

**PROYECTO INTEGRADOR
CARRERA DE INGENIERÍA NUCLEAR**

**NEUTRÓNICA DE REACTORES DE GAS
HETEROGÉNEOS**

Roberto Hernán Maturana

Dr. Pablo Florido
Director

Junio 2008

Centro Atómico Bariloche

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

*Dedicado a mi querida familia
y a mi amada novia
que tanto me apoyaron...*

Índice

Resumen	1
Abstract	2
Introducción	3
Capítulo 1: El Advanced Gas-cooled Reactor (AGR)	7
1.1 Evolución del reactor de gas en el Reino Unido y su estado actual	7
1.2 Características técnicas del AGR.....	10
1.3 Observaciones del diseño.....	14
Capítulo 2: Diseño neutrónico del AGR – Cálculos de celda	15
2.1 Introducción	15
2.2 Descripción general de la celda	15
2.3 Descripción de la celda en WIMS	17
2.4 Cálculos y resultados	18
Capítulo 3: Costo del ciclo combustible y su relación con el enriquecimiento	28
3.1 Introducción	28
3.2 Costo nivelado del ciclo combustible	29
3.2.1 Costo del elemento combustible	31
Etapa 1: Obtención de U_3O_8	31
Etapa 2: Transformación a hexafluoruro de uranio	32
Etapa 3: Enriquecimiento	32
Etapa 4: Conversión a dióxido de uranio.....	33
Etapa 5: Fabricación de la pastilla combustible	33
3.3 Resultados para el diseño del AGR	34
3.4 Resultados para diferentes enriquecimientos	36

Capítulo 4: Estabilidad térmica del AGR	38
4.1 Introducción	38
4.2 Realimentaciones de reactividad por temperatura	39
4.3 Coeficiente de temperatura isotérmico	40
4.4 Coeficiente instantáneo de potencia.....	41
4.5 Resultados	45
Conclusiones	49
Referencias	51
Agradecimientos	52

Resumen

Actualmente, los reactores avanzados de gas en desarrollo tienen por característica neutrónica sobresaliente que emplean un combustible neutrónicamente homogéneo, razón por la cual se utilizan enriquecimientos significativamente mayores que en los reactores comerciales. En este trabajo se analiza el diseño neutrónico de reactores de gas neutrónicamente heterogéneos, para lo cual se estudia el diseño neutrónico del Advanced Gas cooled Reactor (AGR), central nuclear de uranio levemente enriquecido, refrigerada por gas y moderada por grafito.

Se realiza una búsqueda de figuras de mérito (algún parámetro neutrónico, alguna dimensión característica, o una composición de ambas) que se tuvieran en cuenta y fueran optimizadas en la etapa de diseño del reactor AGR, con el fin de comprender cómo se diseña neutrónicamente un reactor de gas heterogéneo, ya que los criterios de arreglos semi-infinitos de barras de los LWRs y los clusters de los HWRs no son aplicables a un moderador sólido y un refrigerante gaseoso.

Se utiliza el código de celda WIMS modelando la celda combustible del AGR, para calcular parámetros neutrónicos como el factor de multiplicación y el factor pico, en función del quemado del combustible. También se hacen cálculos variando dimensiones características del núcleo (radio de barra combustible, pitch entre canales) y parámetros neutrónicos (como el enriquecimiento), alrededor de los valores establecidos por diseño.

Se lleva a cabo un análisis del costo del ciclo combustible del reactor en estudio, y se estudia el efecto del enriquecimiento sobre el mismo.

Por último, se realiza un análisis de estabilidad térmica, en condición subcrítica y en potencia, estudiando los coeficientes de reactividad característicos de este tipo de reactor.

Los resultados han permitido encontrar, con las aproximaciones realizadas, un primer conjunto de figuras de mérito que coinciden con el diseño AGR.

Palabras claves: combustible neutrónicamente homogéneo/heterogéneo, enriquecimiento, AGR, arreglo semi-infinito, cluster, LWR, HWR, WIMS, celda combustible, factor de multiplicación, factor pico, quemado, pitch, ciclo combustible, condición subcrítica, coeficiente de reactividad.

Abstract

At present, one of the main technical features of the advanced gas cooled reactor under development is its fuel element concept, which implies a neutronic homogeneous design, thus requiring higher enrichment compared with present commercial nuclear power plants.

In this work a neutronic heterogeneous gas cooled reactor design is analyzed by studying the neutronic design of the Advanced Gas cooled Reactor (AGR), a low enrichment, gas cooled and graphite moderated nuclear power plant.

A search of merit figures (some neutronic parameter, characteristic dimension, or a mixture of both) which are important and have been optimized during the reactor design stage is been done, to aim to comprise how a gas heterogeneous reactor is been design, given that semi-infinity arrangement criteria of rods in LWRs and clusters in HWRs can't be applied for a solid moderator and a gas refrigerator.

The WIMS code for neutronic cell calculations is been utilized to model the AGR fuel cell and to calculate neutronic parameters such as the multiplication factor and the pick factor, as function of the fuel burnup. Also calculation is been done for various nucleus characteristic dimensions values (fuel pin radius, fuel channel pitch) and neutronic parameters (such as fuel enrichment), around the design established parameters values.

A fuel cycle cost analysis is carried out according to the reactor in study, and the enrichment effect over it is been studied.

Finally, a thermal stability analysis is been done, in subcritical condition and at power level, to study this reactor characteristic reactivity coefficients.

Present results shows (considering the approximation used) a first set of neutronic design figures of merit consistent with the AGR design.

Key words: neutronic homogeneous/heterogeneous design, enrichment, AGR, semi-infinity arrangement, LWR, cluster, HWR, fuel element, WIMS, fuel cell, multiplication factor, pick factor, burnup, pitch, fuel cycle, subcritical condition, reactivity coefficient.

Introducción

En este trabajo se estudia la heterogeneidad de los reactores refrigerados por gas y moderados por grafito, aplicada a un análisis de diseño de un reactor con estas características.

La heterogeneidad dentro de un reactor nuclear debe satisfacer con dos definiciones: heterogeneidad física y heterogeneidad neutrónica.

Históricamente, la heterogeneización en el contexto nuclear fue idea de Fermi y Szilard en los principios del Proyecto Manhattan y, simultáneamente, de Von Weizsäcker en Alemania. Las razones eran puramente nucleares, en efecto, al tratar de conseguir una reacción en cadena en reactores con uranio natural como combustible, la economía neutrónica era muy precaria; la heterogeneización produce un incremento sobre la probabilidad de escape a las resonancias y una disminución en el factor de utilización térmica (de acuerdo a la fórmula de los cuatro factores), predominando en algunos casos el primer efecto sobre el segundo, con la correspondiente mejora en la economía neutrónica.

La heterogeneidad, de la forma en que recién se introdujo, es un concepto puramente geométrico, en el cual está separado físicamente el combustible del moderador. Sin embargo, el diseño nuclear de un reactor heterogéneo en el que el recorrido libre medio del neutrón, a alguna energía, sea comparable con el espesor de las barras combustibles, podrá ser efectuado en dicho intervalo energético como si se tratara de un reactor homogéneo. En efecto, desde el punto de vista del comportamiento neutrónico, cuando el recorrido libre medio de un neutrón que se encuentra en el combustible es mucho más pequeño que el espesor de éste, sufrirá varias colisiones en él antes de salir al moderador, y, por esta razón la distribución neutrónica en el combustible será muy diferente de la de aquél. En cambio, si el recorrido libre medio y el espesor del combustible son comparables, el neutrón reaccionará con núcleos del combustible o del moderador aproximadamente con la misma probabilidad que si se tratase de una mezcla homogénea.

Una vez planteada la definición de heterogeneidad dentro del contexto en estudio, se introduce a continuación una breve teoría de la evolución de los reactores de gas, y su situación en la actualidad.

Actualmente existen en operación 439 reactores nucleares comerciales de potencia en todo mundo ^[1], con una capacidad neta de generación total de alrededor de 372 GWe. Durante el 2006 las centrales nucleares produjeron cerca del 16% del suministro eléctrico mundial.

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. La mayor parte de este temprano desarrollo se centró en sistemas que usaban grafito como moderador ^[2], combustible metálico en vaina metálica y dióxido de carbono como refrigerante. El desarrollo comercial de estos sistemas comenzó a mediados de los '50, principalmente en el Reino Unido y Francia, con las centrales Magnox de uranio natural, seguidas de las centrales Advanced Gas-cooled Reactor (AGR) de mayor temperatura, y con combustibles de uranio levemente enriquecido, que fueron desarrolladas solamente en el Reino Unido, comenzando a mediados de los '70. 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.

Los AGRs son un diseño mejorado de los reactores Magnox, introduciendo un combustible levemente enriquecido y vainas de acero inoxidable que permitieron elevar la temperatura del gas refrigerante y aumentar así la eficiencia de la planta de 31 a 40%. El núcleo del AGR está compuesto por elementos combustibles tipo cluster dispuestos en diferentes canales combustibles en una matriz de grafito, resultando en un núcleo neutrónicamente heterogéneo.

Desde los comienzos del desarrollo de estos diseños de reactores de gas, se investigaba el uso de He como gas refrigerante, dado que el CO₂ limita las temperaturas de operación porque reacciona con el grafito. Con esta nueva opción de refrigerante, se pueden alcanzar mayores temperaturas y por lo tanto mayores eficiencias. Esta ventaja motivó el desarrollo del High Temperature Gas cooled Reactor (HTGR). En 2005 operaban siete reactores HTGRs. En estos reactores el He puede alcanzar una temperatura a la salida del núcleo cerca de los 1000°C resultando en una eficiencia del 50%.

Actualmente, los diseños de reactores de gas avanzados o innovativos son reactores neutrónicamente homogéneos (diseño dominante), y se encuentran dentro de los llamados reactores de pequeño y mediano 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.

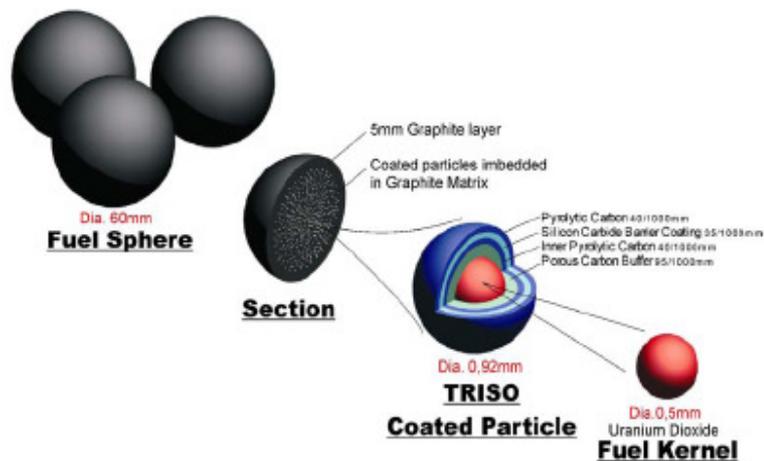


Figura 1 – Combustible TRISO.

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 ²³⁵U), 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.

Para poder establecer cuál es el arreglo heterogéneo de combustibles óptimo dentro de un núcleo HTGR, es necesario comenzar por estudiar y analizar la heterogeneidad de algún diseño de reactor de gas. El AGR es el reactor de gas más avanzado, el cual resultó ser hasta hoy el reactor nuclear comercial de potencia de mayor eficiencia en el mundo. Por eso es adecuado elegir a este reactor como objeto de estudio.

Este trabajo tiene como objetivo encontrar cuáles fueron las figuras de mérito que influyeron notablemente en el diseño neutrónico del AGR. Se hizo uso del código de celda WIMS^[4] para modelar una sección del núcleo y calcular parámetros neutrónicos relevantes en el diseño del reactor.

Capítulo 1

El Advanced Gas-cooled Reactor (AGR)

1.1 Evolución del reactor de gas en el Reino Unido y su estado actual

Como resultado de trabajos y colaboraciones entre los Estados Unidos, el Reino Unido y Canadá desde 1941 hasta 1945, se volvió más factible la posibilidad del desarrollo de potencia nuclear con propósitos pacíficos, y en Octubre de 1945 el Reino Unido anunció el establecimiento de una investigación y un desarrollo para cubrir todos los aspectos de la energía nuclear en este país ^[5].

En los primeros tiempos de la construcción de reactores nucleares a escala comercial, originalmente para la producción de plutonio a partir de uranio natural, las posibilidades de materiales moderadores eran prácticamente limitadas a la elección entre agua pesada y grafito, mientras que la elección de un medio para la transferencia de calor era limitada a agua liviana o gas. En los tiempos de guerra del Reino Unido, la experiencia en turbinas de gas brindó la confianza necesaria para diseñar con éxito grandes sopladores (blowers), lo que permitió la posibilidad de implementar un sistema gas/grafito, opción finalmente elegida por este país.

La elección del Reino Unido por el sistema gas/grafito fue reforzada en los años siguientes cuando se confirmó que ese sistema tenía una estabilidad inherente y una lenta e inherente respuesta a transitorios. Por lo tanto, estos reactores eran especiales para la contribución a la red eléctrica de un país como el Reino Unido, con una alta densidad poblacional.

Entre 1951 y 1953 se llevó a cabo en el Reino Unido un estudio dentro del concepto de Magnox (usando vainas de aleación de magnesio) para generación

comercial de potencia, como un desarrollo lógico de los reactores productores de plutonio con fines militares.

Debido a la ausencia de adecuadas plantas de enriquecimiento de uranio en ese tiempo, los reactores comerciales fueron inevitablemente basados en uranio natural, y como el agua pesada no estaba disponible, la única elección práctica de moderador fue grafito. Se realizó una minuciosa inspección de todos los gases refrigerantes posibles y se eligió el dióxido de carbono porque tiene la virtud de ser abundante, barato y fácil de manipular. Estas restricciones históricas y otros requerimientos nacionales provocaron el concepto Magnox. En la *Tabla 1.1* se exhibe información de los 26 reactores Magnox construidos en el Reino Unido^[6]. Estos reactores utilizan combustible de uranio natural metálico, tienen grafito de moderador y son refrigerados con dióxido de carbono. La eficiencia térmica fue inicialmente de 22% y luego se incrementó hasta 28% en las últimas centrales construidas. El nombre Magnox proviene del uso de vainas de óxido de magnesio.

La construcción de los dos primeros reactores en Calder Hall, en el noroeste del Reino Unido, comenzó en 1953, pero antes que el primer reactor se ponga crítico en 1956, se había comenzado a trabajar en dos reactores más (en el mismo lugar), y los cuatro estaban funcionando en 1959. La construcción de cuatro reactores en Chapelcross, en el suroeste de Escocia, comenzó en 1955; el primer reactor entró en operación comercial en 1958, y los cuatro estaban en operación en 1960. Estos primeros ocho reactores Magnox fueron diseñados, construidos y puestos en servicio en nueve años. Estos eran pequeños prototipos e inicialmente con doble propósito, combinando la generación eléctrica con la producción de plutonio con fines militares.

Hasta el año 1972, en el que comenzó la operación comercial del último Magnox, se habían construido 26 reactores de este tipo (un período de 20 años desde el diseño del primer prototipo). En la actualidad sólo quedan 4 reactores Magnox operando en el Reino Unido.

Aunque los reactores Magnox proporcionaron una introducción exitosa a la generación nucleoelectrica en el Reino Unido, con el paso del tiempo se solicitaron avances para reducir los costos de capital mediante la adopción de una densidad de potencia de núcleo más grande y de un incremento en la eficiencia del ciclo de vapor

usando una mayor temperatura de salida del gas. Estos requerimientos fueron satisfechos por el Advanced Gas-Cooled Reactor (AGR). En este reactor, las presiones y temperaturas del gas son significativamente más altas que en los reactores Magnox, resultando en diseños más pequeños, económicos y de mayor eficiencia ($\approx 40\%$). Esto se debe al uso de combustible cerámico (dióxido de uranio) levemente enriquecido y de vainas de acero inoxidable.

Reactor	Potencia eléctrica por unidad [MWe]	Año de puesta en marcha	Año de fuera de servicio
Magnox			
Calder Hall 1-4	50	1956	2003
Chapelcross 1-4	49	1958	2004
Berkeley 1 & 2	138	1962	1988
Bradwel 1 & 2	123	1962	2002
Hunterston-A 1 & 2	160	1964	1989-90
Trawsfynydd 1 & 2	196	1965	1993
Hinkley Point-A 1 & 2	235	1965	2000
Dungness-A 1 & 2	225	1965	2006
Sizewell-A 1 & 2	210	1966	2006
Oldbury 1 & 2	217	1968	-
Wylfa 1 & 2	490	1971-72	-
AGR			
Windscale	28	1963	1981
Hinkley Point-B 1 & 2	620-600	1976-77	-
Hunterston-B 1 & 2	610-605	1976-77	-
Dungeness-B 1 & 2	545	1984-85	-
Hartlepoll 1 & 2	595	1984-85	-
Heysham 1 & 2	615	1984-85	-
Heysham 3 & 4	615	1988	-
Torness Point 1 & 2	625	1988	-

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

El AGR fue basado en un prototipo de 28 MWe que comenzó a funcionar en Windscale en 1963. En 1964 el Reino Unido adoptó al AGR como un reactor comercial estándar de ese país, y desde entonces se construyeron 14 en siete lugares, comenzando en 1976 y finalizando en 1988. En la *Tabla 1.1* se reportan los AGRs construidos en este período, mostrando su estado de operación actual. Como se observa, actualmente se encuentran operando 14 reactores AGR en el Reino Unido.

En 1978 se tomó la decisión de construir un Pressurised Water Reactor (PWR) inicial, abandonando la construcción de los AGRs. Esta gran unidad de 1196 MWe comenzó su operación en 1995, con la expectativa de ser la primera de cuatro. Sin embargo, hasta la fecha no se han construido más centrales nucleares de potencia en el Reino Unido.

1.2 Características técnicas del AGR

Los diseños de los AGRs pueden variar un poco de un reactor a otro. A continuación se mencionan las características técnicas del reactor, y se detallan las dimensiones y los parámetros de diseño más importantes que se consideraron para el desarrollo de este trabajo.

El núcleo, los generadores de vapor (boilers) y los circuladores de gas se encuentran dentro de un recipiente de presión de concreto pretensado, como se observa en la sección transversal del reactor mostrada en la *Figura 1.1*.

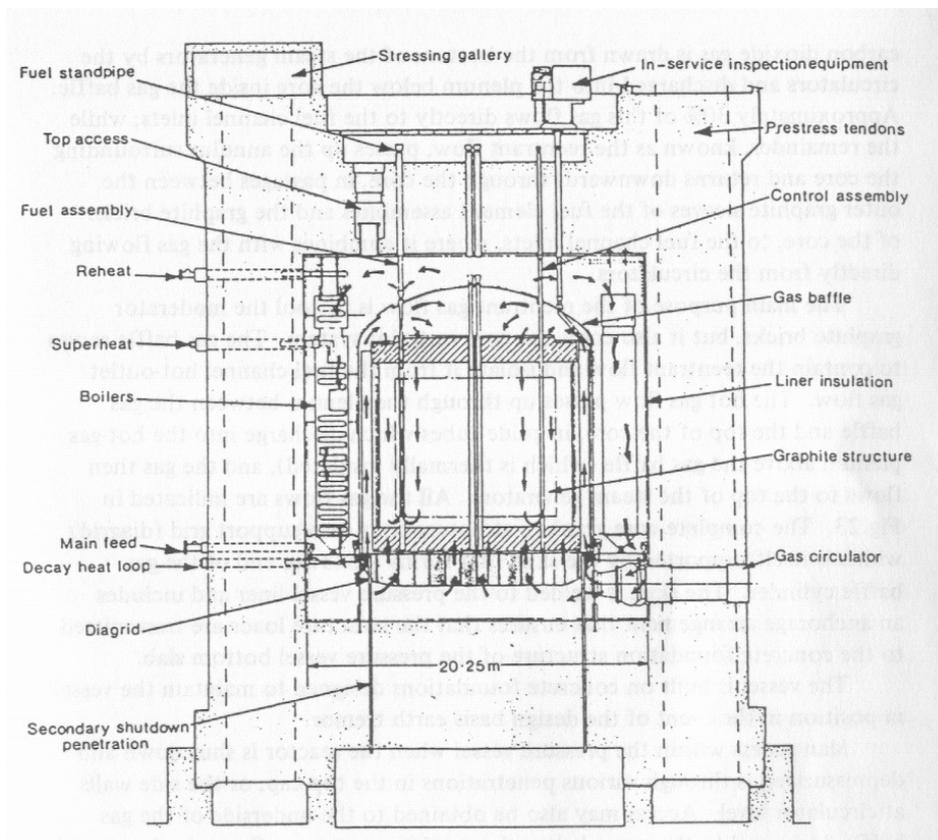


Figura 1.1 – Arreglo y detalles de un típico AGR.

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 (liner) de acero, aislada y refrigerada, para limitar la temperatura en el concreto.

Como se muestra en la *Figura 1.2*, 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 un elemento combustible. 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 1.1*. Algunos de los bloques intersticiales tienen cada uno un orificio central para la barra de control. La estructura de grafito además incorpora blindajes de grafito integral y acero arriba, debajo y alrededor del núcleo activo, con el fin de reducir los niveles de radiación y así el personal puede entrar al recipiente de presión para realizar inspecciones.

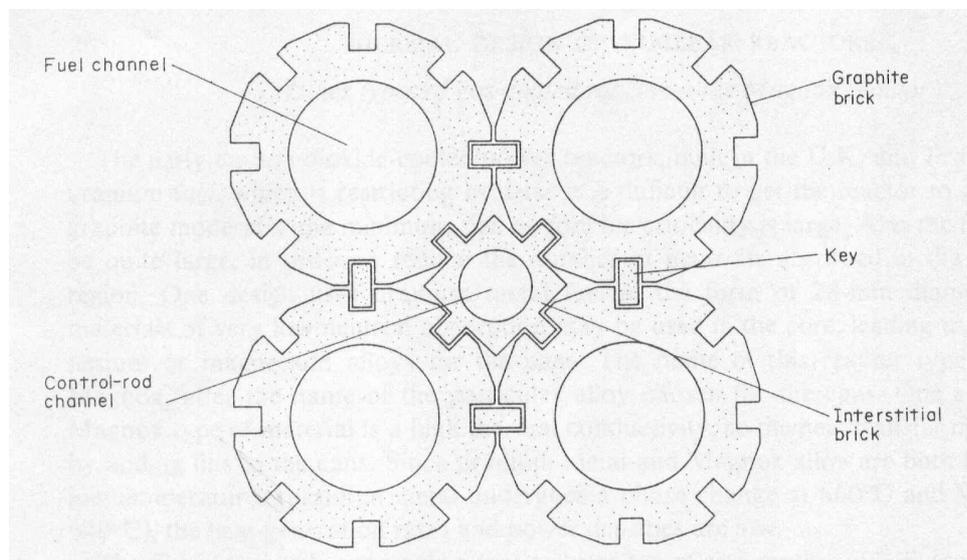


Figura 1.2 – Sección transversal característica del núcleo del AGR.

Una unidad combustible (cluster) característica del AGR (mostrada en la *Figura 1.3*) está formada por 36 barras combustibles de 15.14 mm de diámetro y 978 mm de largo, rodeadas de una capa interna de grafito (inner sleeve) de 177.68 mm de diámetro interno y 5.34 mm de espesor, a continuación un espacio anular de 2.29 mm, y una capa externa también de grafito (outer sleeve) de 192.94 mm de diámetro interno y 14.66 mm de espesor. Ocho clusters se apilan verticalmente y se unen mediante una barra central (tie bar) conformando así un elemento combustible. Este se carga dentro del canal combustible y, posteriormente, es retirado como una sola unidad.

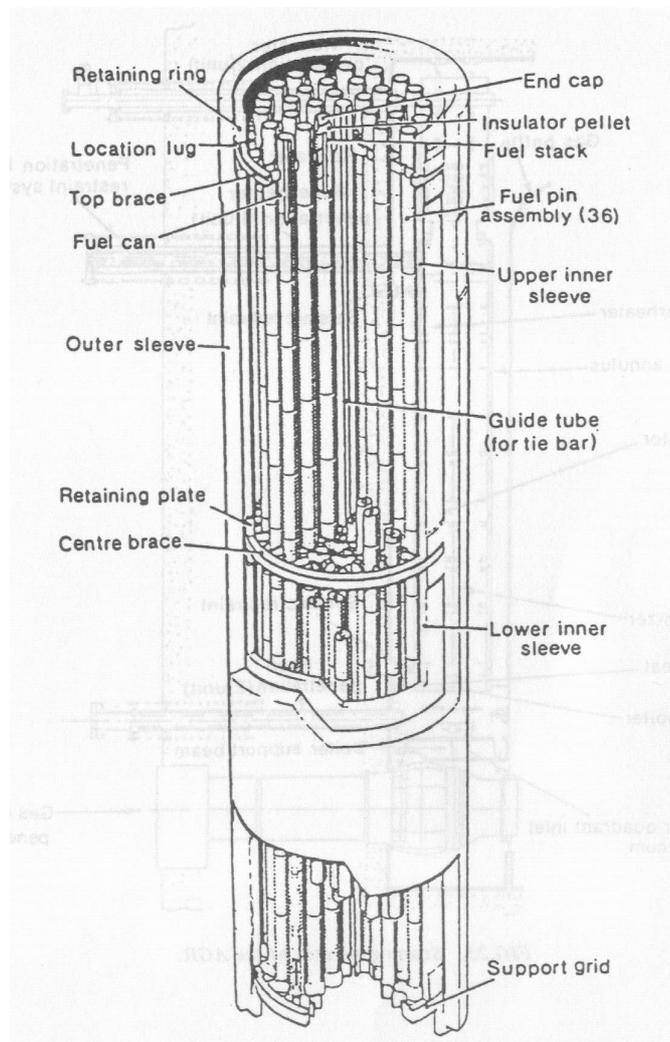


Figura 1.3 – Unidad combustible del AGR.

Cada barra combustible (fuel pin) está formada por pastillas combustibles de 14.06 mm de diámetro, fabricadas de dióxido de uranio (UO₂) enriquecido al 2.11%, y ubicadas dentro de una vaina de acero inoxidable de 0.54 mm de espesor.

La densidad de potencia del reactor es de 12.5 MW/tonU, y el núcleo entrega una potencia térmica de 1630 MW.

El núcleo de grafito está rodeado de una pared de blindaje para los GVs y todo el conjunto se encuentra ubicado dentro de una envoltura de acero (gas baffle). 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 30% 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 antes mencionada. Al llegar al domo, el flujo reentrante regresa hacia abajo a través del núcleo y del espacio entre la pared de blindaje y el bloque de grafito, con el fin de refrigerar el moderador y el blindaje, respectivamente. El flujo descendente que se usa para refrigerar al grafito, atraviesa el núcleo a través de los espacios entre los bloques, a través de los orificios de los bloques intersticiales y a través del 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 refrigerar los combustibles. Todo el flujo de gas se indica en la *Figura 1.1*.

El dióxido de carbono refrigera al núcleo con un caudal másico total a través de los canales combustibles de 3910 Kg s⁻¹. La elevada temperatura de salida del núcleo (645°C a 45 bars) permite que en los boilers se produzca vapor a 540°C y 170 bars, entregando una eficiencia neta de la planta del 40 % ^[7].

1.3 Observaciones del diseño

Observando las características del núcleo y del elemento combustible del AGR descritas en la sección 2.2, se formulan las siguientes preguntas: ¿Por qué esas dimensiones (diámetro de barra, pitch, etc.)? ¿Qué función cumple el inner y el outer sleeve del elemento combustible? ¿Qué parámetros están involucrados en la estabilidad del reactor?

En los capítulos siguientes se utilizan herramientas de cálculo neutrónico con el objeto de encontrar estas incógnitas, que en sí forman parte de las preguntas que un diseñador se hace a la hora de llevar adelante un nuevo diseño. En el Capítulo 3 se estudia el efecto de alteraciones en la heterogeneidad del núcleo sobre parámetros neutrónicos relevantes en el diseño del reactor. En el Capítulo 4 se analizan y estudian los parámetros que determinan la estabilidad térmica del reactor (coeficientes de reactividad).

Capítulo 2

Diseño neutrónico del AGR

Cálculos de celda

2.1 Introducción

En este capítulo se estudia la geometría de los elementos combustibles del AGR y su disposición dentro del núcleo. Se efectúan perturbaciones a las dimensiones de diseño con el objetivo de analizar el efecto sobre la magnitud de algún parámetro neutrónico, buscando alguna figura de mérito. Para ello se hace uso del código de celda WIMSD-5B para calcular el factor de multiplicación efectivo k_{ef} en función del quemado del combustible, para distintos tamaños de barra combustible y valores de pitch entre canales.

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 2.1*. Como se observa en esta figura, para la construcción de la celda se ha cilindrizado la región del moderador, y los espacios de gas fuera del canal combustible se los asoció a una región anular externa, conservando en ambos casos el volumen.

Para el diseño del AGR estudiado, los datos geométricos de los diferentes componentes de la celda se exhiben en la *Tabla 2.1*, mientras que los datos físicos y químicos de los materiales involucrados se presentan en la *Tabla 2.2* (datos obtenidos de [4], Test Case 11).

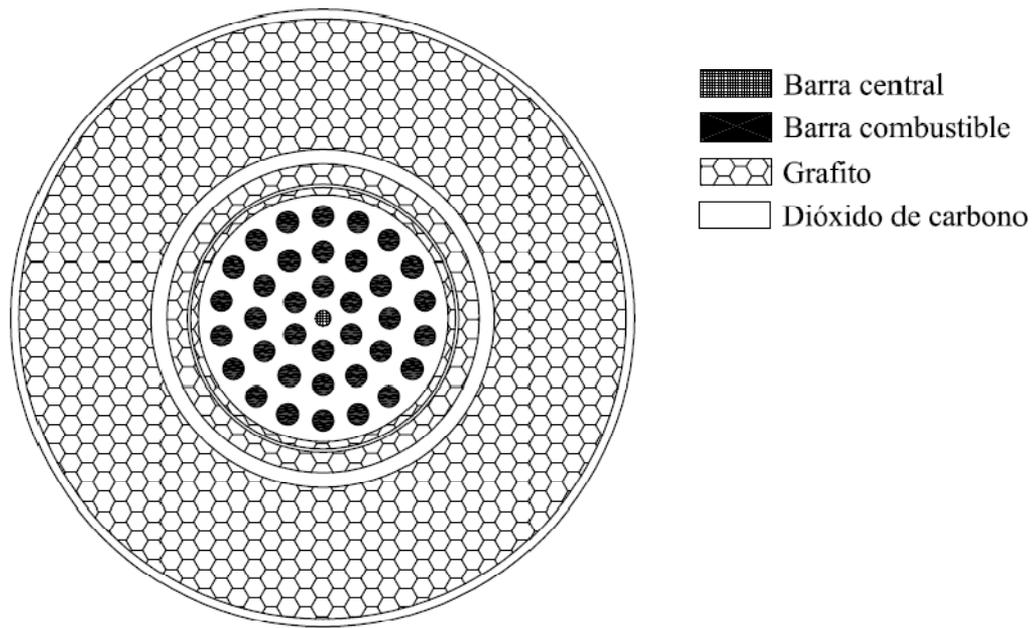


Figura 2.1 – Celda considerada para el AGR.

Radio de las pastillas combustibles	0.70274 cm
Espesor de las vainas	0.05438 cm
Radio primera corona	2.3241 cm
Radio segunda corona	4.7752 cm
Radio tercera corona	7.3279 cm
Radio interno inner sleeve	8.884 cm
Radio externo inner sleeve	9.418 cm
Espacio anular inner-outer sleeve	0.229 cm
Radio interno outer sleeve	9.647 cm
Radio externo outer sleeve	11.1125 cm
Espacio anular outer sleeve-moderador	1.0795 cm
Radio externo moderador	21.5610 cm
Espesor de espacios intersticiales	0.6078 cm
Buckling	3.545E-5 cm ²
Pitch entre canales combustibles	39.29 cm

Tabla 2.1 – Datos geométricos de la celda.

	Material	Composición [10²⁴ at/cm³]	Temperatura [K]
<i>Combustible</i>	UO ₂ enriquecido al 2.11% peso U-235	U-235 : 4.01779E-4 U-238 : 1.8405E-2 O : 3.76792E-2	1018
<i>Vaina</i>	Acero Inoxidable	Fe : 7.6611E-2 Al : 5.627E-3 O : 8.4408E-3	908
<i>Barra central</i>	Acero	Fe : 8.5467E-2	783
<i>Refrigerante combustible</i>	Dióxido de carbono	C : 3.0535E-4 O : 6.10708E-4	649
<i>Inner sleeve</i>	Grafito	C : 0.09013	758
<i>Refrigerante entre inner- outer sleeve</i>	Dióxido de carbono	C : 3.7264E-4 O : 7.4529E-4	623
<i>Outer sleeve</i>	Grafito	C : 0.09329	683
<i>Refrigerante entre outer sleeve-moderador</i>	Dióxido de carbono	C : 3.7264E-4 O : 7.4529E-4	623
<i>Moderador</i>	Grafito	C : 0.08733	643
<i>Refrigerante por intersticios del moderador</i>	Dióxido de carbono	C : 3.7264E-4 O : 7.4529E-4	623

Tabla 2.2 – 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 2.1* 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 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 2.2*. 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 y 8 tiene gas refrigerante, las regiones 3, 5 y 7 son una mezcla homogénea de barras con refrigerante, y de la región 9 a la 14 corresponden a los últimos 6 materiales que figuran en la *Tabla 2.2*.

Las dimensiones de las barras y su arreglo en el elemento combustible se introdujeron con la tarjeta *rods* 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.

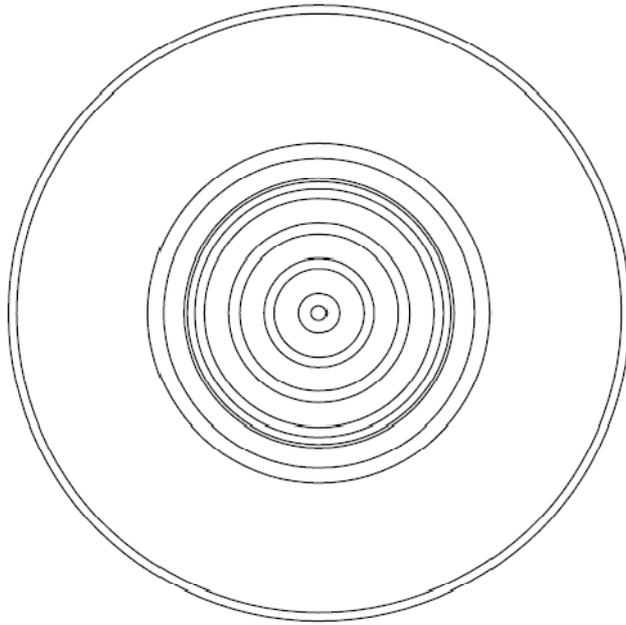


Figura 2.2 – Celda AGR homogeneizada en 14 regiones.

2.4 Cálculos y resultados

El primer parámetro neutrónico que se analizó fue el factor de multiplicación efectivo (k_{ef}). Si el valor de k_{ef} es mayor o igual a 1, significa que la reacción de fisión es autosostenida y por ende en principio el reactor puede funcionar.

En la *Figura 2.3* se muestran los distintos valores que toma k_{ef} al variar dos parámetros de diseño como lo son el radio de barra combustible (R_b) y el pitch (p) entre canales combustibles. Como se exhibe en la *Tabla 2.1*, los valores de diseño corresponden a $R_b = 0.75712$ cm y $p = 39.29$ cm. A partir de estos valores, se varió R_b dentro del rango de 0.35 a 1.15 cm, y p se perturbó entre 37 y 60 cm.

Como se observa en la *Figura 2.3*, si se varía el radio de la barra, manteniendo p fijo, la evolución de k_{ef} al ir aumentando el R_b tiene una etapa de crecimiento, luego alcanza un valor máximo y finalmente comienza a decrecer. Esto se debe a al hecho de que si R_b es muy chico (como se muestra en la *Figura 2.4-a*), no hay suficiente material físil para mantener una reacción en cadena, y por lo tanto el factor de multiplicación efectivo es menor a uno. Por otro lado, si se incrementa R_b alcanzando valores demasiado grandes, las absorciones del ^{238}U y los apantallamientos entre barras comienzan a ser más importantes, resultando en una disminución en el valor de k_{ef} . Está claro que, dejando el diámetro del canal combustible fijo, hay un límite en el valor máximo de R_b (aproximadamente 1.15 cm) dado por la condición en la cual dos barras entran en contacto. Este es el caso del valor máximo establecido para R_b , e implica que, además de las limitaciones neutrónicas que se mencionaron, existen limitaciones termohidráulicas dado la elevada pérdida de carga generada en el núcleo. Como se muestra en la *Figura 2.4-b*, para radios de barras alrededor de 1.15 cm hay una gran obstrucción en el flujo del refrigerante, por lo tanto, estos puntos tienen desventajas termohidráulicas.

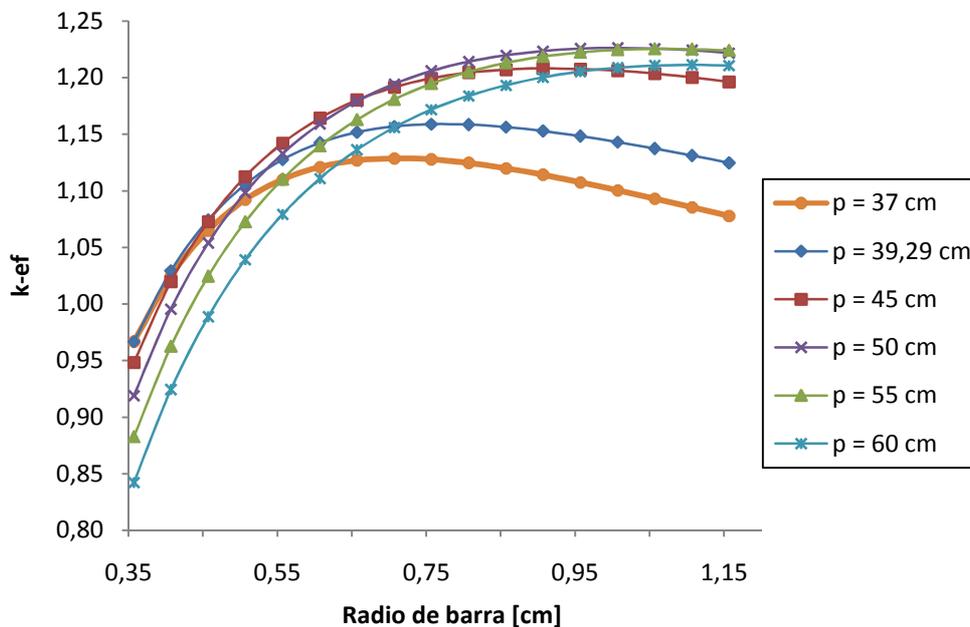


Figura 2.3 – Factor de multiplicación efectiva en función del radio de la barra combustible y del pitch (p) entre canales.

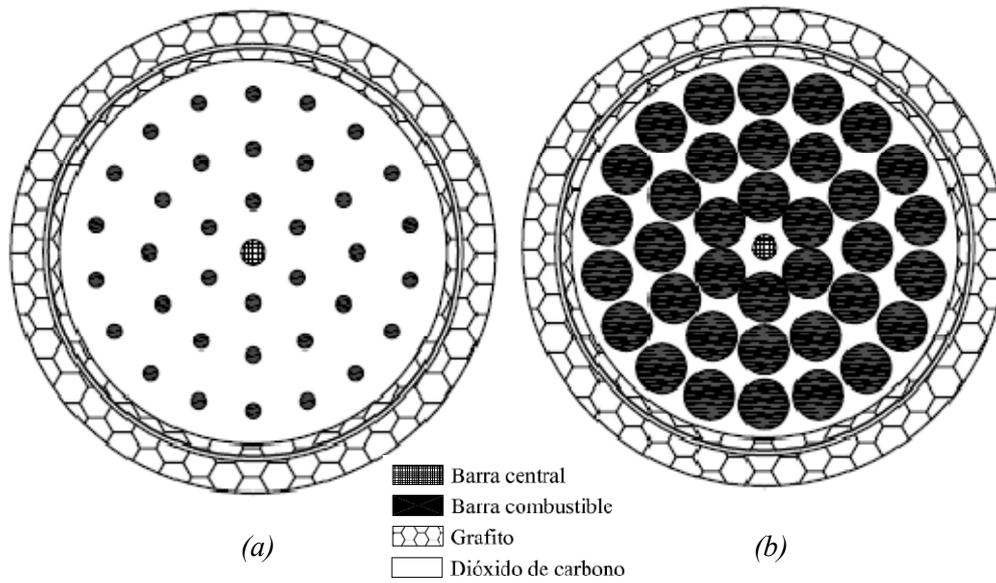


Figura 2.4 – Geometría cluster del elemento combustible AGR para los radios de barra extremos estudiados. En (a) $R_b = 0.35$ cm, y en (b) $R_b = 1.15$ cm.

En la Figura 2.5 se presentan los k_{ef} máximos de para cada pitch junto a sus correspondientes valores de R_b . Como primera observación de esta figura, se encuentra que para un $p = 39.29$ cm, el máximo valor de k_{ef} al variar el radio de barra se alcanza para $R_b = 0.75712$ cm, es decir el radio de barra correspondiente al punto de diseño.

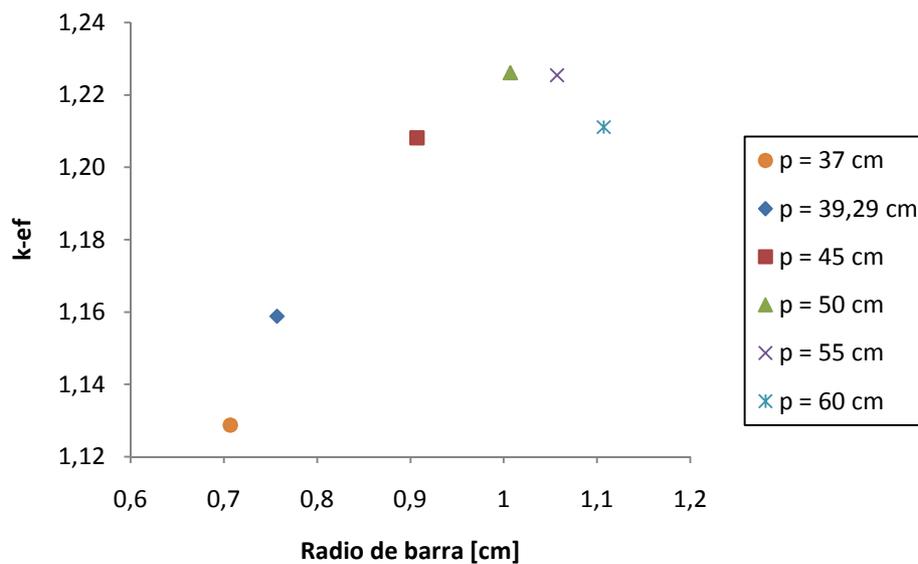


Figura 2.5 – Máximo k_{ef} en función del radio de la barra combustible para cinco valores de pitch.

Otra observación es que el punto de diseño tiene un k_{ef} notablemente menor ($\approx 6000 \text{ pcm}^1$) que para valores de radio de barra y de pitch más grandes.

En este contexto, se puede efectuar la siguiente pregunta: ¿Por qué no se eligió como dimensión de diseño un pitch y/o un radio de barra más grande, y así tener mayor reactividad en exceso?

Una posible respuesta es la siguiente. En general, cuando un diseñador comienza un nuevo proyecto de diseño de un reactor nuclear, se suele tomar como dato (y no como una variable de diseño) el radio de la barra combustible, dado que por cuestiones de fabricación (y no de optimización neutrónica o termohidráulica) esta dimensión la especifica el fabricante.

Es por ello que, basándose en la hipótesis de que el radio de la barra fue especificado como dato al diseñador, sólo quedaría por variar el pitch a un radio de barra fijo (el de diseño). De aquí en adelante, salvo que se mencione lo contrario, se fija el valor $R_b = 0.75712 \text{ cm}$.

Sin embargo, cabe señalar que los puntos de mayor k_{ef} tienen valores de pitch mayores que el de diseño, lo que implicaría directamente un incremento en el tamaño del núcleo y, por lo tanto, resultaría en un recipiente de presión más grande (sabiendo que existen limitaciones en la construcción de grandes recipientes).

En la *Figura 2.6* se presenta la variación de k_{ef} con el pitch, para el radio de barra de diseño. Como primer resultado de esta figura, se observa que el punto de diseño corresponde a una operación del reactor bajo condición submoderada, esto es una consecuencia del diseño pero solo una coincidencia si se lo compara con reactores moderados y refrigerados por agua, cuyos diseños son submoderados con el objetivo de prevenir aumento de reactividad por pérdida de refrigerante. El AGR tiene moderador sólido, por tanto no ocurren estos eventos de pérdida de inventario, por eso en el diseño de este reactor la condición de submoderación no resulta ser una figura de mérito.

¹ Se define: $1 \text{ pcm} = 10^{-5}$.

También se observa nuevamente que existen otros puntos diferentes al de diseño, en los cuales el k_{ef} es más grande. Sin embargo, estos diseños requieren de una distancia entre canales más grande, lo que implicaría núcleos de mayor tamaño.

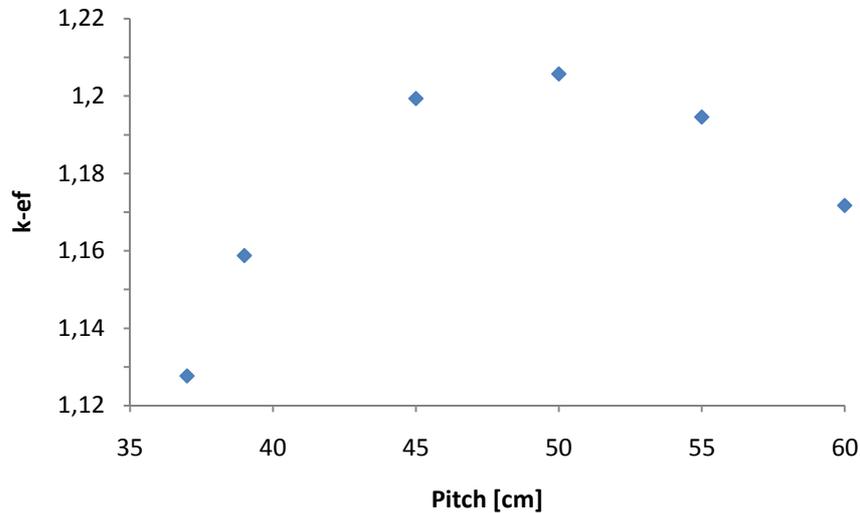


Figura 2.6 – Factor de multiplicación efectivo en función del pitch para R_b de diseño.

Generado este avance, es de interés introducir el efecto del quemado del combustible sobre estas propiedades, dado que no sólo es importante la condición inicial del reactor, sino que también es relevante la evolución del mismo a lo largo del tiempo.

En la *Figura 2.7* se exhibe la evolución de k_{ef} con el quemado (Q) expresado en MWd/tonU, para distintos valores de pitch. En esta figura se observa que a medida que aumenta p , la pendiente de la recta k_{ef} vs. Q se hace más negativa. Esta pendiente se puede asociar con el factor de conversión, de tal forma que pendientes pequeñas (tendientes a cero) tendrán mayor conversión y podrán alcanzar quemados de extracción mayores. Por lo tanto, y volviendo a la *Figura 2.7*, a pesar que para p mayor a 39.39 cm el k_{ef} a quemado cero es más grande, estos tienen la desventaja de tener más pendiente cuando se queman, alcanzando quemados de extracción del elemento combustible (Q_{EC}) no mucho mayores que el obtenido con el p de diseño (como se observa en la *Tabla 2.3*).

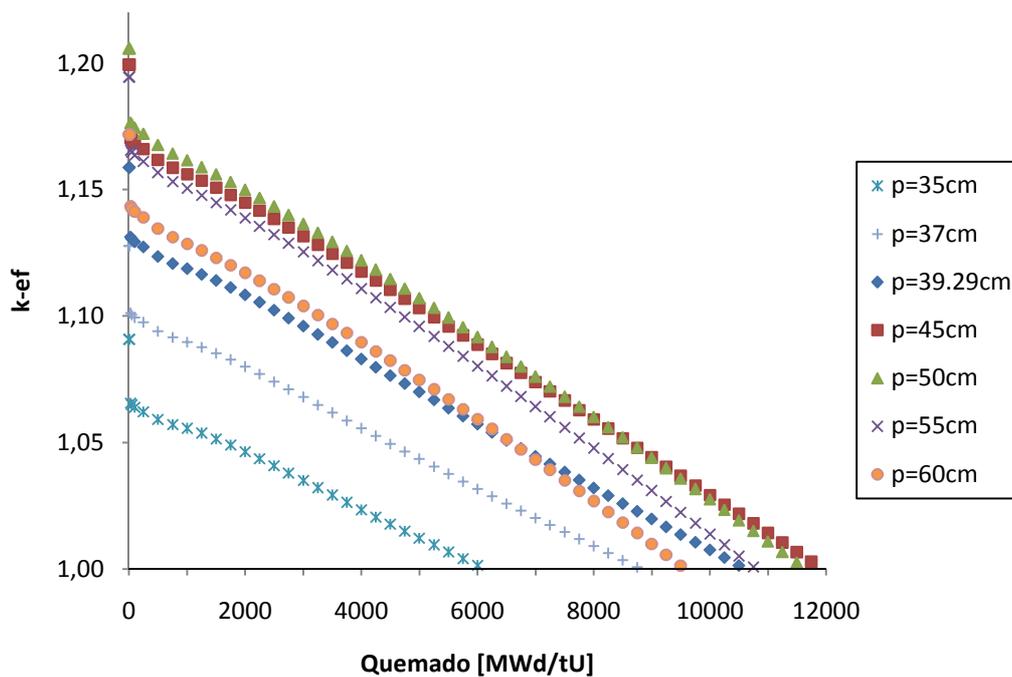


Figura 2.7 – Factor de multiplicación efectivo en función del quemado para distintos pitch.

Pitch [cm]	Quemado de extracción del elemento combustible [MWd/tU]
35	5250
37	7750
39.29	9750
45	11250
50	11000
55	10250
60	9000

Tabla 2.3 – Quemado de extracción del elemento combustible en función del pitch entre canales combustibles.

En la *Tabla 2.3* se observa que hay un Q_{EC} máximo al variar p , que se alcanza alrededor de $p = 45$ cm y toma un valor de 11250 MWd/tU. Un pitch más chico o más grande que 45 cm, hace que el Q_{EC} sea menor, por lo tanto se descarta la posibilidad de que este parámetro haya sido una figura de mérito en el diseño.

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.

De la misma forma que se obtuvo el factor de multiplicación efectiva, se pueden calcular los factores pico correspondientes a cada corona de combustible (primera corona 6 barras, segunda corona 12 barras, tercera corona 18 barras), en función del quemado, a partir del código WIMS.

En las Figuras 2.8 y 2.9 se muestran los factores pico de la primera y segunda corona en función del quemado, para diferentes valores de p , en el rango de 35 a 60 cm. En ambas coronas, y para todos los p analizados, los factores picos se mantienen por debajo de la unidad.

En la Figura 2.10 se exhiben los factores picos correspondientes a las barras de la tercera y última corona, también en función del quemado y para distintos valores de p . Para esta corona, y en todos los casos estudiados, se obtiene un factor pico mayor a la unidad, con valores máximos alrededor de 1.1, salvo el de $p = 35$ cm que se dispara (aumenta rápidamente) con el quemado. Es decir que el factor pico no es una figura de mérito en el diseño del AGR.

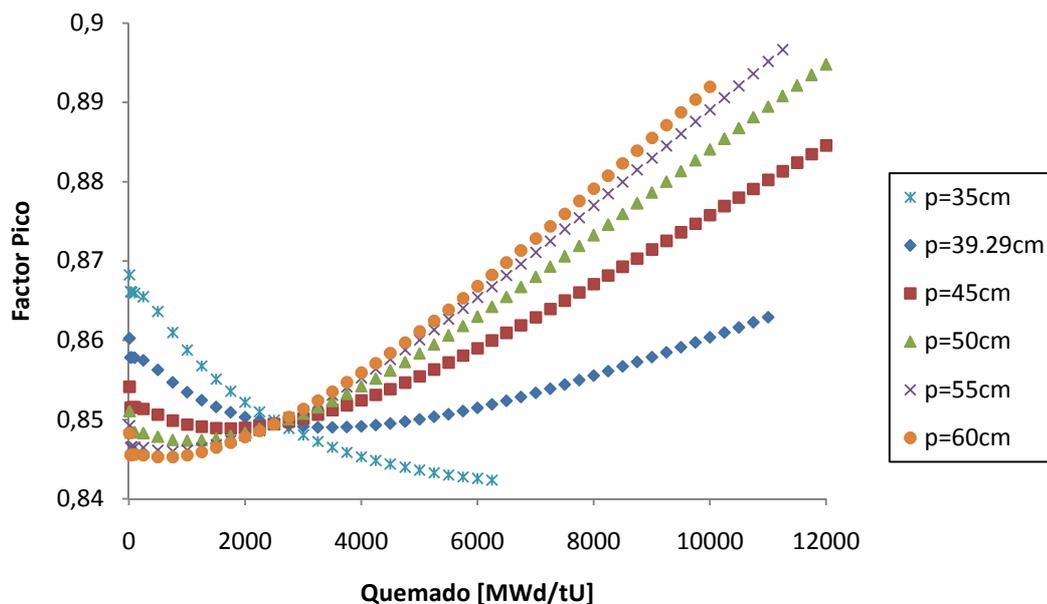


Figura 2.8 – Factores picos de las barras de la primera corona en función del quemado para distintos pitch.

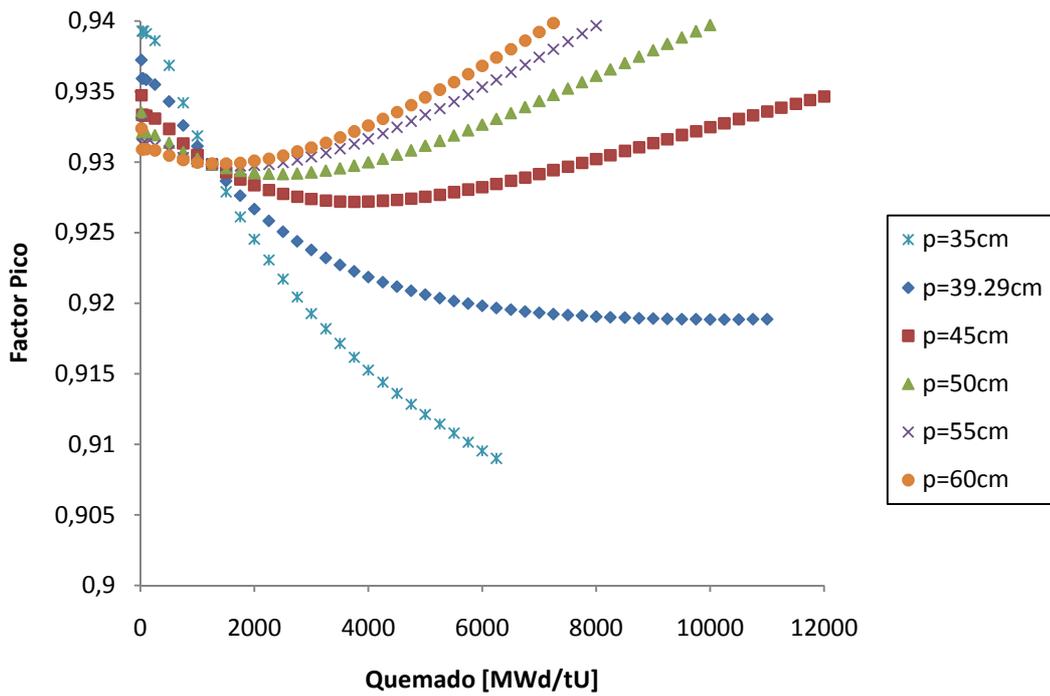


Figura 2.9 – Factores picos de las barras de la segunda corona en función del quemado para distintos pitch.

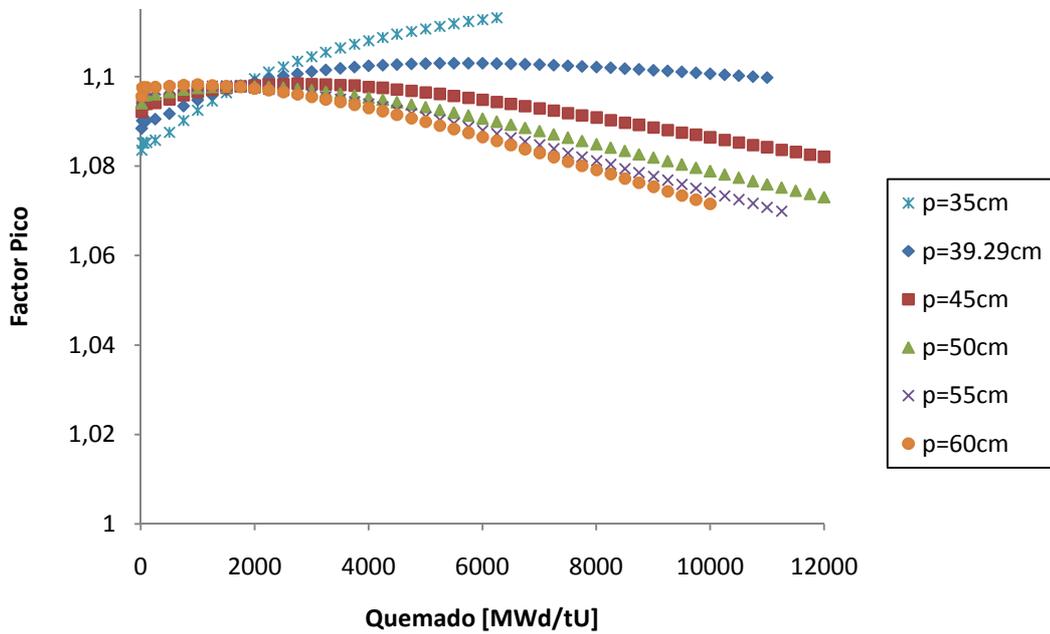


Figura 2.10 – Factores picos de las barras de la tercera corona en función del quemado para distintos pitch.

De todo este análisis, de los planteos que se hicieron, y de los resultados que se fueron obteniendo, se plantea analizar, vía algún parámetro asociado, la influencia que tiene en este el diseño el tamaño del núcleo.

Durante este estudio, se llegó a la conclusión que el quemado de extracción del elemento combustible (Q_{EC}), no fue, por sí sólo, una figura de mérito que se tuvo en cuenta para diseñar el AGR. Sin embargo, éste es un parámetro muy importante y del cual se quiere sacar el mayor provecho, es decir que es deseable extraer la mayor cantidad de energía de los elementos combustibles. Entonces se adopta a Q_{EC} como una figura de mérito, la cual se desea maximizar, pero debe estar acompañada de por lo menos, otro parámetro relevante en el diseño, porque, como ya se mencionó, no puede serlo por sí sólo.

Si se adopta como un segundo parámetro de mérito a p^2 , el cual está directamente relacionado con el volumen del núcleo (tamaño), es deseable para el diseño que p^2 sea lo más chico posible.

Entonces, teniendo estas dos figuras de mérito, y sabiendo que se desea maximizar Q_{EC} y minimizar p^2 , se puede construir una única figura de mérito (FM), por ejemplo para ser maximizada, y que venga dada por el cociente:

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

Aplicando esta fórmula a los valores que se presentan en la *Tabla 2.3*, se puede graficar FM en función de p obteniendo los puntos que se muestran en la *Figura 2.11*. Aquí se nota claramente que el máximo de FM se alcanza para $p = 39.29$ cm, es decir para la dimensión establecida por diseño.

Como conclusión de este estudio, y bajo las aproximaciones de la herramienta de cálculo utilizada, se puede explicar el diseño del AGR maximizando la energía extraída del núcleo por unidad de volumen del mismo.

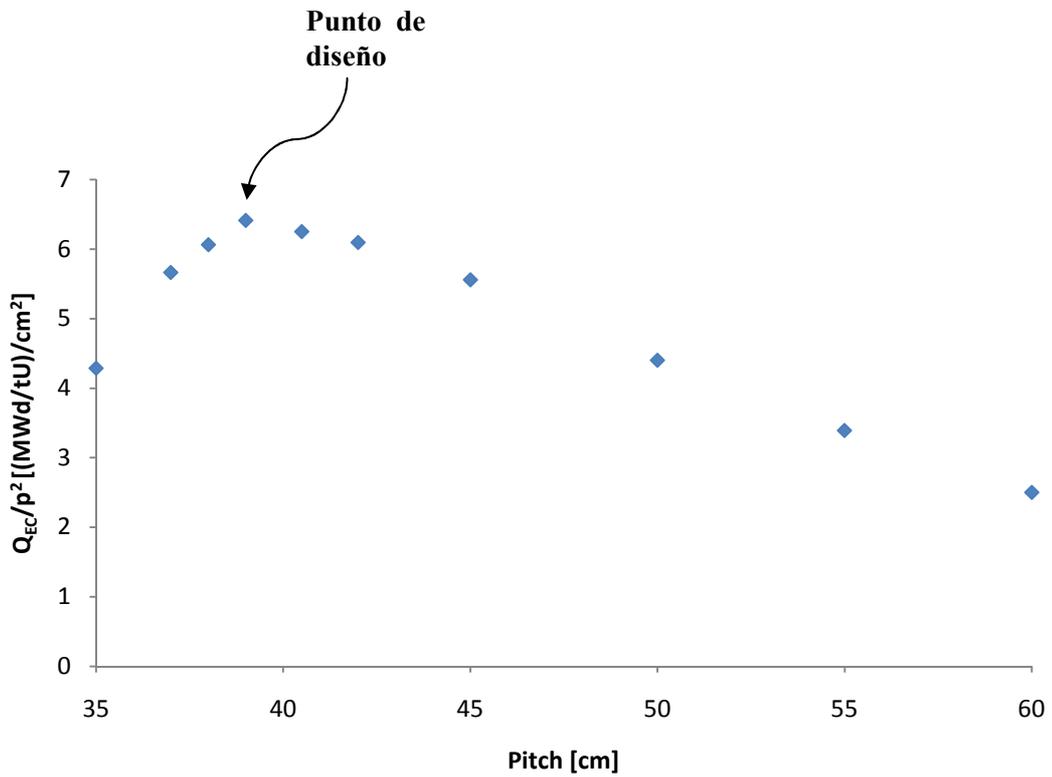


Figura 2.11 – Quemado de extracción del elemento combustible por unidad de área de la celda combustible en función del pitch.

Capítulo 3

Costo del ciclo combustible y su relación con el enriquecimiento

3.1 Introducción

Como complemento a la optimización de parámetros neutrónicos, en el diseño de una central nuclear, es importante estimar cual será el precio de venta de la energía eléctrica generada. Como se concluyó del capítulo 2, para diseñar el AGR se maximizó la energía generada por unidad de volumen del núcleo. Es decir, se tuvo en cuenta el tamaño del núcleo, el cual está íntimamente relacionado con el tamaño de la central, y por ende con el costo de capital inicial.

Otro parámetro, en este caso neutrónico, vinculado con el costo de capital es el enriquecimiento del uranio en ^{235}U . En el diseño de otros reactores, como por ejemplo del tipo PWR (Pressurised Water Reactor), se adopta un enriquecimiento tal que minimice el costo nivelado del ciclo combustible (LUFC por sus siglas en inglés de Leveled Unit of Fuel Cycle), compuesto por la suma entre el costo de capital del primer núcleo y el costo de recambio de combustibles.

En este contexto, es deseable saber cómo se comporta el LUFC en función del enriquecimiento, alrededor del valor 2.11% (en peso de ^{235}U) adoptado para el diseño del AGR.

En la siguiente sección se hace un desarrollo para obtener una expresión que calcule el LUFC. Todos los costos se expresaran en milésimos de dólar estadounidense del año 2008 por KWh generado, abreviado como mills/KWh.

En la sección 3.3 se calcula el LUFC correspondiente al diseño del AGR, y luego se varía el enriquecimiento en el rango de 1.8 a 2.7% para observar su efecto sobre el valor del LUFC.

3.2 Costo nivelado del ciclo combustible

Hallar una expresión para calcular el LUFC implica hacer un balance de flujos de fondo a lo largo del tiempo, desde que se comenzó a pagar el primer núcleo hasta que la central llegue al final de su vida útil. Para ello es necesario actualizar todos los ingresos (I) y todos los egresos (E), y expresarlos en un mismo tiempo (de referencia). Este tiempo t_0 se lo asignará al momento en que la central comience su operación por primera vez.

Si se comenzó a pagar el primer núcleo al año $t_{1N} < t_0$, y si la vida útil de la central es de t_{vu} años, la suma total de los gastos o egresos actualizada al tiempo t_0 para una tasa de descuento r se puede expresar como

$$E(t_0) = \sum_{t=t_{1N}}^{t_{vu}} \frac{F(t)}{(1+r)^{t-t_0}} \quad (3.1)$$

donde F es una función del tiempo constituida por la suma de dos términos: uno relacionado con el costo del primer núcleo y el otro contempla los egresos debido al costo de recambio. Si el costo del primer núcleo es C_{1N} y se paga en cantidades iguales durante t_{1N} años, F se puede expresar como

$$F(t) = \frac{C_{1N}}{t_{1N}} + \frac{8760 \cdot P \cdot L_F \cdot C_{EC}}{Q} \quad (3.2)$$

donde $Q[MWd/tonU]$ es el quemado medio de extracción del núcleo, 8760 son las horas que tiene un año, L_F el factor de carga de la central, $P[MW]$ la potencia térmica del reactor, y $C_{EC}[US$/Kg]$ es el costo del elemento combustible por unidad de masa.

El costo del primer núcleo expresado en dólares por KWe instalado viene dado por:

$$C_{1N} = \frac{C_{EC}}{\delta_{pot} \cdot \eta} \left[\frac{U\$S}{KWe} \right] \quad (3.3)$$

donde $\delta_{pot}[MW/Kg]$ es la densidad de potencia, y η la eficiencia de la central.

A continuación se harán unas hipótesis simplificativas que introducen un error menor al 2%. Se supone que tanto el factor de carga como la potencia del reactor permanecen constantes en el tiempo. Con esto se tiene que $F(t) = F$, es decir, ya no es más una función del tiempo. Luego los egresos se pueden expresar como

$$E(t_0) = \sum_{t=t_{1N}}^{t_0} \frac{C_{1N}}{t_{1N}} \frac{1}{(1+r)^{t-t_0}} + \sum_{t=t_0}^{t_{vu}} \frac{8760}{Q} \frac{P \cdot L_F \cdot C_{EC}}{(1+r)^{t-t_0}}. \quad (3.4)$$

Por otro lado, los ingresos que tiene la central por cobrar cada año $C[mills/KWh]$ se pueden expresar como sigue:

$$I(t_0) = \sum_{t=t_0}^{t_{vu}} \frac{8760 \cdot P \cdot L_F \cdot C}{(1+r)^{t-t_0}}. \quad (3.5)$$

Finalmente, el LUFC corresponde al valor C que satisface la condición $E(t_0) = I(t_0)$, entonces a partir de la ecuación 3.4 y 3.5 se obtiene la expresión

$$LUFC \left[\frac{mils}{KWh} \right] = \frac{C_{1N}}{t_{1N}} \left[\frac{(1+r)^{t_{1N}+1} - 1}{(1+r)^{t_{vu}+1} - 1} \right] \frac{(1+r)^{t_{vu}}}{8.76L_f} + 1000 \frac{C_{EC}}{\eta Q}. \quad (3.6)$$

Como por definición el costo nivelado del ciclo combustible (LUFC) es la suma entre el costo nivelado de capital del primer núcleo (LUFC_{CAP}) y el costo nivelado de recambio de combustibles (LUFC_{REC}), a partir de la ecuación 3.6 se puede deducir que

$$LUFC_{CAP} \left[\frac{\text{mils}}{\text{KWh}} \right] = \frac{C_{1N}}{t_{1N}} \left[\frac{(1+r)^{t_{1N}+1} - 1}{(1+r)^{t_{vu}+1} - 1} \right] \frac{(1+r)^{t_{vu}}}{8.76L_f} \quad (3.7)$$

y

$$LUFC_{REC} \left[\frac{\text{mils}}{\text{KWh}} \right] = 1000 \frac{C_{EC}}{\eta Q}. \quad (3.8)$$

3.2.1 Costo del elemento combustible

La fabricación del elemento combustible requiere de múltiples etapas, desde la obtención del mineral (yellow cake) hasta la confección del elemento en sí. Cada una de estas etapas tiene un costo y un tiempo característico asociado. A continuación se presentan las diferentes etapas junto con sus costos y tiempos respectivos ^[8].

Etapa 1: Obtención del U₃O₈

En esta etapa, se realizan varios procesos para separar el mineral de uranio del resto de los minerales que lo acompañan en forma natural. De estos procesos surge lo que se conoce como *yellow cake*, a partir de cual se obtiene el uranio para fabricar el elemento combustible. A toda esta etapa se le puede asignar un tiempo T y un costo C igual a:

$$T_{U_3O_8} = 2.75 \text{ años} \quad \text{y} \quad C_{U_3O_8} = 80 \text{ US\$/Kg}$$

Etapa 2: Transformación a hexafluoruro de uranio

Antes de llevar el yellow cake al proceso de enriquecimiento, se lo debe transformar en hexafluoruro de uranio (UF_6), porque estas plantas requieren un material en forma de gas a temperaturas relativamente bajas. El tiempo y costo involucrado en este proceso es:

$$T_{U_3O_8 \rightarrow UF_6} = 2.5 \text{ años} \quad \text{y} \quad C_{U_3O_8 \rightarrow UF_6} = 5 \text{ US\$/Kg}$$

Etapa 3: Enriquecimiento

El proceso de enriquecimiento en ^{235}U por difusión gaseosa o centrifugación involucra un gran número de unidades de enriquecimiento, cada una de las cuales se conoce como *unidad de trabajo separativo* (UTS²), y tiene un costo de:

$$C_{UTS} = 120 \text{ US\$/Kg}$$

Por lo tanto, es necesario saber cuántas unidades de trabajo separativo se requieren para alcanzar un enriquecimiento dado ϵ . Este número de etapas se puede calcular a partir de la siguiente expresión:

$$UTS = V(\epsilon) - V(0.25\%) - F[V(0.711\%) - V(0.25\%)] \quad (3.9)$$

donde $V(x)$ es la función:

$$V(x) = (2x - 1) \ln \left(\frac{x}{1-x} \right) \quad (3.10)$$

y F es:

$$F = \frac{\epsilon(\%) - 0.25}{0.711 - 0.25} \quad (3.11)$$

² Las unidades de trabajo separativo están definidas para 1 Kg de uranio a enriquecimiento ϵ .

El valor 0.711 corresponde a la fracción en peso (en %) de ^{235}U que posee el uranio natural, y 0.25 es la fracción en peso (en %) de ^{235}U que tiene el uranio empobrecido (valor promedio que surge de la operación económica clásica de las plantas de enriquecimiento). A todo el proceso de enriquecimiento se le puede asignar un tiempo:

$$T_{\varepsilon} = 1.5 \text{ años}$$

Etapa 4: Conversión a dióxido de uranio

Luego del proceso de enriquecimiento, es necesario transformar el UF_6 en dióxido de uranio (UO_2), para poder fabricar las pastillas combustibles. Este proceso tiene un tiempo y un costo asociado de:

$$T_{\text{UF}_6 \rightarrow \text{UO}_2} = 1.25 \text{ años} \quad \text{y} \quad C_{\text{UF}_6 \rightarrow \text{UO}_2} = 5 \text{ US\$/Kg}$$

Etapa 5: Fabricación de la pastilla combustible

La última etapa es la fabricación de las pastillas combustibles a partir del UO_2 . Teniendo en cuenta todas las pastillas necesarias para la constitución del elemento combustible, se tiene:

$$T_F = 1 \text{ año} \quad \text{y} \quad C_F = 100 \text{ US\$/Kg}$$

Una vez cuantificados todos los procesos involucrados, se procede a calcular la expresión para el costo de fabricación del elemento combustible. Para ello se actualizan todos los costos a tiempo 0 (momento de obtención del elemento combustible) mediante una tasa de descuento r . Luego, el costo del elemento combustible actualizado es

$$C_{EC} = F \cdot C_{\text{U}_3\text{O}_8} (1+r)^{T_{\text{U}_3\text{O}_8}} + F \cdot C_{\text{U}_3\text{O}_8 \rightarrow \text{UF}_6} (1+r)^{T_{\text{U}_3\text{O}_8 \rightarrow \text{UF}_6}} + UTS \cdot C_{UTS} (1+r)^{T_{\varepsilon}} + C_{\text{UF}_6 \rightarrow \text{UO}_2} (1+r)^{T_{\text{UF}_6 \rightarrow \text{UO}_2}} + C_F (1+r)^{T_F} \quad (3.12)$$

De esta forma se puede calcular el costo del elemento combustible (C_{EC}) y reemplazarlo en las ecuaciones 3.3 y 3.8 para obtener finalmente el costo nivelado del ciclo combustible a partir de la ecuación 3.6.

3.3 Resultados para el diseño del AGR

Para el cálculo de los costos se utilizaron, para los parámetros involucrados, los valores que se muestran en la *Tabla 3.1*.

Parámetro	Valor
ϵ	0.0211
η	0.4
Q	19500 MWd/tU
L_f	0.8
P	1630 MW _{th}
r	0.08
t_{vu}	30 años
t_{IN}	2 años
t_o	0

Tabla 3.1 – Valores utilizados en el cálculo del LUFC para el diseño del AGR.

La eficiencia y el factor de carga tienen valores promedios para las centrales AGR. La tasa de descuento de 8% es un valor típico para el cálculo de costos de las centrales nucleares. La potencia y el enriquecimiento son valores que se eligieron a partir de [4] (Test Case 11). El quemado medio de extracción del núcleo se determinó a partir del correspondiente al elemento combustible (Q_{EC}) mediante el modelo de reactividad lineal (LRM por Linear Reactivity Model^[9]), el cual establece que

$$Q = \frac{2n}{n+1} Q_{EC} \quad (3.13)$$

donde n es el número de zonas que se eligen en el núcleo para efectuar la estrategia de recambio. Como los AGRs, a pesar de tener un leve enriquecimiento, fueron diseñados para un recambio continuo de combustibles, se tiene que n tiende a infinito, entonces la ecuación 3.13 se transforma en

$$Q = 2Q_{EC} \quad (3.14)$$

A partir de la ecuación 3.12 se calculó el costo del elemento combustible y se obtuvo

$$C_{EC} = 822 \text{ U\$S/Kg}$$

Luego, a partir de las ecuaciones 3.7 y 3.8 se calculó el costo nivelado de capital del primer núcleo y el costo nivelado de recambio de combustibles, respectivamente, obteniendo

$$LUF C_{CAP} = 3.11 \text{ mills/KWh}$$

y

$$LUF C_{REC} = 4.39 \text{ mills/KWh.}$$

Entonces, el costo nivelado del ciclo combustible se puede calcular a partir de la suma de estos dos valores dando

$$LUF C = 7.5 \text{ mills/KWh.}$$

El costo nivelado de ciclo combustible encontrado para el AGR se puede comparar con el de un reactor AP600 (Advanced PWR-600), cuyo valor también es de 7.5 mills/KWh. Es decir, a pesar que el AGR tiene un enriquecimiento relativamente más bajo que un PWR, y usa vainas de acero inoxidable (captura más neutrones), el costo de ciclo combustible calculado es económicamente interesante.

3.4 Resultados para diferentes enriquecimientos

Con el objetivo de ver el efecto del enriquecimiento en el costo nivelado del ciclo combustible de AGR, se varió el mismo entre 1.8 y 2.7%. En la *Figura 3.1* se puede observar el $L UFC$, el $L UFC_{CAP}$ y el $L UFC_{REC}$ en función del enriquecimiento. Como se aprecia, el costo de capital aumenta con el enriquecimiento, tal como es de esperarse, mientras que el costo de recambio disminuye con el mismo (rápidamente entre 1.8 y 2.1% y luego tiende a un valor constante cerca de 2.7%). La suma de estas dos funciones dan como resultado la curva de $L UFC$ que se encuentra por encima de ambas, la cual tiene un comportamiento decreciente parecido a la curva de costo de recambio entre 1.8 y 2%, luego en el rango desde 2.1 hasta 2.4% hay una zona de indiferencia en el valor del costo nivelado, y a partir de 2.4% comienza a incrementar su valor lentamente al incrementar el enriquecimiento.

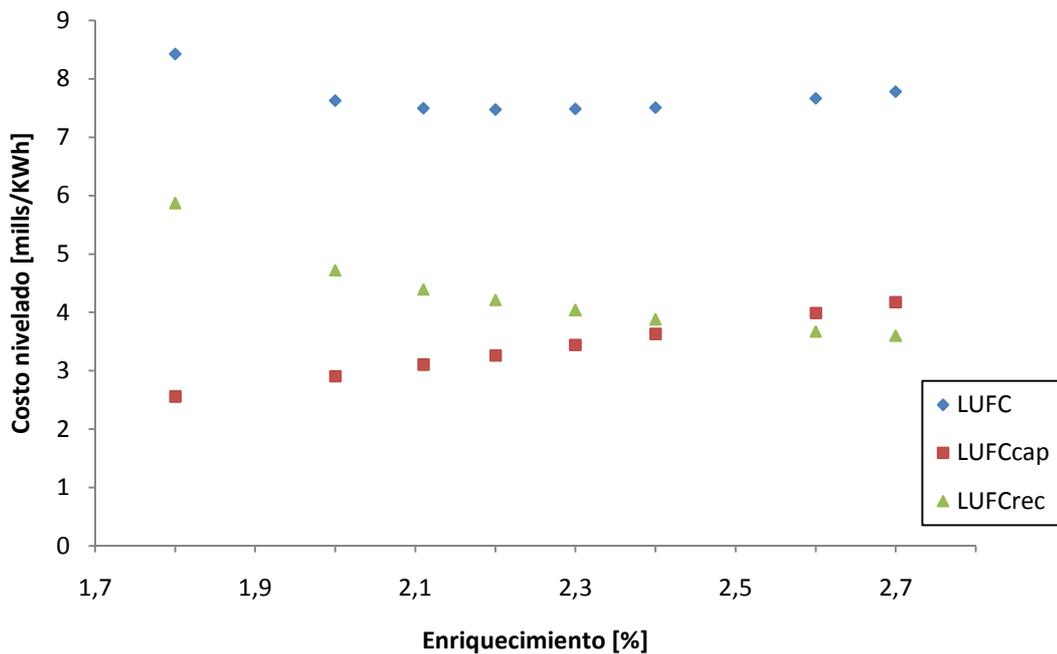


Figura 3.1 – Costo nivelado en función del enriquecimiento.

Analizando el *LUFC* en la zona de enriquecimientos alrededor de 2.11% (ver *Figura 3.2*), se puede apreciar que el enriquecimiento óptimo que minimiza el costo de ciclo combustible se encuentra dentro de un rango de valores entre 2.1 y 2.4%. Dentro de esta zona de indiferencia, en el diseño de un reactor se prefiere que el enriquecimiento sea el menor para obtener un menor quemado de extracción, y así disminuir la probabilidad de falla de los elementos combustibles.

Con esto se puede concluir que para diseñar el AGR se optó por un enriquecimiento que minimice el costo nivelado de ciclo combustible, eligiendo el menor valor posible para disminuir la probabilidad de falla en los elementos combustible.

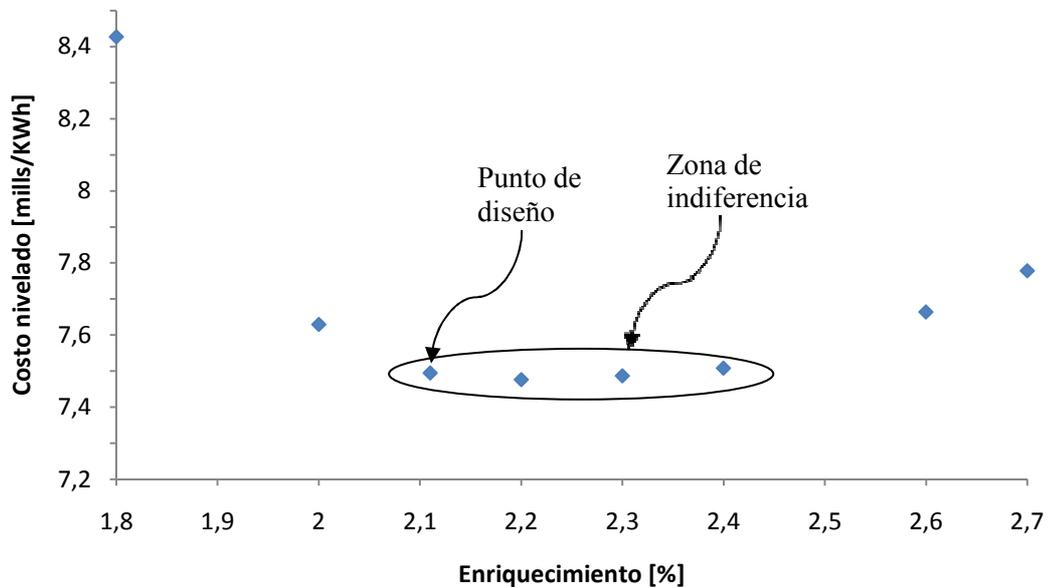


Figura 3.2 – Costo nivelado del ciclo combustible en función del enriquecimiento.

Capítulo 4

Estabilidad térmica del AGR

4.1 Introducción

En este capítulo, es de interés determinar las características de operación de los reactores de potencia tipo AGR, referidas principalmente a la dinámica térmica del mismo. Es decir, es un requisito fundamental diseñar un reactor estable térmicamente. En este contexto, se encuentran los llamados coeficientes de reactividad por temperatura, los cuales se los puede asociar (como se verá en las secciones siguientes) con la estabilidad térmica del reactor y con márgenes de reactividad durante la puesta marcha.

En los reactores refrigerados por gas y moderados por grafito, en especial en los del tipo Magnox, las características de operación están determinadas principalmente por el comportamiento del neutrón dentro del reactor. En consecuencia, es posible predecir propiedades tales como los coeficientes de reactividad por temperatura, basados en cálculos de ensanchamiento Doppler de las resonancias y corrimientos energéticos del espectro neutrónico térmico (analizados en las próximas secciones).

Sin embargo, las características especiales del elemento combustible del AGR (tales como los sleeves), hacen que las condiciones termohidráulicas dentro del reactor contribuyan en gran medida en el cálculo de los coeficientes de reactividad por temperatura.

4.2 Realimentaciones de reactividad por temperatura

La precisa determinación de los cambios de reactividad debido a realimentaciones por temperatura o densidad del combustible, refrigerante, u otros constituyentes del núcleo, es en general un poco difícil, dado que los efectos de realimentación no dependen sólo de valores promedios en el núcleo de las variables involucradas, sino que también de su distribución a través del núcleo del reactor. Con el propósito de análisis, es útil hacer dos suposiciones:

- Las variables de realimentación pueden escribirse como funciones separables del espacio y tiempo.
- La realimentación de reactividad no causa cambios significativos en la distribución espacial del flujo neutrónico.

Con estas suposiciones, y a partir de un modelo termohidráulico simple^[10], se puede calcular el cambio de reactividad por realimentación térmica de los constituyentes del núcleo. Se asume que, aunque los valores de temperatura promedio en el núcleo pueden variar en el tiempo, la distribución espacial de estas temperaturas alrededor de sus valores promedios permanecen fijas. Se definen las temperaturas \bar{T}_{ec} , \bar{T}_r , \bar{T}_m , \bar{T}_{os} , \bar{T}_{is} y \bar{T}_e como temperaturas (promedias en el núcleo) del elemento combustible, refrigerante, moderador, outer sleeve, inner sleeve y de entrada del refrigerante al núcleo, respectivamente. Si se asume que las realimentaciones de reactividad dependen sólo de estas temperaturas, entonces los cambios de reactividad ρ por realimentaciones térmicas se pueden representar como

$$d\rho = \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_{ec}} d\bar{T}_{ec} + \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_r} d\bar{T}_r + \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_m} d\bar{T}_m + \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_{os}} d\bar{T}_{os} + \dots$$

$$+ \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_{is}} d\bar{T}_{is} + \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_e} d\bar{T}_e \quad (4.1)$$

donde

$$\frac{\partial \rho}{\partial \bar{T}_x} = \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_x} \quad (4.2)$$

con $x = ec, r, m, os, is$ o e , se lo conoce como coeficiente de reactividad por temperatura de la variable x .

Los coeficientes de reactividad por temperatura son unos de los parámetros más relevantes dentro de las características de operación y seguridad de un reactor nuclear. A continuación se explicarán los coeficientes más importantes que se tienen en cuenta a la hora de diseñar un reactor tipo AGR.

4.3 Coeficiente de temperatura isotérmico

En la mayoría de los reactores, como el AGR, la temperatura del sistema primario se lleva lentamente desde temperatura ambiente hasta la temperatura de operación de entrada al núcleo antes de que comience la operación en potencia (luego de alguna parada de planta o simplemente en la primera puesta en marcha). En general, este calentamiento se puede lograr mediante una fuente de calor externa, como la fricción desde las bombas de refrigerante (o circuladores de gas en el reactor de estudio). En este caso, la refrigeración del sistema primario se hace lentamente, dado que tanto un muy rápido calentamiento o muy rápido enfriamiento puede conducir a estrés térmico inaceptable en el recipiente del reactor u otros componentes.

Cambios sustanciales de reactividad se asocian con el calentamiento y refrigeración del sistema primario. Debido a que esta operación se lleva a cabo en condición subcrítica, la realimentación de reactividad se puede estimar asumiendo que la temperatura del elemento combustible, del refrigerante, de moderador, del inner y outer sleeve, y de entrada del refrigerante al núcleo son esencialmente iguales a una temperatura promedio (\bar{T}) del sistema primario, es decir

$$\bar{T}_{ec} = \bar{T}_r = \bar{T}_m = \bar{T}_{os} = \bar{T}_{is} = \bar{T}_e = \bar{T}$$

y la ecuación 4.1 se reduce a

$$\frac{d\rho}{d\bar{T}} = \frac{1}{k} \frac{dk}{d\bar{T}_{ec}} + \frac{1}{k} \frac{dk}{d\bar{T}_r} + \frac{1}{k} \frac{dk}{d\bar{T}_m} + \frac{1}{k} \frac{dk}{d\bar{T}_{os}} + \frac{1}{k} \frac{dk}{d\bar{T}_{is}} + \frac{1}{k} \frac{dk}{d\bar{T}_e} \quad (4.3)$$

el cual se conoce como coeficiente de temperatura isotérmico.

Como en estas condiciones del reactor, el calor no es generado por las fisiones, sino por una fuente externa, este coeficiente no tiene por qué ser negativo para alcanzar una operación estable, sino que nos indica los cambios de reactividad entre los estados fríos y calientes, razón por la cual deben ser considerado en el balance de reactividad disponible en el reactor (en el margen de apagado), de manera tal de asegurar que durante los transitorios de calentamiento o enfriamiento, el reactor no vuelva a reiniciar la reacción en cadena en forma no planificada y controlada (es decir con márgenes que aseguren la prestación requerida).

Por consiguiente, este coeficiente se puede utilizar para establecer una cota máxima en el cambio de reactividad debido al calentamiento del sistema primario, dada por:

$$(\rho_{cal} - \rho_{frío}) \leq \max\left(\frac{d\rho}{dT}\right) \cdot (T_{cal} - T_{frío}) \quad (4.4)$$

donde el valor máximo del coeficiente isotérmico se define en función del quemado, como se verá en la sección 4.5.

4.4 Coeficiente instantáneo de potencia

Una vez que el reactor alcanza la condición crítica, ya no es razonable asumir que la temperatura a lo largo del núcleo es uniforme, sino que el calor pasa a ser causalmente generado por las fisiones. En esta condición, la temperatura del refrigerante se incrementa con su ascenso a través del núcleo, y la temperatura del elemento combustible debe ser necesariamente más alta que la del refrigerante para facilitar la transferencia de calor entre ambos. Además, en el caso del AGR, y en operación normal, las temperaturas del moderador, y del inner y outer sleeve, son mayores a las del gas que pasa entre ellos (ver *Tabla 2.2*), es decir que actúan como fuentes de calor y por eso son refrigerados. Se supone para este análisis que estas fuentes corresponden a una fracción 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.

En este contexto, durante el evento de una gran inserción de reactividad positiva, la potencia del reactor puede variar significativamente durante períodos de tiempo que son cortos comparados con el requerido para transferir calor desde el combustible hacia el refrigerante. Durante esos períodos de tiempo tan cortos, la temperatura del refrigerante no varía apreciablemente, y el efecto del refrigerante es despreciable. Al mismo tiempo, las fuentes de grafito (inner/outer sleeve, moderador) sufren un incremento en sus potencia a tiempos tan cortos como lo hace el combustible, es decir que la realimentación instantánea de reactividad proviene directamente desde el calentamiento de del combustible y de estas fuentes. Esto es, como se mencionó, una realimentación a corto plazo, para tiempos menores al correspondiente para calentar el elemento combustible. Sin embargo, al transcurrir el tiempo, el refrigerante comienza a calentarse por la transferencia de calor desde el combustible, luego sigue el inner sleeve, el outer sleeve y finalmente el moderador. Los tiempos característicos involucrados durante este calentamiento se muestran en la *Tabla 4.1* ^[11]. Allí se observa que existe un gran retraso de tiempo (9 minutos) desde que se calienta el combustible hasta que finalmente se calienta el moderador. Esto se debe principalmente a la introducción de los sleeves en el diseño del elemento combustible, al observar en la *Tabla 4.1* que el mayor retraso de tiempo se alcanza entre el inner y el outer sleeve.

Material	Tiempo de calentamiento [s]
Combustible	18
Vaina	21
Inner sleeve	44
Outer sleeve	330
Moderador	540

Tabla 4.1 – Tiempos de calentamiento característicos en un AGR frente a una inserción de reactividad positiva.

El cambio incremental de reactividad con la potencia, debido a las variaciones instantáneas de temperatura en las fuentes ($d\bar{T}_{ec}$, $d\bar{T}_{is}$, $d\bar{T}_{os}$, $d\bar{T}_m$), se denomina coeficiente instantáneo de potencia. Éste se obtiene dividiendo la ecuación 4.1 por el cambio diferencial de potencia dP , teniendo en cuenta que para los tiempos involucrados $d\bar{T}_e = d\bar{T}_e \cong 0$. Entonces, el coeficiente instantáneo de potencia viene dado por

$$\frac{d\rho_{ins}}{dP} = \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_{ec}} \frac{d\bar{T}_{ec}}{dP} + \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_m} \frac{d\bar{T}_m}{dP} \frac{dP_m}{dP} + \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_{os}} \frac{d\bar{T}_{os}}{dP} \frac{dP_{os}}{dP} + \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_{is}} \frac{d\bar{T}_{is}}{dP} \frac{dP_{is}}{dP} \quad (4.5)$$

donde P , P_m , P_{os} y P_{is} son la potencia del reactor, del moderador y del outer e inner sleeve asociada a todo el núcleo, respectivamente. Para relacionar estas potencias, se supuso que el 1% de la energía generada en el combustible (debido a radiación gamma y neutrones rápidos), se deposita en el moderador, y en el inner/outer sleeve, es decir

$$P = 0.01(P_{is} + P_{os} + P_m). \quad (4.6)$$

Pesando la distribución de esa energía con los volúmenes correspondientes a cada región, se encontró que

$$P_{is} = (2.74 \cdot 10^{-4}) P \quad (4.7)$$

$$P_{os} = (8.54 \cdot 10^{-4}) P \quad (4.8)$$

$$P_m = (8.872 \cdot 10^{-3}) P \quad (4.9)$$

Al evaluar las derivadas con respecto a la potencia en el miembro derecho de la ecuación 4.5, no se puede asumir que los cambios de potencia se producen de manera cuasi-estática, ya que esto implicaría que el transitorio de reactividad sea significativamente más lento que los tiempos característicos del reactor.

Sin embargo, es válido plantear un balance de energía para cada fuente interviniente, obteniendo

$$\frac{d\bar{T}_{ec}}{dP} = \frac{t}{M_{ec}c_{ec}} \quad (4.10)$$

$$\frac{d\bar{T}_m}{dP} = \frac{t}{M_m c_m} \quad (4.11)$$

$$\frac{d\bar{T}_{os}}{dP} = \frac{t}{M_{os}c_{os}} \quad (4.12)$$

$$\frac{d\bar{T}_{is}}{dP} = \frac{t}{M_{is}c_{is}} \quad (4.13)$$

donde M_x y c_x son la masa y el calor específico por unidad de masa del material x , respectivamente, y t es un tiempo menor al correspondiente para calentar el combustible (≈ 18 s de la *Tabla 4.1*), al cual se le asignó un valor de 1 s.

Para calcular los coeficientes de reactividad por temperatura que aparecen en la ecuación 4.5, se puede hacer una simple aproximación evaluando k a dos temperaturas, y luego evaluar el coeficiente como

$$\frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial \bar{T}_x} \approx \frac{2}{k(T_1) + k(T_2)} \frac{k(T_1) - k(T_2)}{T_1 - T_2} \quad (4.14)$$

Finalmente, se pueden reemplazar las ecuaciones obtenidas desde la 4.7 hasta la 4.14 en la ecuación 4.5 para calcular el coeficiente instantáneo de potencia.

Es importante mencionar que el núcleo del reactor debe ser diseñado para que $d\rho_{ins}/dP$ tenga un valor negativo, dado que un coeficiente instantáneo de potencia positivo resulta en un sistema inherentemente inestable que puede sufrir excursiones autocatalíticas.

El signo del coeficiente instantáneo de potencia depende básicamente de la competencia entre dos efectos:

- El ensanchamiento Doppler de las resonancias del ^{238}U , lo cual siempre resulta en un aumento de las absorciones con el incremento de la temperatura del combustible y, por lo tanto, una disminución en la reactividad.
- El corrimiento del espectro neutrónico térmico debido al calentamiento o enfriamiento del moderador, lo que contribuye a un cambio en la reactividad por la variación del ritmo de fisiones. Este efecto puede ser positivo o negativo dependiendo del quemado del combustible.

Es decir, para tener un coeficiente instantáneo de potencia negativo, el primer efecto debe ser mayor que el segundo (en el caso de tener distintos signos).

4.5 Resultados

Para determinar los coeficientes se utilizó el código WIMS, eligiendo una celda característica del AGR (tal como se muestra en el Capítulo 2). Se analizan los coeficientes presentados en las secciones 4.3 y 4.4 en función del quemado del elemento combustible.

A partir de la ecuación 4.3, y aproximando cada término involucrado según la ecuación 4.14, se calculó el coeficiente de temperatura isotérmico, y los resultados en función del quemado se exhiben en la *Figura 4.1*. Como se observa, este coeficiente es negativo hasta un quemado cercano a 1900 MWd/tonU, y luego se hace positivo alcanzando un valor de 5.3 pcm/°C correspondiente al quemado medio de extracción del elemento combustible.

Como se mencionó en la sección 4.3, el valor positivo de este coeficiente no implica que se alcance una operación inestable de la planta, sino que da información sobre la reactividad máxima que se debe tener en las barras de control para compensar la reactividad positiva introducida para llevar al reactor desde el estado frío al caliente. Si para el AGR, el cambio de temperatura introducido en el proceso de calentamiento es de 600°C, entonces a partir de la ecuación 4.4 se puede obtener un margen de reactividad máximo de 3180 pcm.

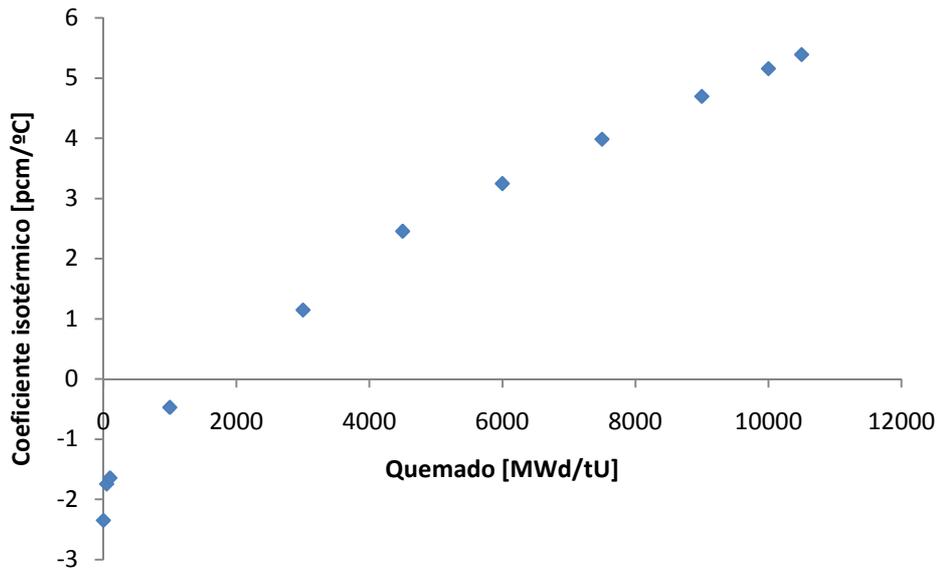


Figura 4.1 – Coeficiente de temperatura isotérmico en función del quemado.

Es interesante saber cuál es la contribución individual del coeficiente de reactividad por temperatura de cada material al coeficiente de temperatura isotérmico. Por ello se presentan en la *Figura 4.2* los coeficientes de reactividad por temperatura de cada material en función del quemado.

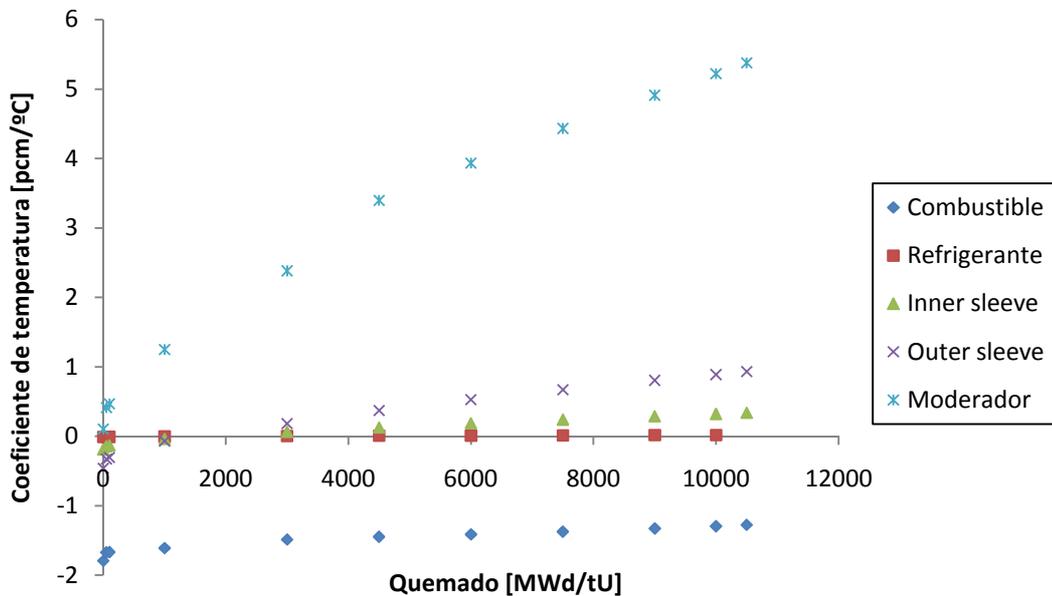


Figura 4.2 – Coeficientes de reactividad por temperatura de cada material en función del quemado del elemento combustible.

Se observa una despreciable contribución del refrigerante, como es de esperarse debido a su baja densidad. Por otra parte, se ve como el moderador es el que contribuye principalmente al signo positivo en el coeficiente de temperatura isotérmico mostrado en la *Figura 4.1*, mientras que el inner y outer sleeve contribuyen también positivamente, a partir de un quemado de 1500 MWd/tonU, pero en menor medida. El coeficiente de reactividad por temperatura del combustible es negativo en todo el rango de quemado, debido al ensanchamiento Doppler de las resonancias del ^{238}U mencionado en la sección 4.4.

Finalmente, se determinó el coeficiente instantáneo de potencia a partir de la ecuación 4.5. Para ello se utilizaron los valores para los parámetros involucrados que se muestran en la *Tabla 4.3*.

Parámetro	Valor
c_{ec}	312 J/KgK
c_m	1473 J/KgK
c_{os}	1542 J/KgK
c_{is}	1595 J/KgK
M_{ec}	148 ton
M_m	570.4 ton
M_{os}	54.87 ton
M_{is}	17.64 ton

Tabla 4.3 – Valores utilizados para el cálculo del coeficiente instantáneo de potencia.

En la *Figura 4.3* se presenta la variación del coeficiente instantáneo de potencia con el quemado. Como se observa, este coeficiente toma valores negativos durante todo el quemado del elemento combustible, satisfaciendo la fundamental condición de diseño mencionada en la sección 4.4.

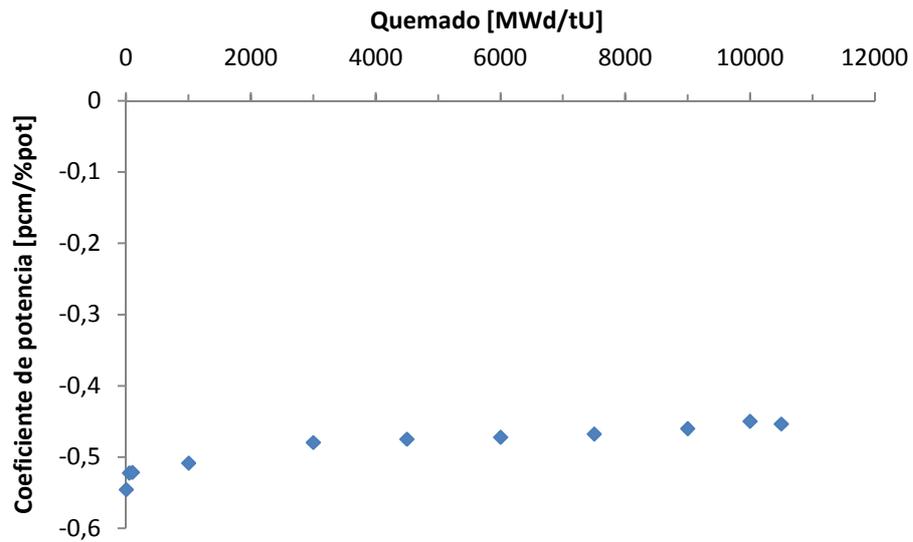


Figura 4.3 – Coeficiente instantáneo de potencia en función del quemado.

Conclusiones

El estudio del diseño neutrónico del AGR permitió encontrar características únicas de este tipo de reactor comparado con reactores tipo LWR, HWR e inclusive otros reactores de gas. Desde ser la central nuclear comercial de potencia de mayor eficiencia en el mundo, debido al empleo de gas como refrigerante, hasta tener una intrínseca y lenta respuesta a transitorios gracias a la introducción de unos moderadores locales, llamados “sleeves”, en el diseño de los elementos combustibles.

Los resultados que se encontraron al variar la heterogeneidad del núcleo, a través de cambios en el radio de barra y pitch entre canales, mostraron que, bajo las aproximaciones realizadas, el diseño del reactor en análisis se puede explicar mediante la maximización de la energía extraída del elemento combustible por unidad de volumen del núcleo.

Del análisis de costos, se encontró que el costo nivelado del ciclo combustible del AGR tiene un valor similar al costo de otros reactores de la misma potencia como el AP600, a pesar de tener un enriquecimiento relativamente bajo (cerca de 2%) y vainas de acero inoxidable. Además, del estudio sobre la influencia del enriquecimiento en el valor del costo del ciclo combustible, se encontró que el valor de enriquecimiento adoptado en el diseño del AGR estudiado corresponde a un mínimo costo nivelado del ciclo, así como también a una menor probabilidad de falla de los elementos combustibles dado que se eligió para el diseño el menor valor de enriquecimiento dentro de una zona de indiferencia en el costo, resultando en un menor quemado de extracción.

Con el objetivo de estudiar la estabilidad de las configuraciones neutrónicas analizadas, se realizó un primer estudio de las realimentaciones térmicas en la reactividad. 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 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, en esta sección 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.

Se plantea la necesidad de seguir avanzando en el estudio de las realimentaciones de reactividad por temperatura, con el fin de desarrollar un modelo térmico más detallado del circuito primario del reactor, y de esta forma poder evaluar el coeficiente de potencia a tiempos mayores al estudiado (es decir teniendo en cuenta la transferencia térmica hacia el refrigerante y del núcleo completo), determinar el tiempo de los lazos de control, y poder verificar el signo del coeficiente durante todos los estados de planta permitidos.

Se obtuvo, bajo las aproximaciones de un código de celda, un conjunto de figuras de mérito que fueron optimizadas en el diseño del AGR. Se propone a futuro mejorar la capacidad de cálculo utilizando la ayuda de un código de núcleo, así como el acople térmico con el primario.

El planteo inicial de diseñar un reactor tipo HTGR heterogéneo sigue siendo una propuesta de investigación a futuro muy interesante. Como parte de un estudio inicial, este trabajo permitió una introducción exitosa al estudio del diseño neutrónicamente heterogéneo de un reactor de gas. Esto podría evitar tener que emplear las fuertes penalidades actuales por utilizar coeficientes isotérmicos negativos, en reactores de moderador sólido.

Referencias

- [1] World Nuclear Association. *World Nuclear Power Reactors 2006-08 and Uranium Requirements*. Actualizado 23 de Mayo de 2008.
< <http://www.world-nuclear.org/info/reactors.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] ANSWERS Software Service. *WIMSD: A Neutronics Code for Standard Lattice Physics Analysis*. AEA Technology, 1998.
- [5] IAEA. *Status of and Prospects for Gas-Cooled Reactors*, TRS No.235, Vienna, 1984.
- [6] World Nuclear Association. *Nuclear Power in the United Kingdom*. Actualizado Mayo de 2008.
< <http://www.world-nuclear.org/info/info84.html> >
- [7] Winterton, R. H. S. *Thermal Design of Nuclear Reactors*. Oxford: Pergamon Press, 1981.
- [8] González, J. H. *Diseño conceptual del reactor REMISE*. Trabajo especial (Ingeniería Nuclear). Bariloche, Universidad Nacional de Cuyo, Instituto Balseiro, 1994.
- [9] Silvennoinen, P. *Reactor core fuel management*. Pergamon Press, 1976.
- [10] E.E. Lewis. *Nuclear Power Reactor Safety*. Estados Unidos: John Wiley & Sons, 1977.
- [11] Merrill H. *Kinetics of solid-moderator Reactors*.
- [12] Bridge M. J., George T. A. *Progress in the measurement of fuel temperature coefficients in CAGRs*. IAEA TECDOC No. 358. Berkeley, United Kingdom.
- [13] Lestani, A. H. *Metodología para el Análisis de Celda de Reactores Compactos*. Proyecto Integrador (Ingeniería Nuclear). Bariloche, Universidad Nacional de Cuyo, Instituto Balseiro, 2005.
- [14] Pexon, A. F. *Magnox Reactors and Advanced Gas-cooled Reactors*. IAEA TECDOC 436.
- [15] Keen, B. A. *Development of a High Output AGR*. IAEA TECDOC 436.

Agradecimientos

Hace 6 años y medio comencé esta etapa de estudio la cual hoy estoy finalizando, y por ello estoy muy contento y quiero agradecerles:

A mis padres del alma Roberto y Delcia porque durante toda esta etapa que atravesé me brindaron su apoyo incondicional y sin medida. Muchas gracias viejos, gracias por todo!!

A mis hermanos queridos: Del, Lu, Caro, Marti y Agus, gracias por todo los rezos, apoyo y fuerzas que me enviaron durante todo este tiempo, gracias hermanos por estar siempre!!

A mi novia que tanto amo: Emi, no tengo palabras para agradecerte el apoyo inmenso que me diste desde un comienzo cuando vine Bariloche, a pesar de la distancia siempre estuviste apoyándome en todo momento y mandándome fuerzas para que siga adelante con esta carrera que elegí y que ya estoy terminando. Gracias amor, muchas gracias!!

A mi gran amigo Andrés, que gracias a él supe por primera vez del Instituto Balseiro, y de esta carrera que, desde esa vez me propuse alcanzarla. Gracias por estar siempre!!

A mis amigos: Migue y Juani por estar sin importar la distancia, gracias!!

A mi abuela y a mis tías (Bibi, Inés, Nazaria y Marta) por los rezos y por mandarme fuerzas siempre. Gracias!!

A mi madrina (abuela) Olga por tenerme siempre presente y mandarme fuerzas. Gracias madrina!

A mi director Palito por ayudarme y darme una mano cuando la necesitaba.

Al Chaco por brindarme su tiempo y su ayuda las veces que me encontraba trabado con algún problema.

A José, a quién desde un primer momento en el instituto pude recurrir como un amigo, gracias por tus consejos y los momentos compartidos!!

A los otros chicos con quien compartí los estudios acá en Bariloche: Julito, Diego, Fredy, Fer, Eze, Santi, Ale.

A todos mis familiares que a pesar de la distancia también estuvieron (Marcelo, Ali, Mariano, Ale, Gaby, Osvaldo, Nelly, Clau, Vero, Ernesto, todos mis primos).

A mi segunda familia: Ana, Martín, Juan, M. Elina, Coca. Por estar, apoyarme y quererme como parte de la familia.