TESIS CARRERA DE MAESTRÍA EN INGENIERÍA

NEUTRÓNICA ACOPLADA TÉRMICAMENTE DE REACTORES DE GAS HETEROGÉNEOS

Ing. Roberto Hernán Maturana
Maestrando

Dr. Pablo Florido
Director

Miembros del Jurado:
Dr. Darío Delmastro (Centro Atómico Bariloche)
Ing. Claudio Mazufri (INVAP S.E.)
Ing. Alicia Doval (INVAP. S.E.)

Noviembre de 2011

Centro Atómico Bariloche

Instituto Balseiro
Comisión Nacional de Energía Atómica
Universidad Nacional de Cuyo
Argentina

A mi esposa y compañera de la vida:

María Emilia

Glosario de símbolos

A_c	área de pasaje del refrigerante en el canal combustible (m^2)
A_t	área transversal (m^2)
c_p	calor específico a presión constante (J kg^{-1} K^{-1})
D	diámetro (m)
D_h	diámetro hidráulico (m)
e	rugosidad absoluta (mm)
f	factor de fricción
g	gravedad (9.81 m s^{-2})
h	coeficiente de transferencia térmica por convección (W m^{-2} K^{-1})
h'	variable de iteración para linealizar la temperatura (K^3)
K	coeficiente de pérdida de carga localizada
k	conductividad térmica (W m^{-1} K^{-1})
k_{ef}	factor de multiplicación efectivo
L	altura activa del núcleo (m)
$\dot{m}$	flujo másico (kg s^{-1})
Nu	número de Nusselt
p	pitch entre canales combustibles (mm)
P	potencia térmica del reactor (MW)
P_m	perímetro mojado (m)
Pr	número de Prandtl
Q	caudal volumétrico (kg m^{-3})
Q_{EC}	quemado de extracción del combustible (MWd tU^{-1})
q'^{conv}	potencia lineal transferida por convección (W m^{-1})
q'^{rad}	potencia lineal transferida por radiación (W m^{-1})
q'	potencia lineal generada (W m^{-1})
q'''	potencia volumétrica (W m^{-3})
q_A	potencia total generada en A (W)
q_{A-B}^{conv}	potencia transferida por convección desde A hacia B (W)
q_{A-B}^{rad}	potencia transferida por radiación desde A hacia B (W)

r	dirección radial / radio (m)
R	coeficiente de resistencia hidráulica ($s^2\ m^{-3}$)
R_b	radio de la barra combustible (mm)
Re	número de Reynolds
r_{ic}	radio interno de la vaina / inner clad (mm)
r_{oc}	radio externo de la vaina / outer clad (mm)
r_{of}	radio de la pastilla / outer fuel (mm)
S	factor de relajación ($0 \leq S \leq 1$)
T	temperatura (°C / K)
$T_{máx}$	temperatura central de pastilla (°C)
V	velocidad ($m\ s^{-1}$)
W	cambio de línea piezométrica (m^3)
x	dirección axial (m)
ε	emisividad
σ	constante de Stefan-Boltzmann ($5.6704\ \ 10^{-8}\ W\ m^{-2}\ K^{-4}$)
δ	espesor (mm)
θ	variable de iteración ($0 \leq \theta \leq 1$)
μ	viscosidad ($kg\ m^{-1}\ s^{-1}$)
ρ	densidad ($kg\ m^{-3}$)
ω_{gr}	fracción de la potencia generada en el núcleo correspondiente a la interacción de neutrones rápidos y radiación gamma con el grafito
ΔL	intervalo de discretización (m)
ΔT_{nuc-in}	diferencia de temperatura del gas refrigerante entre la entrada a los canales combustibles y la entrada al reactor (°C)

Subíndices

1	región del gas que refrigera al elemento combustible
12	1 + 2
2	región del gas que circula entre el inner sleeve y el outer sleeve
3	región del gas que circula entre el outer sleeve y el moderador
34	3 + 4
4	región del gas que refrigera al moderador
$a-b$	de a hacia b
ac	actualizado
c	vaina (clad)
ec	elemento combustible
g	refrigerante (gas)
gr	grafito
in	gas que ingresa al núcleo desde los circuladores / entrada
io	entrada / salida
ir	radio del anillo interno del elemento combustible (inner ring)
is	inner sleeve
m	moderador
or	radio del anillo exterior del elemento combustible (inner ring)
os	outer sleeve
out	salida
tb	barra central (tie bar)
w	pared del elemento combustible (wall)

Índice de abreviaturas

AGR	Advanced Gas-cooled Reactor
DT	Densidad Teórica (g cm^{-3})
EC	Elemento Combustible
FP	Factor Pico
GV	Generador de Vapor
HTGR	High Temperature Gas cooled Reactor
IS	Inner Sleeve
LUFC	Leveled Unit of Fuel Cycle (mills KWh^{-1})
LWR	Light Water Reactor
M	Moderador
MAGNOX	MAGnesium Non-OXidising
OS	Outer Sleeve
pcm	por ciento mil (10^{-5})
SMR	Small and Medium sized Reactor
TRISO	TRistructural-ISOtropic
WIMS	Winfrith Improved Multigroup Scheme

Índice de contenidos

Glosario de símbolos ..... **iii**

Subíndices v

Índice de abreviaturas ..... **vi**

Índice de contenidos ..... **vii**

Resumen **1**

Abstract **2**

Introducción **3**

1. Descripción de antecedentes **6**

1.1 El Advanced Gas-cooled Reactor (AGR) 6

1.2 Resultados del Proyecto Integrador 11

2. Análisis neutrónico **15**

2.1 Diseño del núcleo del AGR 15

2.2 Descripción general de la celda 19

2.3 Descripción de la celda en WIMS 21

3. Análisis termohidráulico **23**

3.1 Diseño termohidráulico del AGR 23

3.2 Modelo termohidráulico del núcleo 26

3.2.1 Ec.1 - Balance de energía en el elemento combustible 28

3.2.2 Ec.2 - Balance de energía en la barra central (tie bar) 29

3.2.3 Ec.3 - Balance de energía en el gas refrigerante 1 30

3.2.4 Ec.4 - Balance de energía en el Inner Sleeve 31
3.2.5 Ec.5 - Balance de energía en el gas refrigerante 2 32
3.2.6 Ec.6 - Balance de energía en el Outer Sleeve 32
3.2.7 Ec.7 - Balance de energía en el gas refrigerante 3 33
3.2.8 Ec.8 - Balance de energía en el Moderador 34
3.2.9 Ec.9 - Balance de energía en el gas refrigerante 4 35
3.2.10 Ec.10 - Balance de energía a la entrada del canal combustible 35
3.3 Transferencia térmica en la barra combustible 36
3.3.1 Distribución de temperatura en la pastilla combustible 37
3.3.2 Transferencia de calor en el gap pastilla-vaina 38
3.3.3 Transferencia de calor a través de la vaina 39
3.4 Transferencia de calor hacia el refrigerante 39

4. Resolución del modelo termohidráulico y acople neutrónico 42
4.1 Introducción 42
4.2 Potencia de los grafitos 43
4.3 Cálculo hidráulico 44
4.4 Cálculo del coeficiente de transferencia de calor por convección 47
4.5 Esquema de resolución 49
4.6 Acoplamiento neutrónico-termohidráulico y coeficiente de potencia 52

5. Resultados 53
5.1 Cálculo de la temperatura de entrada al reactor y de la fracción de potencia de los grafitos 53
5.2 Cálculo de perfiles de temperatura 55
5.3 Cálculo del coeficiente de potencia 60

6. Conclusiones 61

A. Input de WIMS para el cálculo de celda 63

B. Desarrollo del modelo termohidráulico 65

C. Conductividad térmica del UO_2 77

D. Propiedades del CO_2 a 45 bar en función de la temperatura 79

E. Determinación del factor de relajación 80

F. Imágenes de la herramienta MTH-AGR 83

F.1 Datos de entrada y cálculos 83

F.2 Resultados y gráficos 86

Agradecimientos 88

Bibliografía 89

Resumen

Los reactores refrigerados por gas son actualmente una de las líneas dominantes de estudio dentro de la familia de reactores llamada de cuarta generación. En estos diseños, se asume como línea de desarrollo que los reactores térmicos a gas están asociados a combustibles del tipo de partículas recubiertas. Esta suposición de diseño necesariamente conlleva a dos consecuencias que limitan la economía del concepto: núcleos neutrónicamente homogéneos y de baja densidad de potencia.

Hasta el presente se puede concluir que geometrías derivadas de reactores de gas fuertemente heterogéneos llevan necesariamente a considerar criterios de estabilidad para las configuraciones neutrónicas que requieren de diseños simultáneos de la transferencia de calor y la cinética de los coeficientes de potencia.

En este trabajo se investiga y desarrolla una metodología para el estudio neutrónico de celdas de reactores de gas heterogéneas, planteando explícitamente el acople térmico de manera de analizar la estabilidad de las configuraciones.

Se generó una herramienta que permite calcular los perfiles de temperatura de los distintos componentes que conforman el núcleo de un reactor tipo Advanced Gas-cooled Reactor (AGR), refrigerado por dióxido de carbono y moderado por grafito.

Se utiliza el código de celda WIMS modelando la celda combustible del AGR, para calcular el factor de multiplicación efectivo, para diferentes condiciones del reactor, gracias al acople con el modelo termohidráulico desarrollado.

Utilizando el modelo acoplado neutrónico-térmico, se calcula el coeficiente de potencia del AGR, en distintas posiciones dentro de un canal combustible promedio. Se encontró que, bajo las aproximaciones realizadas, la configuración heterogénea del reactor AGR es neutrónica y térmicamente estable.

El modelo desarrollado permite analizar a futuro nuevas configuraciones, en especial de reactores avanzados, para llevarlas sistemáticamente a diseños heterogéneos estables.

Palabras claves: reactores de cuarta generación, combustible neutrónicamente homogéneo/heterogéneo, coeficiente de potencia, Advanced Gas-cooled Reactor, WIMS, celda combustible, factor de multiplicación efectivo.

Abstract

At present, gas cooled reactors are one of the dominant lines of study within the reactor family called generation four. In these designs it is assumed, as a development line, that thermal gas cooled reactors are associated with fuel coated particles.

This design assumption necessarily leads into two consequences that limit the concept economy: neutronic homogeneous cores and low power density.

At present we can conclude that geometries derived from highly heterogeneous gas reactors necessarily lead to consider stability criteria for neutronic configurations that require simultaneous design of heat transfer and kinetic of power coefficients.

This work investigates and develops a methodology for neutronic study of heterogeneous gas reactors cells, where the thermal coupling is explicitly posed in order to analyze the stability of configurations.

A tool that calculates the temperature profiles of the various components within the core of the Advanced Gas-cooled Reactor (AGR), carbon dioxide cooled and graphite moderated, was developed.

The WIMS code for neutronic cell calculations is been utilized to model the AGR fuel cell and to calculate the effective multiplication factor for different reactor conditions, using the coupling thermal-hydraulic model developed.

Using the neutronic-thermal coupled model, the power coefficient of AGR was calculated at different positions within an average fuel channel. It was found that under the approximations made, the heterogeneous configuration of AGR reactor is neutronic and thermally stable.

The developed model allows analyzing new configurations in future, especially of advanced reactors, to lead them systematically to heterogeneous stable designs.

Key words: generation four reactor, neutronic homogeneous/heterogeneous design, enrichment, power coefficient, Advanced Gas-cooled Reactor, WIMS, fuel cell, effective multiplication factor.

Introducción

Actualmente existen en operación 440 reactores nucleares comerciales de potencia en todo mundo [1], con una capacidad neta de generación total de alrededor de 377 GWe.

La generación actual de reactores nucleares comerciales para producción de energía eléctrica está basada en reactores refrigerados por agua (liviana o pesada), reactores refrigerados por gas (dióxido de carbono), y reactores refrigerados por metal líquido (sodio), comprendiendo un 95, 4.1 y 0.9%, respectivamente, de la capacidad total.

Los reactores refrigerados por gas han tenido una larga y variada historia que data desde los principios del desarrollo de la energía nuclear. Los primeros reactores llamados Magnox usaban grafito como moderador, combustible metálico en vaina metálica, y dióxido de carbono como refrigerante [2]. La siguiente generación de reactores de gas fue la Advanced Gas-cooled Reactor (AGR), introduciendo combustible levemente enriquecido y vainas de acero inoxidables que permitieron elevar la temperatura del refrigerante y aumentar la eficiencia de la planta de 31 a 40%. El núcleo del AGR está formado por elementos combustibles tipo manojo, dispuestos en canales dentro de una matriz de grafito, constituyendo así un núcleo neutrónicamente heterogéneo[a]. Ambos reactores fueron desarrollados en el Reino Unido. En total se construyeron 52 reactores (37 Magnox y 15 AGR), brindando hasta hoy más de 1500 años-reactor de experiencia en la operación, comprendiendo así una valiosa base de datos para un continuo desarrollo y diseño de programas sobre reactores refrigerados por gas.

Motivados por el uso de He como gas refrigerante, dado que se pueden alcanzar mayores temperaturas que con el CO_2 (en contacto con grafito reacciona), se desarrollaron los High Temperature Gas cooled Reactor (HTGR), alcanzando eficiencias del 50%.

[a] Cuando el camino libre medio del neutrón que se encuentra en el combustible es mucho más pequeño que el espesor del mismo, se considera que el núcleo es neutrónicamente heterogéneo.

Actualmente, el diseño dominante de reactores de gas avanzados es con un núcleo neutrónicamente homogéneo, y se los clasifica dentro de los llamados reactores de mediano y pequeño tamaño[3] (SMR por sus siglas en inglés: Small and Medium sized Reactor). Estos son reactores tipo HTGRs, y se pueden clasificar según el tipo de combustible que utilizan: esferas combustibles (pebble bed fuel) dentro de un núcleo anular y barras combustibles dentro de un bloque prismático (prismatic, pin-in-block fuel). Ambos diseños, así como también el HTGR, utilizan partículas cubiertas TRISO (ver *Figura 1*) para conformar el combustible.

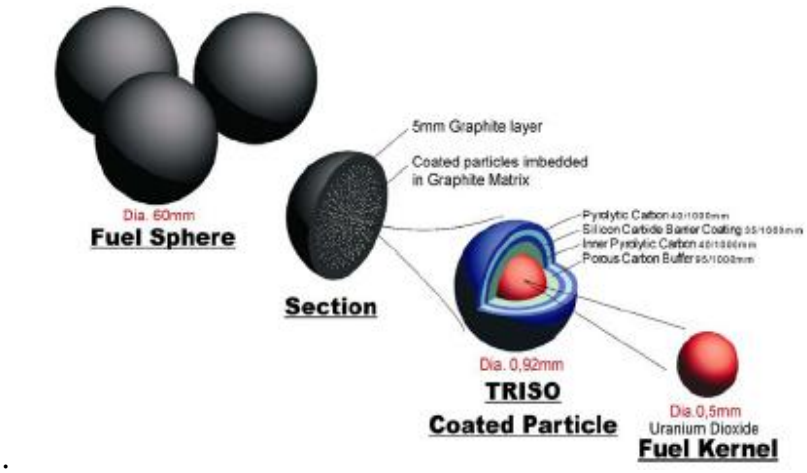

Figura 1 – Combustible TRISO.

La disposición de estas partículas dentro del núcleo es tal que la distancia entre los centros de estas esferas es como máximo 10 cm, resultando en un arreglo homogéneo desde el punto de vista neutrónico. Esto tiene la desventaja de requerir un elevado enriquecimiento (mayor al 8% en peso de ^{235}U), el cual hoy en día está fuera del alcance por el hecho de que las plantas de enriquecimiento abastecen a un mercado de reactores comerciales con necesidades menores el 5% de enriquecimiento.

En este contexto, dado la amplia experiencia en reactores tipo Magnox y AGR, y sus ventajas en cuanto a la heterogeneidad, y teniendo en cuenta que la utilización de He en los reactores HTGRs mejora notablemente la eficiencia de la central, se plantea como pregunta la posibilidad de diseñar neutrónicamente un reactor de gas que contemple sólo las características favorables de cada una de estas líneas de

diseño. Es decir, si es factible neutrónicamente el diseño de un reactor tipo HTGR (es decir refrigerado con He y moderado con grafito) pero con un arreglo heterogéneo de combustibles. De esta forma, se esperaría que se puedan alcanzar altas eficiencias con menor enriquecimiento.

Este interrogante se planteó en un trabajo previo, donde se comenzó a estudiar y analizar la heterogeneidad desde el punto de vista neutrónico en el diseño de un reactor tipo AGR, dado que es el reactor de gas heterogéneo más avanzado y con mayor horas-reactor de experiencia. En el capítulo siguiente se describen los resultados más importantes de este análisis.

El presente trabajo se basa en el desarrollo de un modelo termohidráulico, en estado estacionario, con posterior acople neutrónico, para ser aplicado a un reactor nuclear del tipo Advanced Gas-cooled Reactor (AGR), con el objetivo de encontrar una herramienta que permita variar libremente parámetros de la planta para ver el efecto sobre la estabilidad neutrónica y térmica del mismo. Se analiza la estabilidad del reactor teniendo en cuenta el cálculo de los coeficientes de realimentación de reactividad por temperatura y los coeficientes de potencia locales.

Capítulo 1

Descripción de antecedentes

Este capítulo tiene el objetivo de informar el estado del conocimiento, a partir del cual se desarrolló esta tesis. Además, se explican conceptos fundamentales necesarios para que el lector sin experiencia en el tema pueda comprender la tesis.

En el transcurso de 2008 y 2009, se realizó un trabajo de investigación sobre la heterogeneidad neutrónica de los reactores nucleares refrigerados por gas, resultando en mi Tesis de grado (Proyecto Integrador) de Ingeniería Nuclear [4]. Los resultados de este trabajo de investigación, y la experiencia adquirida en el tema, actúan como base del conocimiento para desarrollar esta tesis de maestría.

A continuación se realiza una breve descripción de las características principales del reactor bajo estudio: el Advanced Gas-cooled Reactor (AGR), y luego se presentan los resultados relevantes de la tesis de grado.

1.1 El Advanced Gas-cooled Reactor (AGR)

Los AGRs son la segunda generación de reactores del Reino Unido, basados en un prototipo de 28 MWe que comenzó a funcionar en Windscale en 1963. Son reactores moderados por grafito y refrigerados por dióxido de carbono, cuyos combustibles son pastillas de óxido de uranio enriquecido (2-3.5%), envainados en tubos de acero inoxidable.

En 1964 el Reino Unido adoptó al AGR como un reactor comercial estándar de ese estado, y desde entonces se construyeron 14 en seis sitios diferentes y siete centrales (ver *Figura 1.1*), comenzando su funcionamiento entre 1976 y 1989. Cada

central se suministra con dos reactores mellizos. El sitio Heysham tiene dos centrales Heysham I y Heysham II.

Dungeness B fue la primera planta comercial AGR en ser construida y representa, junto con Hinkley Point B y Hunterston B, la primera generación de AGR. Las tres centrales son casi idénticas y se las llama plantas hermanas.

Hartlepool y Heysham I representan una versión modificada de la primera generación de AGR (denotada más abajo como: primera*), con un recipiente de presión por entonces llamado multi-cavidad, mientras que Torness y Heysham II constituyen la segunda generación de AGR con características de seguridad mejoradas.

Figura 1.1 – Centrales AGR en el Reino Unido. Cada una posee dos reactores tipo AGR.

Los diseños de los AGRs pueden variar un poco de un reactor a otro, especialmente de una generación a otra. El reactor bajo estudio en este trabajo es el AGR de segunda generación, es decir que todas las características técnicas del

reactor, dimensiones y parámetros de diseño que se mencionen en adelante corresponden a la última generación de AGR.

En la *Tabla 1.1* se reportan los AGRs construidos en este período, mostrando su estado de operación actual (2011) [5,6]. Los reactores señalados con asterisco corresponden a una versión modificada de la primera generación de AGR, como se mencionó más arriba. Como se observa, actualmente se encuentran operando 14 reactores AGR en el Reino Unido, es decir el total de este tipo de reactores de potencia construidos. La potencia bruta de diseño de todos estos reactores es de 660 MWe.

Reactor AGR	**Potencia Neta[b] MWe**	**Generación de AGR**	**Comienzo operación**	**Año de fuera de servicio**
Windscale	28		1963	1981
Hinkley Point B	2 x 620-600	Primera	1976-77	-
Hunterston B	2 x 610-605	Primera	1976-77	-
Dungeness B	2 x 545	Primera	1984-85	-
Hartlepool	2 x 595	Primera*	1984-85	-
Heysham I	2 x 615	Primera*	1984-85	-
Heysham II	2 x 615	Segunda	1989	-
Torness	2 x 625	Segunda	1988-89	-

Tabla 1.1 – Reactores AGR en operación y fuera de servicio en el Reino Unido.

En un típico sistema AGR, el núcleo del reactor, los generadores de vapor (boilers o GV) y los circuladores de gas se ubican dentro de un recipiente de presión de concreto pretensado, como se observa en la sección transversal del reactor mostrada en la *Figura 1.2*.[6]

El recipiente de presión es un cilindro vertical de 20 m de diámetro interno, 22 m de altura interna y 5 m de espesor, con tendones pretensados ajustables dispuestos sobre multicapas helicoidales en la pared. La superficie interna del recipiente tiene una capa de acero (liner), aislada y refrigerada, para limitar la temperatura en el concreto.

[b] Corresponde a la potencia bruta sustrayendo la energía consumida por los sistemas propios de la central.

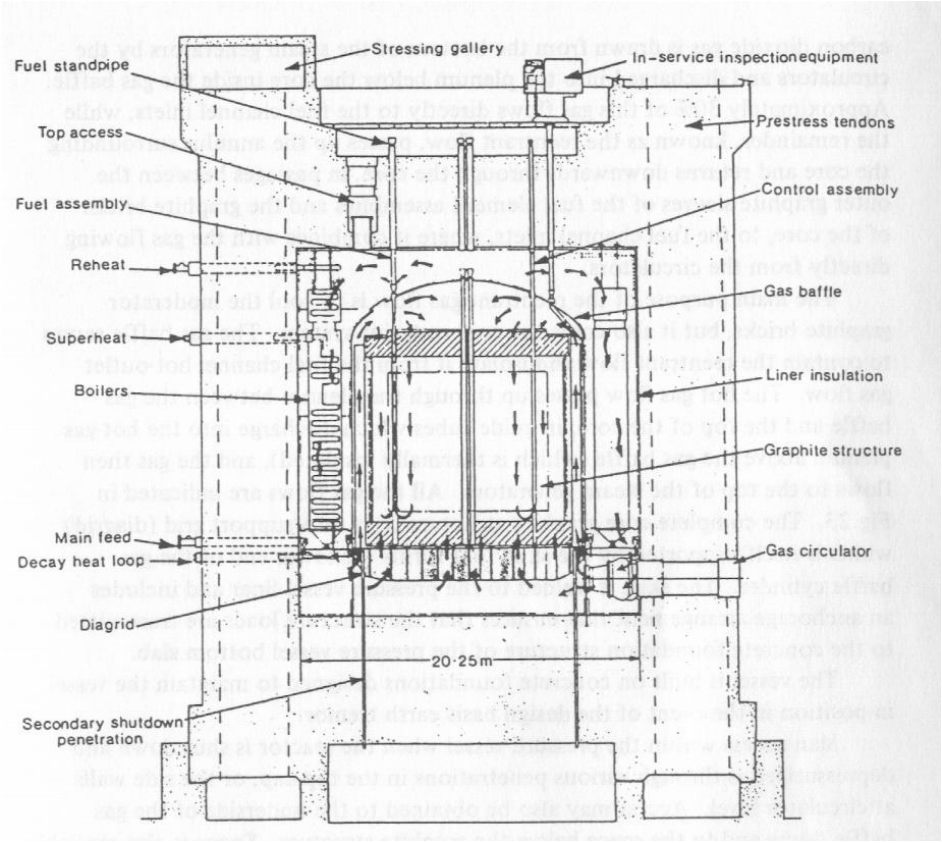

Figura 1.2 – Arreglo y detalles de un típico AGR.

El núcleo del reactor está formado por un conjunto de varios bloques de grafito de dieciséis lados, que actúa como moderador y provee canales individuales para los elementos combustibles, dispositivos de control y flujo del refrigerante.

La estructura del núcleo está rodeada de una pared de blindaje para los GVs, y todo el conjunto se encuentra completamente encerrado por una envoltura de acero llamada gas baffle, cuyas funciones son, por un lado, producir un flujo descendente de refrigerante a través de caminos en el moderador para refrigerar los bloques de grafito, y por otro lado, separar el gas caliente del frío. En el capítulo 3 se describe con más detalle la circulación del gas dentro del núcleo, en la sección de diseño termohidráulico del AGR.

El gas baffle tiene tres secciones principales: el domo, el cilindro y la base. En el domo existen varias perforaciones, una para cada canal combustible en el moderador. Entre las penetraciones y el final de los canales, un sistema de tubos guía proveen el camino para los elementos combustibles y las barras de control. La base está formada por una estructura llamada grilla (diagrid), diseñada para cargar el peso

del núcleo del reactor y acomodar los movimientos térmicos que ocurren por variaciones en la temperatura del refrigerante durante la operación normal y en caso de incidentes.

El dióxido de carbono circula a través del núcleo (ver *Figura 1.2*), alcanzando una temperatura superior a los 600ºC (el doble que la mayoría de los reactores LWR/agua a presión) a la salida del mismo, permitiendo que en los GVs se produzca vapor a 540ºC y 170 bars, y de esta forma se logra una eficiencia neta de la planta del 40 %. El núcleo del AGR es atravesado verticalmente por 332 canales combustibles, cada uno conteniendo un manojo de ocho elementos combustibles (de aproximadamente 1 m de altura), y por encima un tubo guía para realizar el recambio de combustibles (ver *Figura 1.3*), constituyendo un ensamble combustible de 23 m de altura (fuel assemly). Cada elemento combustible está formado por un manojo de 36 barras combustibles, rodeado por dos capas concéntricas de grafito llamadas sleeves.

La densidad de potencia del reactor es de 2.8 kW/dm^3, y el núcleo entrega una potencia térmica de 1550 MW[7].

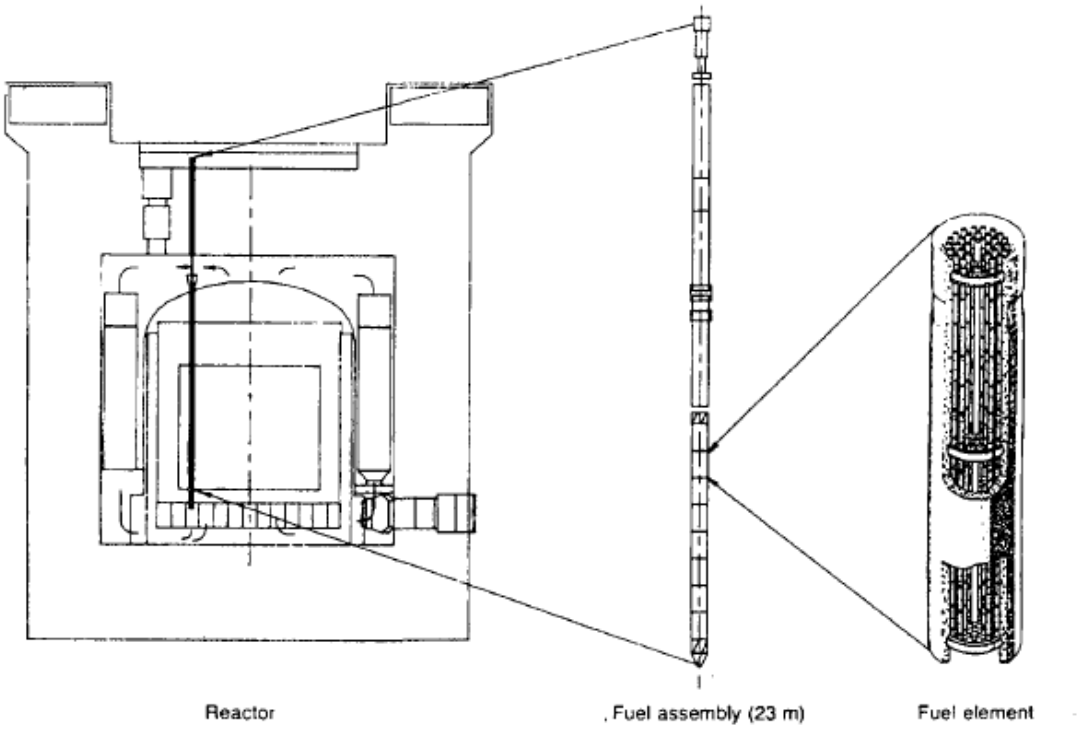

Figura 1.3. – Ubicación y tamaño del elemento/manojo combustible en el núcleo del AGR.

1.2 Resultados del Proyecto Integrador

En el Proyecto Integrador de Ingeniería Nuclear (2007-2008)[4] se investigaron y analizaron posibles figuras de méritos con el fin de encontrar aquellas que revelen una estrecha relación con el diseño final del AGR. Se analizaron parámetros neutrónicos, dimensionales y económicos.

Para estudiar los parámetros neutrónicos se modeló una celda combustible utilizando el código WIMS[8]. Primero se estudió el valor del factor de multiplicación efectivo (k_{ef}), como una figura de mérito a ser maximizada, en función del radio de la barra combustible (R_b) y el pitch entre canales (p), variando sus valores alrededor del punto de diseño. Se encontró que para valores de R_b y p mayores a los de diseño el k_{ef} aumenta hasta un máximo y luego disminuye. Entonces la pregunta que se planteó es por qué no se utilizaron valores mayores para ambos parámetros. Con respecto al radio de barra se cree que su diámetro es un dato del fabricante, por lo cual no se puede variar. Por otro lado, el aumento del pitch se corresponde a un incremento en el volumen del reactor, más precisamente del recipiente de presión, el cual tiene una limitación de tamaño en la construcción del mismo.

Luego se calculó el quemado de extracción del combustible (Q_{EC}) para diferentes p (fijando R_b en el punto de diseño) mostrando que para el pitch de diseño no se alcanza el máximo Q_{EC}, sino para un valor mayor. Que el diseño del AGR no se haya basado en obtener el mayor Q_{EC} se puede deber a problemas con el tamaño del núcleo, y por ende con la construcción del recipiente de presión, o a consecuencias graves con las potencias pico alcanzada en los combustibles.

Además, se analizaron los factores pico (FP) de las barras en cada una de las coronas que forman el manojo (1-interna, 2-intermedia, 3-externa), variando el quemado y a diferentes p. No se encontró ninguna limitación por factores pico, en las coronas 1 y 2 el FP es menor a la unidad y en la corona 3 el FP adopta valores alrededor de 1.1.

Con la premisa de que es deseable extraer la mayor cantidad de energía de los elementos combustibles, es decir maximizar Q_{EC}, y construir un reactor lo más pequeño posible, minimizando *p*, se definió una figura de mérito a ser maximizada, dada por el cociente:

$$FM = \frac{Q_{EC}}{p^2}$$

Graficando FM en función de *p* (ver *Figura 1.4*), se encontró que este cociente se hace máximo en *p* = 39.29 cm, es decir para el valor de pitch de diseño. Por lo tanto, se puede explicar el diseño del AGR maximizando la energía del núcleo por unidad de volumen del mismo.

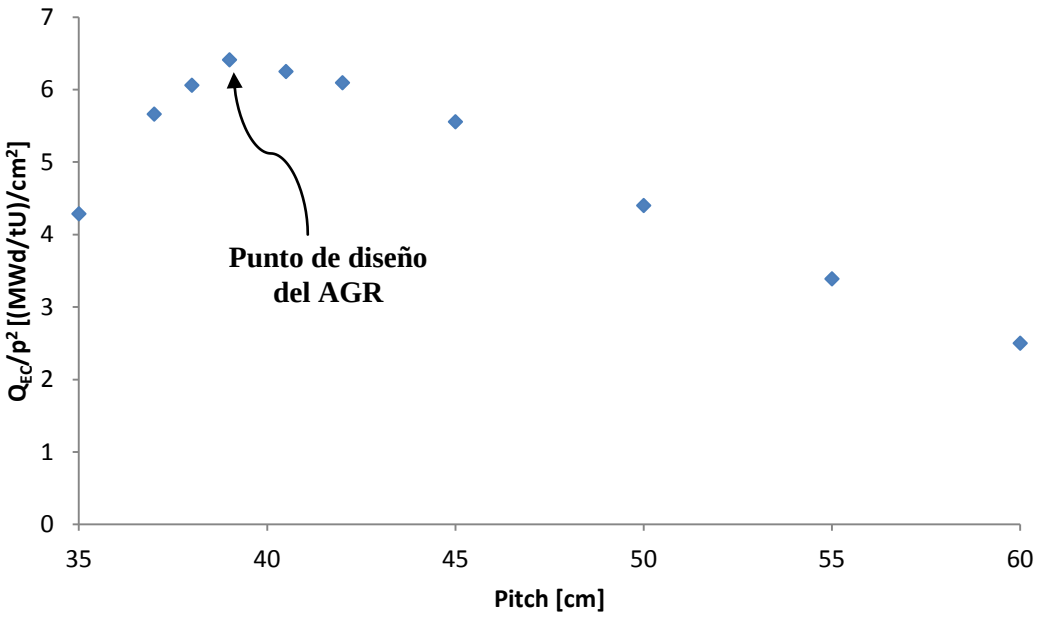

Figura 1.4 – Quemado de extracción del elemento combustible por unidad de área de la celda combustible en función del pitch.

Como complemento a estos cálculos, se realizó un análisis del costo del ciclo combustible y su relación con el enriquecimiento. Se desarrolló una expresión para determinar el costo nivelado del ciclo combustible (LUFC en inglés por Leveled Unit of Fuel Cycle), en milésimos de dólar estadounidense de año 2008 por KWh generado (mills/KWh).

Se calculó el LUFC en función del enriquecimiento, alrededor del valor 2.11% (en peso de ^{235}U) adoptado para el diseño del AGR. Como se observa en la *Figura 1.*5, se encontró una zona de indiferencia entre 2.11 y 2.4%, en la cual el LUFC es mínimo y tiene un valor alrededor de 7.5 mills/KWh. Por lo tanto, se puede concluir de este estudio económico que en el diseño del AGR se optó por un enriquecimiento que minimice el LUFC, eligiendo el menor valor dentro de la zona de indiferencia mencionada, con el objetivo de disminuir la probabilidad de falla de los elementos combustibles[c].

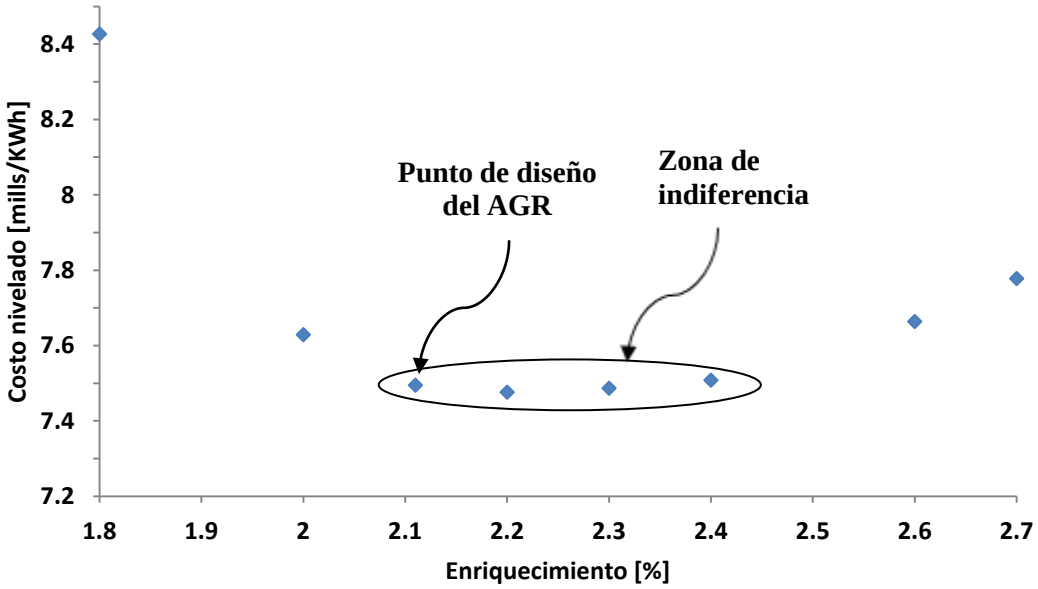

Figura 1.5 – Costo nivelado del ciclo combustible en función del enriquecimiento.

Por último se estudió la estabilidad térmica del AGR, a partir del cálculo de los coeficientes de reactividad por temperatura. Se encontró un coeficiente de temperatura isotérmico positivo a quemados del elemento combustible mayores que 1900 MWd/tonU, dando un margen máximo de reactividad, por diferencia entre el estado frío y caliente, de aproximadamente 3200 pcm (a máximo quemado), a tener en cuenta en el diseño de los mecanismos de control de reactividad. Sin embargo, el

[c] En el diseño de un reactor nuclear, si existe un rango de enriquecimiento en el cual el LUFC es mínimo, se adopta el menor valor para obtener un menor quemado de extracción, y así disminuir la probabilidad de falla de los elementos combustibles.

signo positivo de este coeficiente no afecta a la puesta en marcha estable del reactor, ya que la central se encuentra apagada y asegurada con margen, dentro de todo el período de calentamiento.

Además, se estudió el coeficiente instantáneo de potencia, compuesto por las realimentaciones de reactividad introducidas por el combustible, los sleeves y el moderador, a tiempos menores que la transferencia térmica del combustible al refrigerante, encontrando que es negativo en todo el rango de quemado del elemento combustible, dando una estabilidad térmica a corto plazo.

Es importante destacar que el valor del coeficiente de potencia se debe al fuerte retardo en la transferencia de calor que presentan los sleeves dentro del diseño térmico final.

Capítulo 2

Análisis neutrónico

En este capítulo se estudia y analiza el diseño del núcleo del AGR. En la primera sección se presentan datos de diseño, características principales de los EECC, su disposición en el núcleo y geometría. Luego se describe una celda combustible de referencia para efectuar los cálculos de celda con el código WIMS.

2.1 Diseño del núcleo del AGR

El núcleo del reactor se diseña a partir de bloques de grafito (moderador), los cuales proveen canales individuales para los elementos combustibles, dispositivos de control y el flujo de refrigerante.

Como se muestra en la *Figura 2.1*, el núcleo se construye a partir de bloques de grafito de dieciséis lados (graphite brick), unidos por bloques intersticiales (interstitial brick) más pequeños y conectados por bloques llave (key). Cada bloque principal contiene un canal combustible, en el cual se ubican verticalmente los elementos combustibles. En total, el núcleo tiene 332 canales combustibles que lo atraviesan, separados 39.29 cm entre sus centros (pitch), y está soportado por una grilla (diagrid) en su base, como se muestra en la *Figura 2.1*. Algunos de los bloques intersticiales tienen un orificio central para la barra de control. Además, la estructura de grafito incorpora blindajes de grafito sólido y acero, arriba, debajo y alrededor del núcleo activo, con el fin de reducir los niveles de radiación y de esta forma el personal puede entrar al recipiente de presión para realizar inspecciones.

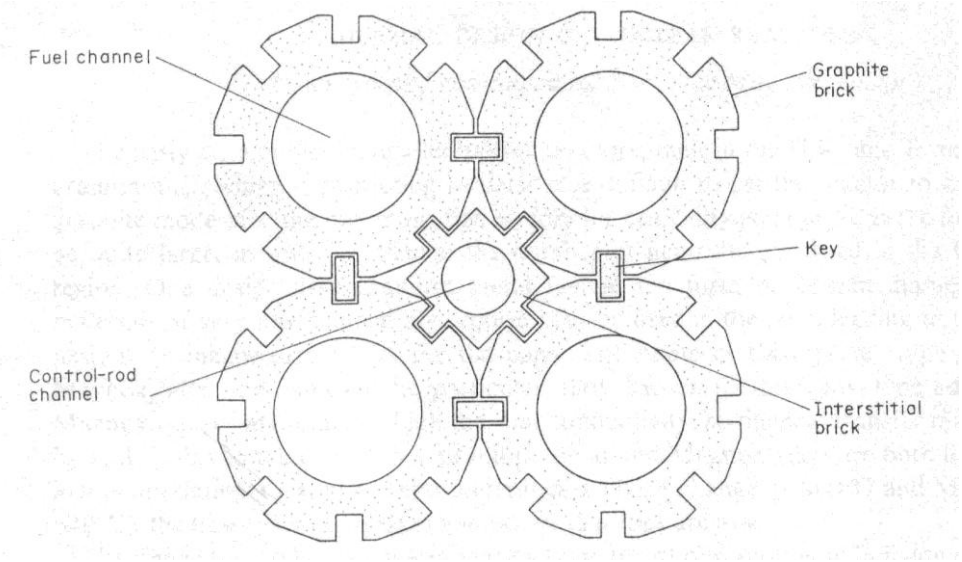

Figura 2.1 – Sección transversal característica del núcleo del AGR.

Un elemento combustible (EC) característico del AGR (mostrada en la *Figura 2.2*) es un manojo formado por 36 barras combustibles de 15.1 mm de diámetro y 978 mm de largo[7], rodeadas de una capa interna de grafito (inner sleeve) de 177.7 mm de diámetro interno y 5.3 mm de espesor, a continuación un espacio anular de 2.3 mm, y una capa externa también de grafito (outer sleeve) de 192.9 mm de diámetro interno y 14.7 mm de espesor[8]. Ocho EECC se apilan verticalmente y se unen mediante una barra central (tie bar) conformando así un ensamble combustible. Éste se carga dentro del canal combustible y, posteriormente, es retirado como una sola unidad.

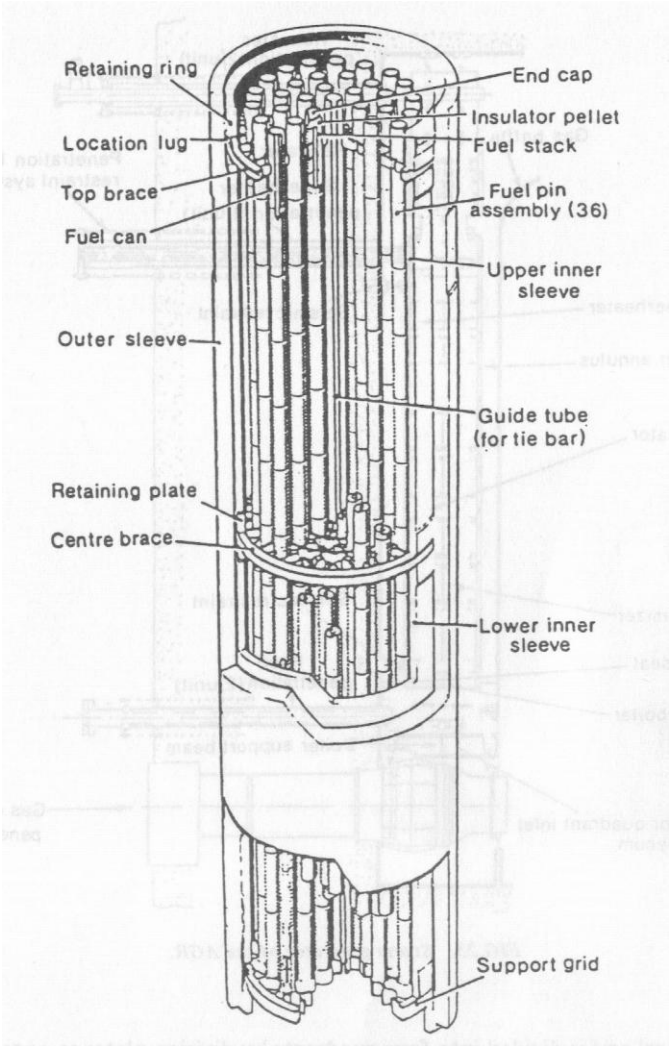

Figura 2.2 – Elemento combustible del AGR.

Cada barra combustible (fuel pin) está formada por pastillas combustibles de 14.1 mm de diámetro, fabricadas de dióxido de uranio (UO_2) enriquecido al 2.11%, y ubicadas dentro de una vaina de acero inoxidable de 0.54 mm de espesor.

Los principales datos de diseño del núcleo del AGR se muestran en la *Tabla 2.1* [7].

Reactor	
Potencia del reactor	1550 MW
Moderador	Grafito
Gas refrigerante	CO_2
Número de canales combustibles	332
Pitch	393 mm
Diámetro activo del núcleo	9.5 m
Altura activa del núcleo	7.8 m
Densidad de potencia	2.8 kW/dm^3
Temperatura promedio del gas:	
Entrada del canal combustible	334 ºC
Salida del canal combustible	635 ºC
Flujo másico del gas:	
Canales combustibles	3910 kg/s
Flujo reentrante	1955 kg/s
Elementos Combustibles	
Material combustible	UO_2
Vaina	Acero inoxidable 20Cr/25Ni/Nb
Tipo	Manojo 36 barras en sleeves de grafito
Diámetro de la pastilla	14.1 mm
Radio interno del inner sleeve	88.8 mm
Espesor inner sleeve	5.3 mm
Radio interno del outer sleeve	96.5 mm
Espesor outer sleeve	14.7 mm
Longitud del EC	978 mm
Número de EECC por canal	8
Número de canales	332
Enriquecimiento	2.11 %

Tabla 2.1 – Datos de diseño del núcleo y elementos combustibles del AGR.

2.2 Descripción general de la celda

Se considera una celda compuesta por un canal combustible rodeado de moderador, como se muestra en la *Figura 2.3*. Tal como se observa, para la construcción de la celda se ha cilindrizado la región del moderador (a partir de una sección hexagonal), y los espacios ocupados por gas fuera del canal combustible (se los asoció a una región anular externa), conservando en ambos casos el volumen. De esta forma, la celda se puede adaptar a la geometría tipo manojo o "cluster" del código de celda utilizado (como se verá en la próxima sección).

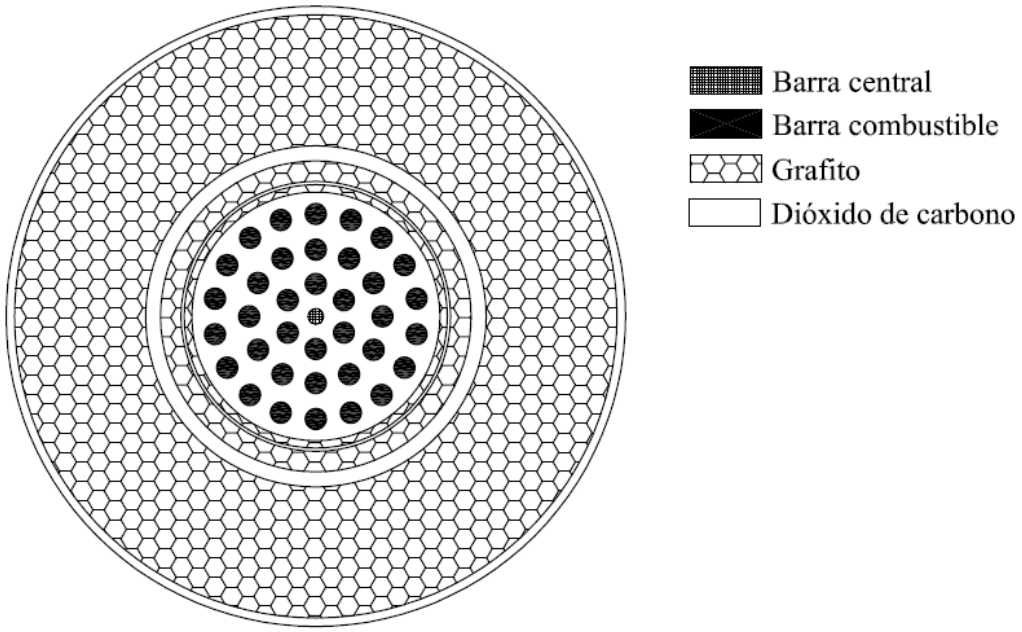

Figura 2.3 – Celda considerada para el AGR.

Para el diseño del AGR estudiado, los datos geométricos de los diferentes componentes de la celda se exhiben en la *Tabla 2.2*, mientras que los datos físicos y químicos de los materiales involucrados se presentan en la *Tabla 2.3* (datos obtenidos de bibliografía [8], Test Case 11).

Radio de las pastillas combustibles	7 mm
Espesor de las vainas	0.54 mm
Radio primera corona	23.2 mm
Radio segunda corona	47.8 mm
Radio tercera corona	73.3 mm
Radio interno inner sleeve	88.8 mm
Radio externo inner sleeve	94.2 mm
Espacio anular inner-outer sleeve	2.3 mm
Radio interno outer sleeve	96.5 mm
Radio externo outer sleeve	111.1 mm
Espacio anular outer sleeve-moderador	10.8 mm
Radio externo moderador	215.6 mm
Espesor de espacios intersticiales	6.1 mm
Buckling	3.55E-3 mm^2
Pitch entre canales combustibles	392.9 mm

Tabla 2.2 – Datos geométricos de la celda.

	Material	**Composición [10^{24} at/cm^3]**	
Combustible	UO_2 enriquecido al 2.11% peso U-235	U-235 : U-238 : O :	4E-4 1.84E-2 3.78E-2
Vaina	Acero Inoxidable	Fe : Al : O :	7.66E-2 5.6E-3 8.4E-3
Barra central	Acero	Fe :	8.54E-2
Inner sleeve	Grafito	C :	9.01E-2
Outer sleeve	Grafito	C :	9.33E-2
Moderador	Grafito	C :	8.73E-2

Tabla 2.3 – Datos para los materiales de la celda combustible.

2.3 Descripción de la celda en WIMS

Los cálculos de celda se realizaron utilizando el código WIMS, eligiendo las opciones y métodos de cálculo que se mencionan a continuación.

Para representar la geometría de la celda de la *Figura 2.3* adecuadamente, se usó la tarjeta *cluster*, realizando el cálculo de transporte a 69 grupos de energía con DSN (método de ordenadas discretas). Se usó este método de resolución unidimensional dado que los tiempos de ejecución del programa son mucho menores y además la geometría que se representa tiene simetría radial.

La resolución se efectuó homogeneizando regiones anulares mediante la utilización de la tarjeta *annulus*. Se dividió la celda en 14 zonas, como se muestra en la *Figura 2.4*. Si cada región se enumera en orden creciente desde el centro, se tiene que la región 1 es la barra central, las regiones 2, 4, 6, 8, 10, 12 y 14 tiene gas refrigerante, las regiones 3, 5 y 7 son una mezcla homogénea de barras con refrigerante, y las zonas 9, 11 y 13 corresponden al inner sleeve, outer sleeve y moderador, respectivamente.

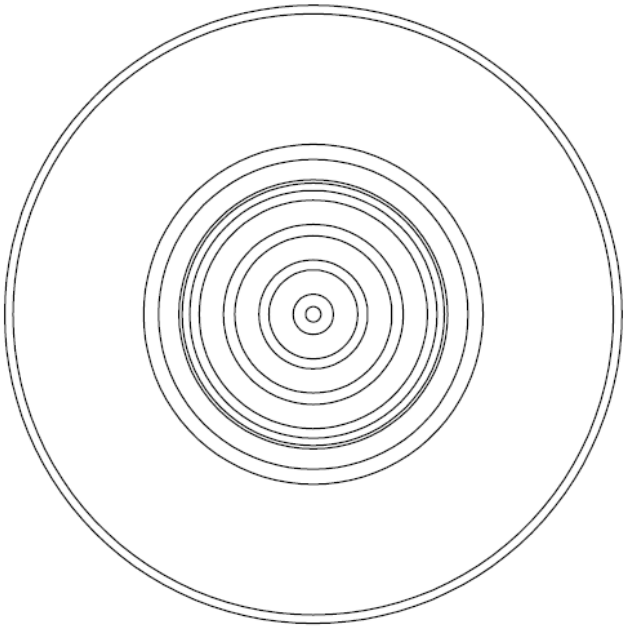

Figura 2.4 – Celda AGR homogeneizada en 14 regiones.

Las dimensiones de las barras y su arreglo en el elemento combustible se introdujeron con la tarjeta *rodsub* y *array*, respectivamente.

La discretización espacial se realizó con la tarjeta *mesh*, y se hizo en regiones anulares de entre 1 y 2 cm de espesor.

En el Anexo A se muestra un ejemplo del input del código de celda WIMS utilizado para representar la celda combustible del AGR.

Capítulo 3

Análisis termohidráulico

Los procesos por los cuales el calor producido en el combustible del reactor se transfiere a los canales del refrigerante y luego es conducido por el refrigerante fuera del reactor, juegan un rol muy importante en la determinación del comportamiento de un reactor tanto bajo condiciones estacionarias como en transitorios.

La transferencia de calor en el núcleo de un reactor está íntimamente asociada con el comportamiento termohidraúlico dentro de las celdas individuales.

En este capítulo se describe el diseño termohidráulico del AGR, donde se muestran ciertas características únicas en este tipo de reactor, que hacen que el circuito del gas refrigerante sea un poco más complejo a diferencia de otros reactores, pero que son fundamentales para su correcto funcionamiento.

Además, se presenta el desarrollo de un modelo termohidráulico del núcleo del AGR, formado por un sistema de ecuaciones cuya resolución calcula las temperaturas de los principales componentes del núcleo y del refrigerante dentro del mismo, en función de la posición (en la dirección del refrigerante).

Luego se analiza la transferencia térmica dentro de la barra combustible, para llegar a una expresión que calcule la temperatura del combustible en función de la temperatura de la vaina.

3.1 Diseño termohidráulico del AGR

En el diseño térmico e hidráulico del AGR es importante describir como es el circuito del gas refrigerante dentro del reactor, ya que éste tiene cierta complejidad y es puramente característico de este tipo de reactor.

El gas refrigerante es dióxido de carbono y se utiliza para transferir el calor producido en el reactor hacia los generadores de vapor. Este gas es bombeado a través de los canales del reactor por los circuladores; la trayectoria del flujo se muestra en la *Figura 3.1*.

El gas refrigerante es conducido desde el fondo de los generadores de vapor por los circuladores y descargado en el plenum inferior del núcleo dentro del gas baffle. Aproximadamente el 50% de este gas fluye directamente hacia la entrada de los canales combustibles, mientras que el resto, conocido como el flujo reentrante, asciende a través del espacio entre el gas baffle y la pared de blindaje del núcleo. Al llegar al domo, el flujo reentrante regresa hacia abajo a través de los bloques de grafito y del espacio entre la pared de blindaje y los bloques periféricos, con el fin de refrigerar el moderador y el blindaje, respectivamente.

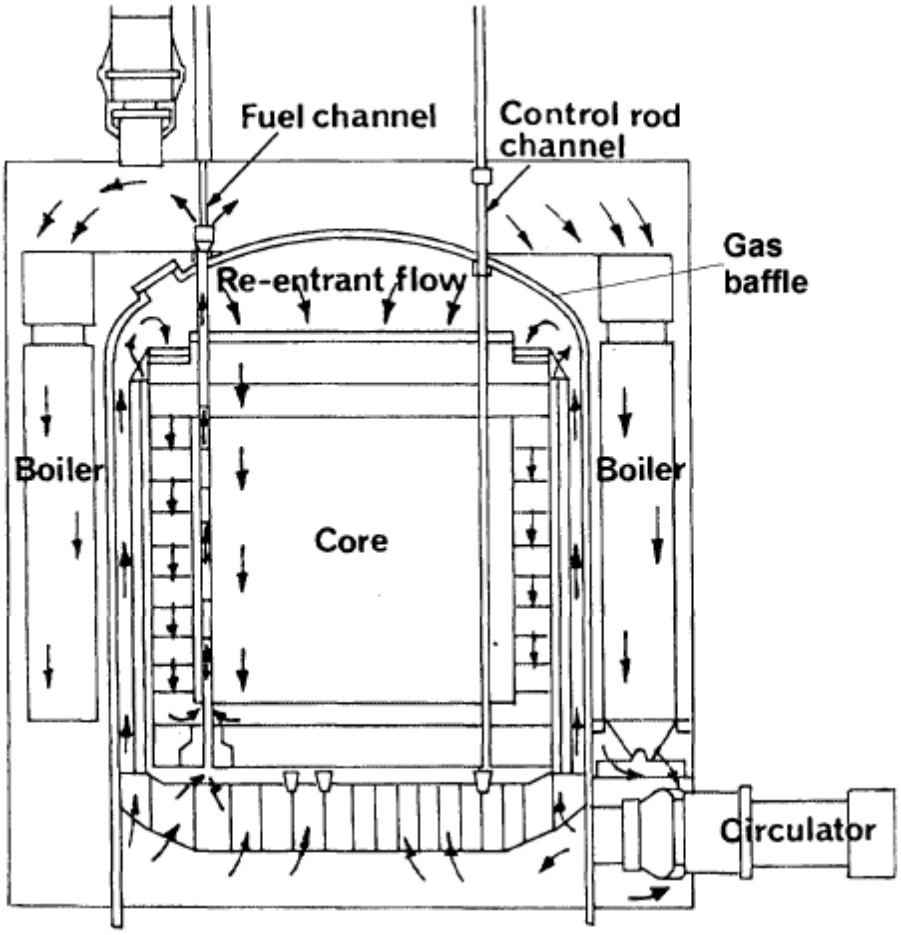

Figura 3.1 – Distribución del flujo del refrigerante en el núcleo y recipiente de presión.

El flujo descendente que se usa para refrigerar al grafito, atraviesa el núcleo a través de: los espacios entre los bloques, los orificios de los bloques intersticiales y el espacio anular entre el outer sleeve del EC y los bloques de grafito.

El flujo reentrante desciende hacia la entrada de los canales combustibles, donde se combina con el gas que fluye directamente desde los circuladores, para atravesar el núcleo de forma ascendente y extraer el calor de los combustibles. El gas asciende a través del espacio anular entre el inner y outer sleeve, y de los elementos combustibles. Luego el gas caliente sale del domo del gas baffle a través de tubos guías, ubicados al final de cada canal combustible, y fluye por encima de éste. Finalmente, el gas desciende a través de los evaporadores, donde se enfría, antes de volver a entrar a los circuladores.

La razón principal para el flujo reentrante desde el tope del núcleo hacia el fondo es para mantener la temperatura del moderador por debajo de los 450 ºC, para evitar oxidación térmica excesiva de los bloques de grafito, y limitar gradientes de temperatura dentro de un bloque alrededor de 50 ºC. Esto se consigue de manera económica con el flujo reentrante de refrigerante, en el cual una fracción de refrigerante desciende entre los bloques antes de entrar al fondo de los canales combustibles[6]. Sin embargo, esto complica el layout interno de la planta dentro del recipiente de presión, necesitado la estructura gas baffle alrededor del núcleo.

El dióxido de carbono refrigera al núcleo con un caudal másico total a través de los canales combustibles de 3910 Kg s^{-1} [7].

En cuanto al diseño térmico de los EECC, es importante que la vaina combustible exhiba buenas propiedades de transferencia térmica. Por eso las vainas se diseñan con pequeñas aletas/rugosidad en la superficie externa (ver *Figura 3.2*) y, además, son comprimidas sobre las pastillas durante la fabricación para minimizar el espacio de separación (gap) entre la pastilla y la vaina. El espacio remanente se llena con helio, un gas inerte con buenas propiedades de conducción térmica.

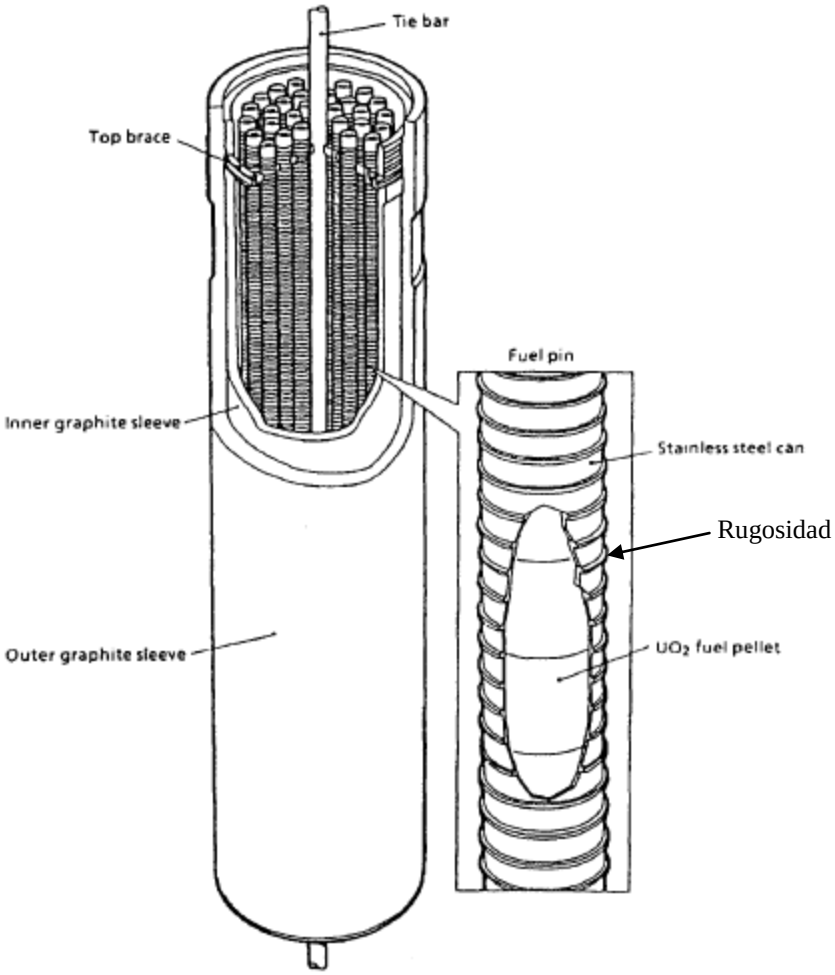

Figura 3.2 – Esquema del elemento combustible del AGR. Se aprecia la rugosidad de la vaina para mejorar la transferencia térmica hacia el refrigerante y la barra soporte "tie bar".

3.2 Modelo termohidráulico del núcleo

Se plantea un modelo termohidráulico para resolver el perfil térmico dentro del núcleo del AGR. Se desea encontrar el perfil de temperatura de los diferentes componentes del núcleo: elemento combustible (pastilla y vaina), inner sleeve, outer sleeve, moderador, y el gas refrigerante en las diferentes regiones mostradas en la *Figura 3.3* (zona 1, 2, 3 y 4).

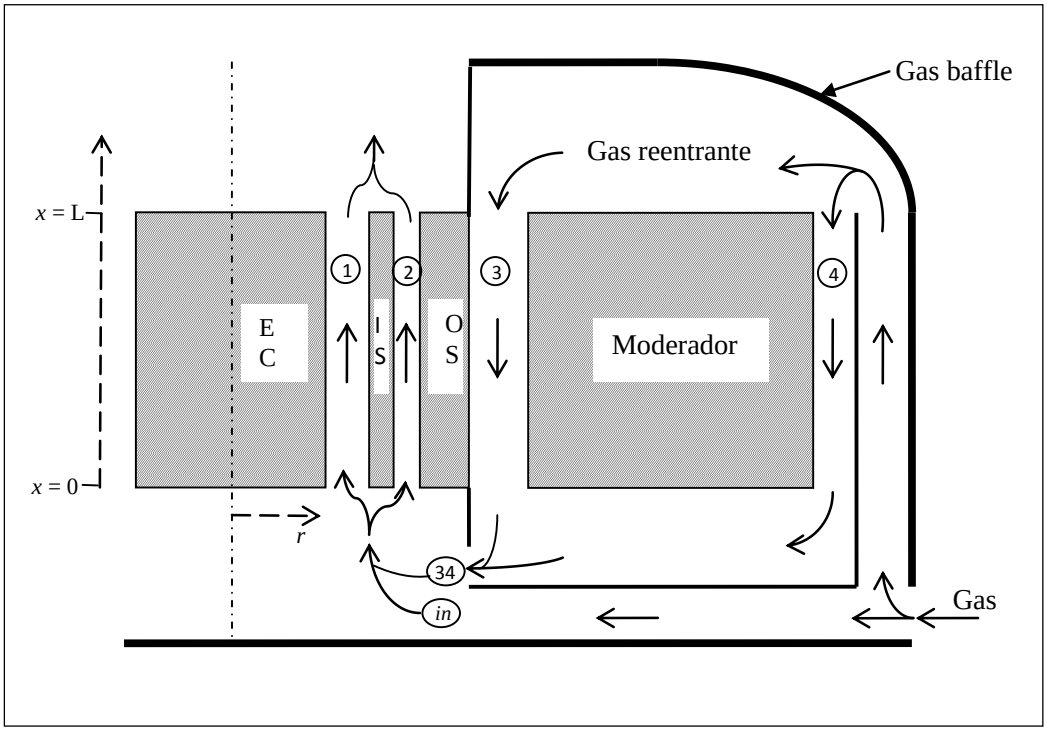

Figura 3.3 – Circulación del gas refrigerante en el núcleo del AGR.

Las suposiciones del modelo que se plantea son:

- Transferencia de calor unidireccional (radial: *r*).
- Estado estacionario.
- Discretización en dirección vertical *x* (intervalo ΔL).
- Temperatura constante en dirección *r* en el inner y outer sleeves y en el moderador.
- Se establece lo siguiente para resolver la integral:

$$\int_0^x T(x)dx = \tilde{T}(x)x = \theta T(x)x \qquad (3.1)$$

donde $\theta = \theta(x)$ es una variable de iteración.

- Coeficiente de transferencia térmica $h(x)$ = cte

A continuación se plantean los balances de energía en los componentes y en las zonas que conforman el núcleo del reactor, para obtener las principales ecuaciones que constituyen el modelo. El desarrollo de los balances se presenta en el Anexo B,

salvo el primero que se describe de manera completa y a modo de comprender el procedimiento.

3.2.1 Ec.1 - Balance de energía en el elemento combustible

La potencia lineal generada en el elemento combustible (q'_{ec}) es transmitida por convección al gas refrigerante de la región 1 (q'^{conv}_{w-g1}) -ver *Figura 3.3*-, y por radiación al inner sleeve (q'^{rad}_{w-is}) y a la barra central (q'^{rad}_{w-tb}). De esta manera el balance queda

$$q'_{ec}(x) = q'^{conv}_{w-g1}(x) + q'^{rad}_{w-is}(x) + q'^{rad}_{w-tb}(x) \tag{3.2}$$

donde [9]

$$q'_{ec}(x) = \frac{q_{ec}\pi}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \tag{3.3}$$

$$q'^{conv}_{w-g1}(x) = h_1 36\pi D_w\left[T_w(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{3.4}$$

$$q'^{rad}_{w-is}(x) = \frac{\sigma\pi D_{or}}{\frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{is})}{\varepsilon_{is}}\frac{D_{or}}{D_{is_1}}}\left[T_w^4(x) - T_{is}^4(x)\right] \tag{3.5}$$

$$q'^{rad}_{w-tb}(x) = \frac{\sigma\pi D_{ir}}{\frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{tb})}{\varepsilon_{tb}}\frac{D_{ir}}{D_{tb}}}\left[T_w^4(x) - T_{tb}^4(x)\right] \tag{3.6}$$

Se linealizan los términos T^4 de la siguiente manera

$$\begin{aligned} T_a^4 - T_b^4 &= (T_a^2 + T_b^2)(T_a + T_b)(T_a - T_b) \\ &= h'_{a-b}(T_a - T_b) \end{aligned} \tag{3.7}$$

donde h'_{a-b} es un coeficiente que se calcula por iteración interna.

Reemplazando las ecuaciones 3.3 a 3.7 en la 3.2 y desarrollando se obtiene

$$\frac{q_{ec}\pi}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) = h_1 36\pi D_w\left(T_w - T_{g_1}\right) + \frac{\sigma\pi D_{or} h'_{w-is}}{C_{w-is}}\left(T_w - T_{is}\right) \ldots$$
$$\ldots + \frac{\sigma\pi D_{ir} h'_{w-tb}}{C_{w-tb}}\left(T_w - T_{tb}\right) \tag{3.8}$$

donde

$$h'_{w-is} = (T_w^2 + T_{is}^2)(T_w + T_{is}) \tag{3.9}$$

$$h'_{w-tb} = (T_w^2 + T_{tb}^2)(T_w + T_{tb}) \tag{3.10}$$

$$C_{w-is} = \frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{is})}{\varepsilon_{is}}\frac{D_{or}}{D_{is_1}} \tag{3.11}$$

$$C_{w-tb} = \frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{tb})}{\varepsilon_{tb}}\frac{D_{ir}}{D_{tb}} \tag{3.12}$$

Despejando T_w de la ecuación 3.8 y reordenando se llega a la siguiente expresión para la temperatura exterior de la vaina combustible

$$T_w(x) = \frac{\frac{q_{ec}}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + h_1 36 D_w T_{g_1}(x) + \frac{\sigma D_{or} h'_{w-is}}{C_{w-is}} T_{is}(x)}{h_1 36 D_w + \frac{\sigma D_{or} h'_{w-is}}{C_{w-is}} + \frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{C_{w-tb}}} \ldots$$
$$\ldots + \frac{\frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{C_{w-tb}} T_{tb}(x)}{h_1 36 D_w + \frac{\sigma D_{or} h'_{w-is}}{C_{w-is}} + \frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{C_{w-tb}}} \tag{3.13}$$

3.2.2 Ec.2 - Balance de energía en la barra central (tie bar)

El calor que recibe la barra central por radiación desde las barras combustibles que la rodean (q_{w-tb}^{rad}) es igual al calor por convección desde la superficie de la misma hacia el gas refrigerante (q_{tb-g1}^{conv}), es decir

$$q_{w-tb}^{rad}(x) = q_{tb-g1}^{conv}(x) \tag{3.14}$$

donde $q_{w-tb}^{rad}(x)$ viene dado por la ecuación 3.6 multiplicada por ΔL, y

$$q_{tb-g1}^{conv}(x) = h_1 \pi D_{tb} \Delta L \left[T_{tb}(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{3.15}$$

Desarrollando de la misma forma que para la Ec.1 (ver Anexo B) se puede encontrar una expresión para la temperatura en la barra central

$$T_{tb}(x) = \frac{\frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{h_1 D_{tb} C_{w-tb}} T_w(x) + T_{g_1}(x)}{1 + \frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{h_1 D_{tb} C_{w-tb}}} \tag{3.16}$$

3.2.3 Ec.3 - Balance de energía en el gas refrigerante 1

La variación de temperatura del gas refrigerante de la región 1 en función de *x* es consecuencia de la potencia lineal que recibe por convección desde las vainas combustibles, el inner sleeve y la barra central, es decir

$$\dot{m}_1 c_{p_1} \frac{dT_{g_1}}{dx} = q'^{conv}_{w-g1}(x) + q'^{conv}_{is-g1}(x) + q'^{conv}_{tb-g1}(x) \tag{3.17}$$

donde

$$q'^{conv}_{w-g1}(x) = h_1 36 \pi D_w \left[T_w(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{3.18}$$

$$q'^{conv}_{is-g1}(x) = h_1 \pi D_{is_1} \left[T_{is}(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{3.19}$$

$$q'^{conv}_{tb-g1}(x) = h_1 \pi D_{tb} \left[T_{tb}(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{3.20}$$

Reemplazando las ecuaciones 3.18 a 3.20 en 3.17, integrando entre 0 y *x* teniendo en cuenta la ecuación 3.1 (ver Anexo B), y despejando T_{g_1} se llega a la siguiente expresión para la temperatura del refrigerante en la región 1

$$T_{g_1}(x) = \frac{h_1\pi\left[36D_w(\theta_w T_w) + D_{is_1}(\theta_{is}T_{is}) + D_{tb}(\theta_{tb}T_{tb})\right]x}{\dot{m}_1 c_{p_1} + h_1\pi\theta_{g_1}\left(36D_w + D_{is_1} + D_{tb}\right)x} \ldots$$
$$\ldots + \frac{\dot{m}_1 c_{p_1} T_{g_1}(x=0)}{\dot{m}_1 c_{p_1} + h_1\pi\theta_{g_1}\left(36D_w + D_{is_1} + D_{tb}\right)x} \quad (3.21)$$

3.2.4 Ec.4 - Balance de energía en el Inner Sleeve

La energía que se genera en el IS sumado al calor por radiación que recibe desde los EECC, es igual al calor por radiación del IS al OS más el calor por convección desde el IS hacia el gas refrigerante 1 y 2. El balance en el IS queda entonces

$$q_{w-is}^{rad}(x) + q_{is}(x) = q_{is-os}^{rad}(x) + q_{is-g1}^{conv}(x) + q_{is-g2}^{conv}(x) \quad (3.22)$$

donde $q_{w-is}^{rad}(x) = q'^{rad}_{w-is}(x)\Delta L$ (ecuación 3.5) y

$$q_{is}(x) = \frac{q_{is}\pi\Delta L}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (3.23)$$

$$q_{is-os}^{rad}(x) = \frac{\sigma\pi D_{is_2}\Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_{is}} + \frac{1-\varepsilon_{os}}{\varepsilon_{os}}\frac{D_{is_2}}{D_{os_2}}}(T_{is}^4 - T_{os}^4) \quad (3.24)$$

$$q_{is-g1}^{conv}(x) = h_1\pi D_{is_1}\Delta L\left(T_{is} - T_{g_1}\right) \quad (3.25)$$

$$q_{is-g2}^{conv}(x) = h_2\pi D_{is_2}\Delta L\left(T_{is} - T_{g_2}\right) \quad (3.26)$$

Reemplazando las ecuaciones 3.23 a 3.26 en 3.22, linealizando (ver Anexo B) y despejando T_{is} se llega a una expresión para la temperatura del inner sleeve

$$T_{is}(x) = \frac{\frac{q_{is}}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + \frac{\sigma D_{or}h'_{w-is}}{C_{w-is}}T_w(x) + \frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}T_{os}(x)}{\frac{\sigma D_{or}h'_{w-is}}{C_{w-is}} + \frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}} + h_1 D_{is_1} + h_2 D_{is_2}} \ldots$$
$$\ldots + \frac{h_1 D_{is_1}T_{g_1}(x) + h_2 D_{is_2}T_{g_2}(x)}{\frac{\sigma D_{or}h'_{w-is}}{C_{w-is}} + \frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}} + h_1 D_{is_1} + h_2 D_{is_2}} \quad (3.27)$$

3.2.5 Ec.5 - Balance de energía en el gas refrigerante 2

La variación de temperatura del gas refrigerante de la región 2 en función de *x* es consecuencia de la potencia lineal que recibe por convección desde el IS y OS, es decir

$$\dot{m}_2 c_{p_2} \frac{dT_{g_2}}{dx} = q'^{conv}_{is-g2}(x) + q'^{conv}_{os-g2}(x) \tag{3.28}$$

donde

$$q'^{conv}_{is-g2}(x) = h_2 \pi D_{is_2}\left[T_{is}(x) - T_{g_2}(x)\right] \tag{3.29}$$

$$q'^{conv}_{os-g2}(x) = h_2 \pi D_{os_2}\left[T_{os}(x) - T_{g_2}(x)\right] \tag{3.30}$$

Reemplazando las ecuaciones 3.29 y 3.30 en la ecuación 3.28, integrando entre 0 y *x* teniendo en cuenta la ecuación 3.1 (ver Anexo B), y se despejando T_{g_2} se llega a la siguiente expresión para la temperatura del refrigerante en la región 2

$$T_{g_2}(x) = \frac{h_2 \pi x\left(D_{is_2}\theta_{is}T_{is}(x) + D_{os_2}\theta_{os_2}T_{os}(x)\right) + \dot{m}_2 c_{p_2} T_{g_2}(x=0)}{\dot{m}_2 c_{p_2} + h_2 \pi x \theta_{g_2}\left(D_{is_2} + D_{os_2}\right)} \tag{3.31}$$

3.2.6 Ec.6 - Balance de energía en el Outer Sleeve

La energía que se genera en el OS sumado al calor por radiación que recibe desde el IS, es igual al calor por radiación del OS al Moderador más el calor por convección desde el OS hacia el gas refrigerante 2 y 3. El balance en el OS queda entonces

$$q^{rad}_{is-os}(x) + q_{os}(x) = q^{rad}_{os-m}(x) + q^{conv}_{os-g2}(x) + q^{conv}_{os-g3}(x) \tag{3.32}$$

donde $q^{rad}_{is-os}(x)$ viene dada por la ecuación 3.24 y

$$q_{os}(x) = \frac{q_{os}\pi\Delta L}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \tag{3.33}$$

$$q_{os-m}^{rad}(x) = \frac{\sigma\pi D_{os_3}\Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_{os}} + \frac{1-\varepsilon_m}{\varepsilon_m}\frac{D_{os_3}}{D_{m_3}}}\left(T_{os}^4 - T_m^4\right) \tag{3.34}$$

$$q_{os-g2}^{conv}(x) = h_2\pi D_{os_2}\Delta L\left(T_{os} - T_{g_2}\right) \tag{3.35}$$

$$q_{os-g3}^{conv}(x) = h_3\pi D_{os_3}\Delta L\left(T_{os} - T_{g_3}\right) \tag{3.36}$$

Reemplazando las ecuaciones 3.24 y 3.33 a 3.36 en 3.32, linealizando (ver Anexo B) y despejando T_{os} se llega a una expresión para la temperatura del outer sleeve en función de la altura x

$$T_{os}(x) = \frac{\frac{q_{os}}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + \frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}T_{is}(x) + \frac{\sigma D_{os_3}h'_{os-m}}{C_{os-m}}T_m(x)}{\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}} + \frac{\sigma D_{os_3}h'_{os-m}}{C_{os-m}} + h_2 D_{os_2} + h_3 D_{os_3}} \ldots$$
$$\ldots + \frac{h_2 D_{os_2}T_{g_2}(x) + h_3 D_{os_3}T_{g_3}(x)}{\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}} + \frac{\sigma D_{os_3}h'_{os-m}}{C_{os-m}} + h_2 D_{os_2} + h_3 D_{os_3}} \tag{3.37}$$

3.2.7 Ec.7 - Balance de energía en el gas refrigerante 3

La variación de temperatura del gas refrigerante de la región 3 en función de *x* es consecuencia de la potencia lineal que recibe por convección desde el OS y el Moderador, es decir

$$-\dot{m}_3 c_{p_3}\frac{dT_{g_3}}{dx} = q'^{conv}_{os-g3}(x) + q'^{conv}_{m-g3}(x) \tag{3.38}$$

donde

$$q'^{conv}_{os-g3}(x) = h_3\pi D_{os_3}\left[T_{os}(x) - T_{g_3}(x)\right] \tag{3.39}$$

$$q'^{conv}_{m-g3}(x) = h_3\pi D_{m_3}\left[T_m(x) - T_{g_3}(x)\right] \tag{3.40}$$

Reemplazando las ecuaciones 3.39 y 3.40 en la ecuación 3.38, integrando entre 0 y *x* teniendo en cuenta la ecuación 3.1 (ver Anexo B), y se despejando T_{g_3} se llega a la siguiente expresión para la temperatura del refrigerante en la región 3

$$T_{g_3}(x) = \frac{h_3\pi(L-x)\left(D_{os_3}\theta_{os_3}T_{os}(x) + D_{m_3}\theta_m T_m(x)\right)}{\dot{m}_3 c_{p_3} + h_3\pi(L-x)\theta_{g_3}\left(D_{os_3} + D_{m_3}\right)} \ldots$$
$$\ldots + \frac{\dot{m}_3 c_{p_3} T_{g_3}(x=L)}{\dot{m}_3 c_{p_3} + h_3\pi(L-x)\theta_{g_3}\left(D_{os_3} + D_{m_3}\right)} \quad (3.41)$$

3.2.8 Ec.8 - Balance de energía en el Moderador

La energía que se genera en el Moderador sumado al calor por radiación que recibe desde el OS, es igual al calor por convección desde el Moderador hacia el gas refrigerante 3 y 4. El balance en el Moderador queda entonces

$$q_{os-m}^{rad}(x) + q_m(x) = q_{m-g3}^{conv}(x) + q_{m-g4}^{conv}(x) \quad (3.42)$$

donde $q_{os-m}^{rad}(x)$ y $q_{m-g3}^{conv}(x)$ vienen dadas por las ecuaciones 3.34 y 3.40, respectivamente, y

$$q_m(x) = \frac{q_m\pi\Delta L}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (3.43)$$
$$q_{m-g4}^{conv}(x) = h_4\pi D_{m_4}\Delta L\left(T_m - T_{g_4}\right) \quad (3.44)$$

Reemplazando las ecuaciones 3.34, 3.40, 3.43 y 3.44 en 3.42, linealizando (ver Anexo B) y despejando T_{os} se llega a una expresión para la temperatura del moderador en función de la altura x

$$T_m(x) = \frac{\frac{q_m}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + \frac{\sigma D_{os_3} h'_{os-m}}{C_{os-m}} T_{os}(x)}{\frac{\sigma D_{os_3} h'_{os-m}}{C_{os-m}} + h_3 D_{m_3} + h_4 D_{m_4}} \ldots$$
$$\ldots + \frac{h_3 D_{m_3} T_{g_3}(x) + h_4 D_{m_4} T_{g_4}(x)}{\frac{\sigma D_{os_3} h'_{os-m}}{C_{os-m}} + h_3 D_{m_3} + h_4 D_{m_4}} \tag{3.45}$$

3.2.9 Ec.9 - Balance de energía en el gas refrigerante 4

La variación de temperatura del gas refrigerante de la región 4 en función de *x* es consecuencia de la potencia lineal que recibe por convección desde el Moderador, es decir

$$-\dot{m}_4 c_{p_4} \frac{dT_{g_4}}{dx} = q'^{conv}_{m-g4}(x) \tag{3.46}$$

donde

$$q'^{conv}_{m-g4}(x) = h_4 \pi D_{m_4} \left[T_m(x) - T_{g_4}(x)\right] \tag{3.47}$$

Reemplazando la ecuación 3.47 en la ecuación 3.46, integrando entre 0 y *x* teniendo en cuenta la ecuación 3.1 (ver Anexo B), y despejando T_{g_3} se llega a la siguiente expresión para la temperatura del refrigerante en la región 4

$$T_{g_4}(x) = \frac{h_4 \pi D_{m_4} \theta_{g_m} T_m(x)(L-x) + \dot{m}_4 c_{p_4} T_{g_4}(x = L)}{\dot{m}_4 c_{p_4} + h_4 \pi D_{m_4} \theta_{g_4}(L-x)} \tag{3.48}$$

3.2.10 Ec.10 - Balance de energía a la entrada del canal combustible

Desarrollando un balance de energía en el gas refrigerante 3 y 4 en $x = 0$, y otro balance a la entrada del canal combustible, y acoplándolos (ver Anexo B), se pueden obtener dos ecuaciones, dependiendo si se desea calcular la temperatura del

refrigerante a la entrada de los canales combustibles $T_{g_1}(x=0)$ teniendo como dato la temperatura de entrada al reactor T_{in}, o viceversa, dadas por

$$T_{g_1}(x=0) = T_{g_2}(x=0) = \frac{1}{\dot{m}_{12} c_{p_{12}}} \left(\dot{m}_{in} c_{p_{in}} T_{in} + \dot{m}_3 c_{p_3} T_{g_3}(x=0) + \dot{m}_4 c_{p_4} T_{g_4}(x=0) \right) \quad (3.49)$$

$$T_{in} = \frac{1}{\dot{m}_{in} c_{p_{in}}} \left(\dot{m}_{12} c_{p_{12}} T_{g_1}(x=0) - \dot{m}_3 c_{p_3} T_{g_3}(x=0) - \dot{m}_4 c_{p_4} T_{g_4}(x=0) \right) \quad (3.50)$$

3.3 Transferencia térmica en la barra combustible

La barra combustible está formada por una pila de pastillas combustibles cilíndricas de radio r_{of} envueltas por una vaina (clad) de radio externo r_{oc} e interno r_{ic}. Cuando las barras se fabrican existe un pequeño espacio (gap) entre la vaina y las pastillas, lleno de He. Con el reactor en potencia, el combustible se encuentra a mayor temperatura que la vaina, expandiéndose más, y el gap es mucho menor, pero normalmente el diseño tiene un pequeño gap incluso en potencia (δ_{gap}).

La energía interna producida en el combustible por las fisiones, genera calor que fluye hacia la superficie de la vaina por conducción. La transferencia de calor a través del gap es por conducción en el gas presente, dado que no hay lugar para que existan corrientes de convección. Por lo tanto, el análisis de las distribuciones de temperaturas trata tres procesos de conducción, a través del combustible, del gap y de la vaina.

En esta sección sólo se trata con la situación de estado estacionario, donde la distribución de temperatura no cambia con el tiempo.

3.3.1 Distribución de temperatura en la pastilla combustible

En una barra combustible típica de unos 14 mm de diámetro y algunos metros de largo, la variación radial de temperatura es mucho mayor que la variación axial, y la conducción axial puede ser despreciada.

Se supone que el flujo neutrónico tiene una variación axial que se traduce en un flujo de calor lineal que varía en *x*, como muestra la siguiente expresión:

$$q'_{ec}(x) = \frac{q_{ec}\pi}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \tag{3.51}$$

Con respecto a la conductividad térmica del combustible, se tiene en cuenta su variación con la temperatura. Para temperaturas hasta 1300ºC, para pastillas de UO_2 sinterizadas, densidad 95%, la IAEA[10] recomienda la siguiente ecuación[d]

$$k_{UO_2}[W/m.K] = \frac{c_1}{c_2 + c_3 T} \tag{3.52}$$

donde T está en grados Kelvin (K), c_1 = 100, c_2 = 5.33 y c_3 = 0.0235.

La ecuación de calor en la pastilla combustible viene dada por[9]

$$k_{UO_2}\nabla^2 T = \frac{k_{UO_2}}{r}\frac{d}{dr}\left[r\frac{dT}{dr}\right] = -q'''(x) \tag{3.53}$$

donde

$$q'''(x) = \frac{q'(x)}{\pi {r_{of}}^2} \tag{3.54}$$

Integrando la ecuación de calor entre el radio de la pastilla y un radio $r < r_{of}$, se obtiene

$$\int_{T_{of}}^{T} k_{UO_2} dT = \frac{q_{ec}}{8{r_{of}}^2 L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)\left({r_{of}}^2 - r^2\right) \tag{3.55}$$

[d] En el Anexo C se analiza la validez de esta ecuación hasta una temperatura de 1550°C.

La integral del miembro izquierdo de la ecuación depende del valor de T, y su solución se presenta a continuación

$$\int_{T_{of}}^{T} k_{UO_2} dT = \frac{c_1}{c_3} ln\left(\frac{c_2 + c_3 T}{c_2 + c_3 T_{of}}\right) \tag{3.56}$$

Luego,

$$T_{maxf}(x) = \frac{c_2 + c_3 T_{of}}{c_1} exp\left[\frac{c_3}{c_1}\frac{q_{ec}}{8L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)\right] - \frac{c_2}{c_3} \tag{3.57}$$

3.3.2 Transferencia de calor en el gap pastilla-vaina

La transferencia de calor en el gap se expresa generalmente en términos del coeficiente de transferencia de calor del gap o conductancia h_{He}. Si las temperaturas en el borde de las pastillas y en el interior de la vaina son T_{of} y T_{ic} respectivamente, entonces el flujo de calor a través del gap es

$$\frac{q'_{ec}}{2\pi r_{of}} = h_{He}\left(T_{of} - T_{ic}\right) [W\ m^{-2}] \tag{3.58}$$

y si la transferencia de calor es puramente por conducción a través del gas a lo largo de un gap de espesor δ_{gap}, entonces

$$h_{He} = \frac{k_{He}}{\delta_{gap}}\ [W\ m^{-2}\ K^{-1}] \tag{3.59}$$

donde k_{He} es la conductividad térmica del gas refrigerante.

Reemplazando la ecuación 3.51 en 3.58, se puede obtener una expresión para la temperatura exterior de la pastilla en función de la temperatura interior de la vaina

$$T_{of}(x) = \frac{q_{ec}}{4 r_{of} h_{He} L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + T_{ic}(x) \tag{3.60}$$

3.3.3 Transferencia de calor a través de la vaina

El último proceso de transferencia de calor por conducción antes que la energía alcance al refrigerante, es a través de la vaina.

La ecuación de calor por conducción en la vaina viene dada por:

$$q'_{ec} = k_c 2\pi r \frac{dT}{dr} \tag{3.61}$$

y cuando se integra entre el radio interno de la vaina r_{ic} y el radio externo r_{oc}, se obtiene

$$T_{ic} - T_w = \frac{q'_{ec}}{2\pi k_c} \ln\left(\frac{r_{oc}}{r_{ic}}\right) \tag{3.62}$$

Reemplazando la ecuación 3.51 y despejando T_{ic}, se llega a la siguiente expresión:

$$T_{ic}(x) = \frac{q_p}{4k_c L} \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \ln\left(\frac{r_{oc}}{r_{ic}}\right) + T_w(x) \tag{3.63}$$

3.4 Transferencia de calor hacia el refrigerante

La transferencia de calor hacia el gas refrigerante ocurre por convección forzada y se produce principalmente desde dos regiones: los elementos combustibles y el moderador.

Un parámetro adimensional relevante que proporciona una medida de la transferencia de calor por convección que ocurre en una superficie es el *número de Nusselt* (Nu), que está definido por

$$Nu \equiv \frac{hD_h}{k} \tag{3.64}$$

donde h es el coeficiente de transferencia de calor por convección, k es la conductividad térmica del gas refrigerante, y D_h es el *diámetro hidráulico* del canal, el cual se define como

$$D_h \equiv \frac{4A_c}{P_m} \tag{3.65}$$

donde A_c y P_m son el área de la sección transversal y el perímetro mojado, respectivamente.

Es imperioso para este problema conocer el Nu, dado que a partir de él se puede obtener el coeficiente de convección h, necesario para resolver el sistema de ecuaciones descripto en la sección 3.2.

Las condiciones de flujo del refrigerante dentro del núcleo son turbulentas, y es conveniente usar la ecuación de *Dittus-Boelter* para calcular el Nu para flujo turbulento completamente desarrollado en un tubo liso, dada por la siguiente expresión

$$Nu_{liso} = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \tag{3.66}$$

donde Re y Pr son el número de Reynolds y el número de Prandtl, respectivamente, definidos como

$$Re = \frac{\rho V D_h}{\mu} \tag{3.67}$$

$$Pr = \frac{c_p \mu}{k} \tag{3.68}$$

donde ρ, V, μ y c_p son la densidad, velocidad, viscosidad y calor específico a presión constante del gas refrigerante, respectivamente. En el Anexo D se presentan las ecuaciones para calcular las propiedades termofísicas del dióxido de carbono (a 45 bar) en función de la temperatura. Entonces, calculando estas propiedades para el CO_2, se puede determinar h a partir de las ecuaciones 3.64 y 3.66, siempre y cuando el canal de pasaje sea liso. Es decir, esto sólo se puede aplicar para las regiones 2, 3 y 4 de la *Figura 3.3*, donde se encuentran los moderadores, dado que en la región 1 están los EECC cuya superficie no es lisa.

Para evacuar el calor generado en los elementos combustibles y alcanzar elevadas temperaturas de refrigerante a la salida del núcleo, la superficie de las vainas del AGR se diseñaron con rugosidad. Éstas no están dispuestas de manera aleatoria sino que son pequeñas protuberancias en forma de anillos, de sección cuadrada, que rodean la vaina a intervalos regulares de 2 mm.

Un estudio de varias superficies con rugosidad mostró Nu entre 1.5 y 3 veces el valor para superficie lisa, y para Re en el rango de interés del reactor (mayor a 10^5) la variación con Re fue aproximadamente la misma que para superficies lisas, $Re^{0.8}$.

En la página 63 de la referencia[11] se exhibe los resultados para superficies rugosas usadas en las vainas del AGR, y las predicciones para el reactor tienen la siguiente expresión

$$Nu_{EC} = 0.054 Re^{0.8} Pr^{0.4} \tag{3.69}$$

Es decir que el número de Nusselt se incrementa en un factor 2.35 al pasar de una superficie lisa a una rugosa como en las barras combustibles del AGR

$$Nu_{EC} = 2.35 Nu_{liso}$$

Capítulo 4

Resolución del modelo termohidráulico y acople neutrónico

En la sección 3.2 se presentó el planteo de un modelo termohidráulico del núcleo del AGR para determinar las temperaturas del elemento combustible, refrigerante y moderador, en estado estacionario. El mismo está compuesto por un sistema de diez ecuaciones acopladas con diez incógnitas. En este capítulo se resuelve dicho sistema utilizando las aproximaciones mencionadas.

4.1 Introducción

El modelo descripto en la sección 3.2 se resolvió en una hoja de cálculo de Excel (de ahora en más MTH-AGR), con el propósito de observar y analizar todas las variables del problema en un mismo lugar, al cambiar algún parámetro relevante.

El MTH-AGR cuenta con una sección donde se detalla toda la información necesaria para resolver el sistema de ecuaciones propuesto. En la *Figura 4.1* se muestran los datos relacionados con el núcleo del AGR: dimensiones, características del elemento combustible, potencia y caudal de refrigerante.

DATOS DEL NUCLEO DEL AGR						
Datos neutronicos y geométricos		[cm]				
(Rp)	Radio pastilla	0,70				
	Gap pastilla-vaina	0,001				
(Rw)	Radio barras	0,76				
(Rtb)	Radio tie bar	0,55				
(Rir)	Radio primer corona	2,32		Densidad de UO2	10,65	g/cm3
(Ror)	Radio tercer corona	7,33	*(N)*	Nro canales	332	
(Ris1)	Radio canal	8,88		Nro barras combustibles	36	
(Ris2)	Radio exterior IS	9,42		Nro barras soportes	1	
	Espesor inner sleeve	0,53	*(L)*	Longitud activa	7,824	m
	Gap entre IS-OS	0,23		Pitch (celda cuadrada)	39,29	cm
(Ros2)	Radio interno OS	9,65		Pitch (celda circular)	22,17	cm
(Ros3)	Radio externo OS	11,11	*(Rm4)*	Radio externo Mod	21,56	cm
	Espesor outer sleeve	1,47		Espesor gap intersticial	0,61	cm
	Gap entre OS-Mod	1,08		Radio externo final	22,17	cm
(Rm3)	Radio interno Mod	12,19		Espesor Mod	9,37	cm
Datos de procesos						
	Potencia térmica total	1550	MWth	Fracc flujo reentrante	0,5	
	Caudal másico núcleo	3910	kg/s	Caudal másico moderador	1955	kg/s

Figura 4.1 – Datos neutrónicos y de proceso del núcleo del AGR.

Según la bibliografía[12] las pastillas de UO_2 del AGR se fabrican con una densidad mayor al 97.2% de la densidad teórica (DT, 10.96 g/cm^3), es decir mayor a 10.65 g/cm^3 (valor utilizado para este trabajo).

El sistema de ecuaciones se resolvió tomando un canal combustible promedio, es decir la potencia total del núcleo distribuida equitativamente en los 332 canales. De esta forma se tiene un valor de potencia por canal

$$q_{canal} = \frac{1550}{332} = 4.67\ MW$$

4.2 Potencia de los grafitos

Según el estudio llevado a cabo en el proyecto integrador [4], el OS, IS y el moderador no sólo reciben calor por transferencia desde los elementos combustibles, sino que además son fuentes de calor. La potencia de todas ellas corresponde a una fracción ω_{gr} de la potencia generada en el núcleo debido a la interacción de los

neutrones rápidos y de la radiación gamma (generados por fisión) con el grafito. Si q_{ec}, q_{is}, q_{os} y q_m son las potencias del elemento combustible, del inner sleeve, outer sleeve y moderador, por canal combustible, respectivamente, entonces se tiene

$$q_{gr} = (q_{is} + q_{os} + q_m) = \omega_{gr} q_{canal} \tag{4.1}$$

y se cumple que

$$q_{gr} + q_{ec} = q_{canal} \tag{4.2}$$

El valor de ω_{gr} se determina en la sección 5.1.

A partir de los datos de la *Figura 4.1* se calcularon parámetros geométricos del canal, y las potencias involucradas.

De las ecuaciones 4.1 y 4.2 se obtiene que la potencia promedio del EC por canal viene dada por

$$q_{ec} = \left(1 - \omega_{gr}\right) q_{canal} \tag{4.3}$$

Las potencias de los grafitos se determinan distribuyendo q_{gr} de manera proporcional a las dimensiones de los mismos, es decir

$$\begin{aligned} q_{is} &= q_{gr}(A_t^{IS}/A_t^{TOT}) \\ q_{os} &= q_{gr}(A_t^{OS}/A_t^{TOT}) \\ q_m &= q_{gr}(A_t^{M}/A_t^{TOT}) \end{aligned} \tag{4.4}$$

donde A_t^i es el área transversal del grafito *i* ($TOT = IS + OS + M$).

4.3 Cálculo hidráulico

Para determinar los flujos de gas en las cuatro regiones del núcleo se llevó a cabo un cálculo hidráulico teniendo en cuenta las pérdidas por fricción y localizadas (a la entrada y salida). Tanto las regiones 1 y 2 como las 3 y 4, actúan como tuberías en paralelo, es decir $\dot{m}_{12}$ se bifurca en $\dot{m}_1$ y $\dot{m}_2$, y $\dot{m}_{34}$ se divide en $\dot{m}_3$ y $\dot{m}_4$.

Dado un caudal volumétrico Q con n ramas en paralelo, el cambio de la línea piezométrica entre dos puntos se puede escribir como

$$W = \left(\frac{Q}{\sum_{i=1}^{n} \frac{1}{\sqrt{\bar{R}_i}}} \right)^2 \tag{4.5}$$

donde $\bar{R}_i$ es el coeficiente de resistencia modificado de la región i, el cual viene dado por

$$\bar{R}_i = R_i + \frac{\sum K}{2gA_i^2} \tag{4.6}$$

El primer término de la ecuación 4.6 corresponde a las pérdidas por fricción en la tubería, llamado coeficiente de resistencia, y se puede calcular a partir de la siguiente expresión

$$R = \frac{fL}{2gD_h A^2} \tag{4.7}$$

donde para este caso L es la longitud activa del núcleo, D_h el diámetro hidráulico de la región correspondiente, y f el factor de fricción. Este último puede estimarse a partir de la fórmula desarrollada por Swamee y Jain [13] para tubos circulares de diámetro D, la cual viene dada por

$$f = 1.325 \left\{ ln \left[0.27 \left(\frac{e}{D} \right) + 5.74 \left(\frac{1}{Re} \right)^{0.9} \right] \right\}^{-2} \tag{4.8}$$

donde e es la rugosidad de la pared. La ecuación 4.8 es válida en los intervalos $10^{-8} < e/D < 0.01$ y $5000 < Re < 10^8$.

El segundo término de la ecuación 4.6 corresponde a pérdidas localizadas, donde A_i es el área de pasaje de la región i, y $\sum K$ son los componentes que provocan estas pérdidas (entrada y salida), el cual se puede expresar [13] como

$$\sum K = K_{in} + K_{out} = 0.5\left(\frac{A_{in}}{A} - 1\right)^2 + \left(1 - \frac{A}{A_{out}}\right)^2 \tag{4.9}$$

donde se considera que el área de entrada y de salida de cada región son iguales, es decir $A_{in} = A_{out} = A_{io}$. A continuación se muestra como se calculó A_{io} para cada región, teniendo en cuenta la nomenclatura de la *Figura 4.1*.

Región 1: $A_{io} = \pi\left(r_{is_1} + \frac{\delta_{is}}{2}\right)^2$

Región 2: $A_{io} = \pi\left[\left(r_{os_2} + \frac{\delta_{os}}{2}\right)^2 - \left(r_{is_2} - \frac{\delta_{is}}{2}\right)^2\right]$

Región 3: $A_{io} = \pi\left[\left(r_{m_3} + \frac{\delta_m}{2}\right)^2 - \left(r_{os_3} - \frac{\delta_{os}}{2}\right)^2\right]$

Región 4: $A_{io} = \pi\left[(r_e)^2 - \left(r_{m_4} - \frac{\delta_m}{2}\right)^2\right]$

Por lo tanto, teniendo como dato el caudal Q (en este caso Q_{12} y Q_{34}) y calculando el coeficiente de resistencia modificado a partir de la ecuación 4.6, se obtiene de la fórmula 4.5 el cambio de línea piezométrica (W_{12} y W_{34}). Una vez calculado W, se pueden determinar los caudales de cada región a partir de la siguiente ecuación

$$Q_i = \sqrt{\frac{W}{\bar{R}_i}} \tag{4.10}$$

donde $i = 1, 2$ cuando $W = W_{12}$, e $i = 3,4$ si $W = W_{34}$.

En la *Figura 4.2* se muestra la sección del programa donde se obtienen valores de potencia y geométricos, por canal, a partir de los datos de la *Figura 4.1*. También se determinan los caudales de las regiones 1-4, resolviendo las ecuaciones 4.5 a 4.10.

DATOS / CALCULOS - TERMOHIDRAULICOS

Valores promedios de potencia	EC		IS	OS	Mod	IS-OS-M	% IS-OS-M	Total
Potencia por canal	4.505	MW	0.004	0.014	0.145	0.163	3.5	4.669
Potencia volumétrica		MW/m3	0.187	0.581	6.035			
Potencia lineal media	0.58	MW/m	IS-1	IS-2	OS-2	OS-3	M-3	
Flujo de calor medio	0.34	MW/m2	0.00051	0.00048	0.00147	0.00128	0.01209	
Pot lineal media x barra	160	W/cm						

Datos geométricos del canal						fraccion	Area de transferencia [m2]	
Fracc area bloqueo R1	0.27							
Area de paso R1	0.0181	m2	Area IS	0.0031	m2	0.0274	W	13.40
Area in/out R1	0.0263	m2	Area OS	0.0096	m2	0.0854	TB	0.27
Diametro hidraulico R1	0.0313	m	Area Mod	0.0993	m2	0.8872	IS1	4.37
Area de paso R2	0.0014	m2	Area Tot	0.1120	m2		IS2	4.63
Area in/out R2	0.0075	m2	Rugosidad	0.01	mm		OS2	4.74
Diametro hidraulico R2	0.0046	m					OS3	5.46
Area de paso R3	0.0079	m2					Mod3	5.99
Area in/out R3	0.0556	m2					Mod4	10.60
Diametro hidraulico R3	0.0216	m					Area de radiacion [m2]	
Area de paso R4	0.0084	m2					ir	1.14
Area in/out R4	0.0649	m2						
Diametro hidraulico R4	0.0122	m						

Cálculos hidraúlicos

	R1	R2		R3	R4
f	0.0151	0.0240		0.0164	0.0187
R	587	1.1E+06		4851	8809
Kin+Kout	0.20	10.78		18.97	23.71
Rtotal	617.43	1.4E+06		20346	26157
W	5.80E+06		m	1.53E+07	
m	3830	80	Kg/s	1039	916
	3910		Kg/s	1955	
%	0.979	0.021		0.531	0.469

Figura 4.2 – Datos y cálculos termohidráulicos.

4.4 Cálculo del coeficiente de transferencia de calor por convección

Una vez que se determinan los caudales de gas dentro del núcleo, se procede a calcular el coeficiente de transferencia de calor por convección en cada región. Para ello, MTH-AGR tiene una sección donde se evalúan las propiedades termofísicas del CO_2 (densidad, viscosidad, conductividad térmica y calor específico) a 45 bar y a la temperatura en x=0 y x=L de cada región, para calcular la velocidad del gas, los números de Re y Pr, y así, a partir de la ecuación 3.69 determinar el valor del Nu. Por último, el coeficiente de calor por convección h se calcula a partir de la ecuación 3.64, y para cada región se toma el valor promedio entre x=0 y x=L. En las *Figuras 4.3* y *4.4* se muestran las tablas con todas las variables mencionadas, donde al final se encuentran los valores de h para todas las regiones. Notar que el factor de rugosidad se tiene en cuenta sólo para la región 1, dado que es ahí donde encuentran los elementos combustibles.

Datos térmicos	Región R1				Región R2		
	0		*L*		0		*L*
Temperatura	334,3 607,3	C K	638,3 911,3		334,3 607,3	C K	500,8 773,8
Densidad	39,5	kg/m^3	25,9		39,5	kg/m^3	30,7
Viscosidad	2,86E-05	Pa.s	3,88E-05		2,86E-05	Pa.s	3,44E-05
Conductividad térmica	4,32E-02	W m^{-1} C^{-1}	6,52E-02		4,32E-02	W m^{-1} C^{-1}	5,56E-02
Calor especifico	1113,7	J/kgK	1219,7		1113,7	J/kgK	1176,4
% caudal	0,979				0,021		
Caudal masico del canal	11,53	kg/s			0,24	kg/s	
Caudal volumetrico total	97	m^3/s	148		2	m^3/s	3
Caudal vol. por canal	0,292	m^3/s	0,446		0,006	m^3/s	0,008
Velocidad	16,1	m/s	24,6		4,5	m/s	5,8
Re	6,97E+05		5,13E+05		1,93E+05		1,61E+05
Pr	0,737		0,726		0,737		0,728
Nu	961,8		748,4		344,9		295,8
Factor rugosidad vaina	2,35						
h	3119,2	W m^{-2} C	3665,9		476,0	W m^{-2} C	525,5

Figura 4.3 – Datos térmicos del núcleo del AGR.

Datos térmicos	Región R3				Región R4		
	0		*L*		0		*L*
Temperatura	359,7 632,7	C K	311 584		354,7 627,7	C K	311 584
Densidad	37,9	kg/m^3	41,1		38,2	kg/m^3	41,1
Viscosidad	2,95E-05	Pa.s	2,77E-05		2,93E-05	Pa.s	2,77E-05
Conductividad térmica	4,51E-02	W m^{-1} C^{-1}	4,14E-02		4,47E-02	W m^{-1} C^{-1}	4,14E-02
Calor especifico	1124,0	J/kgK	1104,1		1122,0	J/kgK	1104,1
% caudal	0,531				0,469		
Caudal masico del canal	3,13	kg/s			2,76	kg/s	
Caudal volumetrico total	27	m^3/s	25		24	m^3/s	22
Caudal vol. por canal	0,083	m^3/s	0,076		0,072	m^3/s	0,067
Velocidad	10,4	m/s	9,6		9,1	m/s	8,5
Re	4,20E+05		4,47E+05		3,73E+05		3,94E+05
Pr	0,735		0,739		0,735		0,739
Nu	640,8		675,3		582,5		610,8
Factor rugosidad vaina							
h	924,1	W m^{-2} C	893,1		833,0	W m^{-2} C	807,7

Figura 4.4 – Datos térmicos del núcleo del AGR.

Con respecto a la emisividad de los materiales involucrados en la transferencia de calor por radiación, se llevó a cabo una búsqueda bibliográfica y no se encontraron valores precisos para esta propiedad en condiciones del reactor. Se decidió adoptar el valor de emisividad de un cuerpo negro para los grafitos (sleeves y

moderador) y para el tubo guía, es decir: $\varepsilon_{tb} = \varepsilon_{is} = \varepsilon_{os} = \varepsilon_m = 1$. Considerando el quemado del elemento combustible y la corrosión de las vainas, se decidió que la emisividad de las barras sea $\varepsilon_w = 0.85$, correspondiente al acero austenítico 20Cr/25Ni/Nb [14].

4.5 Esquema de resolución

Como se adelantó en el Capítulo 3, la resolución del modelo termohidráulico se logra iterando sobre tres variables:

- Variable de iteración interna I: h' (para linealizar la temperatura).
- Variable de iteración interna II: $T_{g_1}(x = 0)$ o T_{in}
- Variable de iteración externa: θ (para resolver la integral en *x*).

El lazo interno I resuelve el sistema de ecuaciones con un valor semilla $h'_{a-b} = 10^9\ K^3$, luego con las temperaturas calculadas se determina el nuevo valor de h'_{a-b}. El programa itera cuatro veces esta variable, alcanzando para todos los casos analizados un error relativo menor al 10^{-3} %.

Dado que en este problema se desconoce el salto de temperatura entre la entrada al reactor y la entrada a los canales combustibles

$$\Delta T_{nuc-in} = T_{g_1}(x = 0) - T_{in} \tag{4.11}$$

se debe realizar una iteración (lazo interno II) sobre la variable ΔT_{nuc-in}, hasta converger al valor de $T_{g_1}(x = 0)$ si se conoce T_{in}, o viceversa (se supone que una de las dos variables es dato del problema). Este lazo se resolvió con el método de prueba y error, hasta obtener una diferencia en $T_{g_1}(x = 0)$ menor a 0.1°C

Por último, se resuelve el lazo externo iterando sobre la variable θ_i, tomando un valor inicial de 0.8 para todo *x* e *i* (donde $i = g_1, g_2, g_3, w, is, os_2, os_3, m$ y tb), y luego actualizando su valor a partir de

$$\theta_{n+1} = \theta_n S + \theta_{ac}(1 - S) \tag{4.12}$$

donde *n* es el número de iteración, S es un factor de relajación (0 < S < 1) y

$$\theta_{ac} = \frac{1}{Tx}\int_0^x T\,dx = \frac{1}{T_j x_j}\left[\frac{\left(T_j + T_{j-1}\right)}{2}\Delta x_j + I_{j-1}\right] \tag{4.13}$$

en la cual $T_j = T(x_j)$, $\Delta x_j = (x_j - x_{j-1})$ y $I_{j-1} = \frac{\left(T_{j-1}+T_{j-2}\right)}{2}\Delta x_j + I_{j-2}$.

Los nodos *j* deben incrementar en el sentido del flujo del refrigerante. Este lazo se resolvió con *S* = 0.3, hasta que el error relativo máximo entre dos iteraciones consecutivas sea menor a 0.1% (para todo *x* e *i*). La elección del factor de relajación se explica en el Anexo E.

A partir de todos los datos del problema (INPUT) y teniendo en cuenta los lazos de iteración arriba descriptos, se resuelve el sistema de ecuaciones del modelo termohidráulico en estudio, dando como resultado los perfiles axiales de temperatura de los componentes involucrados, dentro del núcleo del AGR (OUTPUT). En la *Figura 4.5* se muestra un esquema del método de resolución del modelo planteado.

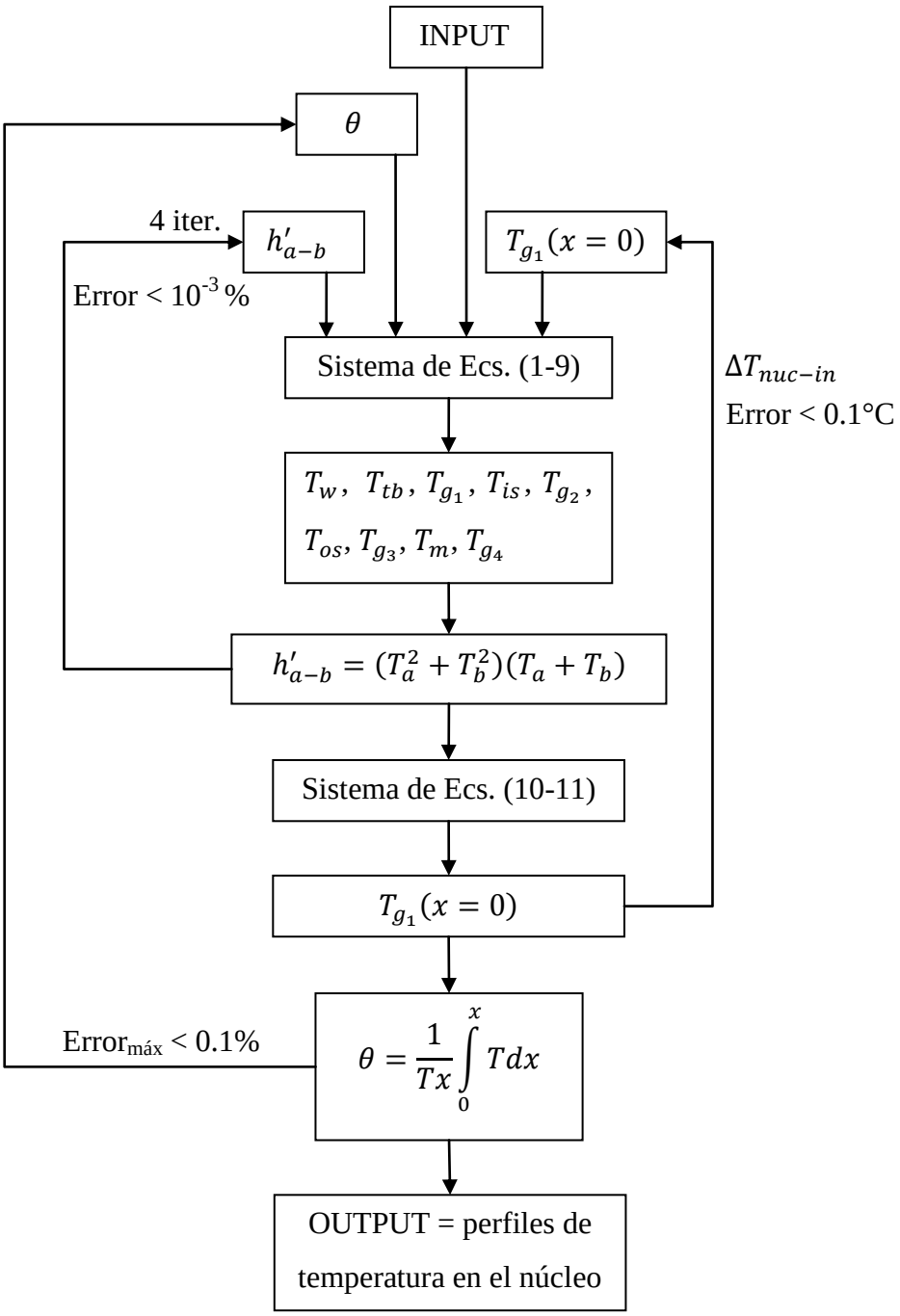

Figura 4.5 – Resolución del modelo termohidráulico y el concepto de convergencia mostrado en un diagrama de bloques.

4.6 Acoplamiento neutrónico-termohidráulico y coeficiente de potencia

El acoplamiento del modelo neutrónico con el termohidráulico permite ver el efecto de variaciones en parámetros de planta (geométricos, hidráulicos, potencia, etc.) sobre indicadores neutrónicos, para evaluar la estabilidad del reactor frente a condiciones adversas. La vinculación entre ambos modelos se da principalmente a través de los cambios de temperatura y densidad en los materiales presentes, que se traducen en variaciones de la reactividad dentro núcleo.

Como se indica en el esquema de la *Figura 4.5*, la resolución del modelo termohidráulico entrega como salida los perfiles de temperatura de los diferentes componentes dentro del núcleo. Es decir, se determina la temperatura de los materiales en función de la posición axial en el reactor. Ingresando estos resultados en el input de WIMS se puede calcular el factor de multiplicación efectivo (k_{ef}), tanto para la condición de operación normal como para diferentes valores de potencia. Para cada valor de potencia existe un conjunto de perfiles de temperatura. Por lo tanto, se puede determinar la variación de reactividad frente a cambios en la potencia del reactor, es decir: el Coeficiente de Potencia. El mismo está definido por la pendiente de la función $k_{ef}(P)$ o bien si esta es lineal se puede aproximar por

$$\frac{dk_{ef}}{dP} \cong \frac{\Delta k_{ef}}{\Delta P} \tag{4.14}$$

$$\frac{dk_{ef}}{dP} = pendiente$$

Como condición de estabilidad, si $dk_{ef}/dP < 0$ en cualquier posición axial del núcleo (suponiendo un canal promedio), el reactor es estable frente a cambios en la potencia.

Capítulo 5

Resultados

En este capítulo se muestran y analizan los resultados del modelo termohidráulico desarrollado en el Capítulo 3 y 4, aplicado para un reactor nuclear tipo AGR. Se describen los cálculos que se llevaron a cabo para determinar valores de parámetros sin información como: la temperatura del refrigerante a la entrada del reactor y la fracción de potencia que adquieren los grafitos. Una vez completado el input del modelo, se obtienen los perfiles de temperatura axial de los diferentes materiales del núcleo a potencia nominal. Por último, se utiliza el acople neutrónico-termohidráulico para determinar las variaciones de reactividad frente a cambios en la potencia del reactor, calculando de esta manera el coeficiente de potencia global y local.

5.1 Cálculo de la temperatura de entrada al reactor y de la fracción de potencia de los grafitos

En la bibliografía se encontró que la temperatura promedio del refrigerante a la entrada de los canales combustibles es de 334°C. Sin embargo, dado un cambio de potencia en el núcleo, esta temperatura se ve modificada por la realimentación del flujo re-entrante, mientras que la temperatura de entrada al reactor (T_{in}) se mantiene constante durante un tiempo más largo, hasta que alcance su nuevo valor de estacionario. Por eso es recomendable que se fije la temperatura de entrada al reactor como un dato, y dejar que la temperatura a la entrada del canal varíe libremente cuando hay una variación de potencia nuclear.

Entonces, para calcular T_{in} se debe resolver el modelo termohidráulico según el esquema mostrado en la *Figura 4.5*, pero reemplazando el dato $T_{g_1}(x = 0)$ por la incógnita T_{in}. El procedimiento es el siguiente: se le da valores a la diferencia de

temperaturas ΔT_{nuc-in} hasta que el T_{in} calculado por la Ec.10 difiera en menos de 0.1°C con el determinado por

$T_{in} = T_{g_1}(x = 0) - \Delta T_{nuc-in}$; con $T_{g_1}(x = 0) = 334°C$

Como se describió en la sección 4.2, una fracción desconocida ω_g de la potencia generada por canal es atrapada y distribuida entre los componentes de grafito (IS, OS, moderador) presentes en el núcleo del reactor. Para determinar su valor, es necesario fijar otra condición de borde: temperatura a la salida del canal combustible. De acuerdo a la misma bibliografía consultada para $T_{g_1}(x = 0)$, el valor de $T_{sal\ nuc} = T_{g_1}(x = L) = 635°C$. De esta manera, se determina T_{in} para diferentes fracciones de potencia ω_{gr}, y se elige el par de valores que de una temperatura de salida del núcleo más cercana a 635°C.

En la Tabla 5.1 se exhiben los resultados, mostrando que para una temperatura de entrada al reactor de 311°C y una fracción de potencia de grafitos de 3.5%, el gas refrigerante sale del canal combustible con una temperatura de 635.2°C.

% Pot (is-os-m)	**T_{in} núcleo [ºC]**	**ΔT_{in}(nuc-react)**	**T_{in} reactor [ºC]**	**T_{out} núcleo [ºC]**
1	334	15	319	642.1
2	334	18.2	315.8	639.3
3	334	21.4	312.6	636.6
3.5	334	23	311	635.2
4	334	24.6	309.4	633.8

Tabla 5.1 – Determinación de la temperatura de entrada al reactor y de la fracción de potencia de los grafitos.

Entonces, el par de valores que satisfacen las condiciones de bordes impuestas es:

$$\omega_{gr} = 0.035$$

$$T_{in} = 311°C$$

5.2 Cálculo de perfiles de temperatura

Una vez determinados todos los parámetros de entrada al modelo termohidráulico, se resolvió el sistema planteado para encontrar los perfiles de temperatura en función de *x*, de los diferentes materiales que componen el núcleo del AGR.

En primer lugar, en la *Figura 5.1* se muestra como varía la temperatura del refrigerante a medida que atraviesa al núcleo, con forma de onda senoidal. Su temperatura máxima la alcanza al final del canal combustible y es aproximadamente 638°C. Con respecto a la vaina, su temperatura asciende con *x*, alcanza un máximo (711°C) en *x* = 5.5m, y luego decrece hasta igualar T_{g_1} en *x* = 7.8m.

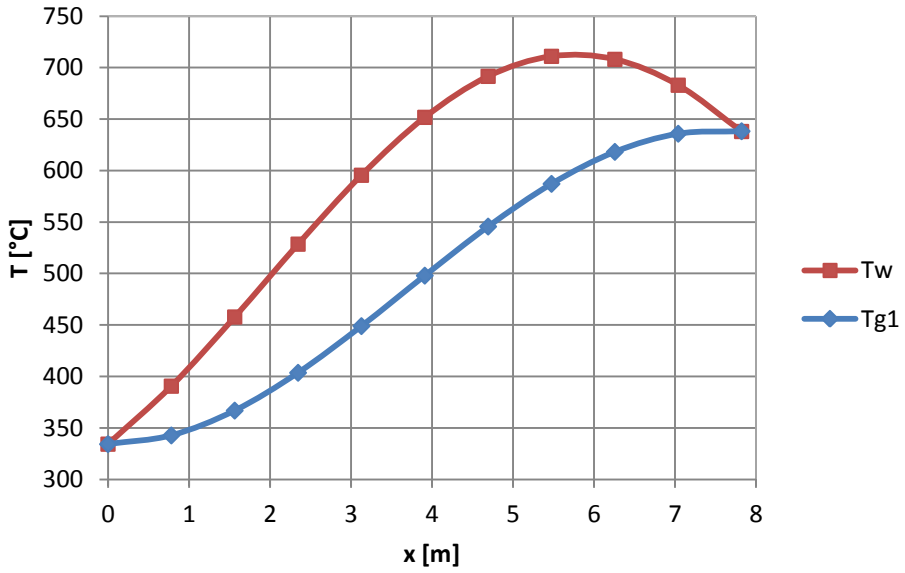

Figura 5.1 – Perfiles de temperatura de la vaina y del gas refrigerante en el núcleo del AGR.

En la *Figura 5.2* se observa como el espacio anular entre el inner sleeve y outer sleeve actúa como un aislante térmico para con el canal combustible. De esta manera, las temperaturas del OS y del moderador varían levemente con la posición *x*, y se ven mínimamente influenciadas con los grandes cambios en T_{g_1}. Esto también se logra gracias a la acción refrigerante del flujo reentrante g_3 y g_4. Además, en la *Figura 5.2* se muestra el sentido de circulación del refrigerante dentro del núcleo: g_1 y g_2 flujo ascendente; g_3 y g_4 flujo descendente.

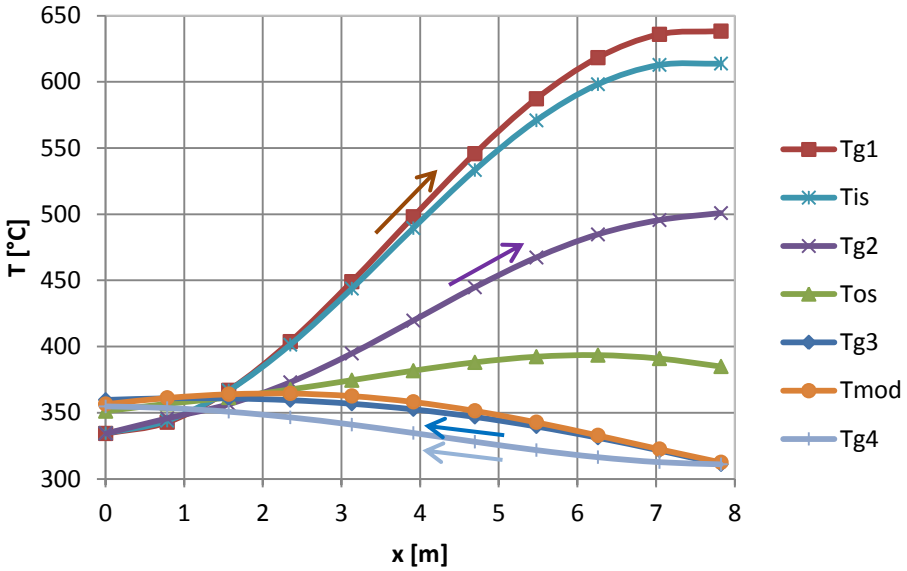

Figura 5.2 – Perfiles de temperatura del refrigerante y del moderador en el núcleo del AGR.

En la *Figura 5.3* se exhibe la temperatura central de la pastilla combustible ($T_{máx}$) en función de *x*. Aproximadamente a 4.5m de la entrada al canal se alcanza la temperatura de pastilla máxima de 1417°C. También se observa el gran salto térmico que existe entre el centro y el borde (T_{of}) de la pastilla combustible, alcanzando una diferencia máxima de temperatura de alrededor de 700°C en la mitad del canal.

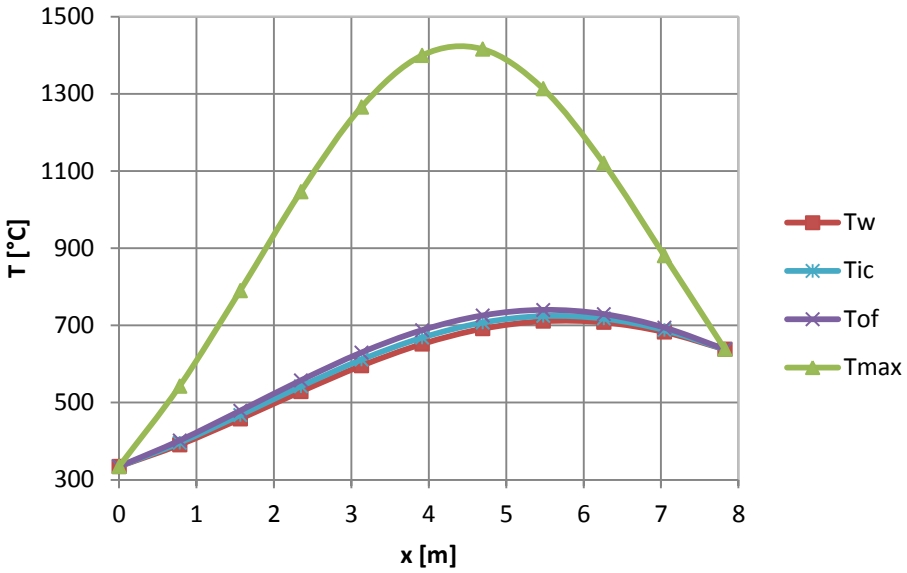

Figura 5.3 – Perfiles de temperatura de la pastilla y de la vaina del AGR.

En la *Figura 5.4* se observa que los perfiles de temperatura de la vaina y de la pastilla en el radio externo, son muy semejantes, alcanzando una máxima diferencia de 32°C alrededor de los 4.6 m.

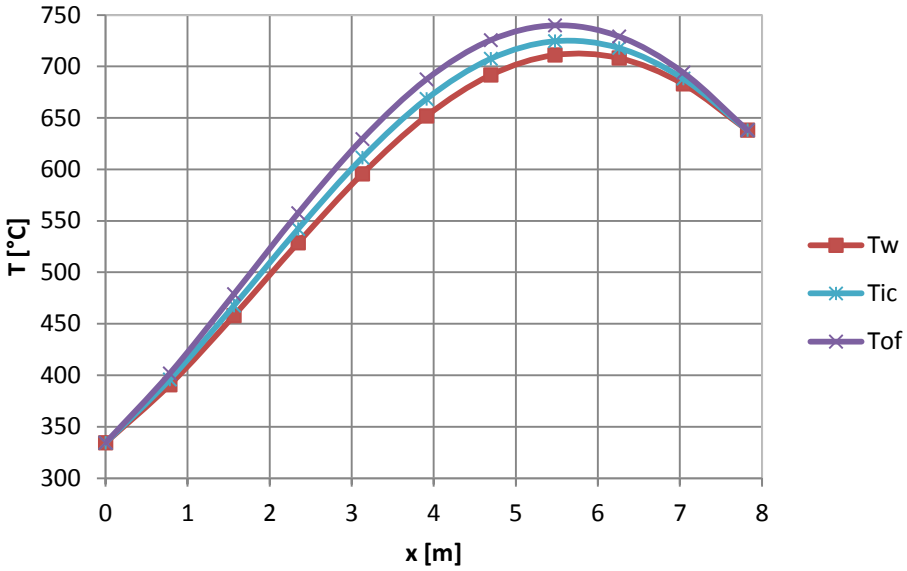

Figura 5.4 – Perfiles de temperatura de la vaina y del exterior de la pastilla del AGR.

La *Figura 5.5* muestra como el outer sleeve comienza a calentarse al ascender en *x* debido a la transferencia desde el canal combustible, pero finalmente se enfría producto de la transferencia desde el gas refrigerante (zona 3) que ingresa en *x* = 7.8m. También se puede observar el sentido de circulación del refrigerante en las regiones 2 y 3.

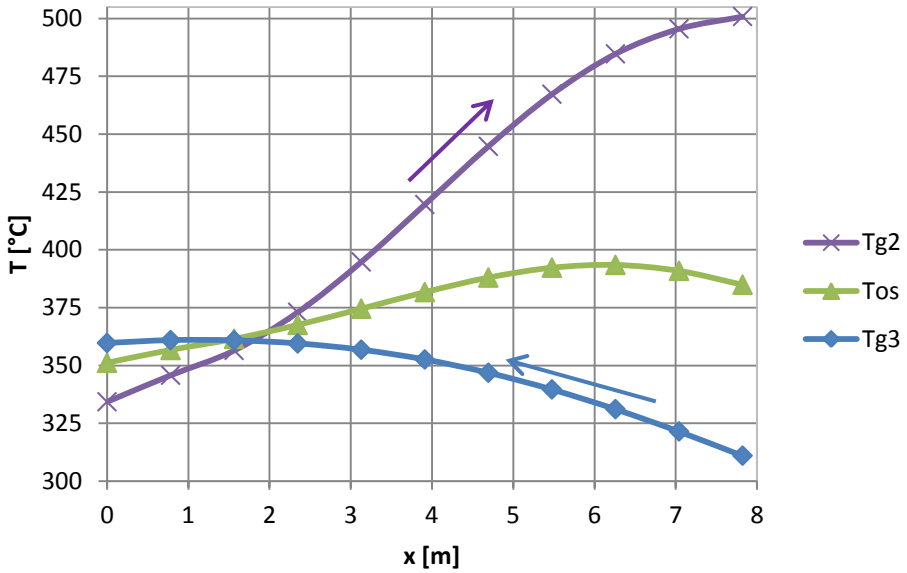

Figura 5.5 – Perfiles de temperatura del gas refrigerante en la región 2 y 3, y del outer sleeve, dentro del núcleo del AGR.

Por último, en la *Figura 5.6* se aprecia como el moderador es enfriado por los flujos de gas refrigerante (zona 3 y 4), haciendo que alcance una temperatura máxima de 365°C. Según la bibliografía [6] la razón principal de un flujo reentrante desde el techo del núcleo hacia la parte inferior es para mantener la temperatura del moderador por debajo de 450°C para evitar la oxidación excesiva de los bloques de grafito, y limitar los gradientes de temperatura dentro de un bloque hasta 50°C. Teniendo en cuenta que la longitud de un bloque es de 90 cm [15], el gradiente no debe superar los 56°C/m.

En este caso, para la condición nominal del reactor, la temperatura del moderador se encuentra muy por debajo de los 450°C (ver *Figura 5.6*), y el gradiente absoluto máximo no supera los 15°C/m en todo el canal (ver *Figura 5.7*), resultando el flujo reentrante ser fundamental para cumplir con los límites mencionados.

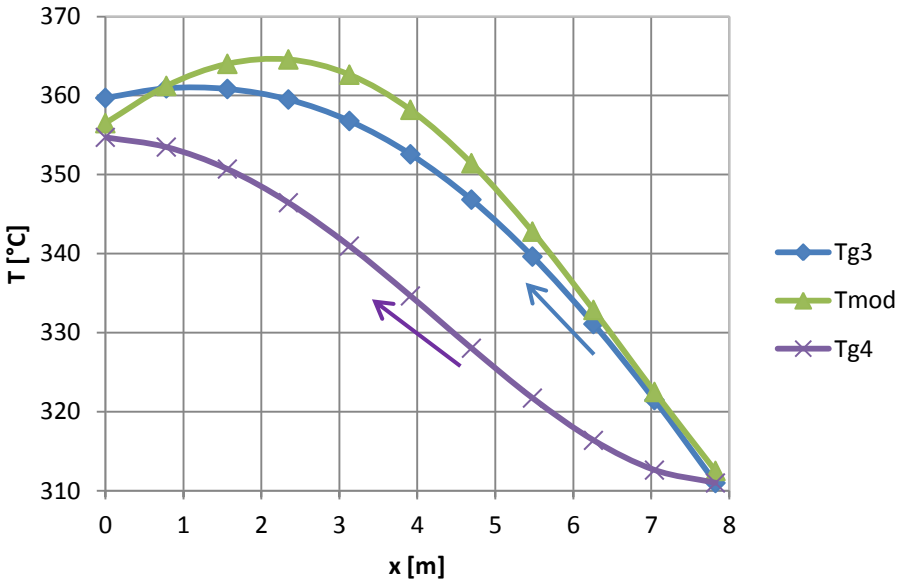

Figura 5.6 – Perfiles de temperatura del gas refrigerante en la región 3 y 4, y del moderador, en el núcleo del AGR.

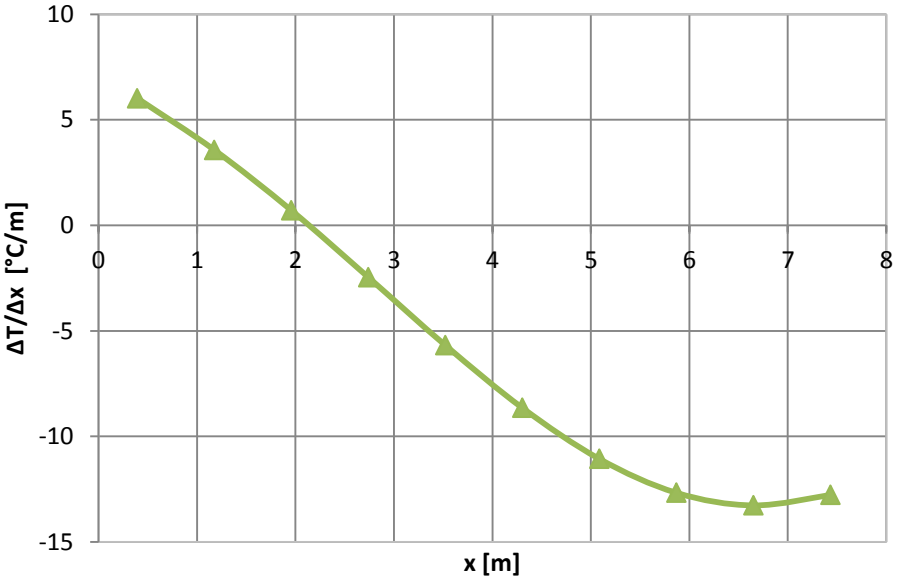

Figura 5.7 – Gradiente de temperatura del moderador en el núcleo del AGR.

5.3 Cálculo del coeficiente de potencia

Como se explicó en la sección 4.5, el coeficiente de potencia determina la estabilidad del reactor frente a cambios en la potencia del mismo. Para analizar la estabilidad térmica del AGR, se determinó el factor de multiplicación efectivo para variaciones en la potencia nominal de $\pm$30%, $\pm$20% y $\pm$10%. Primero se obtuvieron las variaciones de temperatura de los materiales en función de *x*, para cada potencia. Luego se realizó el acople con el código neutrónico, actualizando las temperaturas y densidades de los materiales. Finalmente se graficaron los k_{ef} obtenidos de WIMS en función de la correspondiente potencia modificada en el MTH-AGR, para cada posición axial en el núcleo, y se determinó la pendiente en cada punto, dando como resultado el coeficiente de potencia local del AGR a potencia nominal.

Como se observa en la *Figura 5.8*, el coeficiente de potencia en cada nodo discretizado a lo largo del canal combustible tiene un valor negativo, por lo que se puede afirmar que, bajo las aproximaciones en las que se desarrollo el trabajo, el reactor AGR es estable frente a cambios de potencia.

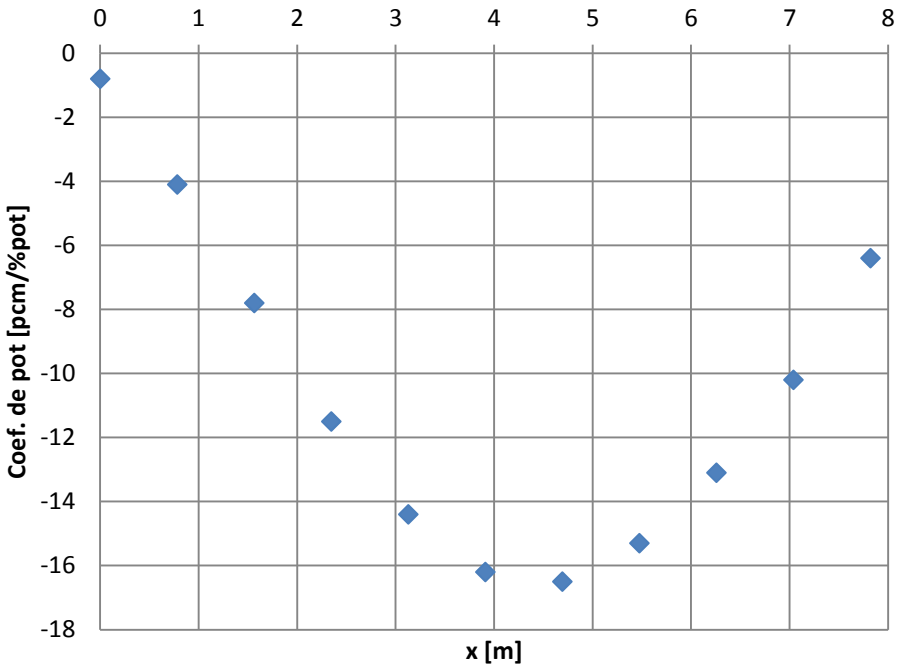

Figura 5.8 – Coeficiente de potencia del reactor AGR.

Capítulo 6

Conclusiones

Se desarrolló un modelo termohidráulico del núcleo del Advanced Gas-cooled Reactor (MTH-AGR), teniendo en cuenta un canal combustible promedio, convirtiéndose en una herramienta muy útil para determinar perfiles de temperatura de los principales componentes: elemento combustible, inner y outer sleeve, moderador y refrigerante en las diferentes zonas por donde circula.

El MHT-AGR permite predecir el comportamiento térmico del reactor frente a cambios en los valores de diversos parámetros de diseño: datos geométricos (dimensiones del combustible, moderador, capas de grafito, pitch entre canales), flujo de refrigerante, fracción de flujo reentrante, potencia térmica, temperatura de entrada al reactor, entre otros. Además, esta herramienta admite modificar los materiales (propiedades termofísicas), los coeficientes de pérdida de carga, la fracción de potencia que se genera en los grafitos, y tener en cuenta o no la radiación térmica, ofreciendo así una diversidad de opciones configurables.

Dadas ciertas condiciones de borde, el MTH-AGR permitió determinar la temperatura de entrada al reactor y la fracción de potencia correspondientes a los grafitos. Se encontró que el 3.5% de la energía generada en el combustible, se deposita de manera casi instantánea en el moderador, y en el inner/outer sleeve, y se supone que es debido a la interacción de la radiación gamma y de neutrones rápidos con el grafito.

Del análisis de los perfiles de temperatura de los materiales estudiados, a potencia nominal, se encontró que la doble capa de grafito (inner y outer sleeve) con gas refrigerante en el medio, actúa como aislante térmico para extraer de los

combustibles la mayor cantidad de calor mediante el gas principal (zona 1). Además, se observó que la temperatura del moderador no supera los 370°C, gracias a la función del flujo reentrante (gas de las zonas 3 y 4), por lo que se encuentra lejos del límite de 450°C donde puede ocurrir oxidación.

De los cálculos del modelo termohidráulico-neutrónico acoplado, se determinó el coeficiente de potencia local en función de la posición axial del núcleo del AGR. Se encontró que todos los coeficientes son negativos y por lo tanto se puede concluir que, bajo las aproximaciones del modelo desarrollado, el reactor AGR en estudio es estable frente a cambios de potencia.

Se plantea la necesidad de seguir avanzando en el modelo acoplado, mejorando la capacidad de cálculo con la ayuda de un código de núcleo en el área neutrónica, y agregando la variable tiempo al modelo termohidráulico, para poder verificar el signo de los coeficientes de reactividad en todos los estados de planta permitidos.

Anexo A
Input de WIMS para el cálculo de celda

*Reactor AGR. Potencia nominal. Geometría Cluster. Método de resolución DSN.

*EC: 36 barras comb (tres coronas: 6+12+18), 1 barra central (tie bar)

```
CLUSTER
DSN
NGROUP 69
NMESH 24
NREGION 14 6
NMATERIAL 12 3
PREOUT
INITIATE
MATERIAL  1  10.65  1062  1  2235  1.859  8238  86.268
                6016  11.873  6239.0  4.71e-17                  * fuel
MATERIAL  2 = 1
MATERIAL  3 = 1
MATERIAL  4  -1  859  2  2056  7.6611e-2  1000  5.8302e-2
                1999  1.7102e-1  27  5.627e-3  6016  8.4408e-3       * steel can
MATERIAL  5  -1  777  2  2056  8.5467e-2  1000  7.5467e-2
                1999  1.05678                                  * steel tie bar
MATERIAL  6  3.10e-2  766  3  2012  27.272
                6016  72.728                                  * CO2 zone 1
MATERIAL  7  3.45e-2  693  3  2012  27.272
                6016  72.728                                  * CO2 zone 2
MATERIAL  8  3.88e-2  618  3  2012  27.272
                6016  72.728                                  * CO2 zone 3
MATERIAL  9  3.95e-2  607  3  2012  27.272
                6016  72.728                                  * CO2 zone 4
MATERIAL  10  -1  756  4  2012  0.09013
                1000  6.4443e-5                               * inner sleeve - graphite
MATERIAL  11  -1  650  4  2012  0.09329
                1000  6.5956e-5                               * outer sleeve - graphite
```

```
MATERIAL  12  -1  621  4  2012  0.08733
                1000  1.6418e-5                  * bulk moderator - graphite
ANNULUS  1  0.55434  5                          * tie bar
ANNULUS  2  1.45601  6                          * ^
ANNULUS  3  3.19219  6                          * |
ANNULUS  4  3.90711  6                          * |
ANNULUS  5  5.64329  6                          * | coolant (zone 1)
ANNULUS  6  6.45981  6                          * |
ANNULUS  7  8.19599  6                          * |
ANNULUS  8  8.884  6                            * v
ANNULUS  9  9.418  10                           * inner sleeve
ANNULUS  10  9.647  7                           * coolant (zone 2)
ANNULUS  11  11.1125  11                        * outer sleeve
ANNULUS  12  12.1920  8                         * coolant (zone 3)
ANNULUS  13  21.5610  12                        * bulk moderator
ANNULUS  14  22.1688  9                         * interstitial gaps (zone 4)
MESH  1 1 3 1 3 1 3 1 1 1 1 1 5 1
ARRAY  1  1  6  2.3241  0.0                     * inner ring of fuel
ARRAY  2  1 12  4.7752  0.0                     * middle ring of fuel
ARRAY  3  1 18  7.3279  0.0                     * outer ring of fuel
RODSUB  1  1  0.70274  1                        * fuel
RODSUB  1  2  0.75712  4                        * can
RODSUB  2  1  0.70274  2                        * fuel
RODSUB  2  2  0.75712  4                        * can
RODSUB  3  1  0.70274  3                        * fuel
RODSUB  3  2  0.75712  4                        * can
BEGIN
BUCKLING 3.545E-05 1.612e-5 *Br^2 Bz^2 [cm-2]
BEGIN
```

Anexo B
Desarrollo del modelo termohidráulico

En este apartado se plantean y desarrollan los balances de energía en los componentes y en las zonas que conforman el núcleo del AGR, para obtener las principales ecuaciones que constituyen el modelo. En la *Figura B.1* se repite la *Figura 3.3*, a modo de facilitar la comprensión de los balances que se plantean a continuación.

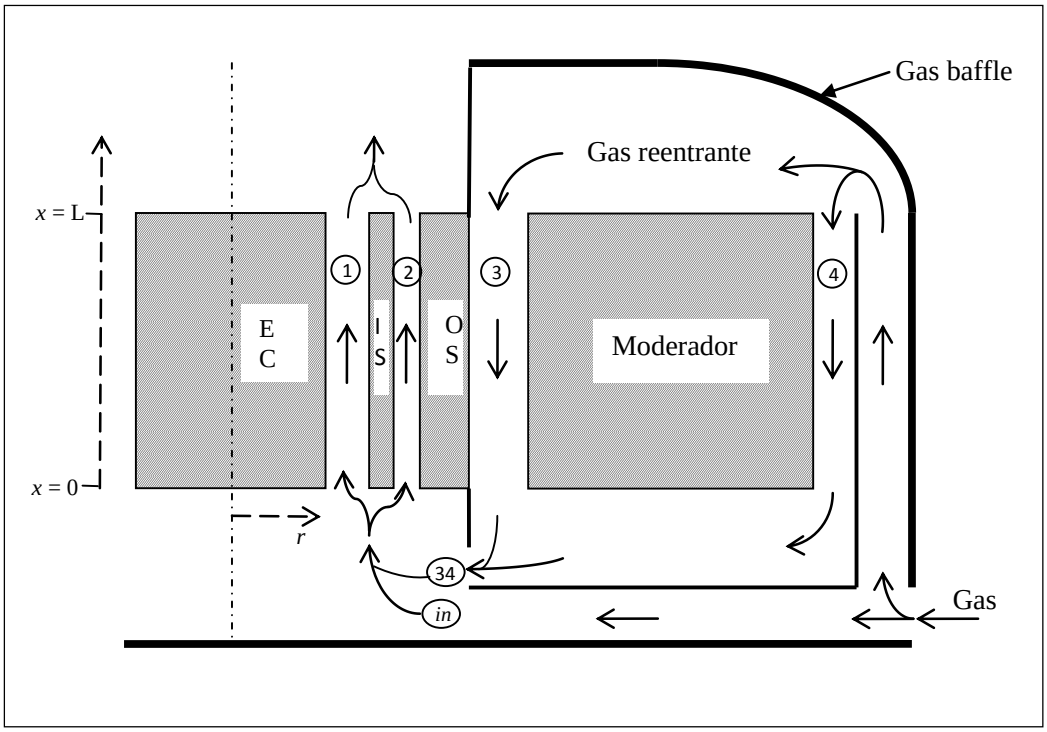

Figura B.1 – Circulación del gas refrigerante en el núcleo del AGR.

B.1 Balance de energía en el elemento combustible

La potencia lineal generada en el elemento combustible (q'_{ec}) es transmitida por convección al gas refrigerante de la región 1 (q'^{conv}_{w-g1}), y por radiación al inner sleeve (q'^{rad}_{w-is}) y a la barra central (q'^{rad}_{w-tb}). De esta manera el balance queda

$$q'_{ec}(x) = q'^{conv}_{w-g1}(x) + q'^{rad}_{w-is}(x) + q'^{rad}_{w-tb}(x) \qquad \text{(B.1)}$$

donde [9]

$$q'_{ec}(x) = \frac{q_{ec}\pi}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \tag{B.2}$$

$$q'^{\,conv}_{w-g1}(x) = h_1 36\pi D_w\left[T_w(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{B.3}$$

$$q'^{\,rad}_{w-is}(x) = \frac{\sigma\pi D_{or}}{\frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{is})}{\varepsilon_{is}}\frac{D_{or}}{D_{is_1}}}\left[T_w^4(x) - T_{is}^4(x)\right] \tag{B.4}$$

$$q'^{\,rad}_{w-tb}(x) = \frac{\sigma\pi D_{ir}}{\frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{tb})}{\varepsilon_{tb}}\frac{D_{ir}}{D_{tb}}}\left[T_w^4(x) - T_{tb}^4(x)\right] \tag{B.5}$$

Se linealizan los términos T^4 de la siguiente manera

$$T_a^4 - T_b^4 = (T_a^2 + T_b^2)(T_a + T_b)(T_a - T_b) = h'_{a-b}(T_a - T_b) \tag{B.6}$$

donde h'_{a-b} es un coeficiente que se calcula por iteración interna.

Reemplazando las ecuaciones B.2 a B.5 en B.1 y desarrollando se obtiene

$$\frac{q_{ec}\pi}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) = h_1 36\pi D_w\left(T_w - T_{g_1}\right) + \frac{\sigma\pi D_{or}h'_{w-is}}{C_{w-is}}(T_w - T_{is}) \ldots$$
$$\ldots + \frac{\sigma\pi D_{ir}h'_{w-tb}}{C_{w-tb}}(T_w - T_{tb}) \tag{B.7}$$

donde

$$h'_{w-is} = (T_w^2 + T_{is}^2)(T_w + T_{is}) \tag{B.8}$$

$$h'_{w-tb} = (T_w^2 + T_{tb}^2)(T_w + T_{tb}) \tag{B.9}$$

$$C_{w-is} = \frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{is})}{\varepsilon_{is}}\frac{D_{or}}{D_{is_1}} \tag{B.10}$$

$$C_{w-tb} = \frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{tb})}{\varepsilon_{tb}}\frac{D_{ir}}{D_{tb}} \tag{B.11}$$

Despejando T_w de la ecuación B.7 y reordenando, se llega a la siguiente expresión para la temperatura de pared del elemento combustible

$$T_w(x) = \frac{\frac{q_{ec}}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + h_1 36 D_w T_{g_1}(x) + \frac{\sigma D_{or} h'_{w-is}}{C_{w-is}} T_{is}(x)}{h_1 36 D_w + \frac{\sigma D_{or} h'_{w-is}}{C_{w-is}} + \frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{C_{w-tb}}} \ldots$$
$$\ldots + \frac{\frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{C_{w-tb}} T_{tb}(x)}{h_1 36 D_w + \frac{\sigma D_{or} h'_{w-is}}{C_{w-is}} + \frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{C_{w-tb}}} \qquad \text{(B.12)}$$

B.2 Balance de energía en la barra central (tie bar)

El calor que recibe la barra central por radiación desde las barras combustibles que la rodean (q^{rad}_{w-tb}) es igual al calor por convección desde la superficie de la misma hacia el gas refrigerante (q^{conv}_{tb-g1}), es decir

$$q^{rad}_{w-tb}(x) = q^{conv}_{tb-g1}(x) \qquad \text{(B.13)}$$

Teniendo en cuenta que $q^{rad}_{w-tb}(x)$ viene dado por la ecuación B.5 multiplicada por ΔL, y

$$q^{conv}_{tb-g1}(x) = h_1 \pi D_{tb} \Delta L\left[T_{tb}(x) - T_{g_1}(x)\right] \qquad \text{(B.14)}$$

se obtiene

$$\frac{\sigma \pi D_{ir} \Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_w} + \frac{(1-\varepsilon_{tb})}{\varepsilon_{tb}}\frac{D_{ir}}{D_{tb}}}\left(T_w^4 - T_{tb}^4\right) = h_1 \pi D_{tb} \Delta L\left(T_{tb} - T_{g_1}\right)$$
$$\frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{C_{w-tb}}\left(T_w - T_{tb}\right) = h_1 D_{tb}\left(T_{tb} - T_{g_1}\right) \qquad \text{(B.15)}$$

donde $h'_{w-tb} = (T_w^2 + T_{tb}^2)(T_w + T_{tb})$.

Despejando T_{tb} de la ecuación B.15 y reordenando, se obtiene la siguiente expresión para la temperatura de la barra central en función de la posición x

$$T_{tb}(x) = \frac{\frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{h_1 D_{tb} C_{w-tb}} T_w(x) + T_{g_1}(x)}{1 + \frac{\sigma D_{ir} h'_{w-tb}}{h_1 D_{tb} C_{w-tb}}} \tag{B.16}$$

B.3 Balance de energía en el gas refrigerante 1

La variación de temperatura del gas refrigerante de la región 1 en función de *x* es consecuencia de la potencia lineal que recibe por convección desde las vainas combustibles, el inner sleeve y la barra central, es decir

$$\dot{m}_1 c_{p_1} \frac{dT_{g_1}}{dx} = q'^{conv}_{w-g1}(x) + q'^{conv}_{is-g1}(x) + q'^{conv}_{tb-g1}(x) \tag{B.17}$$

donde

$$q'^{conv}_{w-g1}(x) = h_1 36\pi D_w \left[T_w(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{B.18}$$

$$q'^{conv}_{is-g1}(x) = h_1 \pi D_{is_1} \left[T_{is}(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{B.19}$$

$$q'^{conv}_{tb-g1}(x) = h_1 \pi D_{tb} \left[T_{tb}(x) - T_{g_1}(x)\right] \tag{B.20}$$

Reemplazando las ecuaciones B.18 a B.19 en B.20, e integrando entre 0 y *x* teniendo en cuenta la ecuación 3.1, se obtiene

$$\begin{aligned}
&\dot{m}_1 c_{p_1} \left[T_{g_1}(x) - T_{g_1}(x=0)\right] \\
&= h_1 \pi \left[36 D_w \left(\tilde{T}_w - \tilde{T}_{g_1}\right) + D_{is_1}\left(\tilde{T}_{is} - \tilde{T}_{g_1}\right) + D_{tb}\left(\tilde{T}_{tb} - \tilde{T}_{g_1}\right)\right] x \\
&= h_1 \pi \left[36 D_w \left(\theta_w T_w - \theta_{g_1} T_{g_1}\right) + D_{is_1}\left(\theta_{is} T_{is} - \theta_{g_1} T_{g_1}\right)\right. \\
&\left. + D_{tb}\left(\theta_{tb} T_{tb} - \theta_{g_1} T_{g_1}\right)\right] x
\end{aligned} \tag{B.21}$$

Luego, despejando T_{g_1} de la ecuación B.21 y reordenando, se llega a la siguiente expresión para la temperatura del refrigerante en la región 1

$$T_{g_1}(x) = \frac{h_1\pi\left[36D_w(\theta_w T_w) + D_{is_1}(\theta_{is}T_{is}) + D_{tb}(\theta_{tb}T_{tb})\right]x}{\dot{m}_1 c_{p_1} + h_1\pi\theta_{g_1}\left(36D_w + D_{is_1} + D_{tb}\right)x} \ldots$$
$$\ldots + \frac{\dot{m}_1 c_{p_1} T_{g_1}(x=0)}{\dot{m}_1 c_{p_1} + h_1\pi\theta_{g_1}\left(36D_w + D_{is_1} + D_{tb}\right)x} \quad \text{(B.22)}$$

B.4 Balance de energía en el Inner Sleeve

La energía que se genera en el IS sumado al calor por radiación que recibe desde los EECC, es igual al calor por radiación del IS al OS más el calor por convección desde el IS hacia el gas refrigerante 1 y 2. El balance en el IS queda entonces

$$q^{rad}_{w-is}(x) + q_{is}(x) = q^{rad}_{is-os}(x) + q^{conv}_{is-g1}(x) + q^{conv}_{is-g2}(x) \quad \text{(B.23)}$$

donde $q^{rad}_{w-is}(x) = q'^{rad}_{w-is}(x)\Delta L$ (ecuación B.4) y

$$q_{is}(x) = \frac{q_{is}\pi\Delta L}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad \text{(B.24)}$$

$$q^{rad}_{is-os}(x) = \frac{\sigma\pi D_{is_2}\Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_{is}} + \frac{1-\varepsilon_{os}}{\varepsilon_{os}}\frac{D_{is_2}}{D_{os_2}}}(T^4_{is} - T^4_{os}) \quad \text{(B.25)}$$

$$q^{conv}_{is-g1}(x) = h_1\pi D_{is_1}\Delta L\left(T_{is} - T_{g_1}\right) \quad \text{(B.26)}$$

$$q^{conv}_{is-g2}(x) = h_2\pi D_{is_2}\Delta L\left(T_{is} - T_{g_2}\right) \quad \text{(B.27)}$$

Reemplazando las ecuaciones B.24 a B.27 en B.23 se obtiene

$$\frac{\sigma\pi D_{or}\Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_w}+\frac{1-\varepsilon_{is}}{\varepsilon_{is}}\frac{D_{or}}{D_{is_1}}}\left(T_w^4-T_{is}^4\right)+\frac{q_{is}\pi\Delta L}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)=\frac{\sigma\pi D_{is_2}\Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_{is}}+\frac{1-\varepsilon_{os}}{\varepsilon_{os}}\frac{D_{is_2}}{D_{os_2}}}\left(T_{is}^4-T_{os}^4\right)\ldots$$
$$\ldots+h_1\pi D_{is_1}\Delta L\left(T_{is}-T_{g_1}\right)+h_2\pi D_{is_2}\Delta L\left(T_{is}-T_{g_2}\right)$$

$$\frac{\sigma D_{or}h'_{w-is}}{C_{w-is}}\left(T_w-T_{is}\right)+\frac{q_{is}}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)=\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}\left(T_{is}-T_{os}\right)\ldots$$
$$\ldots+h_1D_{is_1}\left(T_{is}-T_{g_1}\right)+h_2D_{is_2}\left(T_{is}-T_{g_2}\right) \quad \text{(B.28)}$$

donde $h'_{w-is}=(T_w^2+T_{is}^2)(T_w+T_{is})$ y $h'_{is-os}=(T_{is}^2+T_{os}^2)(T_{is}+T_{os})$.

Despejando T_{is} de la ecuación (B.28) y reordenando, se llega a la siguiente expresión para la temperatura del inner sleeve en función de la posición x

$$T_{is}(x)=\frac{\frac{q_{is}}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)+\frac{\sigma D_{or}h'_{w-is}}{C_{w-is}}T_w(x)+\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}T_{os}(x)}{\frac{\sigma D_{or}h'_{w-is}}{C_{w-is}}+\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}+h_1D_{is_1}+h_2D_{is_2}}\ldots$$
$$\ldots+\frac{h_1D_{is_1}T_{g_1}(x)+h_2D_{is_2}T_{g_2}(x)}{\frac{\sigma D_{or}h'_{w-is}}{C_{w-is}}+\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}+h_1D_{is_1}+h_2D_{is_2}} \quad \text{(B.29)}$$

B.5 Balance de energía en el gas refrigerante 2

La variación de temperatura del gas refrigerante de la región 2 en función de *x* es consecuencia de la potencia lineal que recibe por convección desde el IS y OS, es decir

$$\dot{m}_2c_{p_2}\frac{dT_{g_2}}{dx}=q'^{conv}_{is-g2}(x)+q'^{conv}_{os-g2}(x) \quad \text{(B.30)}$$

donde

$$q'^{conv}_{is-g2}(x)=h_2\pi D_{is_2}\left[T_{is}(x)-T_{g_2}(x)\right] \quad \text{(B.31)}$$

$$q'^{conv}_{os-g2}(x)=h_2\pi D_{os_2}\left[T_{os}(x)-T_{g_2}(x)\right] \quad \text{(B.32)}$$

Reemplazando las ecuaciones B.31 y B.32 en la ecuación B.30, e integrando entre 0 y *x* teniendo en cuenta la ecuación 3.1, se obtiene

$$\begin{aligned}&\dot{m}_2 c_{p_2}\left[T_{g_2}(x) - T_{g_2}(x=0)\right]\\&= h_2\pi\left[D_{is_2}\left(\tilde{T}_{is} - \tilde{T}_{g_2}\right) + D_{os_2}\left(\tilde{T}_{os} - \tilde{T}_{g_2}\right)\right]x\\&= h_2\pi\left[D_{is_2}\left(\theta_{is}T_{is} - \theta_{g_2}T_{g_2}\right) + D_{os_2}\left(\theta_{os_2}T_{os} - \theta_{g_2}T_{g_2}\right)\right]x\end{aligned} \quad \text{(B.33)}$$

Luego, despejando T_{g_2} de la ecuación B.33 y reordenando, se llega a la siguiente expresión para la temperatura del refrigerante en la región 2

$$T_{g_2}(x) = \frac{h_2\pi x\left(D_{is_2}\theta_{is}T_{is}(x) + D_{os_2}\theta_{os_2}T_{os}(x)\right) + \dot{m}_2 c_{p_2}T_{g_2}(x=0)}{\dot{m}_2 c_{p_2} + h_2\pi x\theta_{g_2}\left(D_{is_2} + D_{os_2}\right)} \quad \text{(B.34)}$$

B.6 Balance de energía en el Outer Sleeve

La energía que se genera en el OS sumado al calor por radiación que recibe desde el IS, es igual al calor por radiación del OS al Moderador más el calor por convección desde el OS hacia el gas refrigerante 2 y 3. El balance en el OS queda entonces

$$q_{is-os}^{rad}(x) + q_{os}(x) = q_{os-m}^{rad}(x) + q_{os-g2}^{conv}(x) + q_{os-g3}^{conv}(x) \quad \text{(B.35)}$$

donde $q_{is-os}^{rad}(x)$ viene dada por la ecuación B.25 y

$$q_{os}(x) = \frac{q_{os}\pi\Delta L}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad \text{(B.36)}$$

$$q_{os-m}^{rad}(x) = \frac{\sigma\pi D_{os_3}\Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_{os}} + \frac{1-\varepsilon_m}{\varepsilon_m}\frac{D_{os_3}}{D_{m_3}}}\left(T_{os}^4 - T_m^4\right) \quad \text{(B.37)}$$

$$q_{os-g2}^{conv}(x) = h_2\pi D_{os_2}\Delta L\left(T_{os} - T_{g_2}\right) \quad \text{(B.38)}$$

$$q_{os-g3}^{conv}(x) = h_3\pi D_{os_3}\Delta L\left(T_{os} - T_{g_3}\right) \quad \text{(B.39)}$$

Reemplazando las ecuaciones B.25, B.36 a B.39 en la ecuación B.35, se obtiene

$$\frac{\sigma\pi D_{is_2}\Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_{is}}+\frac{1-\varepsilon_{os}}{\varepsilon_{os}}\frac{D_{is_2}}{D_{os_2}}}\left(T_{is}^4-T_{os}^4\right)+\frac{q_{os}\pi\Delta L}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)=\frac{\sigma\pi D_{os_3}\Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_{os}}+\frac{1-\varepsilon_{m}}{\varepsilon_{m}}\frac{D_{os_3}}{D_{m_3}}}\left(T_{os}^4-T_{m}^4\right)\ldots$$
$$\ldots+h_2\pi D_{os_2}\Delta L\left(T_{os}-T_{g_2}\right)+h_3\pi D_{os_3}\Delta L\left(T_{os}-T_{g_3}\right)$$

$$\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}\left(T_{is}-T_{os}\right)+\frac{q_{os}}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)=\frac{\sigma D_{os_3}h'_{os-m}}{C_{os-m}}\left(T_{os}-T_{m}\right)\ldots$$
$$\ldots+h_2D_{os_2}\left(T_{os}-T_{g_2}\right)+h_3D_{os_3}\left(T_{os}-T_{g_3}\right) \qquad \text{(B.40)}$$

donde $h'_{is-os}=(T_{is}^2+T_{os}^2)(T_{is}+T_{os})$ y $h'_{os-m}=(T_{os}^2+T_{m}^2)(T_{os}+T_{m})$.

Despejando T_{os} de la ecuación B.40 y reordenando, se llega a la siguiente expresión para la temperatura del outer sleeve en función de la posición x

$$T_{os}(x)=\frac{\frac{q_{os}}{2L}\sin\left(\frac{\pi x}{L}\right)+\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}T_{is}(x)+\frac{\sigma D_{os_3}h'_{os-m}}{C_{os-m}}T_{m}(x)}{\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}+\frac{\sigma D_{os_3}h'_{os-m}}{C_{os-m}}+h_2D_{os_2}+h_3D_{os_3}}\ldots$$
$$\ldots+\frac{h_2D_{os_2}T_{g_2}(x)+h_3D_{os_3}T_{g_3}(x)}{\frac{\sigma D_{is_2}h'_{is-os}}{C_{is-os}}+\frac{\sigma D_{os_3}h'_{os-m}}{C_{os-m}}+h_2D_{os_2}+h_3D_{os_3}} \qquad \text{(B.41)}$$

B.7 Balance de energía en el gas refrigerante 3

La variación de temperatura del gas refrigerante de la región 3 en función de *x* es consecuencia de la potencia lineal que recibe por convección desde el OS y el Moderador, es decir

$$-\dot{m}_3c_{p_3}\frac{dT_{g_3}}{dx}=q'^{\,conv}_{os-g3}(x)+q'^{\,conv}_{m-g3}(x) \qquad \text{(B.42)}$$

donde

$$q'^{conv}_{os-g3}(x) = h_3 \pi D_{os_3}\left[T_{os}(x) - T_{g_3}(x)\right] \tag{B.43}$$

$$q'^{conv}_{m-g3}(x) = h_3 \pi D_{m_3}\left[T_m(x) - T_{g_3}(x)\right] \tag{B.44}$$

Reemplazando las ecuaciones B.43 y B.44 en la ecuación B.42, e integrando entre 0 y *x* teniendo en cuenta la ecuación 3.1, se obtiene:

$$\begin{aligned} &-\dot{m}_3 c_{p_3}\left[T_{g_3}(x = L) - T_{g_3}(x)\right] \\ &= h_3 \pi\left[D_{os_3}\left(\tilde{T}_{os} - \tilde{T}_{g_3}\right) + D_{m_3}\left(\tilde{T}_m - \tilde{T}_{g_3}\right)\right](L - x) \\ &= h_3 \pi\left[D_{os_3}\left(\theta_{os_3} T_{os} - \theta_{g_3} T_{g_3}\right)\right. \\ &\left. + D_{m_3}\left(\theta_m T_m - \theta_{g_3} T_{g_3}\right)\right](L - x) \end{aligned} \tag{B.45}$$

Luego, despejando T_{g_3} de la ecuación B.45 y reordenando, se llega a la siguiente expresión para la temperatura del refrigerante en la región 3

$$\begin{aligned} T_{g_3}(x) = &\frac{h_3 \pi (L - x)\left(D_{os_3} \theta_{os_3} T_{os}(x) + D_{m_3} \theta_m T_m(x)\right)}{\dot{m}_3 c_{p_3} + h_3 \pi (L - x) \theta_{g_3}\left(D_{os_3} + D_{m_3}\right)} \\ &+ \frac{\dot{m}_3 c_{p_3} T_{g_3}(x = L)}{\dot{m}_3 c_{p_3} + h_3 \pi (L - x) \theta_{g_3}\left(D_{os_3} + D_{m_3}\right)} \end{aligned} \tag{B.46}$$

B.8 Balance de energía en el Moderador

La energía que se genera en el Moderador sumado al calor por radiación que recibe desde el OS, es igual al calor por convección desde el Moderador hacia el gas refrigerante 3 y 4. El balance de energía en el Moderador queda entonces

$$q^{rad}_{os-m}(x) + q_m(x) = q^{conv}_{m-g3}(x) + q^{conv}_{m-g4}(x) \tag{B.47}$$

donde $q_{os-m}^{rad}(x)$ y $q_{m-g3}^{conv}(x)$ vienen dadas por las ecuaciones B.37 y B.44, respectivamente, y

$$q_m(x) = \frac{q_m \pi \Delta L}{2L} \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \tag{B.48}$$

$$q_{m-g4}^{conv}(x) = h_4 \pi D_{m_4} \Delta L \left(T_m - T_{g_4}\right) \tag{B.49}$$

Reemplazando las ecuaciones B.37, B.44, B.48 y B.49 en la ecuación B.47, se obtiene

$$\frac{\sigma \pi D_{os_3} \Delta L}{\frac{1}{\varepsilon_{os}} + \frac{1-\varepsilon_m}{\varepsilon_m}\frac{D_{os_3}}{D_{m_3}}} \left(T_{os}^4 - T_m^4\right) + \frac{q_m \pi \Delta L}{2L} \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) = \cdots$$

$$\ldots = h_3 \pi D_{m_3} \Delta L \left(T_m - T_{g_3}\right) + h_4 \pi D_{m_4} \Delta L \left(T_m - T_{g_4}\right)$$

$$\frac{\sigma D_{os_3} h'_{os-m}}{C_{os-m}} \left(T_{os} - T_m\right) + \frac{q_m}{2L} \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) = \cdots$$

$$\ldots = h_3 D_{m_3} \left(T_m - T_{g_3}\right) + h_4 D_{m_4} \left(T_m - T_{g_4}\right) \tag{B.50}$$

donde $h'_{os-m} = (T_{os}^2 + T_m^2)(T_{os} + T_m)$

Despejando T_m de la ecuación B.50 y reordenando, se llega a la siguiente expresión para la temperatura del moderador en función de la posición x

$$T_m(x) = \frac{\frac{q_m}{2L} \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) + \frac{\sigma D_{os_3} h'_{os-m}}{C_{os-m}} T_{os}(x)}{\frac{\sigma D_{os_3} h'_{os-m}}{C_{os-m}} + h_3 D_{m_3} + h_4 D_{m_4}} \ldots$$

$$\ldots + \frac{h_3 D_{m_3} T_{g_3}(x) + h_4 D_{m_4} T_{g_4}(x)}{\frac{\sigma D_{os_3} h'_{os-m}}{C_{os-m}} + h_3 D_{m_3} + h_4 D_{m_4}} \tag{B.51}$$

B.9 Balance de energía en el gas refrigerante 4

La variación de temperatura del gas refrigerante de la región 4 en función de *x* es consecuencia de la potencia lineal que recibe por convección desde el Moderador, es decir

$$-\dot{m}_4 c_{p_4} \frac{dT_{g_4}}{dx} = q'^{conv}_{m-g4}(x) \tag{B.52}$$

donde

$$q'^{conv}_{m-g4}(x) = h_4 \pi D_{m_4} \left[T_m(x) - T_{g_4}(x)\right] \tag{B.53}$$

Reemplazando la ecuación B.53 en la ecuación B.52, e integrando entre 0 y *x* teniendo en cuenta la ecuación 3.1, se obtiene

$$\begin{aligned} -\dot{m}_4 c_{p_4} \left(T_{g_4}(x = L) - T_{g_4}(x)\right) &= h_4 \pi D_{m_4} \left(T_m - T_{g_4}\right)(L - x) \\ &= h_4 \pi D_{m_4} \left(\theta_{g_m} T_m - \theta_{g_4} T_{g_4}\right)(L - x) \end{aligned} \tag{B.54}$$

Luego, despejando T_{g_3} de la ecuación B.54 y reordenando, se llega a la siguiente expresión para la temperatura del refrigerante en la región 4

$$T_{g_4}(x) = \frac{h_4 \pi D_{m_4} \theta_{g_m} T_m(x)(L - x) + \dot{m}_4 c_{p_4} T_{g_4}(x = L)}{\dot{m}_4 c_{p_4} + h_4 \pi D_{m_4} \theta_{g_4}(L - x)} \tag{B.55}$$

B.10 Balance de energía gas refrigerante 3 y 4 en x=0

Una vez que el gas reentrante atravesó el núcleo, en forma descendente mediante dos corrientes (3 y 4), éstas se mezclan en la base del núcleo (en *x*=0) para formar una nueva corriente (34). Este balance de energía se puede expresar como

$$\dot{m}_3 c_{p_3} T_{g_3}(x = 0) + \dot{m}_4 c_{p_4} T_{g_4}(x = 0) = \dot{m}_{34} c_{p_{34}} T_{34} \tag{B.56}$$

B.11 Balance de energía a la entrada del canal combustible

Antes de ingresar al canal combustible, el gas reentrante (34) se mezcla con el gas proveniente directamente de los circuladores (*in*), para formar una corriente de gas que extraerá el calor de los EECC. Este balance de energía se puede expresar como

$$\dot{m}_{in}c_{p_{in}}T_{in} + \dot{m}_{34}c_{p_{34}}T_{34} = \dot{m}_{12}c_{p_{12}}T_{g_1}(x=0) \tag{B.57}$$

donde $T_{g_1}(x=0) = T_{g_2}(x=0)$.

Luego, juntando los balances B.56 y B.57 se pueden obtener dos ecuaciones, dependiendo si se desea calcular la temperatura del refrigerante a la entrada de los canales combustibles $T_{g_1}(x=0)$ teniendo como dato la temperatura de entrada al reactor T_{in}, o viceversa.

- Despejando $T_{g_1}(x=0)$

$$T_{g_1}(x=0) = T_{g_2}(x=0) = \frac{1}{\dot{m}_{12}c_{p_{12}}}\left(\dot{m}_{in}c_{p_{in}}T_{in} + \dot{m}_3 c_{p_3}T_{g_3}(x=0) + \dot{m}_4 c_{p_4}T_{g_4}(x=0)\right) \tag{B.58}$$

- Despejando T_{in}

$$T_{in} = \frac{1}{\dot{m}_{in}c_{p_{in}}}\left(\dot{m}_{12}c_{p_{12}}T_{g_1}(x=0) - \dot{m}_3 c_{p_3}T_{g_3}(x=0) - \dot{m}_4 c_{p_4}T_{g_4}(x=0)\right) \tag{B.59}$$

Anexo C
Conductividad térmica del UO_2

Para pastillas de UO_2 sinterizadas, densidad 95%DT, la IAEA (1996)[10] recomienda la siguiente ecuación para el cálculo de la conductividad térmica

$$k_{UO_2}[W/m.K] = \frac{c_1}{c_2 + c_3 T} \qquad \text{(C.1)}$$

donde T está en grados Kelvin (K), c_1 = 100, c_2 = 5.33 y c_3 = 0.0235. De acuerdo a esta fuente, la ecuación C.1 es válida para temperaturas hasta 1300ºC.

En el 2008 la IAEA publicó [16] una nueva correlación para la conductividad térmica del dióxido de uranio, válida para un mayor rango de temperaturas, la cual viene dada por

$$k_{UO_2}[W/m.K] = \frac{100}{7.5408 + 17.692\,\tau + 3.6142\,\tau^2} + \frac{6400}{\tau^{5/2}} exp\left(\frac{-16.35}{\tau}\right) \qquad \text{(C.2)}$$

donde $\tau = T/10000$, T (K). La incerteza de la ecuación C.2 es +10% en el rango de 298 a 2000 K (25-1727°C) y +20% entre 2000 y 3120 K (1727-2847°C).

En la *Figura C.1* se graficó la conductividad térmica del UO_2 en función de la temperatura, a partir de las ecuaciones C.1 y C.2. De esta figura se aprecia que ambas correlaciones entregan valores de conductividad similares en el rango de 300 a 1500°C. Como era de esperarse, para temperaturas mayores la correlación C.1 deja de ser válida y sus resultados discrepan crecientemente con los valores de la ecuación C.2.

Se realizó un análisis más profundo de los datos, calculando el error de la correlación C.1 relativo a la correlación C.2, y graficándolo en función de la temperatura como se muestra en a *Figura C.2*. Aquí se observa que entre 200 y 1550°C el error relativo se encuentra acotado entre ±2.2% (líneas rojas en la *Figura C.2*).

En conclusión, se eligió la correlación C.1 para calcular la conductividad térmica del UO_2, dado que es más sencilla de integrar y despejar la temperatura (*T*)

de manera explícita, comparándola con la ecuación C.2. Además, del análisis comparativo entre ambas correlaciones, surge que la ecuación C.2 puede ser utilizada hasta un temperatura de 1550°C (mayor al límite de 1300°C que se mencionó arriba), entregando resultados con incertezas aceptables.

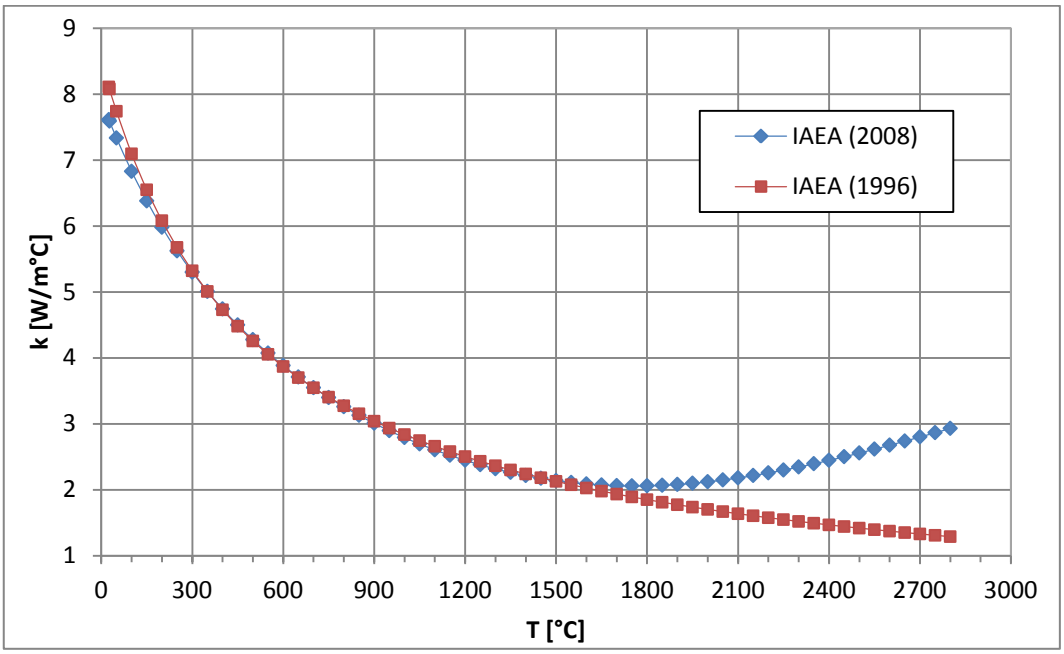

Figura C.1 – Conductividad térmica del UO_2 (95%DT) en función de la temperatura según dos correlaciones (IAEA).

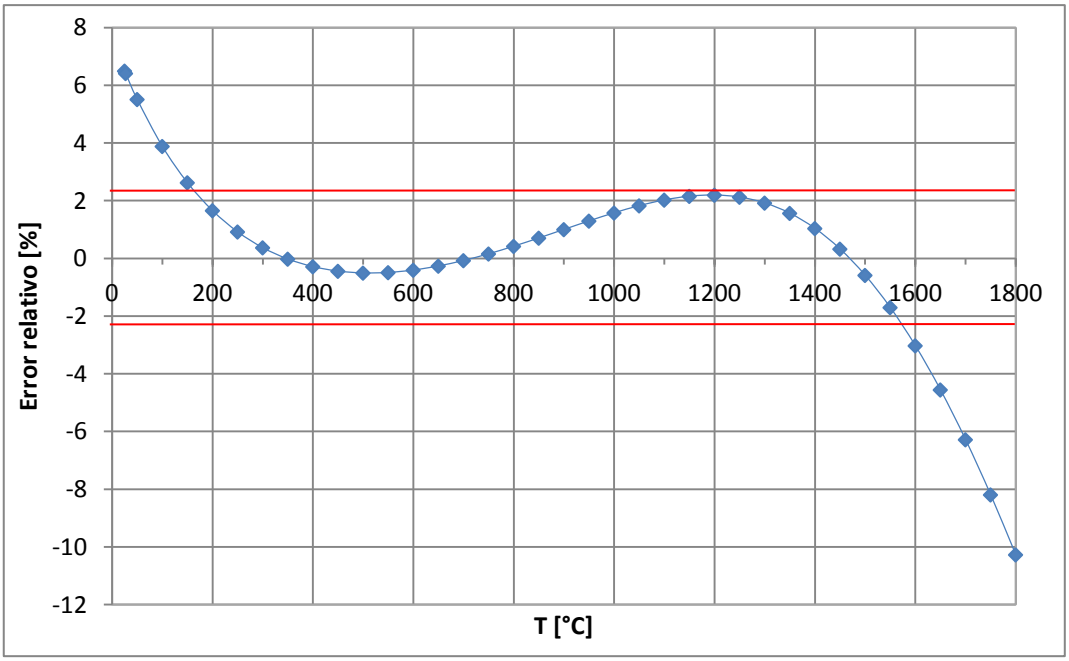

Figura C.2 – Error de la correlación (C.1) relativo a la correlación (C.2) utilizada para el cálculo de la conductividad térmica del UO_2 (95%DT) en función de la temperatura.

Anexo D

Propiedades del CO_2 a 45 bar en función de la temperatura

A continuación se presentan las ecuaciones utilizadas para calcular las propiedades del gas refrigerante (CO_2) a una presión de 45 bar, en función de la temperatura [17].

- Densidad:

$$\rho\left[\frac{kg}{m^3}\right] = 14.93352 + 123.82796\, e^{-\left(\frac{T[K]}{375.46073}\right)}$$

- Viscosidad:

$$\mu[Pa.s] = 2.40797\ 10^{-6} + 4.94\ 10^{-8}\ T[K] - 1.04\ 10^{-11}\ (T[K])^2$$

- Conductividad térmica:

$$k\left[\frac{W}{m.K}\right] = -8.87\ 10^{-3} + 9.45\ 10^{-5}\ T[K] - 1.45\ 10^{-8}\ (T[K])^2$$

- Calor específico a presión constante:

$$c_p\left[\frac{J}{kg.K}\right] = 789.6 + 6.57\ 10^{-1}\ T[K] - 2.03\ 10^{-4}\ (T[K])^2$$

Anexo E
Determinación del factor de relajación

El factor de relajación (S) se introdujo en la resolución del modelo termohidráulico (sección 4.5) para actualizar la variable de iteración θ del lazo externo, de manera tal que su nuevo valor (n+1) sea un promedio pesado del θ utilizado en la iteración n y del θ predicho por la ecuación 4.13, es decir

$$\theta_{n+1} = \theta_n S + \theta_{ac}(1 - S) \qquad \text{(E.1)}$$

Por lo tanto, si S = 0 el θ de la próxima iteración corresponde al actualizado según la ecuación 4.13. En primera medida, se asignó este valor para S pero luego de 3 iteraciones el sistema se volvió inestable y no convergió. Entonces, se resolvió el problema con otros valores de S (0.2, 0.3, 0.4 y 0.5) y se fijó el número de iteraciones en 9. En las siguientes figuras se muestran la evolución del máximo error relativo entre dos iteraciones sucesivas en función del número de iteración, para diferentes factores de relajación. Además, se analiza para distintos valores de potencia del reactor.

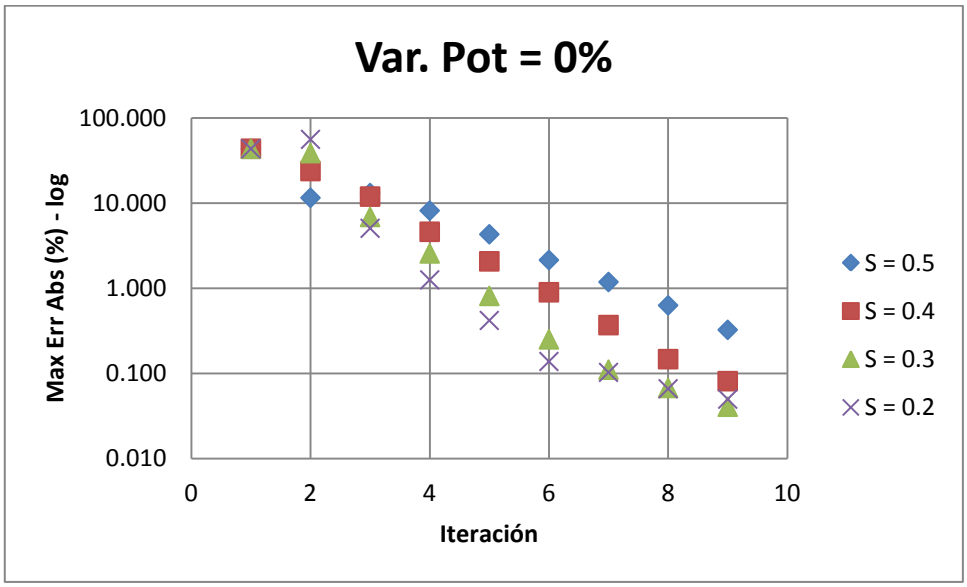

Figura E.1 – Máximo error relativo de θ en función del número de iteración, para diferentes valores de S. Potencia nominal.

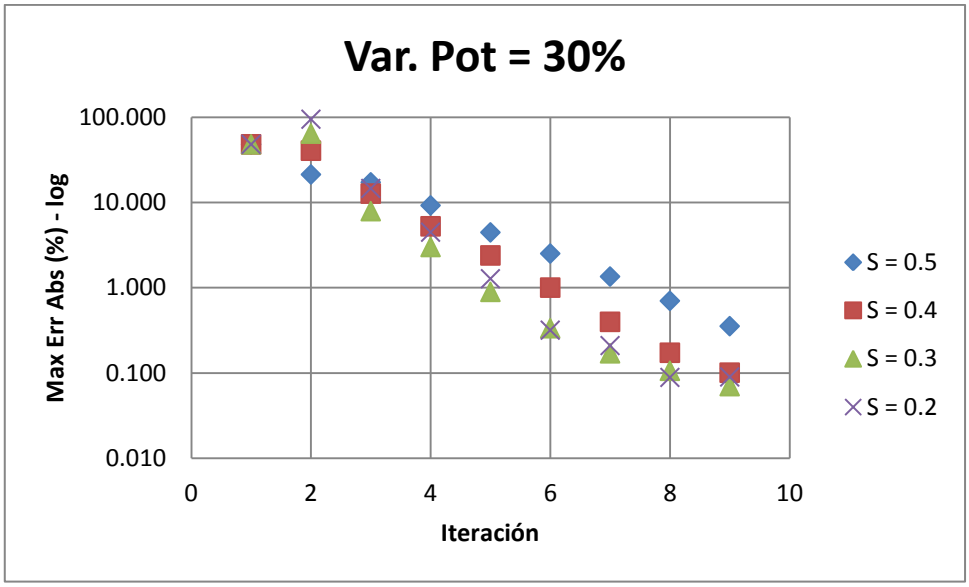

Figura E.2 – Máximo error relativo de θ en función del número de iteración, para diferentes valores de S. Potencia 130%FP.

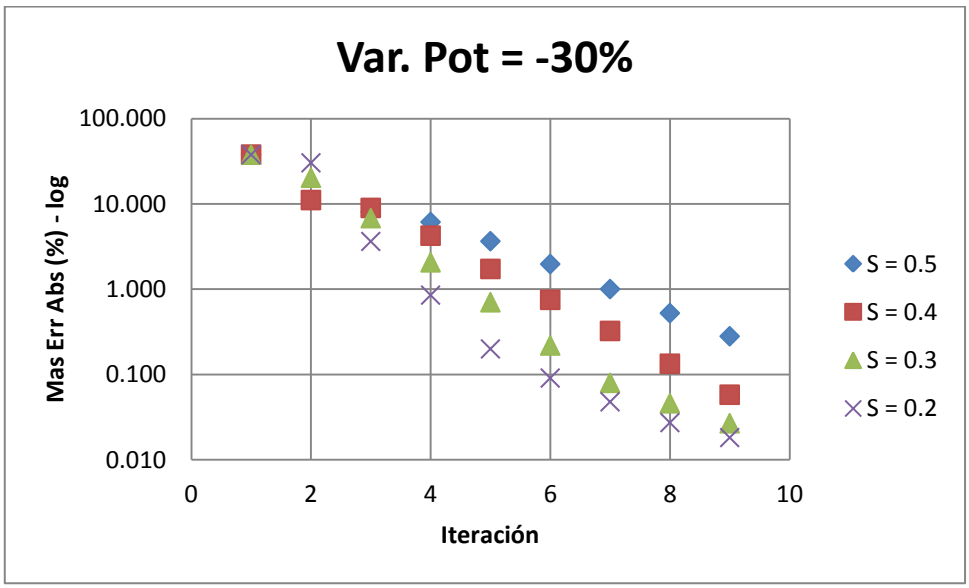

Figura E.3 – Máximo error relativo de θ en función del número de iteración, para diferentes valores de S. Potencia 70%FP.

Como primera observación, de las *Figuras E.1* a *E.3* se aprecia que para los factores de relajación estudiados el sistema de ecuaciones converge, es decir tiende a una solución. Además, se puede decir que factores más pequeños hacen que el modelo converja más rápido. De aquí se descarta el $S = 0.5$, dado que es el factor de peso que tiende a la solución más lentamente y diferenciado de los demás.

De acuerdo con las *Figuras E.4* y *E.5*, para variaciones del 20% de la potencia nominal, se observa que el factor de relajación S = 0.4 es el que hace converger más lento al sistema, por lo tanto se descarta. Analizando la evolución del error para los últimos dos factores, se decide elegir por S = 0.3 dado que es el que tiene un comportamiento más suave de convergencia, y por lo tanto más confiable.

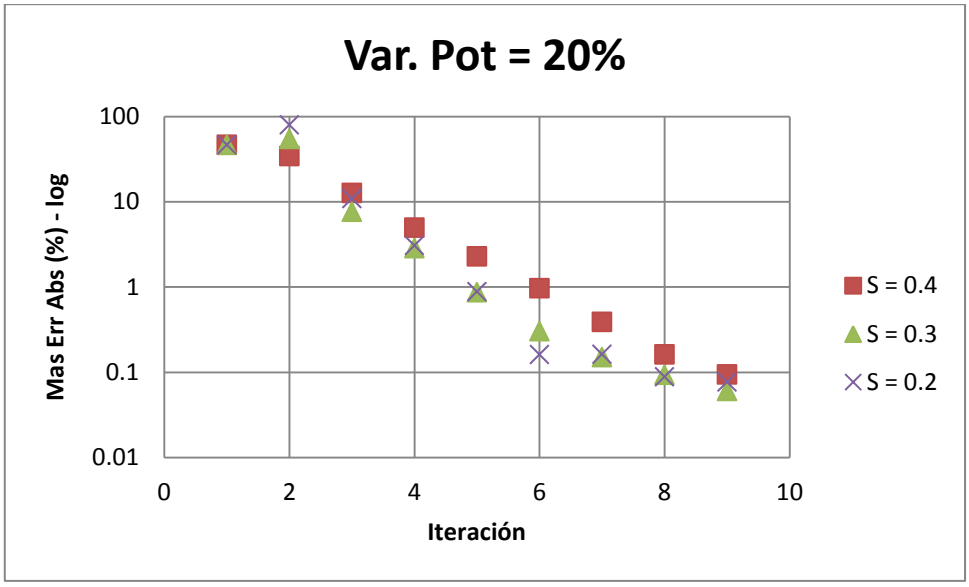

Figura E.4 – Máximo error relativo de θ en función del número de iteración, para diferentes valores de S. Potencia 120%FP.

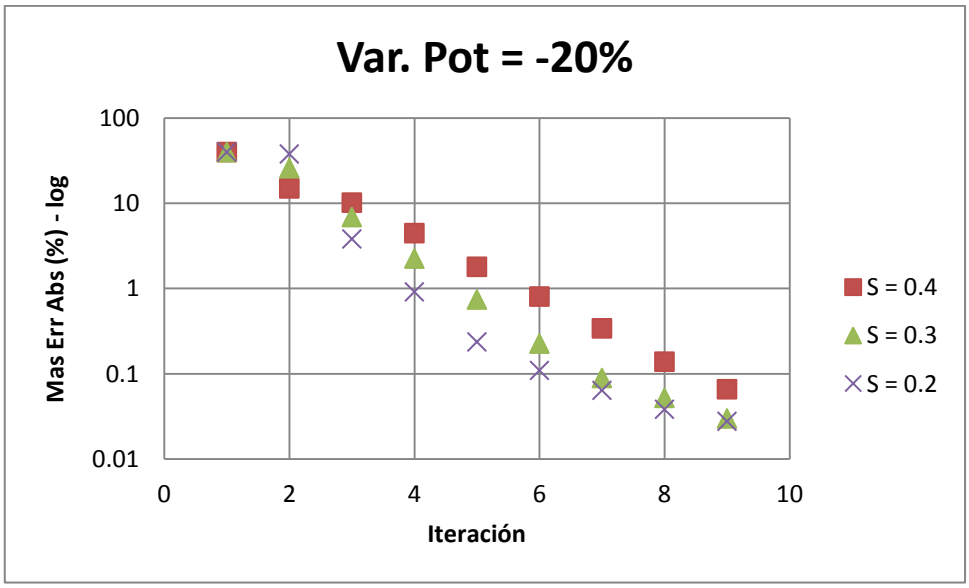

Figura E.5 – Máximo error relativo de θ en función del número de iteración, para diferentes valores de S. Potencia 80%FP.

Anexo F
Imágenes de la herramienta MTH-AGR

A continuación se muestran imágenes de la pantalla del Modelo Termohidráulico implementado en hoja de cálculo Excel para el reactor AGR, a modo de ejemplo de la herramienta.

F.1 Datos de entrada y cálculos

DATOS DEL NUCLEO DEL AGR						
Datos neutronicos y geométricos		[cm]				
(Rp)	Radio pastilla	0,70				
	Gap pastilla-vaina	0,001				
(Rw)	Radio barras	0,76				
(Rtb)	Radio tie bar	0,55				
(Rir)	Radio primer corona	2,32		Densidad de UO2	10,65	g/cm3
(Ror)	Radio tercer corona	7,33	*(N)*	Nro canales	332	
(Ris1)	Radio canal	8,88		Nro barras combustibles	36	
(Ris2)	Radio exterior IS	9,42		Nro barras soportes	1	
	Espesor inner sleeve	0,53	*(L)*	Longitud activa	7,824	m
	Gap entre IS-OS	0,23		Pitch (celda cuadrada)	39,29	cm
(Ros2)	Radio interno OS	9,65		Pitch (celda circular)	22,17	cm
(Ros3)	Radio externo OS	11,11	*(Rm4)*	Radio externo Mod	21,56	cm
	Espesor outer sleeve	1,47		Espesor gap intersticial	0,61	cm
	Gap entre OS-Mod	1,08		Radio externo final	22,17	cm
(Rm3)	Radio interno Mod	12,19		Espesor Mod	9,37	cm
Datos de procesos						
	Potencia térmica total	1550	MWth	Fracc flujo reentrante	0,5	
	Caudal másico núcleo	3910	kg/s	Caudal másico moderador	1955	kg/s

Figura F.1 – Datos neutrónicos, geométricos y de proceso.

DATOS / CALCULOS - TERMOHIDRAULICOS

Valores promedios de potencia	EC		IS	OS	Mod	IS-OS-M	% IS-OS-M	Total
Potencia por canal	4.505	MW	0.004	0.014	0.145	0.163	3.5	4.669
Potencia volumétrica		MW/m3	0.187	0.581	6.035			
Potencia lineal media	0.58	MW/m	IS-1	IS-2	OS-2	OS-3	M-3	
Flujo de calor medio	0.34	MW/m2	0.00051	0.00048	0.00147	0.00128	0.01209	
Pot lineal media x barra	160	W/cm						

Datos geométricos del canal						fraccion	Area de transferencia [m2]	
Fracc area bloqueo R1	0.27							
Area de paso R1	0.0181	m2	Area IS	0.0031	m2	0.0274	W	13.40
Area in/out R1	0.0263	m2	Area OS	0.0096	m2	0.0854	TB	0.27
Diametro hidraulico R1	0.0313	m	Area Mod	0.0993	m2	0.8872	IS1	4.37
Area de paso R2	0.0014	m2	Area Tot	0.1120	m2		IS2	4.63
Area in/out R2	0.0075	m2	Rugosidad	0.01	mm		OS2	4.74
Diametro hidraulico R2	0.0046	m					OS3	5.46
Area de paso R3	0.0079	m2					Mod3	5.99
Area in/out R3	0.0556	m2					Mod4	10.60
Diametro hidraulico R3	0.0216	m					Area de radiacion [m2]	
Area de paso R4	0.0084	m2					ir	1.14
Area in/out R4	0.0649	m2						
Diametro hidraulico R4	0.0122	m						

Cálculos hidraúlicos

	R1	R2		R3	R4
f	0.0151	0.0240		0.0164	0.0187
R	587	1.1E+06		4851	8809
Kin+Kout	0.20	10.78		18.97	23.71
Rtotal	617.43	1.4E+06		20346	26157
W	5.80E+06		m	1.53E+07	
m	3830	80	Kg/s	1039	916
	3910		Kg/s	1955	
%	0.979	0.021		0.531	0.469

Figura F.2 – Datos y cálculos termohidráulicos.

Datos térmicos	Región R1			Región R2		
	0		L	0		L
Temperatura	334,3	C	638,3	334,3	C	500,8
	607,3	K	911,3	607,3	K	773,8
Densidad	39,5	kg/m^3	25,9	39,5	kg/m^3	30,7
Viscosidad	2,86E-05	Pa.s	3,88E-05	2,86E-05	Pa.s	3,44E-05
Conductividad térmica	4,32E-02	W m^{-1} C^{-1}	6,52E-02	4,32E-02	W m^{-1} C^{-1}	5,56E-02
Calor especifico	1113,7	J/kgK	1219,7	1113,7	J/kgK	1176,4
% caudal	0,979			0,021		
Caudal masico del canal	11,53	kg/s		0,24	kg/s	
Caudal volumetrico total	97	m^3/s	148	2	m^3/s	3
Caudal vol. por canal	0,292	m^3/s	0,446	0,006	m^3/s	0,008
Velocidad	16,1	m/s	24,6	4,5	m/s	5,8
Re	6,97E+05		5,13E+05	1,93E+05		1,61E+05
Pr	0,737		0,726	0,737		0,728
Nu	961,8		748,4	344,9		295,8
Factor rugosidad vaina	2,35					
h	3119,2	W m^{-2} C	3665,9	476,0	W m^{-2} C	525,5

Figura F.3 – Propiedades del refrigerante y cálculos termohidráulicos (región 1 y 2).

Datos térmicos	Región R3				Región R4		
	0		*L*		0		*L*
Temperatura	359,7	C	311		354,7	C	311
	632,7	K	584		627,7	K	584
Densidad	37,9	kg/m^3	41,1		38,2	kg/m^3	41,1
Viscosidad	2,95E-05	Pa.s	2,77E-05		2,93E-05	Pa.s	2,77E-05
Conductividad térmica	4,51E-02	W m^{-1} C^{-1}	4,14E-02		4,47E-02	W m^{-1} C^{-1}	4,14E-02
Calor especifico	1124,0	J/kgK	1104,1		1122,0	J/kgK	1104,1
% caudal	0,531				0,469		
Caudal masico del canal	3,13	kg/s			2,76	kg/s	
Caudal volumetrico total	27	m^3/s	25		24	m^3/s	22
Caudal vol. por canal	0,083	m^3/s	0,076		0,072	m^3/s	0,067
Velocidad	10,4	m/s	9,6		9,1	m/s	8,5
Re	4,20E+05		4,47E+05		3,73E+05		3,94E+05
Pr	0,735		0,739		0,735		0,739
Nu	640,8		675,3		582,5		610,8
Factor rugosidad vaina							
h	924,1	W m^{-2} C	893,1		833,0	W m^{-2} C	807,7

Figura F.4 – Propiedades del refrigerante y cálculos termohidráulicos (región 3 y 4)

Conductividad térmica

Clad (SS 20/25)	
T [ºC]	*k [W/m.K]*
400	16
600	19
800	21
Material	*k [W/m.K]*
Clad (prom)	18
He	0.3

UO2	
C1 =	100
C2 =	5.33
C3 =	0.0235
k[W/m.K]=C1/(C2+C3*T[K])	

Emisividades y ctes para transferencia de calor por radiación

	emisividad
EC	0.85
IS	1
OS	1
Mod	1
TB	1

	C
EC-IS	1.176
IS-OS	1
OS-Mod	1
EC-TB	1.176

Figura F.5 – Datos de conductividad térmica y emisividades.

F.2 Resultados y gráficos

CALCULO ITERATIVO: coeficientes de radiacion (lazo interno)

Primera Iteración de los h.rad

	x	Tg1		Tw		h.w-is		h.is-os	
Nodo	m	K	C	K	C				
0	0.00	607.3	334.3	607.3	334.3	1.00E+09	8.96E+08	1.00E+09	9.34E+08
1	0.78	615.8	342.8	663.7	390.7	1.00E+09	1.05E+09	1.00E+09	9.69E+08
2	1.56	639.9	366.9	731.0	458.0	1.00E+09	1.29E+09	1.00E+09	1.03E+09
3	2.35	676.7	403.7	802.0	529.0	1.00E+09	1.62E+09	1.00E+09	1.13E+09
4	3.13	722.0	449.0	869.4	596.4	1.00E+09	2.01E+09	1.00E+09	1.27E+09
5	3.91	771.3	498.3	926.1	653.1	1.00E+09	2.42E+09	1.00E+09	1.42E+09
6	4.69	819.3	546.3	966.6	693.6	1.00E+09	2.80E+09	1.00E+09	1.58E+09
7	5.48	861.3	588.3	986.6	713.6	1.00E+09	3.08E+09	1.00E+09	1.72E+09
8	6.26	893.1	620.1	984.1	711.1	1.00E+09	3.21E+09	1.00E+09	1.83E+09
9	7.04	911.5	638.5	959.3	686.3	1.00E+09	3.16E+09	1.00E+09	1.89E+09
10	7.82	914.6	641.6	914.6	641.6	1.00E+09	2.95E+09	1.00E+09	1.88E+09

		h.os-m		Tis		Tg2		Tos	
				K	C	K	C	K	C
		1.00E+09	9.85E+08	607.6	334.6	607.3	334.3	624.1	351.1
		1.00E+09	1.01E+09	617.0	344.0	618.7	345.7	629.7	356.7
		1.00E+09	1.03E+09	639.6	366.6	629.3	356.3	634.4	361.4
		1.00E+09	1.04E+09	673.6	400.6	645.5	372.5	640.1	367.1
		1.00E+09	1.05E+09	715.4	442.4	666.6	393.6	646.2	373.2
		1.00E+09	1.05E+09	760.8	487.8	690.5	417.5	651.9	378.9
		1.00E+09	1.05E+09	804.9	531.9	714.8	441.8	656.3	383.3
		1.00E+09	1.03E+09	843.4	570.4	736.8	463.8	658.8	385.8
		1.00E+09	1.01E+09	872.4	599.4	754.3	481.3	658.8	385.8
		1.00E+09	9.81E+08	889.0	616.0	765.8	492.8	656.0	383.0
		1.00E+09	9.47E+08	891.9	618.9	772.4	499.4	650.8	377.8

Tg3		Tmod		Tg4		h.w-tb		Ttb	
K	C	K	C	K	C			K	C
632.7	359.7	629.5	356.5	627.7	354.7	1.00E+09	8.96E+08	607	334.3
633.9	360.9	634.2	361.2	626.5	353.5	1.00E+09	1.06E+09	618	345.5
633.8	360.8	637.0	364.0	623.7	350.7	1.00E+09	1.31E+09	645	372.0
632.3	359.3	637.4	364.4	619.4	346.4	1.00E+09	1.65E+09	684	410.7
629.2	356.2	635.2	362.2	613.7	340.7	1.00E+09	2.06E+09	730	457.3
624.5	351.5	630.5	357.5	607.2	334.2	1.00E+09	2.50E+09	780	507.0
618.3	345.3	623.4	350.4	600.5	327.5	1.00E+09	2.91E+09	828	554.6
610.9	337.9	614.6	341.6	594.2	321.2	1.00E+09	3.20E+09	868	595.3
602.5	329.5	604.9	331.9	589.0	316.0	1.00E+09	3.34E+09	898	625.2
593.5	320.5	594.9	321.9	585.5	312.5	1.00E+09	3.29E+09	914	641.2
584.0	311.0	585.4	312.4	584.0	311.0	1.00E+09	3.06E+09	915	641.6

Figura F.6 – Cálculo de las temperaturas (primera iteración en lazo interno).

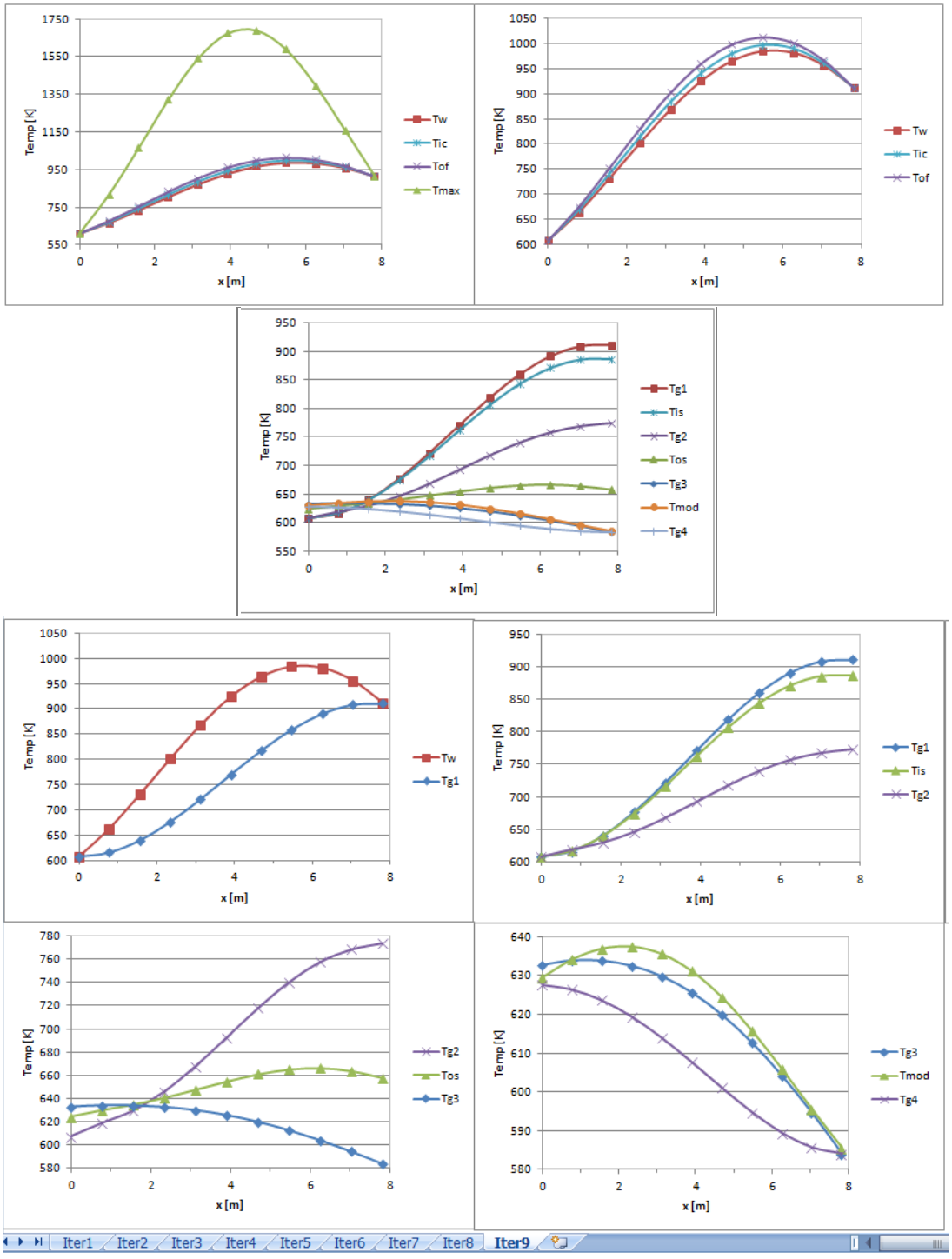

Figura F.7 – Gráficos de los perfiles de temperatura de los distintos componentes (novena y última iteración en lazo externo).

Agradecimientos

Llegó el día…. escribiendo las últimas líneas de mi tesis de maestría. Pensando en las personas que me ayudaron a que este trabajo de investigación se concluya y a seguir creciendo en este camino que es mi profesión y lo que me gusta hacer.

Quiero agradecer profundamente a mi señora y compañera de mi vida: Emi gracias por toda esa fuerza y apoyo incondicional que me brindaste todo este tiempo, tu paciencia infinita y tu positivismo, que me ayudaron a avanzar aún en los momentos más difíciles. Te amo con todo mi corazón!

Gracias de corazón a mis queridos padres Roberto y Delcia, y a mis hermanos del alma Del, Lu, Caro, Marti y Agus, por todas las fuerzas y la energía que me enviaron desde lejos, pero que llegaron como si estuvieran al lado mío abrazándome. Los quiero muchísimo!

Gracias a todos mis queridos familiares que, a pesar de la distancia, me acompañaron y me enviaron fuerzas para alcanzar este gran objetivo.

Gracias a mis amigos José, Andrés, Juani y Migue por estar, acompañarme y aconsejarme en este camino.

Gracias a mi director Palito por guiarme, ayudarme y darme ese empujón cuando lo necesitaba.

Gracias al jurado: Darío, Alicia y Claudio por sus comentarios, sugerencias y propuestas, que me ayudaron a terminar de pulir y cerrar la tesis de la mejor manera.

Gracias a Jorge y Mechas por brindarme el lugar de trabajo, las herramientas y el apoyo para poder realizar y finalizar mi maestría.

Gracias a la Comisión Nacional de Energía Atómica por otorgarme la beca de posgrado, gracias a la cual pude dedicarme exclusivamente al trabajo de mi maestría.

Bibliografía

[1] World Nuclear Association. *World Nuclear Power Reactors.* Julio de 2011. < http://www.world-nuclear.org/info/inf01.html>

[2] IAEA. *Gas-Cooled Reactor Design and Safety*, TRS No.312. Vienna, 1990.

[3] IAEA. *Status of innovative small and medium sized reactor designs 2005*. TECDOC No. 1485. Vienna, 2006.

[4] Maturana, R. H. *Neutrónica de Reactores de Gas Heterogéneos*. Proyecto Integrador (Ingeniería Nuclear). Bariloche, Universidad Nacional de Cuyo, Instituto Balseiro, 2008.

[5] World Nuclear Association. *Nuclear Power in the United Kingdom*. Julio de 2011.
< http://www.world-nuclear.org/info/info84.html>

[6] Nonbol, E. *Description of the Advanced Gas Cooled Type of Reactor (AGR)*. Riso National Laboratory. Roskilde, Denmark, November 1996.

[7] Dale, G. C. *The Safety of the AGR.* Central Electricity Generating Board, 1982.

[8] ANSWERS Sofware Service. *WIMSD: A Neutronics Code for Standard Lattice Physics Analysis*. AEA Technology, 1998.

[9] Incropera, F. P. *Fundamentos de Transferencia de Calor*. 4ª ed. México: Prentice Hall, 1999.

[10] IAEA. *Thermal conductivity of UO_2.* Technical Report Series No. 59. Vienna, 1966.

[11] Winterton, R. H. S. *Thermal Design of Nuclear Reactors*. Oxford: Pergamon Press, 1981.

[12] Wilson P. D. *The nuclear fuel cycle: from ore to wastes*, Oxford University Press, 1996.

[13] Potter, M. C.; Wiggert, D. C. *Mecánica de fluidos*. 3ª ed. México: Thomson, 2002.

[14] Phuah, C.H.; Ryan, M. P.; Standring, P.; Lee, W. E. *Polarization measurements of thermally-sensitised advanced gas reactor (AGR) fuel cladding in traces electrolytes*. DIAMOND'10 Conference: Decommissioning, Immobilization and Management of Nuclear Waste for Disposal. Manchester, UK, 15-16 December 2010.

[15] Steer, A. G. *AGR Core Design, Operation and Safety Functions*. British Energy Generation Ltd. Gloucester, UK.

[16] Perry, R. H.; Green, D. W. *Perry's Chemical Engineers' Handbook*. 7ª ed. McGraw Hill, 1997.

[17] IAEA. *Thermophysical Properties of Materials for Nuclear Engineering: A Tutorial and Collection Data*. Vienna, 2008.

[18] Lewis, E. E. *Nuclear Power Reactor Safety*. Estados Unidos: John Wiley & Sons, 1977.