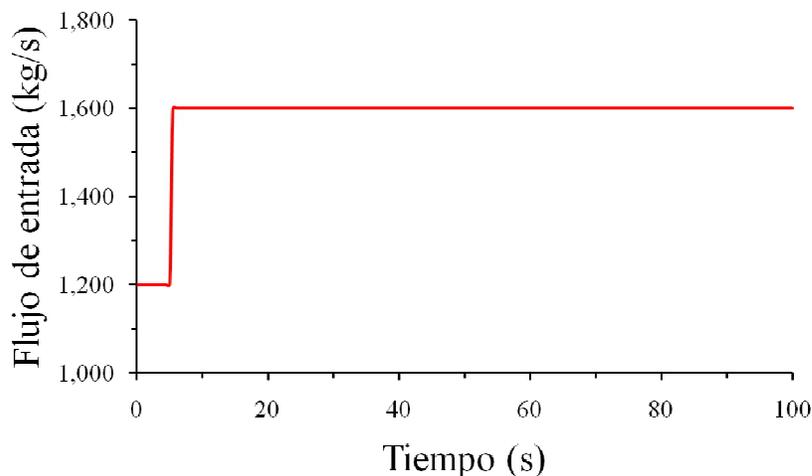


Figura 5.12. Transitorio por efecto de incremento del flujo másico de entrada.

El incremento en el flujo del refrigerante a la entrada del núcleo se refleja en un incremento de potencia del 7% en 25 segundos, estabilizándose a 6% sobre el valor nominal de la potencia normalizada a los 60 segundos de simulación.

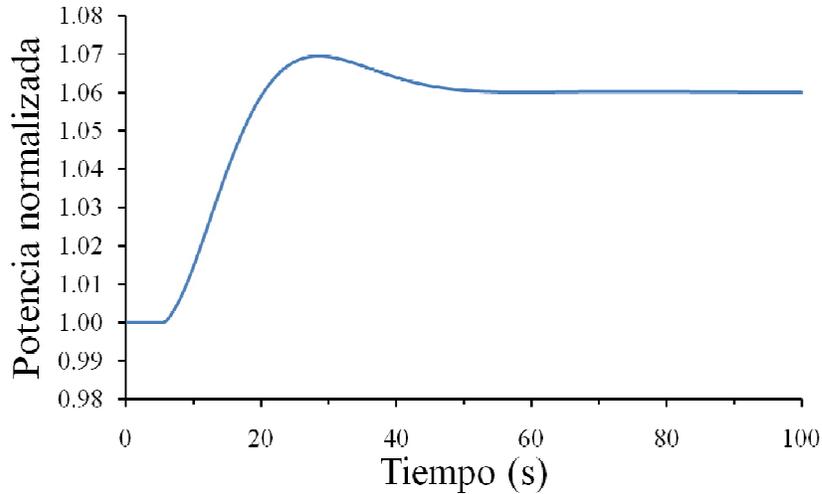


Figura 5.13. Comportamiento de la potencia normalizada cuando existe un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada.

En las Figuras 5.14 y 5.15 se presenta el efecto del transitorio por aumento en el flujo másico de entrada en las temperaturas promedio del combustible y del refrigerante respectivamente. De acuerdo a la gráfica de la Figura 5.14, la temperatura promedio del combustible se reduce de 988 K a 968 K en 13 segundos, estabilizándose a los 40 segundos con una temperatura de 973 K (15 K por debajo a la temperatura en estado estable).

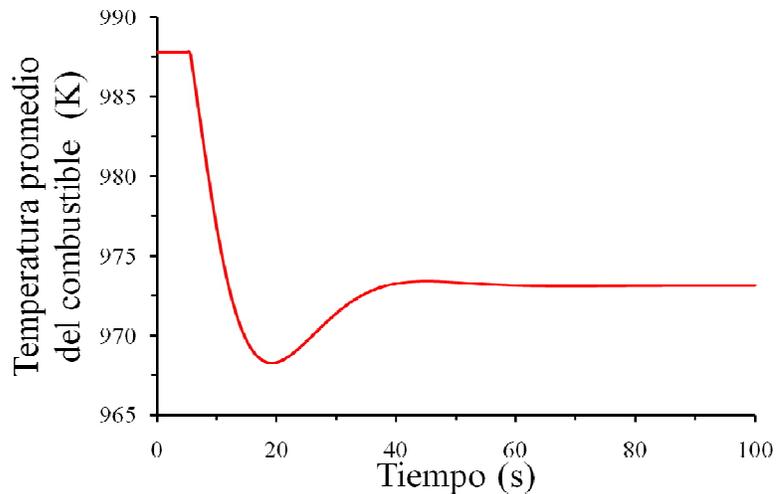


Figura 5.14. Temperatura promedio del combustible ante un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada.

En la Figura 5.15 se observa que la temperatura promedio del refrigerante disminuye drásticamente de 695 K a 665 K en 5 segundos, alcanzando los 666 K a partir de los 40 segundos de simulación (29 K debajo de la temperatura en estado estable).

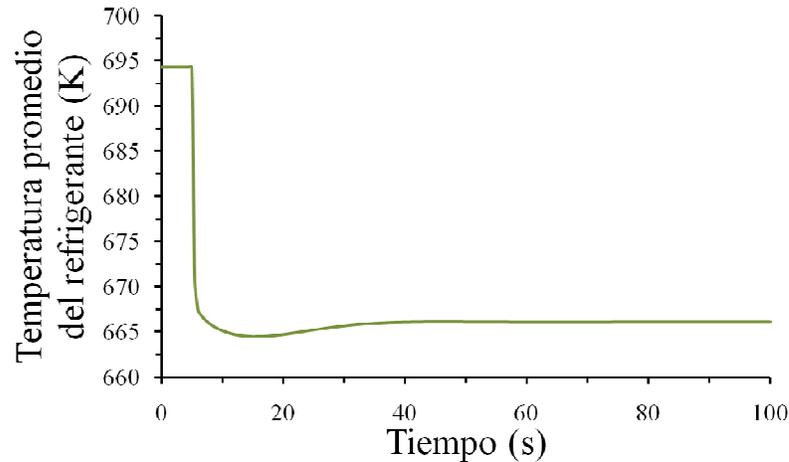


Figura 5.15. Temperatura promedio del refrigerante ante un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada.

Cuando se aumenta el flujo del refrigerante a la entrada del núcleo, la densidad promedio del refrigerante aumenta  $166 \text{ kg/m}^3$  a  $205 \text{ kg/m}^3$  en 7 segundos. Después de 35 segundos de iniciado el transitorio la densidad promedio del refrigerante alcanza un valor de  $198 \text{ kg/m}^3$ .

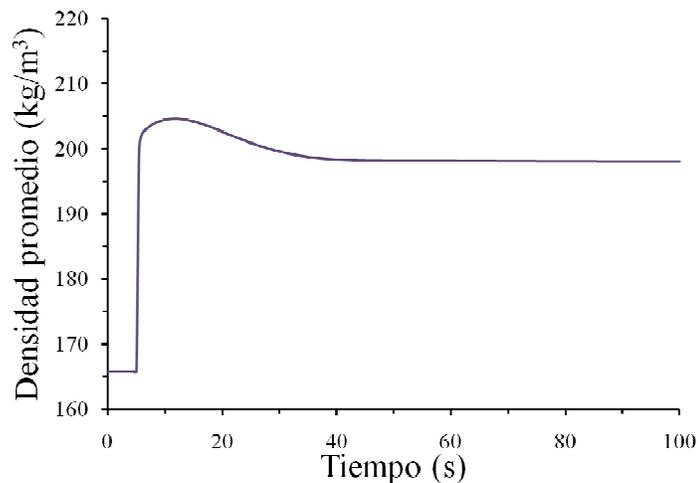


Figura 5.16. Densidad promedio del refrigerante ante un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada.

De las gráficas de las Figuras 5.10 y 5.16 se observa que las densidades promedio del refrigerante son bajas, y oscilan entre las densidades presentes en las zonas axiales 3, 4 y 5, ver Tabla 1.2.

En la Figura 5.17 se observa el efecto del aumento del flujo másico de entrada en la reactividad debida al Efecto Doppler. Al incrementarse el agua de enfriamiento, la temperatura del combustible se reduce, disminuyéndose en consecuencia la antireactividad por Efecto Doppler, a diferencia de lo presentado en la Figura 5.11, donde al incrementarse la temperatura del combustible, la reactividad por ese efecto se vuelve más negativa.

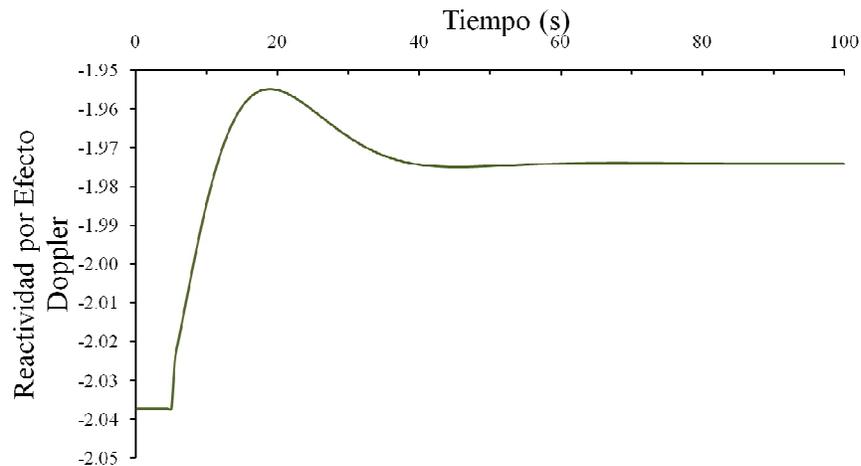


Figura 5.17. Comportamiento de la reactividad por Efecto Doppler debido a un transitorio por aumento de flujo de refrigerante de entrada.

De los resultados obtenidos mediante el transitorio por disminución y aumento de refrigerante a la entrada del núcleo nos percatamos que el efecto provocado, en las variables consideradas, es mayor cuando disminuye el refrigerante, ya que la disminución impacta directamente la extracción de calor y se afectan las temperaturas promedio del combustible y del refrigerante, al igual que en las densidades, en la potencia y en la reactividad, como se muestra en la Tabla 5.5.

**5.4.3. Datos de los transitorios por disminución y aumento de refrigerante.**

En la Tabla 5.5 se presentan los valores de las máximas diferencias entre el valor nominal en estado estacionario inicial y el obtenido de las 5 variables analizadas, así como la diferencia alcanzada cuando el transitorio llega a la estabilidad, para los dos transitorios estudiados.

Tabla 5.5. Valores característicos obtenidos de los transitorios por disminución y aumento de refrigerante.

	AUMENTO DE REFRIGERANTE		DISMINUCIÓN DE REFRIGERANTE	
	Diferencia máxima	Diferencia permanente*	Diferencia máxima	Diferencia permanente*
Potencia normalizada	+ 7%	+ 6%	-13%	-11%
$\langle T_f \rangle$ (K)	- 20	- 15	+ 65	+ 51
$\langle T_c \rangle$ (K)	- 30	- 29	+ 88	+ 73.8
$\langle \rho_c \rangle$ (kg/m <sup>3</sup> )	+ 39	+ 32	- 43	- 33
$\Delta r_{\rho_c ED}$	+ 0.08	+ 0.01	- 0.16	- 0.13

\*Diferencia entre el valor nominal inicial en estado estable y el valor de la variable al alcanzar la estabilidad después del transitorio.

De los valores presentes en la Tabla 5.5 se observa que el efecto provocado en la potencia normalizada, la temperatura promedio del combustible, la temperatura promedio y densidad de refrigerante y en la reactividad por Efecto Doppler, es más fuerte en el transitorio por disminución de refrigerante que cuando se aumenta, por ejemplo, la temperatura promedio del refrigerante se incrementa 88 K en 20 segundos, manteniendo una temperatura de 73.8 K mayor a la inicial cuando el transitorio alcanza la estabilidad, a diferencia del transitorio por aumento de flujo másico de entrada, donde la temperatura disminuye 30 K y la diferencia que se obtiene después de 50 segundos es de 29 K.

Las diferencias observadas se deben a que cuando se disminuye el flujo de refrigerante, la remoción de calor disminuye, la temperatura del combustible aumenta, incrementando proporcionalmente la temperatura del refrigerante y disminuyendo la densidad del mismo.

Finalmente, en la Tabla 5.6 se presentan los datos obtenidos en la simulación de los transitorios analizados, de las temperaturas máximas alcanzadas en el encamisado y en el combustible, así como su ubicación axial de su canal correspondiente.

Tabla 5.6. Ubicación axial y temperaturas máximas del combustible, encamisado y refrigerante en los tres canales equivalentes representativos del núcleo en tres etapas del HPLWR.

Temperatura máxima (K) / Ubicación axial (m)	AUMENTO DE REFRIGERANTE			DISMINUCIÓN DE REFRIGERANTE		
	Canal 1	Canal 2	Canal 3	Canal 1	Canal 2	Canal 3
Combustible	1568.3 / 1	1266 / 0.8	1158 / 1	1521 / 1	1354.1 / 0.8	1288.4 / 1
Encamisado	668.7 / 3.8	726.9 / 3.6	809.5 / 4	702.9 / 3.8	874.4 / 3.6	1021.1 / 4
Refrigerante	663.4 / 4.2	710 / 4.2	803 / 4.2	691.5 / 4.2	848.7 / 4.2	1007.1 / 4.2

De los datos mostrados en la Tabla 5.6, se observa que la temperatura del encamisado en el canal 3, cuando se presenta un transitorio por disminución de refrigerante, supera por casi 128 K su temperatura de seguridad de 893.15 K (620 °C). Debido a lo anterior, deben analizarse con mayor información y detalles, los transitorios de los reactores HPLWR para evitar que se superen las temperaturas de seguridad de los materiales del núcleo.

En el caso de las temperaturas del combustible, ninguna supera la temperatura límite del dióxido de uranio que es aproximadamente de 2200 °C (2473 K).

Por otro lado, se observa que la ubicación axial, donde se presentan las máximas temperaturas del encamisado y del refrigerante, es la parte superior del núcleo del reactor del canal 3, donde el fluido refrigerante es en su totalidad agua supercrítica.

## **Bibliografía**

Basualdo Perelló, J.R., 2010, Acoples de códigos neutrónicos con códigos termohidráulicos y estudio de transitorios de cinética puntual vs. cinética espacial. Tesis de Carrera de Maestría en Ingeniería. Instituto Balseiro. Universidad Nacional de Cuyo. Comisión Nacional de Energía Atómica, Argentina.

Duderstadt, James and Hamilton, Louis, 1976. Nuclear Reactor Analysis. John Wiley & Sons. United States of America.

Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez, 2009. Fuel rod model based on Non-Fourier heat conduction equation. *Annals of Nuclear Energy* 36: 680-693.

Ortega Gómez, T., 2009. Stability analysis of the High Performance Light Water Reactor. Thesis of the Institute for Nuclear and Energy Technologies. Karlsruhe University, Germany. ISSN 0947-8620.

# Conclusiones

---

Como se ha visto, el concepto de reactor HPLWR no puede compararse con ningún otro reactor probado en el pasado. La investigación representó un desafío para modelar el comportamiento que tiene el agua en condición supercrítica y su impacto en el diseño neutrónico, termohidráulico, estructural y mecánico, debido a la fuerte variación de sus propiedades termofísicas alrededor del punto pseudocrítico. Por lo tanto, los resultados encontrados en este trabajo contribuyen en el conocimiento de este tipo de reactores en el campo de estudio neutrónico y termohidráulico exclusivamente.

Las pruebas y los principales resultados de esta tesis fueron los siguientes:

Se estudió y desarrolló el diseño neutrónico de un ensamble cuadrado de doble fila de barras de combustible con los códigos MCNPX y HELIOS-2. Este ensamble, inicialmente propuesto por Hofmeister<sup>82</sup> et al. (2007), fue probado con ambos códigos y se tomó como base de referencia para proponer un nuevo diseño al agregar gadolinia a cuatro barras de combustible en dicho ensamble (en concentraciones del 4, 5 y 6%). Además, se consideraron cinco zonas axiales para analizar la importancia que tiene la densidad del refrigerante (y del moderador) en el comportamiento del núcleo del reactor.

---

<sup>82</sup> Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.

Para validar el código HELIOS-2 para este tipo de combustible en condiciones de agua supercrítica, se compararon sus resultados con los obtenidos con el código MCNPX, que es un código de referencia que se basa en una simulación Monte Carlo para dar seguimiento de manera muy fina a todas las interacciones de los neutrones con los materiales de la celda de generación en generación en un espectro de energía continua. La comparación realizada entre los resultados de ambos códigos nos da la suficiente certeza para asegurar que los resultados obtenidos con HELIOS-2 son confiables y que su alto desempeño computacional ofrece una ventaja extra para elegirlo como una opción más para explorar la neutrnica de los combustibles de HPLWR. Cabe destacar que el tiempo de cálculo con HELIOS-2 es significativamente menor al requerido con MCNPX, del orden de 170 veces menor.

De los cálculos realizados se tiene que la máxima diferencia de  $k_{\infty}$ , sin considerar gadolinia, entre ambos códigos es de 215 pcm  $\Delta k/k$  para una densidad del refrigerante es de 0.74 g/cm<sup>3</sup>. Considerando el ensamble con cuatro barras con gadolinia, la máxima diferencia relativa obtenida de  $k_{\infty}$  es de 509 pcm  $\Delta k/k$  para una densidad de 0.74 g/cm<sup>3</sup> y concentración de gadolinia del 4%. Por otro lado, el mayor error de PPF<sub>máx</sub> fue de 2.2% para el ensamble con 6% de concentración de gadolinia, para una densidad es 0.74 g/cm<sup>3</sup>, en condiciones en frío. En lo referente a los PPF<sub>máx</sub>, todos sus valores fueron menores a los presentes en las centrales nucleares de agua ligera operando actualmente y se presentaron en las barras junto a la barra de la esquina, en todos los casos (con y sin gadolinia en condiciones en frío y en caliente). Además, para todos los casos analizados, la desviación estándar obtenida de la distribución de potencia en el ensamble, al comparar pin a pin, muestra que, en general, la comparación tiene muy buena aproximación siendo la máxima desviación estándar de 1.18 % y la máxima desviación promedio de 0.0025%. De los coeficientes de reactividad debido al Efecto Doppler se encontró que la celda combustible tiene un coeficiente de reactividad por temperatura del combustible que es negativo, como es de esperarse en todos los reactores nucleares, y se encontró que sus resultados fueron muy similares al compararse ambos códigos, siendo la máxima diferencia de  $k_{\infty}$  de 564 pcm  $\Delta k/k$  para una densidad del refrigerante de 0.74 g/cm<sup>3</sup> y 1200 K. Finalmente, se observó que los valores de  $k_{\infty}$  son ligeramente menores (0.4% dK) cuando se considera la celda de referencia (Hofmeister et al., 2007) que para la celda propuesta con un enriquecimiento de 5% de UO<sub>2</sub> uniforme en todas

sus barras. Por lo tanto, para posteriores pruebas se sugiere iniciar con el análisis de un enriquecimiento uniforme en la celda de combustible, debido a que la diferencia encontrada entre ambas celdas no fue significativamente diferente, aunque deberá tenerse en cuenta el comportamiento del núcleo para los 156 arreglos de 9 ensambles cada uno.

A partir de la estructura generada en este trabajo de tesis se pueden realizar en el futuro análisis de quemado de combustible en la celda cuadrada con doble fila de barras y probar diferentes enriquecimientos de  $\text{UO}_2$  (con y sin concentraciones de gadolinia) en diversas barras del ensamble, para asegurar la criticidad del núcleo. Además de probar nuevos modelos (geometrías y parámetros) y por qué no, proponer algún diseño de ensamble combustible para un reactor HPLWR.

Otro punto fundamental de esta tesis fue estudiar la fenomenología del agua supercrítica en un ambiente como el generado en un reactor HPLWR, así como su comportamiento termohidráulico como se analizó en el Capítulo 4. Por lo tanto, se realizaron experimentos numéricos para investigar el comportamiento del reactor nuclear HPLWR en tres etapas. Se modeló y programó en Fortran 6.6 y se analizaron los procesos termohidráulicos, los procesos de transferencia de calor en el combustible y los procesos neutrónicos al efectuar el acoplamiento.

Para realizar el análisis termohidráulico, sin retroalimentación y acoplado, se contó con propiedades termofísicas (Wagner, W. y Kretzschmar, H.-J., 2008) y de transporte en condiciones supercríticas, en rangos de presión de 15 a 30 MPa y en rangos de temperatura de 100 a 800 °C. Se realizó un análisis numérico del comportamiento termohidráulico del reactor HPLWR en estado estacionario considerando un diseño conceptual en tres etapas (tres canales promedio representativos) con múltiples pasos de calentamiento (21 nodos de 20 cm). Para el análisis se aplicaron los modelos unidimensionales de conducción radial en la barra de combustible para cada nodo axial seleccionado y de energía. Se realizaron 21 ejecuciones del modelo numérico para predecir la distribución de temperaturas en el refrigerante en cada canal para diferentes flujos másicos de entrada, cuyos rangos varían de 700 a 1700 kg/s y para diferentes presiones (21 a 30 MP). Se obtuvo el comportamiento del

coeficiente convectivo de transferencia de calor ( $H_{\infty}$ ) a lo largo del núcleo del reactor HPLWR para sus tres canales equivalentes, por medio de la correlación de Dittus-Boelter. Esta prueba se ejecutó para un flujo másico de  $621.6 \text{ kg/m}^2\text{s}$  a una presión de 25 MPa. Los resultados de  $H_{\infty}$  muestran, en el canal 1, una fuerte variación debido a las propiedades termofísicas del agua supercrítica alrededor del punto pseudocrítico ( $T=384.9^{\circ}\text{C}$ ) alcanzándose un valor máximo de  $44000 \text{ W/m}^2\text{K}$ . De acuerdo a los resultados obtenidos del  $H_{\infty}$ , para disminuir el deterioro de transferencia de calor que se presenta en el punto pseudocrítico se propone como trabajo futuro utilizar la correlación de Mokry et al. (2009), ya que, de acuerdo a la Tabla 2.2, es la correlación más adecuada para los subcanales verticales con agua supercrítica utilizados en la simulación de los reactores HPLWR.

Para 21 diferentes flujos másicos de entrada a 25 MPa se observó que la variación axial de los perfiles de temperatura del refrigerante en cada canal es más pronunciada con flujos de alimentación menores a  $1200 \text{ kg/s}$ , esto es debido a que se extrae menos calor a flujos bajos. Para el diseño del reactor en 3 etapas, cuanto más bajo es el flujo másico mayor es el incremento de temperatura del refrigerante en cada canal. Para flujos inferiores a  $1200 \text{ kg/s}$  se podría generar problemas de zonas calientes y poner en riesgo la estabilidad estructural del encamisado con temperaturas de  $893.15 \text{ K}$ ; y en el caso de flujos superiores a  $1200 \text{ kg/s}$ , se presenta lo opuesto, es decir, no se alcanzan las temperaturas de salida requeridas para el proceso ( $100 \text{ K}$  por debajo de la temperatura de salida deseada de  $807 \text{ K}$ ). Del análisis realizado se recomienda utilizar flujos de entrada entre  $1150 \text{ kg/s}$  ( $T_{\text{salC}_3} = 551^{\circ}\text{C} = 824.15 \text{ K}$ ) y  $1300 \text{ kg/s}$  ( $T_{\text{salC}_3} = 492^{\circ}\text{C} = 765.15 \text{ K}$ ), para mantener las temperaturas requeridas para el funcionamiento adecuado del ciclo termodinámico del HPLWR.

Los resultados obtenidos en estado estacionario a 25 MPa mostraron que el modelo utilizado en este análisis permite mejorar el proceso de transferencia de calor al distribuir, en tres etapas, el incremento de temperatura que sufre el flujo refrigerante ( $250^{\circ}\text{C}$  aproximadamente), desde que entra hasta que sale del núcleo, elevando así la eficiencia termodinámica del reactor HPLWR.

De los resultados para un flujo másico de 1200 kg/s y 10 presiones diferentes (de 21 a 30 MPa), nos percatamos que existen dos picos de temperatura (del refrigerante y del encamisado) a 22 y a 25 MPa debidos a las propiedades termofísicas del agua a esas presiones. En lo referente al coeficiente de transferencia de calor obtenido de cada canal, nos percatamos que los valores máximos se presentan en las presiones más cercanas al punto crítico, es decir, a 21 y 22 MPa, como lo había determinado previamente Roelofs<sup>83</sup> (2004).

De los resultados para seis diferentes presiones (22 a 30 MPa) y flujos másicos de entrada (800, 1000, 1200, 1400 y 1600 kg/s) se concluye que, para flujos  $\geq 1200$  kg/s, las temperaturas máximas del refrigerante no presentan picos que superen la temperatura máxima del encamisado. Cabe aclarar que en el canal 1 no se alcanzan temperaturas que afecten la estabilidad del encamisado, ya que ninguna de ellas supera los 893 K (620 °C). Sin embargo, en el canal 2 y en el canal 3 para flujos másicos de entrada de 800 kg/s y para 800 y 1000 kg/s, respectivamente, la temperatura pico del refrigerante a 25 MPa sí supera la temperatura máxima del encamisado. Por lo tanto, se concluye que, para el reactor HPLWR, no se recomienda utilizar flujos de entrada menores de 1150 kg/s.

En lo referente al análisis de un transitorio sin retroalimentación debido a una disminución en la potencia del núcleo, se concluye que el sistema regresa al estado estacionario a los 60 segundos de haberse iniciado el transitorio, en todos los casos, y que se presentan zonas, en el canal 3, donde la temperatura del refrigerante supera la temperatura de 620 °C (893.15 K), que le aseguran la estabilidad al material del encamisado. A pesar de superarse la temperatura del encamisado en algunos nodos, la temperatura disminuye rápidamente, manteniéndose por 5 segundos en 11 nodos (del 10 al 21) del canal 3 para una disminución de potencia del 50% y por tratarse de un transitorio, las temperaturas no superan la temperatura de 1113 K en esos casos (temperatura límite del encamisado, de acuerdo a Sánchez-Espinoza y Hering, 2003<sup>84</sup>).

---

<sup>83</sup> Roelofs, F., 2004. CFD Analyses of heat transfer to supercritical water flowing vertically upward in a tube. NRG. 21 353/04~60811/P.

<sup>84</sup> Sánchez-Espinoza, V.H., Hering, W., 2003. Investigation of the appropriateness of RELAP/MOD3 for the safety evaluation of an innovative reactor operating at thermodynamically supercritical conditions. Thesis of the Institute for Nuclear and Energy Technologies. Karlsruhe University, Germany. ISSS 0947-8620.

Finalmente de los resultados obtenidos en el análisis neutrónico con HELIOS-2 para 177 grupos de energía, se obtuvo un modelo de reactividad en función de la densidad promedio y de la temperatura promedio del refrigerante, utilizado en el modelo desarrollado en Fortran 6.6 para acoplar la neutrónica con la termohidráulica en un reactor HPLWR en tres etapas.

Es importante aclarar que los valores obtenidos no pueden validarse ya que actualmente no existen datos de algún prototipo construido y probado. Además, debido a que sólo se desarrolló el modelo del núcleo del reactor HPLWR, y no la vasija completa, la prueba más representativa relacionada con el diseño del reactor con modelo de la cinética neutrónica acoplada es el análisis del comportamiento transitorio por disminución y aumento del fluido refrigerante a la entrada del núcleo.

Se probó el núcleo del reactor ante un transitorio por disminución de refrigerante de un tercio del flujo másico de entrada en operación normal, es decir, para una disminución de 1200 a 800 kg/s. En dicho transitorio se obtuvo que la máxima temperatura del combustible fue de 1354.1 K y se presentó en el canal 2 a una altura axial de 0.8 m; y que la máxima temperatura del encamisado fue de 1021.1 K ubicada a 1 m de altura en el canal 3. Como puede observarse, la temperatura del encamisado en el canal 3 supera la temperatura de seguridad de 893.15 K en casi 128 K. Sin embargo, dicha temperatura no supera la temperatura límite del encamisado  $(1113 \text{ K})^3$  y la temperatura del combustible no supera los 2200 °C (2473 K, fundición del  $\text{UO}_2$ ) que garantizan la estabilidad estructural del núcleo del reactor. Además, cuando disminuye súbitamente el flujo de refrigerante, la potencia del reactor disminuye hasta un 13% llegando al estado estacionario después de 60 segundos con -11% de la potencia al inicio del transitorio. En lo referente a la temperatura promedio del combustible, a la temperatura promedio y densidad promedio del refrigerante y a la reactividad por Efecto Doppler, todas las variables alcanzan el estado estacionario después de 55 segundos de iniciado el transitorio por disminución de refrigerante y que la diferencia máxima en la temperatura promedio del combustible y del refrigerante es de +65 K y +88 K, respectivamente. Por el contrario, cuando se simuló el transitorio por aumento del flujo másico a la entrada del núcleo, a los 35 segundos de iniciarse el transitorio, todas las variables alcanzaron el estado estacionario y las diferencias máximas de las temperaturas

promedio del combustible y del refrigerante fueron de -20 K y -30 K, respectivamente, diferencias menores a las obtenidas con el primer transitorio. Además, en el transitorio por aumento de refrigerante, la potencia tuvo un incremento máximo del 7% para estabilizarse 6% por encima de la potencia en condiciones normales de operación.

De los resultados se demostró que la temperatura del encamisado supera, en el canal 3, su temperatura de seguridad cuando existe un transitorio por disminución de refrigerante, y cuando se utilizan flujos máxicos de entrada menores de 1150 kg/s en los canales 2 y 3 a 25 MPa.

Aún hace falta mucha información, específicamente datos de un prototipo de reactores enfriados con agua supercrítica. Es cierto que los accidentes base de diseño de los HPLWR son similares a los presentes en reactores de agua ligera, sin embargo, el impacto que tienen las propiedades termofísicas del agua supercrítica alrededor del punto pseudocrítico modifican drásticamente la respuesta termohidráulica del núcleo del reactor.

Los resultados preliminares obtenidos nos indican que la primera etapa del modelo está concluida y que, como trabajo posterior conviene simular la vasija completa del reactor para analizar su comportamiento cuando se presenten transitorios por disparo de bombas de recirculación, por disparo de turbina, etc.

## Anexo A

---

### Diseño geométrico del ensamble combustible simulado con HELIOS-2

En el código AURORA se generó el diseño geométrico, en el cual se definieron seis celdas diferentes que se acoplaron para formar medio ensamble combustible con simetría diagonal.

La primera de estas celdas unitarias permite definir la zona periférica del ensamble combustible sin incluir las esquinas. Ver Figura A.1.

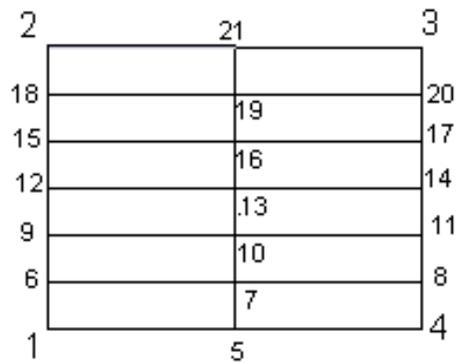


Figura A.1. Celda que define la periferia del ensamble sin considerar las esquinas.

El agua del moderador está contenida en la zona definida por los números 9,2,3,11. La caja del ensamble está definida en la zona 6,9,11,8, y la zona del refrigerante está definida por la zona 1,6,8,4.

La celda que define la esquina superior izquierda se muestra en la Figura A.2a. El moderador circula a través de la zona definida por 1,2,20,8; la caja del ensamble está definida por

8,20,21,9 y la zona de refrigerante está presente en la zona 9,21,3,4. La celda que define la esquina inferior derecha se muestra en la Figura A.2b. En la zona definida por 18,2,3,20 circula el agua del refrigerante; en la zona definida por 15,18,20,17 está la caja del ensamble y en la zona definida por 1,15,17,4 fluye el agua del moderador.

La celda que define la esquina inferior izquierda se muestra en la Figura A.3 En las zonas definidas por 8,2,3,9 y 10,9,3,4 se encuentra el agua del moderador; las zonas 5,8,9,6 y 7,6,9,10 corresponden a la caja del ensamble y la zona 1,5,6,7 corresponde al espacio por el cual fluye el agua del refrigerante.

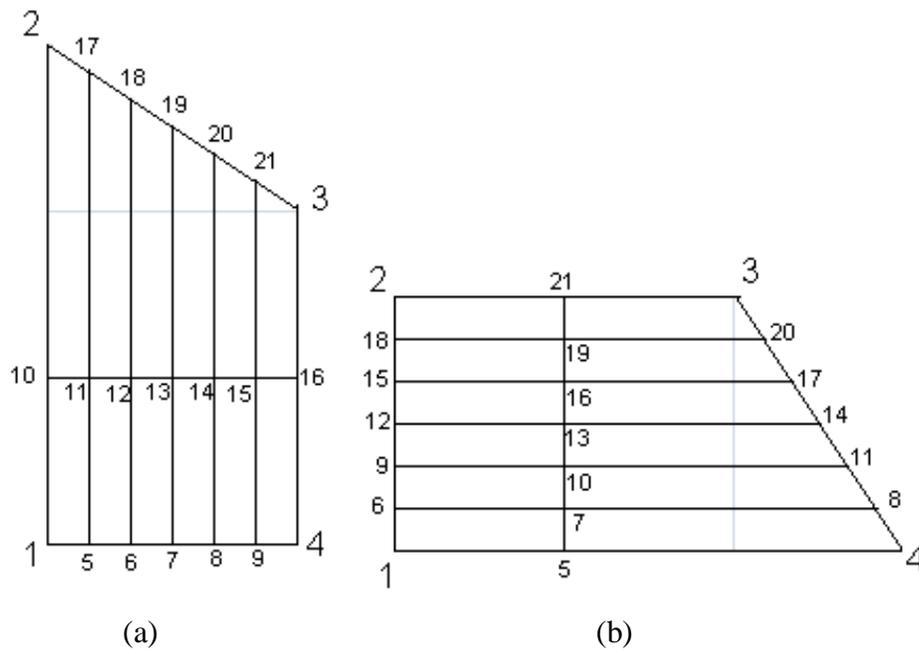


Figura A.2. Celda que define: (a) la zona superior izquierda y (b) la zona inferior derecha del ensamble con simetría diagonal.

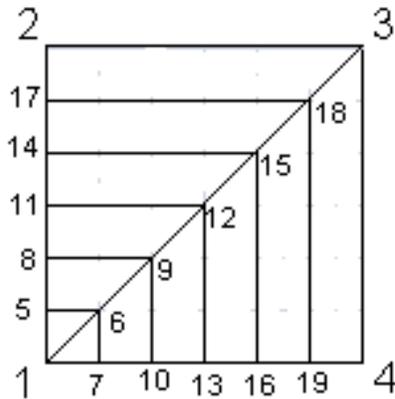


Figura A.3. Celda unitaria que define el extremo inferior izquierdo del ensamble combustible.

Finalmente, en la Figura A.4 se muestran las celdas que definen la ubicación de las barras de combustible. La Figura A.4a representa la celda con barra de combustible en el centro; la Figura A.4b representa la celda con barra de combustible que se encuentra en la diagonal del ensamble.

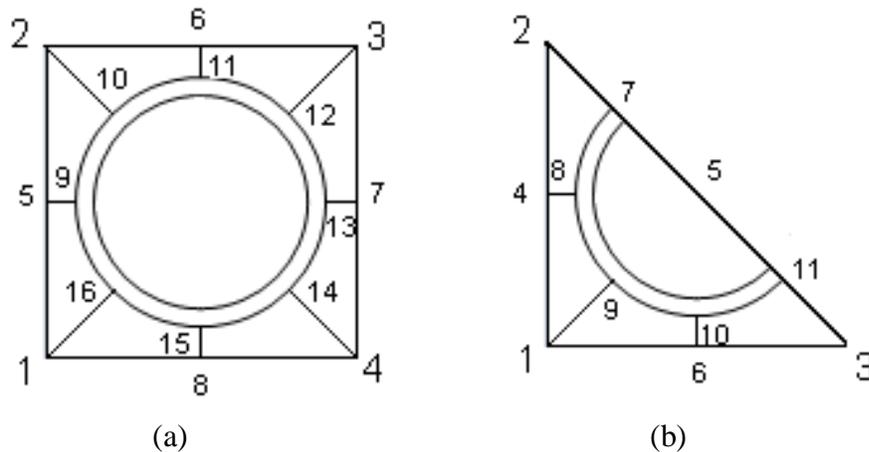


Figura A.4. Celdas unitarias que representan la ubicación de las barras de combustible. (a) con barra en el centro y (b) media barra por simetría diagonal.

En la Figura A.4, el círculo central representa a la barra de combustible; el anillo que se forma representa el encamisado de la barra de combustible. Para ambas representaciones geométricas, la zona que está fuera del encamisado está ocupada por el agua del refrigerante.

Además de las seis celdas unitarias descritas se construyó una celda que representa la caja de agua central del moderador. Esta celda unitaria se acopla al resto de las celdas mediante los nodos presentes en la Figura A.5.

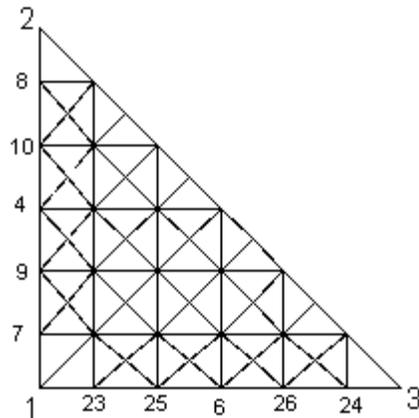


Figura A.5. Celda unitaria correspondiente a la caja del moderador.

Al igual que con el código MCNPX, en el código HELIOS-2 se requiere de un arreglo bidimensional indicando la composición del combustible localizado en cada una de las celdas unitarias mostradas en la Figura A.4.

# Bibliografía

---

1. Baindur, Satyen. Materials challenges for the supercritical water-cooled reactor (SCWR), 2008. Bulletin of the Canadian Nuclear Society, Vol. 29 No. 1. pp. 32-38.
2. Barragán-Martínez A.-M., Martín-del-Campo, C., François, J.-L., Espinosa-Paredes, G., 2012. MCNPX and HELIOS-2 comparison for the neutronics calculations of a supercritical water reactor HPLWR. Annals of Nuclear Energy 51: 181-188.
3. Basualdo Perelló, J.R., 2010, Acoples de códigos neutrónicos con códigos termohidráulicos y estudio de transitorios de cinética puntual vs. cinética espacial. Tesis de Carrera de Maestría en Ingeniería. Instituto Balseiro. Universidad Nacional de Cuyo. Comisión Nacional de Energía Atómica, Argentina.
4. Buongiorno, J., 2003. An alternative SCWR design based on vertical power channels and hexagonal fuel assemblies. In: Proceedings of the GLOBAL 03, New Orleans, pp. 1155–1162.
5. Buongiorno, J. y MacDonald, P.E., 2003. Progress report for the FY-03 Generation-IV R&D activities for the development of the SCWR in the U.S. INEEL/EXT-03-01210.
6. Casal J.J., Stamm'ler R.J.J., Villarino E.A. and Ferri A.A., 1991. "HELIOS: Geometric capabilities of a new fuel-assembly program". Intl Topical Meeting on Advances in Mathematics, Computations, and Reactor Physics, Pittsburgh, Pennsylvania, April 28-May 2, 1991, 2, 10.2.1 1-13.
7. Cheng, X., Schulenberg, T., 2001. Heat transfer at supercritical pressures - Literature review and application to an HPLWR. Scientific report FZKA 6609, Forschungszentrum Karlsruhe, May 2001.
8. Cheng, X., Schulenberg, T., Bittermann, D., Rau, P., 2003. Design analysis of core assemblies for supercritical pressure conditions. Nuclear Engineering and Design 223, Pp. 279-294.

9. Dittus, F.W., Boelter, L.M., 1930. Heat transfer in automobile radiators of the tubular type. Univ. California Publ. Eng. 2, 443–461.
10. Dobashi, K., Oka, Y., Koshizuka, S., 1998. Conceptual design of a high temperature power reactor cooled and moderated by supercritical light water. Annals of Nuclear Energy 25, 487–505.
11. Duderstadt, James and Hamilton, Louis, 1976. Nuclear Reactor Analysis. John Wiley & Sons. United States of America.
12. Espinosa-Paredes y Espinosa-Martínez, 2009. Fuel rod model based on Non-Fourier heat conduction equation. Annals of Nuclear Energy 36: 680-693.
13. Fischer, K., Schulenberg, T., Laurien, E., 2009. Design of a supercritical water-cooled reactor with a three-pass core arrangement. Nuclear Engineering and Design 239: 800-812.
14. GIF, 2002. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. Issued by the U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum.
15. Harmon, II, Ch.D., Busch, R.D., Briesmeister, J.F., Foster, R.A., 1994. Criticality Calculations with MCNP. A Primer. Los Alamos National Laboratory, LA, 12827-M.
16. HELIOS-2 lattice physics code, 2010. Studsvik Scanpower. Inc.
17. HELIOS 2.0, 2010. Methods, Studsvik Scandpower,
18. Hofmeister, J., Schulenberg, T., Starflinger, J., 2005. Optimization of a fuel assembly for a HPLWR”, Paper 5077, Proc. ICAPP 05, Seoul, Korea, May 15-19.
19. Hofmeister, J., Waata, C., Starflinger, J., Schulenberg, T. and Laurien, E., 2007. Fuel assembly design study for a reactor with supercritical water. Nuclear Engineering and Design 237. 1513-1521.
20. Liu, X. J., Cheng, X, 2008. Coupling Analysis on a new SCWR core design. Proceedings of ICAPP’08. Anaheim. CA USA, June 8-12, Paper 8076.
21. Mokry, S., Farah, A., King, K., Gupta, S., Pioro, I. and Kirillov, P., 2009. Development of Supercritical Water Heat-Transfer Correlation for Vertical Bare Tubes, Proceedings of the Nuclear Energy for New Europe 2009 International Conference, Bled, Slovenia, 2009 September 14 – 17, Paper #210, 13 pages.

22. OECD 2007 NEA No. 6103. Innovation in Nuclear Energy Technology.
23. Oka, Y., Koshizuka, S., 1993. Concept and design of a supercritical-pressure, direct-cycle supercritical-water cooled fast reactors", Nuclear Technology vol. 103. p. 295-302.
24. Oka, Y., Koshizuka, S., 1998. Conceptual design study of advanced power reactors. Progress in Nuclear Energy. Vol. 32, No. ½, pp. 163-177 © 1997 Elsevier Science Ltd.
25. Oka, Y., Koshizuka, S., Ishiwatari, Y., Yamaji, A., 2003. Conceptual design of high temperature reactors cooled by supercritical light water, ICAPP 03, Cordoba, Paper No. 3257.
26. Oka, Y., Koshizuka, S., Ishiwatari, Y., Yamaji, A., 2010. Super light water reactors and super fast reactors. Supercritical pressure. Light water cooled reactors. Springer, New York, NY, USA.
27. Ortega Gómez, T., 2009. Stability analysis of the High Performance Light Water Reactor. Thesis of the Institute for Nuclear and Energy Technologies. Karlsruhe University, Germany. ISSN 0947-8620.
28. Patankar, S.V., 1980. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. McGraw Hill, New York.
29. Petukhov, B.S., 1970. Heat transfer and friction in turbulent pipe flow. Adv. Heat Transfer 6, 511–564.
30. Pioro, I.L. and Duffey, R.B., 2007. Heat transfer and hydraulic resistance at supercritical pressures in power-engineering applications. ASME PRESS. New York, NY, USA.
31. Reiss, T., Fehér, S., Czifrus, Sz., 2008. Coupled neutronics and thermohydraulics calculations with burn-up for HPLWRs. Progress in Nuclear Energy 50. Pp. 52-61.
32. Reiss, T., Csom, Gy., Fehér, S., Czifrus, Sz., 2010. The Simplified Supercritical Water-Cooled Reactor (SSCWR), a new SCWR design. Progress in Nuclear Energy 52. Pp. 177-189.
33. Rhodes, Joel, Edenius, Malte, 2004. CASMO-4. A FUEL ASSEMBLY BURNUP PROGRAM. User's Manual. Studsvik Scandpower, Inc.

34. Roelofs, F., 2004. CFD Analyses of heat transfer to supercritical water flowing vertically upward in a tube. NRG. 21 353/04~60811/P
35. Ryskamp, John M., 2003. Next generation nuclear energy systems. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory (INEEL) IEEE Power Engineering Society Meeting. April 28, 2003.
36. Sánchez-Espinoza, V.H., Hering, W., 2003. Investigation of the appropriateness of RELAP/MOD3 for the safety evaluation of an innovative reactor operating at thermodynamically supercritical conditions. Thesis of the Institute for Nuclear and Energy Technologies. Karlsruhe University, Germany. ISSS 0947-8620.
37. SCANDPOWER, 1992. User manual for ORION.
38. Schulenberg, T., Starflinger, J., 2007. Core design concepts for high performance light water reactors. Nuclear Engineering and Technology 39: 249-256.
39. Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., 2008. Three pass core design proposal for a high performance light water reactor. Progress in Nuclear Energy 50: 526-531.
40. Schulenberg, T., Starflinger, J., Heinecke, J., Bernnat, W., 2011. Design and analysis of a thermal core for a high performance light water reactor. Nuclear Engineering and Design 241: 4420-4426.
41. Starflinger, J., Schulenberg, T., Marsault, P., Bittermann, D., Maraczy, C., Laurien, E., Lycklama, J. A., Anglart, H., Aksan, N., Ruzickova, M. and Heikinheimo, L., 2008. Progress within the European Project: "High Performance Light Water Reactor Phase 2". Proceedings of ICAPP'08. Anaheim. CA USA, June 8-12, 2008. Paper 8247.
42. Squarer, D. Schulenberg, T., Struwe, D., Oka, Y., Bittermann, D., Aksan, N., Maraczy, C., Kyrki-Rajamaki, R., Souyri, A., and Dumaz, P., 2003. High performance light water reactor. Nuclear Engineering and Design 221, Pp. 167-180.
43. U.S. DOE, 2002. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems. Report GIF-002-00, Department of Energy, U.S.A.
44. Wagner, W. and Kretzschmar, H.-J., 2008. International Steam Tables. Properties of Water and Steam based on the Industrial Formulation IAPWS-IF97, Springer, Second Edition.

45. Was, G.S. y Allen, T.R., 2005. Time, temperature, and dissolved oxygen dependence of oxidation of austenitic and ferritic-martensitic alloys in supercritical water, Paper 5690, Proc. ICAPP 05, Seoul, Korea, May 15-19.
46. Wemple, C.A., Gheorghiu H-N.M., Stamm'ler, R.J.J, Villarino, E.A., 2008. Recent advances in the HELIOS-2 lattice physics code, in Proceedings of the International Conference on Reactor Physics, Nuclear Power: A Sustainable Resource Casino-Kursaal Conference Center, Interlaken, Switzerland.
47. Yamaji, A., Tanabe, T., Oka, Y., Yang, J., Ishiwatari, Y., Koshizuka, S., 2005. Evaluation of the nominal peak cladding surface temperature of the super LWR with subchannel analysis. Proceedings GLOBAL 05, Tsukuba, Japan, October 9-13. Paper 557.
48. Zahlan, H., Groeneveld, D., & Tavoularis, S. (April 25-28, 2010). Look-Up Table for Trans-Critical Heat Transfer. The 2nd Canada-China Joint Workshop on Supercritical Water-Cooled Reactors (CCSC-2010). Toronto, Ontario, Canada: Canadian Nuclear Society.