



Universidade Federal
do Rio de Janeiro

Escola Politécnica

COMPARAÇÃO NUMÉRICA DE ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS ANELAR E ESFÉRICO SOB CONDIÇÕES ACIDENTAIS DE REATORES HTGR E PWR

Bruno Pinheiro Serrão

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Nuclear da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro.

Orientador: Antônio Carlos Marques Alvim

Rio de Janeiro

Março de 2015

COMPARAÇÃO NUMÉRICA DE ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS ANELAR E
ESFÉRICO SOB CONDIÇÕES ACIDENTAIS DE REATORES HTGR E PWR

Bruno Pinheiro Serrão

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO
CURSO DE ENGENHARIA NUCLEAR DA ESCOLA POLITÉCNICA DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE
ENGENHEIRO NUCLEAR.

Examinado por:

Prof. Antônio Carlos Marques Alvim

Prof. Paulo Fernando Ferreira Frutuoso e Melo

Prof. José Antônio Carlos Canedo Medeiros

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO de 2015

Serrão, Bruno Pinheiro

Comparação Numérica de Elementos Combustíveis Anelar e Esférico Sob Condições Acidentais de Reatores HTGR e PWR / Bruno Pinheiro Serrão – Rio de Janeiro: UFRJ/ESCOLA POLITÉCNICA, 2013.

XII, 56 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Antônio Carlos Marques Alvim

Projeto de Graduação – UFRJ/POLI/ Engenharia Nuclear, 2013.

Referencias Bibliográficas: p. 52

1. Combustível cilíndrico anelar. 2. Combustível esférico. 3. HTGR. 4. PWR. 5. Métodos numéricos. I. Antônio Carlos Marques Alvim. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Curso de Engenharia Nuclear. III. Comparação Numérica de Elementos Combustíveis Anelar e Esférico Sob Condições Acidentais de Reatores HTGR e PWR.

A toda minha família

Agradecimentos

Agradeço primeiramente a Deus por todas as bênçãos que me concede.

Agradeço também a minha família que sempre me apoia e me suportou com todas as condições necessárias para que eu me dedicasse integralmente aos estudos.

Aos meus professores e também amigos que puderam transmitir o conhecimento de forma que atualmente me sinto bastante conhecedor da área.

Aos meus colegas do LMP, que sempre me acolheram desde o momento que cheguei e me incentivaram com palavras de carinho e apoio.

Ao meu orientador, prof. Alvim, que me ajudou bastante no desenvolvimento deste trabalho nos últimos meses vendo meu esforço contínuo para terminá-lo.

A todos os funcionários do PEN, pois sem eles não haveriam as condições necessárias para que pudessemos fazer a nossa parte.

A todos os meus amigos que não foram mencionados e fazem parte da minha vida.

Resumo do Projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica/ UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Nuclear.

COMPARAÇÃO NUMÉRICA DE ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS ANELAR E ESFÉRICO SOB CONDIÇÕES ACIDENTAIS DE REATORES HTGR E PWR

Bruno Pinheiro Serrão

Março/2015

Orientador: Antônio Carlos Marques Alvim

Curso: Engenharia Nuclear

Os elementos combustíveis nucleares possuem diferentes geometrias. Seu uso depende de uma série de fatores como custo, margem de segurança, boa troca de calor, dentre outros. Este trabalho tem como objetivo comparar duas geometrias de elementos combustíveis, cilíndrico anelar e esférico, com relação a margem de segurança e a troca de calor. Para isto foram desenvolvidos dois programas, em linguagem FORTRAN, utilizando métodos numéricos computacionais, para realizar a análise termohidráulica dos reatores PWR e HTGR sob as condições de acidente inserção de refrigerante frio e ejeção de uma barra de controle. O trabalho levou em consideração ainda a inserção de reatividade, calculada a partir do uso das equações da cinética pontual. Os resultados foram dentro do esperado com os valores das temperaturas dos combustíveis não atingindo o valor limite de cada uma das geometrias.

Palavras-chave: Combustível cilíndrico anelar, combustível esférico, HTGR, PWR, métodos numéricos.

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Nuclear Engineer.

NUMERIC COMPARISON BETWEEN ANNULAR AND SPHERICAL FUEL
ELEMENTS DURING ACCIDENTAL CONDITIONS IN HTGR AND PWR
REACTORS

Bruno Pinheiro Serrão

March /2015

Advisor: Antônio Carlos Marques Alvim

Course: Nuclear Engineering

The nuclear fuel assemblies have different geometries. The choice of them depends on some factors as cost, safety margin, efficient heat transfer, and others. The goal of this study is to compare two geometries of fuel elements, annular cylindrical and spherical, in relation to safety margin and the heat transfer. To do this, two programs were developed, in FORTRAN90 language, using numerical computational methods, to perform the thermal hydraulics analysis of PWR and HTGR reactors under accident conditions, cold coolant injection and control rod ejection. The study also used the reactivity insertion, using the point kinetics equations. The results were good and the fuel temperatures were below the limit value for each geometry.

Keywords: Annular cylindrical fuel, spherical fuel, HTGR, PWR, numeric methods.

Sumário

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Objetivos.....	2
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
3	EMBASAMENTO TEÓRICO	5
3.1	Reatores Nucleares	5
3.1.1	Histórico	5
3.1.2	Tipos.....	6
3.2	A Cinética Pontual e a Inserção de Reatividade.....	9
3.3	A Transferência de Calor.....	11
3.3.1	Condução.....	11
3.3.2	Convecção	12
3.4	Os Tipos de Combustíveis.....	13
3.4.1	O Combustível Cilíndrico Sólido.....	13
3.4.2	O Combustível Cilíndrico Anelar	14
3.4.3	O Combustível Esférico	15
3.5	Os Possíveis Acidentes.....	16
3.5.1	LOCA sem Refrigeração de Emergência do Núcleo	16
3.5.2	Ejeção de Barras de Controle	17
3.5.3	Inserção de Água Fria	17
3.6	Os Métodos Numéricos	18
3.6.1	Os Métodos Explícitos	18
3.6.2	Os Métodos Implícitos	19
3.6.3	O Método de Crank-Nicolson	20
4	MODELO MATEMÁTICO	21
4.1	O Combustível Anelar.....	21

4.1.1	Caso Estacionário.....	22
4.1.2	Caso Transiente.....	27
4.2	O Combustível Esférico.....	32
4.2.1	Caso Estacionário.....	33
4.2.2	Caso Transiente.....	36
4.3	Cálculo do Refrigerante.....	39
4.4	Código Implantado.....	40
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	46
6	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	51
	Referências.....	52
	Apêndice I.....	54
	Apêndice II.....	56

Lista de Figuras

Figura 1 - Esquema de um reator do tipo PWR. (BIODIESELBR)	8
Figura 2 - Esquema de um reator do tipo HTGR. (WNA, 2014).....	9
Figura 3 - O dióxido de Urânio com formato cilíndrico sólido. (BUYS, 2009)...	14
Figura 4 - Representação gráfica do combustível em formato anelar. (WANG, 2009)	14
Figura 5 - Representação gráfica do combustível esférico. (THORIUM100).....	15
Figura 6 - Combustível esférico aberto onde é possível se observar as microesferas. (THORIUM100).....	16
Figura 7 - Um exemplo de malha numa roda de um carro. (POSTIMG)	18
Figura 8 - Malha utilizada nos cálculos do combustível anelar.	22
Figura 9- Malha utilizada nos cálculos do combustível esférico.....	32
Figura 10 - Homogeneização do combustível esférico.	33
Figura 11 - Diagrama representativo dos códigos desenvolvidos.....	40
Figura 12 - Perfil de temperatura do combustível anelar.....	46
Figura 13 - Perfil de temperatura do combustível esférico.	46
Figura 14 - Variação temporal da potência no PWR anelar para injeção de refrigerante frio.	47
Figura 15 - Variação temporal da potência no HTGR para injeção de refrigerante frio.	48
Figura 16 - Variação temporal da potência no PWR anelar para ejeção de barra de controle.	49
Figura 17 - Variação temporal da potência no HTGR para ejeção de barra de controle.	49

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Parâmetros usados para o combustível anelar.....	42
Tabela 2 – Parâmetros usados para o combustível Esférico.	43
Tabela 3 – Propriedades usadas no combustível anelar.....	44
Tabela 4 - Propriedades usadas no combustível esférico.....	45

Lista de Siglas

PWR – Pressurized Water Reactor

IAEA – International Atomic Energy Agency

BWR – Boiling Water Reactor

PHWR – Pressurized Heavy Water Reactor

FBR – Fast Breeder Reactor

HTGR – High Temperature Gas Cooled Reactor

LOCA – Loss of Coolant Accident

1 INTRODUÇÃO

Desde que a demanda por energia vem aumentando a cada ano em todo mundo e ainda somando-se os impactos ambientais provenientes do uso de combustíveis fósseis, faz-se necessário o desenvolvimento de tecnologias renováveis de geração de energia.

Somado a isto, o potencial hidrelétrico, principalmente no Brasil, se aproxima rapidamente de sua saturação, de forma que a instalação de novas usinas hidrelétricas não é uma solução a longo prazo para suprir toda a demanda futura por energia.

Uma alternativa poderia ser o uso das energias solar e eólica, que vêm tendo um desenvolvimento tecnológico de forma bastante acentuada nos últimos anos. Entretanto, estas formas de energia não servem para suprir a base da demanda, pois são fontes intermitentes de energia, ou seja, são energias que não se apresentam a todo momento ou em todo o ano. Por exemplo, não é possível a geração de energia a partir do Sol a noite ou em períodos em que o céu está nublado, da mesma forma que não é possível a geração de energia a partir do vento quando não há vento. Portanto, estas formas de geração são apenas complementares à geração energética de um país.

A solução mais pertinente e cabível para suprir a demanda futura de energia na base da curva de demanda seria então a instalação de usinas termoelétricas. Porém, com a preocupação relacionada ao aquecimento global, as usinas termoelétricas a óleo e carvão perdem força neste âmbito, mesmo sendo o carvão uma matéria-prima bastante abundante em todo o mundo.

Com todo este cenário montado, a energia nuclear ganha bastante força e parece ser uma opção bastante interessante, pois não libera gases tóxicos na atmosfera e trabalha na base da curva de demanda.

Há quem diga que é muito perigosa a geração de energia nuclear. Realmente é perigosa, mas o conceito de perigo deve ser separado do conceito de risco. Uma usina nuclear é bastante perigosa, pois a fonte de energia o é. Entretanto, a maior parte dos gastos de uma usina nuclear está voltada para os mecanismos de segurança da mesma. Assim, o risco de que algum acidente ocorra é muito baixo, fazendo com que seja uma forma de geração de energia bastante segura.

Para se ter uma ideia, os cálculos de risco de acidentes em usinas nucleares mostram que a chance de morte por terremotos, acidentes naturais, furacões, tornados, acidentes aéreos, falha de represas, incêndios, explosões são muito maiores que a

chance de morte por eventos em cem usinas nucleares. Em alguns casos, até o risco de morte por um meteorito é maior que o risco de morte por acidente nuclear, WASH-1400 (1975).

1.1 Objetivos

Com base nesta necessidade de energia e considerando que a nuclear se mostra a alternativa mais sensata, este trabalho visa calcular e comparar, utilizando métodos numéricos, o comportamento dos elementos combustíveis nuclear anelar e esférico em condições de acidentes que possam vir a ocorrer numa usina.

Os parâmetros relacionados à transferência de calor como temperatura, fluxo de calor, dentre outros, serão calculados para avaliar a margem de segurança de diferentes elementos combustíveis.

Além disso, com a realização deste estudo, futuros trabalhos e até um futuro desenvolvimento de tecnologias de combustíveis nucleares mais seguros poderão ser realizados visando sempre o melhor desempenho e aproveitamento do combustível.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo serão apresentados alguns trabalhos realizados anteriormente que possuem seus temas próximos ou relacionados ao assunto abordado neste trabalho, ou seja, que abordam comparações entre elementos combustíveis, ou cálculos termohidráulicos de elementos combustíveis anelar ou esférico, ou ainda o uso de métodos numéricos para a realização de cálculos.

Falando com relação ao combustível anelar, DUARTE *et al.* (2014), SATHIYASHEELA *et al.* (2010) e YANG *et al.* (2009) realizaram trabalhos relacionados com o assunto.

DUARTE *et al.* (2014) e YANG *et al.* (2009) realizaram uma análise termo-hidráulica mais completa com cálculo de temperatura do combustível, do revestimento, coeficiente de transferência de calor e da reatividade. A diferença entre as análises é que DUARTE *et al.* (2014) realizaram os cálculos num programa que desenvolveram para dois transientes de potência, ejeção de barra de controle e inserção de água fria, e compararam os resultados com os mesmos parâmetros do elemento cilíndrico sólido, enquanto YANG *et al.* (2009) usaram o programa DUO_THERM e consideraram o inchaço e a dilatação do combustível dentro da vareta, ou seja, a variação na condutividade térmica, realizando um cálculo muito mais preciso e próximo da realidade. A proposta deste trabalho é mais parecida à de DUARTE *et al.* (2014), considerando-se uma comparação com um elemento combustível esférico.

Já SATHIYASHEELA *et al.* (2010) realizaram a transferência de calor no combustível anelar para comparar o modelo usado com o método implícito de Crank-Nicolson. O trabalho foi realizar uma correção no modelo de parâmetros concentrados, pois o mesmo realiza o cálculo termo-hidráulico para o combustível cilíndrico sólido. A correção foi feita inserindo condições de contorno que fizeram com que um buraco d'água fosse simulado no combustível cilíndrico sólido, transformando-o em um combustível anelar. Assim como DUARTE *et al.* (2014), SATHIYASHEELA *et al.* (2010) realizaram cálculos para acidentes de transientes de potência e perda de refrigeração.

Com relação ao combustível esférico, HUDA *et al.* (2008) e YAMOAHA *et al.* (2012) realizaram análises de reatores do tipo leito fluidizado. HUDA *et al.* (2008) realizaram as simulações nos programas MCNP, ORIGEN e RELAP5 avaliando parâmetros como

queima, esquema de recarga e características de segurança e termo-hidráulicas. YAMOAH *et al.* (2012), entretanto, desenvolveram um programa próprio para analisar o escoamento e a transferência de calor no reator. Analisaram parâmetros como queda de pressão, coeficiente de transferência de calor e condutividade térmica.

3 EMBASAMENTO TEÓRICO

Neste capítulo, serão apresentados os conceitos dos assuntos tratados neste trabalho, retirados de livros especializados, de forma a permitir o perfeito entendimento do trabalho.

3.1 Reatores Nucleares

Os reatores nucleares são usados para a geração de energia elétrica a partir da fissão do átomo de um elemento químico pesado, geralmente o urânio (U) ou o plutônio (Pu), e o calor produzido nesta interação aquecerá algum fluido que irá girar uma turbina de alguma forma. Por exemplo, num PWR o calor gerado aquece a água do sistema primário que troca calor com a água de um segundo sistema e esta se vaporiza, girando uma turbina.

Dois conceitos importantes são os de moderador e refrigerante.

O moderador é um material presente dentro do núcleo que tem como objetivo diminuir a energia cinética dos nêutrons, e desta forma, sua velocidade. São necessários em reatores que precisam de nêutrons mais lentos, chamados térmicos, para a fissão do átomo pesado.

O refrigerante é um material, geralmente um fluido, que é usado para retirar calor do núcleo para que o mesmo não derreta ou perca sua integridade com rachaduras e alteração de propriedades. Essa retirada de calor também ajuda a evitar a interação do revestimento com o oxigênio gerando gás hidrogênio (H_2) que em concentrações acima de 5% é inflamável.

3.1.1 Histórico

O primeiro reator nuclear que conseguiu gerar energia, em 03 de Setembro de 1948, estava localizado em Oak Ridge, Tennessee nos Estados Unidos e era usado para a realização de experimentos, (WIKIPEDIA). Estes experimentos foram desenvolvidos inicialmente com o objetivo de desenvolvimento de armamentos nucleares. Posteriormente, começaram os desenvolvimentos visando à geração de energia elétrica.

Em 27 de Junho de 1954 começou a operar o primeiro reator nuclear ligado à rede de geração de energia elétrica, em Obninsk na União Soviética, MARCUS (2010).

Atualmente, o país que mais se beneficia desta tecnologia é a França, que possui aproximadamente 75% da energia elétrica do país produzida por usinas nucleares. Entretanto, os Estados Unidos são o país que apresentam a maior quantidade de reatores nucleares em operação, dado seu tamanho físico que é muito maior que o território francês. Vale destacar também o crescimento acelerado nos últimos anos do programa nuclear chinês, dado o crescimento conhecido e, conseqüentemente, a alta demanda por energia elétrica no país.

Pode ser visto, no Apêndice I, uma tabela retirada de IAEA (2012), com o número de reatores nucleares presentes em todos os países, distinguindo os reatores em operação, em construção e em descomissionamento.

No Brasil, o complexo nuclear de Angra possui atualmente duas usinas nucleares do tipo PWR em operação, Angra 1 e Angra 2. Além destas, a usina nuclear de Angra 3 está em construção com previsão de término para 2018.

3.1.2 Tipos

Quanto à maneira de se gerar energia elétrica a partir do núcleo atômico existem dois tipos de reatores nucleares.

O reator à fissão nuclear gera energia a partir da fissão do núcleo de um átomo pesado usando-se uma partícula como projétil. Os reatores a fissão geram energias extremamente elevadas se comparados a outras formas de geração de energia. Para se ter uma ideia, com 10 gramas de combustível nuclear consegue-se gerar a mesma quantidade de energia em 700 kg de óleo, 1200 kg de carvão e 400 m^3 de gás natural, (slideplayer).

É o modelo de reator difundido, já que o reator à fusão, que será apresentado logo a seguir, ainda não possui sua tecnologia completamente desenvolvida.

Outro tipo de reator existente é o reator à fusão nuclear. Este gera energia a partir da fusão de núcleos de hidrogênio (*H*) radioativo, deutério (*D*) e trítio (*T*), átomos com baixo número atômico, formando átomos de hélio (*He*). O deutério é bastante abundante nas profundezas dos oceanos. Já o trítio pode ser produzido a partir do átomo de lítio (*Li*).

A quantidade de energia gerada é ainda maior que a num reator à fissão nuclear, algo em torno de 3 a 4 vezes. Entretanto, a necessidade de se trabalhar com

temperaturas elevadíssimas e de se ultrapassar a barreira coulombiana entre os átomos que irão interagir requer uma demanda de energia inicial muito alta o que torna ainda hoje a tecnologia como não desenvolvida. Para se ter uma ideia, a fusão nuclear é um fenômeno que ocorre no Sol, onde a temperatura gira em torno dos 6000 °C. A essa temperatura a matéria passa a um quarto estado, chamado de plasma, e sua manipulação deve ser feita através de campos eletromagnéticos.

Quanto ao tipo de reator usado, existem vários tipos de reatores e apenas os usados no estudo serão apresentados. Cada elemento combustível, chamado assim simplesmente pelo fato de gerar energia e não por sofrer combustão, possui características próprias.

A tabela apresentada no Apêndice II, obtida de IAEA (2012), mostra a quantidade dos reatores presentes no mundo com relação ao seu tipo.

2.1.2.a PWR

Do inglês *Pressurized Water Reactor* (PWR), o reator do tipo PWR é um reator que utiliza água pressurizada a altas pressões, mecanismo que permite trabalhar com altas temperaturas sem que a água do sistema primário evapore. A água é refrigerante e moderador neste tipo de reator. O combustível deve ser enriquecido em cerca de 3%, pois a água absorve nêutrons na reação. Possui três sistemas, o primário, o secundário e o terciário.

O sistema primário é o que resfria o núcleo e a água que circula nele é radioativa. Além disso, é neste sistema que a água trabalha com altíssimas pressões.

O sistema secundário é onde a água evapora girando a turbina. A água que circula no secundário não é radioativa, pois a troca de calor acontece através dos tubos em forma de “U” no gerador de vapor, separados do sistema primário.

O sistema terciário é o que simplesmente retira calor do condensador. Usa água dos oceanos ou rios próximos às usinas e não há contaminação desta água com material radioativo.

A Figura 1, adaptada de (BIODIESELBR), mostra um esquema de um reator do tipo PWR.

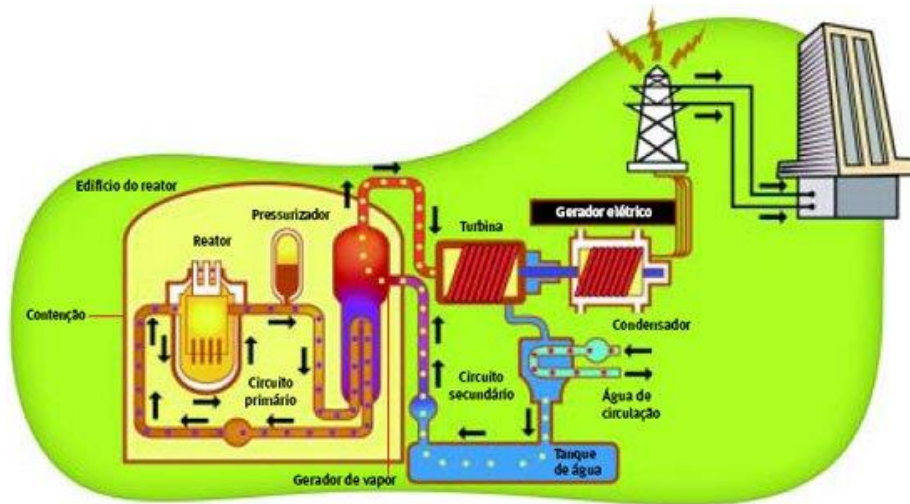


Figura 1 - Esquema de um reator do tipo PWR. (BIODIESELBR)

2.1.2.b HTGR

Do inglês *High Temperature Gas-cooled Reactor* (HTGR), o reator do tipo HTGR é um reator que usa grafite como moderador e circulação de gás hélio (He) como refrigerante. Seu elemento combustível é uma esfera de grafite com milhares de microesferas de átomo pesado, geralmente urânio (U). Possui uma grande margem de segurança devido às seguintes características: alta capacidade térmica do grafite, estabilidade química, alta retenção de temperatura dos componentes do núcleo, grande inércia do combustível, do refrigerante e do moderador, alta retenção dos produtos de fissão pelas camadas do combustível, as características monofásicas do refrigerante gás hélio (He) e o coeficiente de temperatura negativo de reatividade do núcleo. Usa urânio (U) enriquecido e altas pressões, assim como a maioria dos anteriores.

A Figura 2, adaptada de (WNA, 2014), mostra um esquema de um reator do tipo HTGR.

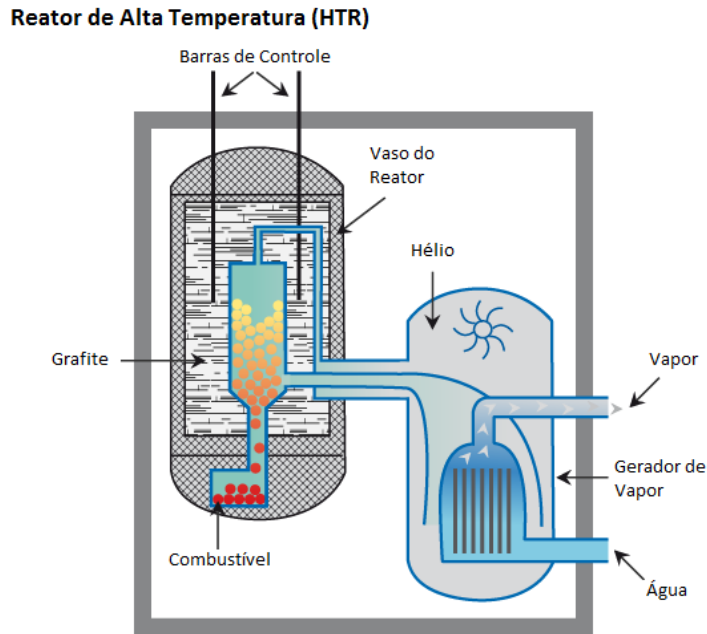


Figura 2 - Esquema de um reator do tipo HTGR. (WNA, 2014)

3.2 A Cinética Pontual e a Inserção de Reatividade

Apesar dos conceitos básicos da Física de Reatores não serem apresentados neste trabalho, esta seção pode ser facilmente entendida apenas com os assuntos aqui abordados.

O que acontece é que um reator nuclear opera com uma população de nêutrons constante, ou em estado estacionário, durante o período em que está em operação normal. Porém, qualquer distúrbio no reator, como um acidente com perda de refrigerante ou uma ejeção de uma barra de controle, por exemplo, irá fazer com que o reator passe para um estado transiente, aumentando ou diminuindo a população de nêutrons.

A cinética pontual é a parte da física de reatores que vai estudar a população de nêutrons presentes no reator em cada instante de tempo. As equações da cinética pontual são apresentadas abaixo, DUDERSTADT *et al.* (1976):

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

e

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} n(t) - \lambda_i C_i(t) \quad (2)$$

onde $i = 1, \dots, 6$; $n(t)$ é o número de nêutrons presentes no reator no instante t , $C_i(t)$ é a concentração de um dado precursor para o i -ésimo grupo de energia, β_i é a fração de nêutrons retardados para o i -ésimo grupo de energia, λ_i é a constante de decaimento do i -ésimo grupo e Λ é tempo de geração do nêutron.

Como pode ser facilmente visualizado, as eqs. (1) e (2) determinam a população de nêutrons em cada instante de tempo e conseqüentemente a potência do reator neste mesmo instante de tempo. A potência do reator (P) é relacionada com o número de nêutrons pela eq. (3), DUDERSTADT *et al.* (1976):

$$P(t) = w_f v \Sigma_f n(t) \quad (3)$$

onde $P(t)$ é a potência do reator no instante de tempo t , Σ_f é a seção de choque macroscópica de fissão, v é o número médio de nêutrons emitidos na fissão e w_f é a energia média liberada em cada fissão.

Outra variável interna importante do reator é a reatividade. A reatividade, $\rho(t)$, mede o desvio da multiplicação do núcleo de seu valor crítico. É relacionada com o fator de multiplicação, k , pela eq. (4), DUDERSTADT *et al.* (1976):

$$\rho(t) = \frac{k(t) - 1}{k(t)} \quad (4)$$

O fator de multiplicação, k , é sempre um número positivo. Também é importante destacar os possíveis valores de k .

Para $k = 1$, o reator está crítico, ou seja, a população de nêutrons é constante e, conseqüentemente, $\rho(t) = 0$.

Para $k < 1$, o reator está subcrítico, ou seja, a população de nêutrons está decrescendo e, conseqüentemente, $\rho(t) < 0$.

Para $k > 1$, o reator está supercrítico, ou seja, a população de nêutrons está aumentando e, conseqüentemente, $\rho(t) > 0$.

A reatividade, $\rho(t)$, pode ser escrita segundo a eq. (5), que é uma soma de duas contribuições, a primeira representando a reatividade controlada externamente, inserção ou retirada de barras de controle, e a segunda representando a reatividade correspondente aos mecanismos de realimentação próprios, mudança de temperatura no interior do núcleo gerada pela alteração de potência, DUDERSTADT *et al.* (1976):

$$\rho(t) = \delta\rho_{ext}(t) + \delta\rho_f[P] \quad (5)$$

O segundo termo da eq. (5) é negativo (quando o reator está no estado estacionário), ou seja, em operação normal. Assim para que a reatividade seja nula e a criticalidade do sistema seja mantida, que é o que desejamos quando o reator está em operação normal, o primeiro termo deve suprir a reatividade negativa do segundo termo de forma que:

$$\rho_0 + \rho_f[P_0] = 0 \quad (6)$$

A eq. (5) pode ainda ser modificada, pois a variação de reatividade, $\delta\rho_f$, pode ser substituída pela eq. (7):

$$\alpha_T = \frac{\partial\rho}{\partial T} \quad (7)$$

onde α_T é o coeficiente de variação da reatividade com a temperatura e deve ser negativo para estabilizar o reator em quaisquer condições de operação.

Se substituirmos a eq. (7) na eq. (5), obtemos a eq. (8):

$$\rho(t) = \delta\rho_{ext}(t) + \alpha_T \delta T[P] \quad (8)$$

3.3 A Transferência de Calor

No estudo da transferência de calor devem ser levados conjuntamente em conta os três modos de transferência que são: a condução, a convecção e a radiação. Por exemplo, se pensarmos numa pessoa tomando sol na praia num dia ensolarado os três modos estão presentes na transferência de calor. Por condução, a areia troca calor com o pé ou com as costas dependendo se a pessoa está deitada ou em pé. Por convecção, o ar troca calor com o corpo da pessoa. Por radiação, o sol transfere calor para a parte do corpo da pessoa que está virada para o corpo celeste. Muitas vezes os modos são avaliados separadamente para simplificar a análise.

3.3.1 Condução

A condução é o modo de transferência de calor que ocorre quando há contato entre os corpos. Em nível molecular, as moléculas mais aquecidas estão mais agitadas

que as menos aquecidas e começam a agitá-las, fazendo com que sua temperatura aumente. Desta forma, o calor é transferido linearmente. Para exemplificar, podemos imaginar uma pessoa que segura um pedaço de metal com a ponta mais distante da mão do indivíduo dentro de uma lareira ou uma fogueira. Se o mesmo deixar o metal por um determinado tempo nesta configuração, após um determinado período de tempo o indivíduo se queimará, pois o calor teria sido transferido da extremidade oposta da barra até a extremidade de sua mão.

A lei que governa a condução do calor é a lei de Fourier que diz que o fluxo de calor por condução, em uma dada direção, é proporcional ao gradiente de temperatura naquela direção. A eq. (9) mostra a lei de Fourier para uma troca de calor em x , ÖZISIK (1990):

$$q'' = -k \frac{dT}{dx} \quad (9)$$

onde q'' é o fluxo de calor no eixo x , k é condutividade térmica do material, que é uma grandeza positiva, e dT/dx é a variação da temperatura no eixo x .

O sinal negativo está presente, pois o fluxo de calor é inverso ao gradiente de temperatura. Assim, como mencionado anteriormente, o calor sempre irá fluir do corpo mais quente para o corpo mais frio.

3.3.2 Convecção

A convecção é o modo de transferência de calor que ocorre quando um fluido escoar sobre um corpo. Se o fluido escoar sobre o corpo devido a agentes externos, como ventos ou bombas, chama-se de convecção forçada. Por outro lado, se o que ocasiona o escoamento do fluido é a diferença de densidade do próprio fluido, a convecção é natural. A lei que governa a convecção é, INCROPERA *et al.* (2008):

$$q'' = h(T_s - T_\infty) \quad (10)$$

onde q'' é o fluxo de calor da superfície para o fluido, T_s é a temperatura da superfície, T_∞ é a temperatura do fluido e h é o coeficiente de transferência de calor.

Como o calor flui do corpo mais quente para o mais frio, se o fluido estiver mais quente que a superfície o fluxo de calor será no sentido contrário e a equação deverá ser:

$$q'' = h(T_\infty - T_s) \quad (11)$$

O coeficiente de transferência de calor h varia com uma série de fatores, entre eles: fluxo de escoamento, geometria do corpo, área de escoamento, propriedades físicas do fluido, temperatura média e posição ao longo do corpo.

Em geral, usa-se o valor do coeficiente de transferência de calor médio h_m para facilitar os cálculos, obtendo-se assim um fluxo médio de calor q_m sobre o corpo.

Uma série de experimentos já realizados proporciona uma grande quantidade de correlações para algumas configurações simples do corpo como escoamento no interior de tubos, escoamento transversal a um cilindro, escoamento sobre uma placa plana dentre outros. Estas correlações permitem calcular o coeficiente de transferência de calor médio h_m a partir das propriedades do fluido e da parede, através de parâmetros adimensionais como o número de Reynolds (Re), número de Prandtl (Pr), número de Nusselt (Nu) dentre outros.

É importante lembrar que cada correlação apresenta um intervalo de validade e também uma porcentagem de exatidão já que não são expressões analíticas e sim experimentais. Por exemplo, a equação de Whitaker para o escoamento de gases e de líquidos em torno de uma esfera única é válida no intervalo, ÖZISIK (1990):

$$3.5 < Re < 80000$$

$$0.7 < Pr < 380$$

$$1 < \mu_\infty < 3.2$$

$$1 < \mu_w < 3.2$$

onde μ_∞ e μ_w são as viscosidades dinâmicas do fluido e da parede, respectivamente.

3.4 Os Tipos de Combustíveis

Nesta seção, serão apresentados alguns dos tipos de combustíveis quanto a sua geometria. Sabe-se que, dependendo da geometria utilizada num reator, a abordagem das variáveis deve ser realizada de forma distinta.

3.4.1 O Combustível Cilíndrico Sólido

Este é o combustível usado no complexo nuclear de Angra e é também o mais usado em todo o mundo. Por possuir uma forma cilíndrica sólida, possui revestimento apenas na parte externa, local onde o refrigerante flui. Por esta razão, as temperaturas no centro da vareta são extremamente altas e devem ser analisadas e controladas de forma que a segurança do reator seja mantida.

A seguir é apresentada a Figura 3, obtida de BUYS (2009), que mostra o combustível acima citado.



Figura 3 – O dióxido de Urânio com formato cilíndrico sólido. (BUYS, 2009)

3.4.2 O Combustível Cilíndrico Anelar

A segunda geometria de combustível que será apresentada é o combustível anelar. Sua particularidade é que como possui forma geométrica de anel, há refrigerante fluindo tanto na parte externa como na interna das varetas. Além disso, também apresenta revestimento em ambas as extremidades. Desta forma, diferentemente do primeiro, as temperaturas são mais baixas fazendo com que o reator trabalhe com uma margem de segurança maior que o anterior.

A Figura 4, obtida de DOMINGUEZ (2012), apresenta um combustível cilíndrico anelar.

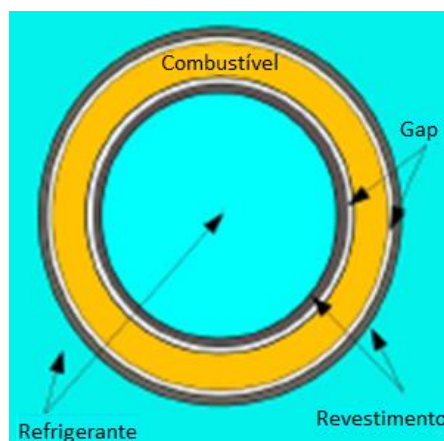


Figura 4 – Representação gráfica do combustível em formato anelar. (WANG, 2009)

3.4.3 O Combustível Esférico

O terceiro e último que será apresentado neste trabalho é o elemento combustível com formato esférico. Sua composição é bastante complexa em relação aos outros elementos. Cada esfera tem aproximadamente 60 milímetros e é composta de uma matriz de grafite. Dentro desta matriz existem aproximadamente 11 mil microesferas compostas de quatro camadas sendo três camadas que envolvem a mais interna que pode ser de dióxido de urânio (UO_2) ou de dióxido de tório (ThO_2).

Uma representação gráfica é apresentada na Figura 5, obtida em (THORIUM100).

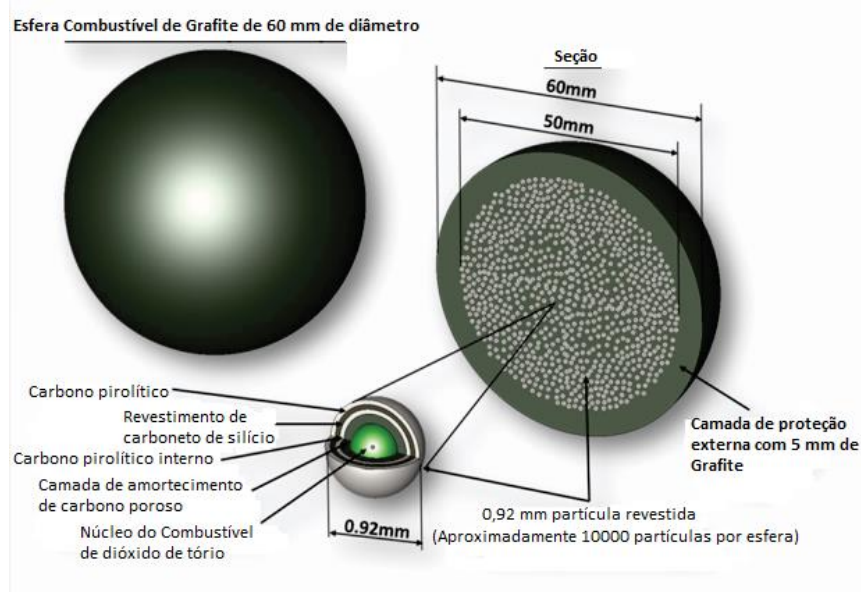


Figura 5 – Representação gráfica do combustível esférico. (THORIUM100)

A Figura 6 que mostra uma foto de uma esfera aberta mostrando as microesferas, obtida de (THORIUM100).



Figura 6 – Combustível esférico aberto onde é possível se observar as microsferas.
(THORIUM100)

3.5 Os Possíveis Acidentes

Numa usina nuclear, apesar de toda a segurança, é possível que ocorram acidentes. Segundo (ELETRONUCLEAR), existem dois tipos de acidentes possíveis numa usina: os acidentes de base de projeto e os acidentes além da base de projeto. Os acidentes de base de projeto são acidentes que já estão no projeto. São os acidentes mais relevantes e os de maior impacto que podem vir a ocorrer nas centrais nucleares. Os acidentes além da base de projeto são acidentes onde as defesas (sistemas de proteção) foram todas violadas, ou seja, são acidentes severos que podem causar danos ao núcleo do reator.

São apresentados a seguir, os principais acidentes que podem ocorrer numa instalação nuclear.

3.5.1 LOCA sem Refrigeração de Emergência do Núcleo

Um LOCA, do inglês *Loss of Coolant Accident*, é a perda de refrigerante no circuito primário e pode ser um pequeno vazamento ou um grande vazamento.

Quando um LOCA ocorre durante a operação, entra em funcionamento o sistema de refrigeração de emergência do núcleo, que tem o objetivo de injetar refrigerante no sistema primário que está sofrendo a perda do mesmo.

Um LOCA sem refrigeração é, então, um LOCA seguido de uma falha do sistema de refrigeração de emergência fazendo com que o refrigerante que está sendo perdido não volte para o sistema primário ocasionando uma clara perda de refrigeração do núcleo e podendo ocasionar sérios danos ao núcleo do reator.

3.5.2 Ejeção de Barras de Controle

Uma ejeção de barra de controle pode levar a um acidente induzido por reatividade devido à diferença de pressão entre o refrigerante primário e a contenção, pois o refrigerante se vaporiza aquecendo o combustível, IAEA (2003). Ocorre uma rápida inserção de reatividade e a um acidente induzido por reatividade e um pequeno LOCA, ao mesmo tempo.

O aumento na reatividade gera um aumento de potência e posteriormente, um aumento na temperatura. Se, com isso, a reatividade continuar positiva, então as temperaturas da estrutura do núcleo continuarão aumentando, fazendo com que possa ocorrer algum acidente mais sério no núcleo, como o derretimento das varetas.

3.5.3 Inserção de Água Fria

Em alguns reatores do tipo PWR, em operação normal, o refrigerante entra no reator à temperatura de 293°C. Ao local de entrada do refrigerante dá-se o nome de perna fria. Após a passagem pelo núcleo do reator, o refrigerante possui uma temperatura de aproximadamente 330°C devido à retirada de calor que o refrigerante realizou no combustível. Ao local de saída do refrigerante no núcleo dá-se o nome de perna quente.

A inserção de água fria pode ocasionar um acidente conhecido como choque térmico pressurizado, IAEA (2003). Como o reator foi desenvolvido para operar numa dada faixa de temperatura, um aumento nesta faixa faz com que o reator trabalhe em condições diferentes das normais fazendo com que possa ocorrer algum dano na estrutura do material do núcleo, rachaduras no vaso de pressão e no elemento combustível.

A integridade da estrutura do núcleo não pode ser posta em risco, pois o projeto foi desenvolvido para que o núcleo seja operado com as geometrias determinadas e uma mudança nas mesmas poderia ocasionar operação fora dos limites de projeto, algo extremamente perigoso do ponto de vista das variáveis de todo o sistema.

Portanto, pode-se perceber claramente que a principal coisa a se fazer em uma usina nuclear, em qualquer momento, é, primeiramente, a refrigeração do núcleo e, posteriormente, mas não menos importante, a troca de calor entre o primário e o secundário.

A não realização dos passos mencionados acima pode acarretar um dano sério e muito grave ao núcleo do reator e um acidente mais grave com vazamento de elementos radioativos para fora da contenção.

3.6 Os Métodos Numéricos

O conceito de método numérico é uma solução computacional para algum problema, geralmente matemático. Estes métodos são usados quando os cálculos analíticos são extremamente trabalhosos e longos, ou quando se pretende fazer uma simulação com vários passos, por exemplo, uma variação a cada segundo até 5 mil segundos, além de outros possíveis usos.

Nos métodos de diferenciação, divide-se o elemento que será alvo de estudo em vários pequenos pedaços definidos pelo indivíduo que irá realizar o cálculo, constituindo uma malha. A malha também dependerá do poder computacional da máquina que será usada e da complexidade dos cálculos que serão realizados. Se os cálculos forem muito complexos com uma malha muito reduzida, o tempo computacional será muito grande, além de alguns tipos de computadores não conseguirem executar os cálculos.

A Figura 7, segundo (POSTIMG), mostra a representação de uma malha. Pode ser visto nitidamente locais onde a malha é mais detalhada e outros onde é menos detalhada.

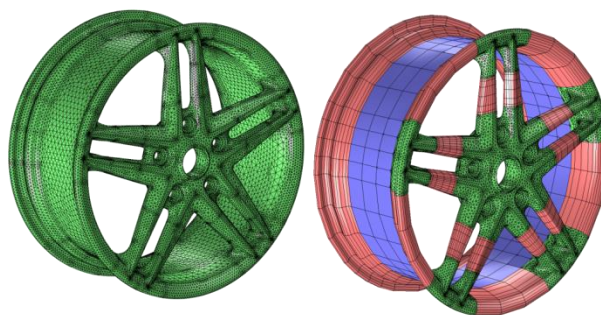


Figura 7 – Um exemplo de malha numa roda de um carro. (POSTIMG)

3.6.1 Os Métodos Explícitos

Nos métodos explícitos, são realizadas aproximações para a segunda derivada no espaço e para a primeira derivada no tempo. Podemos obter o valor de uma variável se possuímos sua distribuição espacial num dado momento inicial. A forma com que é

feita a aproximação é mostrada nas eqs. (12) e (13), onde é exemplificada uma aproximação para os termos da equação do calor, CHAPRA *et al.* (2010):

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{T_{i+1}^l - 2T_i^l + T_{i-1}^l}{(\Delta x)^2} \quad (12)$$

e

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_i^{l+1} - T_i^l}{\Delta t} \quad (13)$$

As eqs. (12) e (13) acima possuem um erro de $O[(\Delta x)^2]$ e $O(\Delta t)$, respectivamente. Estas equações podem ser escritas para todos os nodos da malha, promovendo, assim, uma forma explícita para calcular os valores de cada nodo em um tempo futuro a partir dos valores do tempo inicial e das temperaturas vizinhas.

Os métodos explícitos apresentam problemas relacionados à estabilidade e maiores erros de truncamento em relação aos métodos implícitos, que influenciam a solução.

3.6.2 Os Métodos Implícitos

Os métodos implícitos não apresentam os problemas de estabilidade e possuem menores erros de truncamento que os métodos explícitos, porém usam a expansão de algoritmos mais complicados.

A diferença básica está na transformação da derivada segunda que, para os métodos implícitos, usa os valores do tempo posterior. A eq. (14) é a mesma exemplificação apresentada para o método explícito anterior, ou seja, um termo da equação do calor, com a aproximação do método implícito, CHAPRA *et al.* (2010):

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{T_{i+1}^{l+1} - 2T_i^{l+1} + T_{i-1}^{l+1}}{(\Delta x)^2} \quad (14)$$

Para conseguir resolver o método implícito, é preciso calcular primeiramente a variável para o tempo anterior, neste caso o termo T . Além disso, este método gera uma quantidade n de equações com a mesma quantidade n de incógnitas. Desta forma, é um processo muito mais exato que o método explícito com o ônus de ser mais trabalhoso e complicado.

3.6.3 O Método de Crank-Nicolson

Apesar do método implícito ser incondicionalmente estável, diferentemente do método explícito, possui o inconveniente que a precisão da aproximação da diferença temporal é de primeira ordem enquanto que a precisão da aproximação da diferença espacial é de segunda ordem.

Embora tenha ocorrido uma melhora considerável com relação à estabilidade, ainda há uma precisão atrelada ao número de passos no tempo. Assim, se o número de passos no tempo for muito grande, a precisão não será tão melhor quanto a do método explícito.

O método de Crank-Nicolson é uma ferramenta que possibilita solucionar todos os problemas mencionados acima, pois apresenta uma precisão da aproximação, tanto para o tempo quanto para o espaço, de segunda ordem.

Para realizar esta precisão, as aproximações são realizadas no ponto médio da variação temporal. A seguir são apresentados os mesmos termos da equação do calor com a aproximação pelo método de Crank-Nicolson, CHAPRA *et al.* (2010):

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_i^{l+1} - T_i^l}{\Delta t} \quad (15)$$

e

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{2} \left[\frac{T_{i+1}^l - 2T_i^l + T_{i-1}^l}{(\Delta x)^2} + \frac{T_{i+1}^{l+1} - 2T_i^{l+1} + T_{i-1}^{l+1}}{(\Delta x)^2} \right] \quad (16)$$

As equações geradas também possuem n incógnitas com o mesmo número de equações n . A matriz é uma matriz tridiagonal.

4 MODELO MATEMÁTICO

Neste capítulo será apresentado todo o cálculo que foi desenvolvido no estudo para a comparação final dos dois tipos de elementos combustíveis estudados.

Os dois tipos de elementos combustíveis considerados no trabalho são o cilíndrico anelar (em forma de anel) e o esférico.

O método de discretização usado para o cálculo das temperaturas do regime estacionário foi o método de diferenças finitas, enquanto que o método de discretização utilizado para o cálculo das temperaturas do regime transiente foi o método implícito de Crank-Nicolson, pois é o método que apresenta a melhor aproximação para equações diferenciais de segunda ordem. Para isso é necessário que as temperaturas do tempo precedente em cada passo sejam conhecidos.

As equações apresentadas a seguir serão usadas para a discretização da equação do calor em todos os casos. Elas substituirão as derivadas com relação ao tempo, e espaço. São elas:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T_i^{t+1} - T_i^t}{\Delta t} \quad (17)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} = \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta r} \quad (18)$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} = \frac{T_{i-1} - 2T_i + T_{i+1}}{\Delta r^2} \quad (19)$$

Foram realizados cálculos apenas para dois tipos de acidentes nucleares, os quais são injeção de água fria e ejeção de uma barra de controle.

Também foram levados em conta a inserção de reatividade devido aos acidentes mencionados acima e à variação das temperaturas das varetas combustíveis e dos refrigerantes ou moderador a cada variação de tempo, ou seja, um regime transiente de temperatura e potência.

4.1 O Combustível Anelar

Como já mencionado anteriormente, o método de Crank-Nicolson requer os valores das variáveis atual e anterior para realizar o cálculo. Desta forma, as temperaturas do estado estacionário serão calculadas antes da ocorrência do acidente, e assim as temperaturas do transiente serão calculadas posteriormente.

É importante destacar que os cálculos foram realizados para uma malha radial com 11 pontos internos à vareta, como mostra a Figura 8.

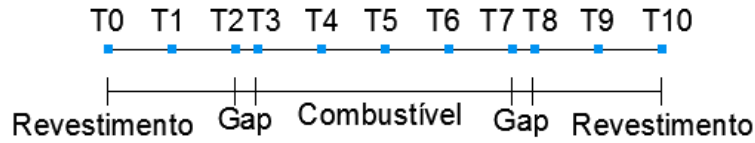


Figura 8 – Malha utilizada nos cálculos do combustível anelar.

Vale ressaltar que à esquerda de T0 e à direita de T10 é onde se encontram as interfaces revestimento-refrigerante. À esquerda de T0 flui o refrigerante interno e à direita de T10 flui o refrigerante externo, sendo, conseqüentemente, T0, T1 e T2 os pontos do revestimento interno e T8, T9 e T10 os pontos do revestimento externo.

Além desta malha radial, há uma divisão transversal do combustível ao longo de sua altura em 25 pontos. Em cada um desses pontos foi assumida uma temperatura para os refrigerantes interno e externo, calculadas por interpolação linear, pois é conhecida a temperatura do refrigerante na entrada e na saída do reator.

4.1.1 Caso Estacionário

Na interface revestimento-combustível interno, o fluxo de calor por condução se iguala ao fluxo de calor por convecção de forma que:

$$q''_{cond} = q''_{convec} \quad (20)$$

e

$$k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{\infty_{int}} (T_w - T_{\infty_{int}}) \quad (21)$$

Fazendo $w = 0$, usando a eq. (18) na eq. (21) e desenvolvendo chegamos a:

$$-(k_c + h_{\infty_{int}} \Delta r_c) T_0 + k_c T_1 = -h_{\infty_{int}} \Delta r_c T_{\infty_{int}} \quad (22)$$

que é uma das condições de contorno necessárias para resolver o sistema.

Nos revestimentos interno e externo, utilizamos a equação de condução de calor sem geração interna de calor, sendo esta da forma:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (23)$$

Utilizando as eqs. (18) e (19) na eq. (23), temos:

$$\frac{1}{\Delta r_c^2} (T_{i-1} - 2T_i + T_{i+1}) + \frac{1}{i\Delta r_c} \left(\frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta r_c} \right) = 0 \quad (24)$$

E rearranjando os termos da temperatura, temos:

$$T_{i-1} - \left(2 + \frac{1}{i} \right) T_i + \left(1 + \frac{1}{i} \right) T_{i+1} = 0 \quad (25)$$

onde $i = 1$ para o revestimento interno e $i = 9$ para o externo.

Na interface revestimento-gap interno, igualamos mais uma vez o fluxo de calor por condução ao fluxo de calor por convecção, eq. (21). Entretanto, por não haver um ponto interno ao gap, devemos igualar o calor gerado de forma que a eq. (21) é modificada para o gap, tornando-se:

$$r_o \frac{k_c (T_2 - T_1)}{\Delta r_c} = h_g r_{fi} (T_3 - T_2) \quad (26)$$

o sinal negativo do primeiro termo é proveniente do fato de que o fluxo de calor transita de um corpo de maior temperatura para um corpo de menor temperatura e leva em consideração um produto escalar com o vetor normal à superfície.

Terminando o desenvolvimento da eq. (26), obtemos:

$$-r_o k_c T_1 + (h_g r_{fi} \Delta r_c + r_o k_c) T_2 - h_g r_{fi} \Delta r_c T_3 = 0 \quad (27)$$

que é a equação que será usada para a solução do sistema linear na interface revestimento-gap interno.

Para interface gap-combustível interno será utilizada a mesma relação de fluxo de calor por condução com fluxo de calor por convecção usada nas duas interfaces anteriores, de forma que:

$$\frac{k_f (T_4 - T_3)}{\Delta r_f} = h_g (T_3 - T_2) \quad (28)$$

E terminando seu desenvolvimento temos:

$$-h_g \Delta r_f T_2 + (h_g \Delta r_f + k_f) T_3 - k_f T_4 = 0 \quad (29)$$

Estamos analisando as equações do ponto mais interno da malha para o mais externo, de forma que, agora, atingimos o combustível nuclear. Neste momento,

desenvolveremos a equação da condução de calor em coordenadas cilíndricas com geração interna de calor. Assim:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{k_f} q'''(t) = 0 \quad (30)$$

para $r_{fi} < r < r_{fo}$. Usando as eqs. (18) e (19) na eq. (30):

$$\frac{1}{\Delta r_f^2} (T_{i-1} - 2T_i + T_{i+1}) + \frac{1}{i\Delta r_f} \left(\frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta r_f} \right) = -\frac{q'''}{k_f} \quad (31)$$

E resolvendo, obtemos:

$$T_{i-1} - \left(2 + \frac{1}{i} \right) T_i + \left(1 + \frac{1}{i} \right) T_{i+1} = -\frac{\Delta r_f^2 q'''}{k_f} \quad (32)$$

onde $i = 4, \dots, 6$.

Esta é a equação de condução de calor com geração interna de calor que será usada para resolver o sistema linear nos pontos do combustível.

Na interface combustível-gap externo, usaremos, mais uma vez, a igualdade dos fluxos de calor por condução e por convecção, obtendo a eq. (33):

$$-\frac{k_f (T_7 - T_6)}{\Delta r_f} = h_g (T_7 - T_8) \quad (33)$$

que, após desenvolvida, será usada no sistema linear. Ei-la:

$$k_f T_6 - (h_g \Delta r_f + k_f) T_7 + h_g \Delta r_f T_8 = 0 \quad (34)$$

Na interface gap-revestimento externo, também será usada esta relação, mas igualando-se o calor gerado, obtendo-se:

$$-r_{ci} \frac{k_c (T_9 - T_8)}{\Delta r_c} = h_g r_{fo} (T_7 - T_8) \quad (35)$$

E desenvolvendo temos:

$$h_g r_{fo} \Delta r_c T_7 - (h_g r_{fo} \Delta r_c + r_{ci} k_c) T_8 + r_{ci} k_c T_9 = 0 \quad (36)$$

que, assim como as outras equações, será usada na solução do sistema linear.

Por fim, na interface revestimento-refrigerante externo, assim como nas interfaces anteriores, será usada a relação entre os fluxos de calor por condução e por convecção. Assim:

$$-\frac{k_c(T_{10}-T_9)}{\Delta r_c} = h_{\infty_{ext}}(T_{10}-T_{\infty_{ext}}) \quad (37)$$

Desenvolvendo a eq. (37), obtemos:

$$k_c T_9 - (k_c + h_{\infty_{ext}} \Delta r_c) T_{10} = -h_{\infty_{ext}} \Delta r_c T_{\infty_{ext}} \quad (38)$$

que será usada para a solução do sistema linear.

Como pode ser observado, todas as equações formam um sistema linear com uma matriz tridiagonal da forma:

$$\begin{vmatrix} b_1 & c_1 & 0 & 0 \\ a_2 & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & c_{n-1} \\ 0 & 0 & a_n & b_n \end{vmatrix}$$

onde os elementos a , b e c são os coeficientes que multiplicam a temperatura.

O sistema linear é da forma:

$$\begin{vmatrix} Y_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ Y_n \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} b_1 & c_1 & 0 & 0 \\ a_2 & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & c_{n-1} \\ 0 & 0 & a_n & b_n \end{vmatrix} \begin{vmatrix} T_0 \\ \vdots \\ \vdots \\ T_{n-1} \end{vmatrix}$$

onde T é a matriz das temperaturas, A é a matriz tridiagonal de coeficientes e Y é a matriz dos termos independentes.

A partir das equações obtidas anteriormente, os valores dos termos da matriz de coeficientes são dados por:

$$b_1 = -(k_c + h_{\infty_{int}} \Delta r_c)$$

$$c_1 = k_c$$

$$a_2 = a_{10} = 1$$

$$b_2 = b_{10} = -\left(2 + \frac{1}{i}\right)$$

$$c_2 = c_{10} = \left(1 + \frac{1}{i}\right)$$

$$a_3 = -r_o k_c$$

$$b_3 = -(r_{fi} h_g \Delta r_c + r_o k_c)$$

$$c_3 = -r_{fi}h_g\Delta r_c$$

$$a_4 = -h_g\Delta r_f$$

$$b_4 = (h_g\Delta r_f + k_f)$$

$$c_4 = -k_f$$

$$a_5 = a_6 = a_7 = 1$$

$$b_5 = b_6 = b_7 = -\left(2 + \frac{1}{i}\right)$$

$$c_5 = c_6 = c_7 = \left(1 + \frac{1}{i}\right)$$

$$a_8 = k_f$$

$$b_8 = -(h_g\Delta r_f + k_f)$$

$$c_8 = h_g\Delta r_f$$

$$a_9 = h_g r_{fo} \Delta r_c$$

$$b_9 = -(h_g r_{fo} \Delta r_c + r_{ci} k_c)$$

$$c_9 = r_{ci} k_c$$

$$a_{11} = k_c$$

$$b_{11} = -(k_c + h_{\infty ext} \Delta r_c)$$

E os termos da matriz solução são dados por:

$$Y_1 = -h_{\infty int} \Delta r_c T_{\infty int}$$

$$Y_2 = Y_3 = Y_4 = Y_8 = Y_9 = Y_{10} = 0$$

$$Y_5 = Y_6 = Y_7 = -\frac{q''' \Delta r_f^2}{k_f}$$

$$Y_{11} = -h_{\infty ext} \Delta r_c T_{\infty ext}$$

Desta forma, podemos obter as temperaturas a partir do Algoritmo de Thomas que é usado para resolver matrizes tridiagonais. O conjunto de equações do Algoritmo de Thomas é dado abaixo:

$$h_1 = \frac{c_1}{b_1} \quad (39)$$

$$h_j = \frac{c_j}{b_j - a_j h_{j-1}} \quad (40)$$

$$p_1 = \frac{Y_1}{b_1} \quad (41)$$

$$p_j = \frac{Y_j - a_j p_{j-1}}{b_j - a_j h_{j-1}} \quad (42)$$

$$X_n = p_n \quad (43)$$

$$X_j = p_j - h_j X_{j+1} \quad (44)$$

onde n é o número de elementos da diagonal principal da matriz tridiagonal.

Pode-se notar que na eq. (39), j varia de forma crescente, ou seja, de 2 até $n - 1$ e, na eq. (42), j varia de forma crescente, ou seja, de 2 até n . Já na eq. (44), j varia de forma decrescente, ou seja, de $n - 1$ até 1. Fazendo $X = T$ nas equações acima, obtemos todas as temperaturas do combustível no regime estacionário.

4.1.2 Caso Transiente

Como já mencionado anteriormente, para o caso do regime transiente será usado o método de Crank-Nicolson. Como já obtivemos os valores das temperaturas para o regime estacionário, podemos facilmente obter os valores das novas temperaturas.

Inicialmente, vamos desenvolver o modelo matemático da mesma forma como desenvolvemos para o regime estacionário. Assim, começaremos com a interface refrigerante-revestimento interno. Nesse ponto, igualaremos os fluxos de calor e obteremos:

$$-k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{\infty_{\text{int}}} (T_w - T_{\infty_{\text{int}}}) \quad (45)$$

Fazendo $w = 0$, e substituindo a eq.(18) na eq. (45) acima, obtemos:

$$-(k_c + h_{\infty_{\text{int}}} \Delta r_c) T_0 + k_c T_1 = -h_{\infty_{\text{int}}} \Delta r_c T_{\infty_{\text{int}}} \quad (46)$$

Logo notamos que a eq. (46) é a mesma do caso estacionário, ou seja, eq. (22). Assim, sabemos que as equações das condições de contorno, ou seja, as equações na interface, são iguais, independentemente do regime. A única diferença agora no transiente, é que há a necessidade de termos duas equações, uma para o tempo t e outra para o tempo $t + 1$. Entretanto, para o caso da interface da vareta com o refrigerante, não

podemos expandir esta equação para os tempos t e $t + 1$, pois contaremos duas vezes a condição de contorno. Assim, usando a eq. (46) apenas para o instante $t + 1$:

$$-(k_c + h_{\infty_{\text{int}}} \Delta r_c) T_0^{t+1} + k_c T_1^{t+1} = -h_{\infty_{\text{int}}} \Delta r_c T_{\infty_{\text{int}}}^{t+1} \quad (47)$$

que é a equação na interface refrigerante-revestimento interno que será usada para a solução do sistema linear no regime transiente.

Para as próximas interfaces, devemos expandir as equações para os instantes t e $t + 1$. Assim, na interface revestimento-gap interno, desenvolvemos a eq. (27) e obtemos:

$$-r_o k_c T_1^t + (r_{fi} h_g \Delta r_c + r_o k_c) T_2^t - r_{fi} h_g \Delta r_c T_3^t = 0 \quad (48)$$

e

$$-r_o k_c T_1^{t+1} + (r_{fi} h_g \Delta r_c + r_o k_c) T_2^{t+1} - r_{fi} h_g \Delta r_c T_3^{t+1} = 0 \quad (49)$$

Na interface gap-combustível interno, desenvolvemos a eq. (29):

$$-h_g \Delta r_f T_2^t + (h_g \Delta r_f + k_f) T_3^t - k_f T_4^t = 0 \quad (50)$$

e

$$-h_g \Delta r_f T_2^{t+1} + (h_g \Delta r_f + k_f) T_3^{t+1} - k_f T_4^{t+1} = 0 \quad (51)$$

Na interface combustível-gap externo, desenvolvemos a eq. (34):

$$k_f T_6^t - (h_g \Delta r_f + k_f) T_7^t + h_g \Delta r_f T_8^t = 0 \quad (52)$$

e

$$k_f T_6^{t+1} - (h_g \Delta r_f + k_f) T_7^{t+1} + h_g \Delta r_f T_8^{t+1} = 0 \quad (53)$$

Na interface gap-revestimento externo, desenvolvemos a eq. (36):

$$r_{fo} h_g \Delta r_c T_7^t - (r_{fo} h_g \Delta r_c + r_{ci} k_c) T_8^t + r_{ci} k_c T_9^t = 0 \quad (54)$$

e

$$r_{fo} h_g \Delta r_c T_7^{t+1} - (r_{fo} h_g \Delta r_c + r_{ci} k_c) T_8^{t+1} + r_{ci} k_c T_9^{t+1} = 0 \quad (55)$$

Na interface revestimento-refrigerante externo, assim como na mesma interface interna, desenvolvemos a eq. (38) apenas para o instante $t + 1$, assim:

$$k_c T_9^{t+1} - (k_c + h_{\infty_{ext}} \Delta r_c) T_{10}^{t+1} = -h_{\infty_{ext}} \Delta r_c T_{\infty_{ext}}^{t+1} \quad (56)$$

Agora estão faltando apenas as equações de condução para o caso do regime transiente. Para o revestimento, o termo de geração interna de calor é nulo, fazendo com que a equação da condução em coordenadas cilíndricas tome a forma:

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \quad (57)$$

Discretizando a eq. (57):

$$\begin{aligned} \frac{1}{\alpha} \frac{T_i^{t+1} - T_i^t}{\Delta t} &= \frac{1}{2} \left(\frac{T_{i-1}^t - 2T_i^t + T_{i+1}^t}{\Delta r_c^2} + \frac{T_{i-1}^{t+1} - 2T_i^{t+1} + T_{i+1}^{t+1}}{\Delta r_c^2} \right) + \\ &\frac{1}{2} \frac{1}{i \Delta r} \left(\frac{T_{i+1}^t - T_i^t}{\Delta r_c} + \frac{T_{i+1}^{t+1} - T_i^{t+1}}{\Delta r_c} \right) \end{aligned} \quad (58)$$

Fazendo $\theta_c = \frac{\alpha \Delta t}{\Delta r_c^2}$ e separando as temperaturas em ambos os instantes, t e t+1,

obtemos:

$$\begin{aligned} -\theta_c T_{i-1}^{t+1} + \left[2 + 2\theta_c \left(1 + \frac{1}{2i} \right) \right] T_i^{t+1} - \theta_c \left(1 + \frac{1}{i} \right) T_{i+1}^{t+1} = \\ \theta_c T_{i-1}^t + \left[2 - 2\theta_c \left(1 + \frac{1}{2i} \right) \right] T_i^t + \theta_c \left(1 + \frac{1}{i} \right) T_{i+1}^t \end{aligned} \quad (59)$$

onde $i = 1$ para o revestimento interno e $i = 9$ para o externo. Esta é a equação usada para a solução do sistema linear para o regime transiente nos revestimentos interno e externo.

Da mesma maneira podemos obter a equação que será usada no combustível, pois difere da eq. (59) apenas pelos parâmetros que passam a ser os do combustível ao invés dos parâmetros do revestimento e da presença do termo da geração interna de calor. Assim temos a eq. abaixo:

$$\begin{aligned} -\theta_f T_{i-1}^{t+1} + \left[2 + 2\theta_f \left(1 + \frac{1}{2i} \right) \right] T_i^{t+1} - \theta_f \left(1 + \frac{1}{i} \right) T_{i+1}^{t+1} = \\ \theta_f T_{i-1}^t + \left[2 - 2\theta_f \left(1 + \frac{1}{2i} \right) \right] T_i^t + \theta_f \left(1 + \frac{1}{i} \right) T_{i+1}^t + \frac{\theta_f \Delta r_f^2}{k_f} (q^{mf+1} + q^{mf}) \end{aligned} \quad (60)$$

onde $i = 4, \dots, 6$; $\theta_f = \frac{\alpha \Delta t}{\Delta r_f^2}$ e foi tirada uma média para as gerações internas de calor nos tempos anterior e posterior.

As equações acima formam um sistema linear que apresenta, como no caso estacionário, uma matriz tridiagonal. Entretanto, o sistema é um pouco mais complexo que o sistema do regime estacionário. O sistema é da forma:

$$\begin{pmatrix} b_1 & c_1 & 0 & 0 \\ a_2 & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & c_{n-1} \\ 0 & 0 & a_n & b_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_0 \\ \vdots \\ \vdots \\ T_{n-1} \end{pmatrix}^{t+1} = \begin{pmatrix} e_1 & f_1 & 0 & 0 \\ d_2 & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & f_{n-1} \\ 0 & 0 & d_n & e_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_0 \\ \vdots \\ \vdots \\ T_{n-1} \end{pmatrix}^t + \begin{pmatrix} Y_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ Y_n \end{pmatrix}$$

onde A é a matriz de coeficientes dos termos das temperaturas no tempo $t+1$, B é a matriz de coeficientes das temperaturas no tempo t , T^t é a matriz das temperaturas no tempo t , T^{t+1} é a matriz com as temperaturas no tempo $t+1$ e Y é a matriz dos termos independentes.

Os coeficientes da matriz A são dados abaixo:

$$b_1 = -(k_c + h_{\infty int} \Delta r_c)$$

$$c_1 = k_c$$

$$a_2 = a_{10} = -\theta_c$$

$$b_2 = b_{10} = 2 + 2\theta_c \left(1 + \frac{1}{2i}\right)$$

$$c_2 = c_{10} = -\theta_c \left(1 + \frac{1}{i}\right)$$

$$a_3 = -r_o k_c$$

$$b_3 = (r_{fi} h_g \Delta r_c + r_o k_c)$$

$$c_3 = -r_{fi} h_g \Delta r_c$$

$$a_4 = -h_g \Delta r_f$$

$$b_4 = (h_g \Delta r_f + k_f)$$

$$c_4 = -k_f$$

$$a_5 = a_6 = a_7 = -\theta_f$$

$$b_5 = b_6 = b_7 = 2 + 2\theta_f \left(1 + \frac{1}{2i}\right)$$

$$c_5 = c_6 = c_7 = -\theta_f \left(1 + \frac{1}{i}\right)$$

$$a_8 = k_f$$

$$b_8 = -(h_g \Delta r_f + k_f)$$

$$c_8 = h_g \Delta r_f$$

$$a_9 = r_{fo} h_g \Delta r_c$$

$$b_9 = -(r_{fo}h_g\Delta r_c + r_{ci}k_c)$$

$$c_9 = r_{ci}k_c$$

$$a_{11} = k_c$$

$$b_{11} = -(k_c + h_{\infty ext}\Delta r_c)$$

Os coeficientes da matriz B são dados abaixo:

$$e_1 = 0$$

$$f_1 = 0$$

$$d_2 = d_{10} = \theta_c$$

$$e_2 = e_{10} = 2 - 2\theta_c \left(1 + \frac{1}{2i}\right)$$

$$f_2 = f_{10} = \theta_c \left(1 + \frac{1}{i}\right)$$

$$d_3 = -r_o k_c$$

$$e_3 = (r_{fi}h_g\Delta r_c + r_o k_c)$$

$$f_3 = -r_{fi}h_g\Delta r_c$$

$$d_4 = -h_g\Delta r_f$$

$$e_4 = (h_g\Delta r_f + k_f)$$

$$f_4 = -k_f$$

$$d_5 = d_6 = d_7 = \theta_f$$

$$e_5 = e_6 = e_7 = 2 - 2\theta_f \left(1 + \frac{1}{2i}\right)$$

$$f_5 = f_6 = f_7 = \theta_f \left(1 + \frac{1}{i}\right)$$

$$d_8 = k_f$$

$$e_8 = -(h_g\Delta r_f + k_f)$$

$$f_8 = h_g\Delta r_f$$

$$d_9 = r_{fo}h_g\Delta r_c$$

$$e_9 = -(r_{fo}h_g\Delta r_c + r_{ci}k_c)$$

$$f_9 = r_{ci}k_c$$

$$d_{11} = 0$$

$$e_{11} = 0$$

Os coeficientes da matriz solução Y são:

$$Y_0 = -h_{\infty_{int}} \Delta r_c T_{\infty_{int}}$$

$$Y_1 = Y_2 = Y_3 = Y_7 = Y_8 = Y_9 = 0$$

$$Y_4 = Y_5 = Y_6 = \frac{\theta_f \Delta r_f^2}{k_f} (q''^{t+1} + q''^t)$$

$$Y_{10} = -h_{\infty_{ext}} \Delta r_c T_{\infty_{ext}}$$

Realizando o cálculo da matriz Z , podemos obter a matriz T^{t+1} se aplicarmos o algoritmo de Thomas, cujas equações vão de (39) a (44) e foram apresentadas na seção anterior.

Assim, calculamos a distribuição de temperaturas no elemento combustível anelar. Este cálculo deve ser realizado de maneira contínua, pois, a cada cálculo, obtemos as temperaturas em apenas uma altura do elemento combustível.

4.2 O Combustível Esférico

Os cálculos para o elemento combustível esférico seguem os mesmos passos que foram realizados para o combustível anelar. Obviamente, as equações e cálculos foram adaptados para a mudança da geometria. A malha utilizada possui 8 pontos internos ao elemento combustível esférico. A malha está representada na Figura 9:

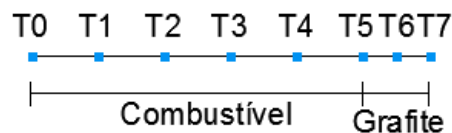


Figura 9- Malha utilizada nos cálculos do combustível esférico.

Vale ressaltar que o combustível possui uma geometria simétrica, de forma que o ponto T0 é o centro da esfera. À direita de T7 é onde se encontra a interface moderador-refrigerante. Percebe-se também, a partir da Figura 9, que há um ponto na região central do moderador.

É muito importante ressaltar que o elemento combustível esférico apresenta em torno de 11 mil microesferas dentro das esferas maiores, fato já mencionado anteriormente neste trabalho. Como esta modelagem é extremamente complicada, iremos fazer uma homogeneização, ou seja, iremos tratar como se todo o centro da

esfera maior fosse um só elemento combustível com a mesma potência das 11 mil esferas. A homogeneização está representada na Figura 10:

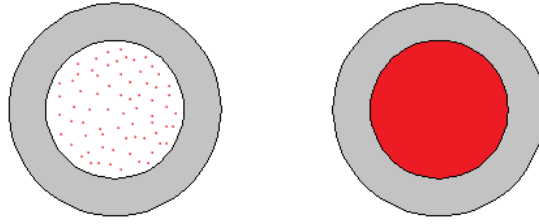


Figura 10 – Homogeneização do combustível esférico.

4.2.1 Caso Estacionário

Para começar a detalhar o modelo matemático do combustível esférico, vamos apresentar a equação da condução do calor em coordenadas esféricas, que será discretizada para os pontos internos do combustível.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{k_f} q'''(t) = 0 \quad (61)$$

A eq. (61) não se aplica ao centro da esfera e deve ser modificada para ser usada no mesmo. No centro da esfera, o fluxo de calor é finito, e conseqüentemente, sua derivada é nula. Porém, se fizermos o limite quando r tende a 0, r é aproximada pela sua derivada e a eq. (61) toma a forma:

$$3 \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{k_f} q'''(t) = 0 \quad (62)$$

Substituindo a eq. (19) na eq. (62), obtemos:

$$3 \frac{(T_{i-1} - 2T_i + T_{i+1}))}{\Delta r_f^2} = - \frac{q'''(t)}{k_f} \quad (63)$$

Como se trata do centro da esfera, devemos substituir i na eq. (63) por 0. Ao fazer isso, aparece um termo da temperatura no ponto -1.

$$3 \frac{(T_{-1} - 2T_0 + T_1)}{\Delta r_f^2} = -\frac{q'''(t)}{k_f} \quad (64)$$

Para contornar essa situação, simplesmente assumimos que a temperatura no ponto -1 é igual à temperatura no ponto 1, pois trata-se de uma geometria simétrica. Assim, obtemos a equação que será usada na solução do sistema linear.

$$-T_0 + T_1 = -\frac{\Delta r_f^2 q'''(t)}{6k_f} \quad (65)$$

Para os pontos seguintes, é usada a eq. (61). Usando as eqs. (18) e (19) para resolvê-la, chegamos à eq. (66):

$$\frac{(T_{i-1} - 2T_i + T_{i+1})}{\Delta r_f^2} + \frac{2}{i\Delta r_f} \left(\frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta r_f} \right) = -\frac{q'''}{k_f} \quad (66)$$

Separando os termos ficamos com:

$$T_{i-1} - 2\left(1 + \frac{1}{i}\right)T_i + \left(1 + \frac{2}{i}\right)T_{i+1} = -\frac{\Delta r_f^2 q'''}{k_f} \quad (67)$$

onde $i = 1, \dots, 4$.

Na interface combustível-moderador, igualamos os fluxos de calor por condução em ambos os materiais. Assim:

$$-\frac{k_f(T_5 - T_4)}{\Delta r_f} = -\frac{k_g(T_6 - T_5)}{\Delta r_g} \quad (68)$$

Rearranjando os termos:

$$\frac{k_f}{\Delta r_f} T_4 - \left(\frac{k_f}{\Delta r_f} + \frac{k_g}{\Delta r_g} \right) T_5 + \frac{k_g}{\Delta r_g} T_6 = 0 \quad (69)$$

Para modelarmos o moderador, usaremos a eq. (61), anulando o termo que leva em conta a geração interna de calor, pois na região do moderador não há combustível. Usando as eqs. (18) e (19), temos:

$$\frac{(T_{i-1} - 2T_i + T_{i+1})}{\Delta r_f^2} + \frac{2}{i\Delta r_f} \left(\frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta r_f} \right) = 0 \quad (70)$$

Rearranjando os termos, ficamos com:

$$T_{i-1} - 2\left(1 + \frac{1}{i}\right)T_i + \left(1 + \frac{2}{i}\right)T_{i+1} = 0 \quad (71)$$

onde $i = 6$.

Para finalizar o cálculo do regime estacionário, precisamos modelar a interface moderador-refrigerante. Igualando os fluxos de calor por condução e por convecção, obtemos:

$$-\frac{k_g(T_7 - T_6)}{\Delta r_g} = h_{He}(T_7 - T_{He}) \quad (72)$$

E rearranjando os termos obtemos a última equação, dada por:

$$k_g T_6 - (k_g + h_{He} \Delta r_g) T_7 = -h_{He} \Delta r_g T_{He} \quad (73)$$

O sistema linear é da forma:

$$\begin{array}{c} \left| \begin{array}{c} Y_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ Y_n \end{array} \right| = \left| \begin{array}{cccc} b_1 & c_1 & 0 & 0 \\ a_2 & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & c_{n-1} \\ 0 & 0 & a_n & b_n \end{array} \right| \left\| \begin{array}{c} T_0 \\ \vdots \\ \vdots \\ T_{n-1} \end{array} \right.$$

onde Y são os termos independentes das equações acima, T são as temperaturas e A é a matriz tridiagonal dos coeficientes que multiplicam as temperaturas.

Os valores dos coeficientes da matriz A são apresentados a seguir:

$$b_1 = -1$$

$$c_1 = 1$$

$$a_2 = a_3 = a_4 = a_5 = 1$$

$$b_2 = b_3 = b_4 = b_5 = -\left(2 + \frac{1}{i}\right)$$

$$c_2 = c_3 = c_4 = c_5 = \left(1 + \frac{2}{i}\right)$$

$$a_6 = \frac{k_f}{\Delta r_f}$$

$$b_6 = -\left(\frac{k_f}{\Delta r_f} + \frac{k_g}{\Delta r_g}\right)$$

$$c_6 = \frac{k_g}{\Delta r_g}$$

$$a_7 = 1$$

$$b_7 = -2 \left(1 + \frac{1}{6} \right)$$

$$c_7 = \left(1 + \frac{2}{6} \right)$$

$$a_8 = k_g$$

$$b_8 = -(h_{He} \Delta r_g + k_g)$$

E os termos da matriz solução são dados por:

$$Y_1 = -\frac{q''' \Delta r_f^2}{6k_f}$$

$$Y_2 = Y_3 = Y_4 = Y_5 = -\frac{q''' \Delta r_f^2}{k_f}$$

$$Y_6 = Y_7 = 0$$

$$Y_8 = -h_{He} \Delta r_g T_{He}$$

4.2.2 Caso Transiente

Para o caso transiente o modelo será resolvido da mesma forma que foi para o estacionário. Entretanto, o termo da derivada no tempo não se anula fazendo com que a eq. (61) se torne:

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{k_f} q'''(t) \quad (74)$$

Para o centro da esfera, o fluxo de calor é finito e podemos dizer que r tende a sua derivada, de forma que a eq. (74) aplicada para o centro da esfera se torna:

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = 3 \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{k_f} q'''(t) \quad (75)$$

Substituindo as eqs. (18) e (19) na eq. (75) obtemos:

$$\frac{1}{\alpha} \frac{T_i^{t+1} - T_i^t}{\Delta t} = \frac{3}{2} \left(\frac{T_{i-1}^{t+1} - 2T_i^{t+1} + T_{i+1}^{t+1}}{\Delta r_f^2} + \frac{T_{i-1}^t - 2T_i^t + T_{i+1}^t}{\Delta r_f^2} \right) + \frac{1}{2} \frac{1}{k_f} (q^{m+1} + q^m) \quad (76)$$

E separando os termos obtemos a eq. (77):

$$(2 + 6\theta_f) T_0^{t+1} - 6\theta_f T_1^{t+1} = (2 - 6\theta_f) T_0^t + 6\theta_f T_1^t + \frac{\theta_f \Delta r_f^2}{k_f} (q^{m+1} + q^m) \quad (77)$$

que é a equação que será usada na solução da matriz no ponto central da esfera.

Para os outros pontos internos ao combustível, excluindo o ponto central, a eq. (74) será modelada. Discretizando-a da mesma forma como feito para a eq. (75), temos:

$$\begin{aligned} -\theta_f T_{i-1}^{t+1} + \left[2 + 2\theta_f \left(1 + \frac{1}{i} \right) \right] T_i^{t+1} - \theta_f \left(1 + \frac{2}{i} \right) T_{i+1}^{t+1} = \\ \theta_f T_{i-1}^t + \left[2 - 2\theta_f \left(1 + \frac{1}{i} \right) \right] T_i^t + \theta_f \left(1 + \frac{2}{i} \right) T_{i+1}^t + \frac{\theta_f \Delta r_f^2}{k_f} (q^{m+1} + q^m) \end{aligned} \quad (78)$$

onde $i = 1, \dots, 4$.

Na interface combustível-moderador, usamos a relação de igualdade dos fluxos de calor. Esta relação já foi apresentada na seção anterior para o caso estacionário. A única diferença deste caso para o anterior é que precisamos obter duas equações para os tempos t e $t + 1$. Usamos, então, a eq. (69), obtendo:

$$\frac{k_f}{\Delta r_f} T_4^t - \left(\frac{k_f}{\Delta r_f} + \frac{k_g}{\Delta r_g} \right) T_5^t + \frac{k_g}{\Delta r_g} T_6^t = 0 \quad (79)$$

e

$$\frac{k_f}{\Delta r_f} T_4^{t+1} - \left(\frac{k_f}{\Delta r_f} + \frac{k_g}{\Delta r_g} \right) T_5^{t+1} + \frac{k_g}{\Delta r_g} T_6^{t+1} = 0 \quad (80)$$

Na região do moderador, utiliza-se a eq. (74) com o último termo referente à geração interna de calor nulo. A discretização é semelhante à realizada quando obtivemos a eq. (78). Assim, obtemos:

$$\begin{aligned} -\theta_f T_{i-1}^{t+1} + \left[2 + 2\theta_f \left(1 + \frac{1}{i} \right) \right] T_i^{t+1} - \theta_f \left(1 + \frac{2}{i} \right) T_{i+1}^{t+1} = \\ \theta_f T_{i-1}^t + \left[2 - 2\theta_f \left(1 + \frac{1}{i} \right) \right] T_i^t + \theta_f \left(1 + \frac{2}{i} \right) T_{i+1}^t \end{aligned} \quad (81)$$

onde $i = 6$.

Por fim, na interface moderador-refrigerante, usamos a relação de igualdade dos fluxos de calor como foi realizado para o caso estacionário. Entretanto, temos agora que considerar a equação apenas para $t + 1$ senão inseriremos duas vezes a condição de contorno no problema. Modificando a eq. (73) para $t + 1$, temos:

$$k_g T_6^{t+1} - (k_g + h_{He} \Delta r_g) T_7^{t+1} = -h_{He} \Delta r_g T_{He}^{t+1} \quad (82)$$

As equações acima formam um sistema linear igual ao caso transiente do combustível anelar. O sistema é da forma:

$$\begin{pmatrix} b_1 & c_1 & 0 & 0 \\ a_2 & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & c_{n-1} \\ 0 & 0 & a_n & b_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_0 \\ \vdots \\ \vdots \\ T_{n-1} \end{pmatrix}^{t+1} = \begin{pmatrix} e_1 & f_1 & 0 & 0 \\ d_2 & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & f_{n-1} \\ 0 & 0 & d_n & e_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_0 \\ \vdots \\ \vdots \\ T_{n-1} \end{pmatrix}^t + \begin{pmatrix} Y_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ Y_n \end{pmatrix}$$

onde A é a matriz de coeficientes dos termos das temperaturas no tempo $t+1$, B é a matriz de coeficientes dos termos das temperaturas no tempo t , Y é a matriz dos termos independentes, T^t é a matriz das temperaturas no tempo t e T^{t+1} é a matriz com as temperaturas no tempo $t+1$.

Os coeficientes da matriz A são dados abaixo:

$$b_1 = 2 + 6\theta_f$$

$$c_1 = -6\theta_f$$

$$a_2 = a_3 = a_4 = a_5 = -\theta_f$$

$$b_2 = b_3 = b_4 = b_5 = 2 + 2\theta_f \left(2 + \frac{1}{i}\right)$$

$$c_2 = c_3 = c_4 = c_5 = -\theta_f \left(1 + \frac{2}{i}\right)$$

$$a_6 = \frac{k_f}{\Delta r_f}$$

$$b_6 = -\left(\frac{k_f}{\Delta r_f} + \frac{k_g}{\Delta r_g}\right)$$

$$c_6 = \frac{k_g}{\Delta r_g}$$

$$a_7 = -\theta_g$$

$$b_7 = 2 + 2\theta_g \left(1 + \frac{1}{6}\right)$$

$$c_7 = -\theta_g \left(1 + \frac{2}{6}\right)$$

$$a_8 = k_g$$

$$b_8 = -(h_{He}\Delta r_g + k_g)$$

Os coeficientes da matriz B são:

$$e_1 = 2 - 6\theta_f$$

$$f_1 = 6\theta_f$$

$$d_2 = d_3 = d_4 = d_5 = \theta_f$$

$$e_2 = e_3 = e_4 = e_5 = 2 - 2\theta_f \left(2 + \frac{1}{i}\right)$$

$$f_2 = f_3 = f_4 = f_5 = \theta_f \left(1 + \frac{2}{i}\right)$$

$$d_6 = \frac{k_f}{\Delta r_f}$$

$$e_6 = -\left(\frac{k_f}{\Delta r_f} + \frac{k_g}{\Delta r_g}\right)$$

$$f_6 = \frac{k_g}{\Delta r_g}$$

$$d_7 = \theta_g$$

$$e_7 = 2 - 2\theta_g \left(1 + \frac{1}{6}\right)$$

$$f_7 = \theta_g \left(1 + \frac{2}{6}\right)$$

$$d_8 = 0$$

$$e_8 = 0$$

E os termos da matriz solução são dados por:

$$Y_1 = \frac{\theta_f \Delta r_f^2}{k_f} (q''''^{t+1} + q''''^t)$$

$$Y_2 = Y_3 = Y_4 = Y_5 = \frac{\theta_f \Delta r_f^2}{k_f} (q''''^{t+1} + q''''^t)$$

$$Y_6 = Y_7 = 0$$

$$Y_{11} = -h_{He} \Delta r_g T_{He}$$

As matrizes A e B são matrizes tridiagonais e serão resolvidas pelas eqs. (39) a (44) que resolvem sistemas com matrizes tridiagonais.

4.3 Cálculo do Refrigerante

Para calcular as temperaturas do refrigerante em cada altura e em cada tempo, implantou-se a expressão analítica abaixo:

$$\frac{d}{dt} [\bar{T}_c(t) - \bar{T}_{in}(t)] = \frac{P(t)}{2WCp\tau} - \left(\frac{1}{\tau}\right) [\bar{T}_c(t) - \bar{T}_{in}(t)] \quad (83)$$

que depois de integrada resulta em:

$$[\bar{T}_c(t) - \bar{T}_{in}(t)] = [\bar{T}_c(0) - \bar{T}_{in}(0)] e^{-\frac{1}{\tau}([\bar{T}_c(t) - \bar{T}_{in}(t)] - [\bar{T}_c(0) - \bar{T}_{in}(0)])t} + \frac{P}{2WCp\tau} t \quad (84)$$

Este modelo é bastante simplificado, mas já altera as temperaturas a cada passo de tempo, fazendo com que haja contribuição da reatividade do refrigerante.

Também é importante destacar que as temperaturas do canal interno e externo foram assumidas como iguais, o que não ocorre, na prática, num reator deste tipo.

Com a temperatura média calculada na eq. (83), o cálculo das temperaturas do refrigerante em cada altura é realizado de forma linear ponto a ponto, partindo da entrada da vareta ($z = -1/2$) até a saída ($z = 1/2$), somando um valor médio da variação da temperatura de entrada 293°C até a temperatura de saída do refrigerante calculada.

4.4 Código Implantado

Para a resolução de todo o problema proposto neste trabalho, foram desenvolvidos dois programas em linguagem FORTRAN, um para cada tipo de combustível.

Um diagrama representativo de cada um dos códigos é apresentado a seguir.

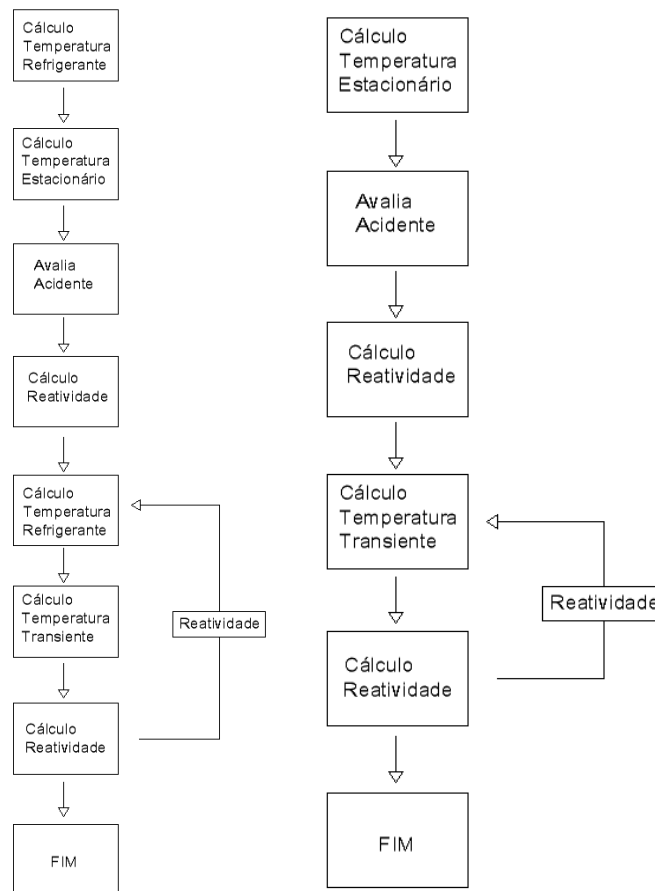


Figura 11 – Diagrama representativo dos códigos desenvolvidos.

O diagrama da esquerda mostra o código desenvolvido para o combustível anelar e o da direita para o esférico. Podemos perceber que as temperaturas do refrigerante são calculadas apenas para o combustível anelar, pois a aproximação dos cálculos do esférico não levam em consideração a altura do núcleo.

Com o intuito de minimizar o erro referente ao truncamento da aproximação das derivadas, a variação da temperatura ocorre de 0.001 segundos até um valor máximo de 100000, ou seja, um tempo total de 100 segundos.

As Tabelas 1 e 2 apresentam os parâmetros, do reator e da cinética pontual, que foram usados constantes para a realização dos cálculos dos combustíveis anelar e esférico, respectivamente.

Tabela 1 – Parâmetros usados para o combustível anelar.

Parâmetros do Reator	
Potência Térmica Inicial do Reator (MW)	5116
Fator de Pico Máximo Permissível	2.5
Volume do Núcleo (m^3)	32.6
Número Total de Varetas Combustíveis	30880
Raio Interno do Revestimento Interno (mm)	4.305
Raio Externo do Revestimento Interno (mm)	4.8765
Raio Interno do Combustível (mm)	4.9385
Raio Externo do Combustível (mm)	7.1125
Raio Interno do Revestimento Externo (mm)	7.1745
Raio Externo do Revestimento Externo (mm)	7.746
Comprimento Ativo do Combustível (m)	3.66
Pressão do Primário (MPa)	15.51
Temperatura de Entrada do Refrigerante no núcleo ($^{\circ}C$)	293
Temperatura de Saída do Refrigerante no núcleo ($^{\circ}C$)	330
Fluxo Mássico de Refrigerante (Mg/s)	26.55
Parâmetros da Cinética Pontual	
Coefficiente de Reatividade da Temperatura do Combustível ($pcm/^{\circ}C^{-1}$)	$\alpha_f = -3.0$
Coefficiente de Reatividade da Temperatura do Moderador ($pcm/^{\circ}C^{-1}$)	$\alpha_m = -4.7$
Tempo de Geração do Nêutron (S)	$\Lambda = 0.0005$
Tempo do núcleo (s)	$\tau = 0.25$
Constante de Decaimento do i-ésimo Grupo (s^{-1})	
λ_1	0.0127

λ_2	0.0317
λ_3	0.1150
λ_4	0.3110
λ_5	1.4000
λ_6	3.8700
Fração de Nêutrons Retardados do i-ésimo Grupo	
β_1	0.0002850
β_2	0.0015975
β_3	0.0014100
β_4	0.0035250
β_5	0.0009600
β_6	0.0001950

Tabela 2 – Parâmetros usados para o combustível Esférico.

Parâmetros do Reator	
Potência Térmica Inicial do Reator (<i>MW</i>)	10
Fator de Pico Máximo Permissível	2.5
Volume do Núcleo (m^3)	5
Número Total de Esferas Combustíveis	27000
Raio do Combustível (<i>mm</i>)	25
Raio do Moderador (<i>mm</i>)	30
Pressão do Primário (<i>MPa</i>)	3
Temperatura de Entrada do Refrigerante no núcleo ($^{\circ}C$)	350
Fluxo Mássico de Refrigerante (<i>kg/s</i>)	4.3
Parâmetros da Cinética Pontual	
Coefficiente de Reatividade da Temperatura do Combustível ($pcm/^{\circ}C^{-1}$)	$\alpha_f = -0.14$
Coefficiente de Reatividade da Temperatura do Moderador ($pcm/^{\circ}C^{-1}$)	$\alpha_m = -0.108$
Tempo de Geração do Nêutron (<i>S</i>)	$\Lambda = 0.0008703$
Constante de Decaimento do i-ésimo Grupo (s^{-1})	

λ_1	0.0127
λ_2	0.0320
λ_3	0.128
λ_4	0.304
λ_5	1.35
λ_6	3.63
λ_7	0.00001
Fração de Nêutrons Retardados do i-ésimo Grupo	
β_1	0.0001806
β_2	0.001237
β_3	0.001192
β_4	0.001971
β_5	0.0006925
β_6	0.0001314
β_7	0.000000001

A Tabela 3 mostra as propriedades do combustível, do refrigerante e do revestimento para o combustível anelar e a Tabela 4 mostra as propriedades do combustível, do refrigerante e do moderador para o esférico.

Tabela 3 – Propriedades usadas no combustível anelar.

Propriedades do Combustível Anelar	
Calor Específico do Combustível ($J/kg^{\circ}C$)	320
Calor Específico do Revestimento ($J/kg^{\circ}C$)	302
Condutividade Térmica do Combustível ($W/m^{\circ}C$)	3.19
Condutividade Térmica do Revestimento ($W/m^{\circ}C$)	17.7
Densidade do Combustível (kg/m^3)	10980
Densidade do Revestimento (kg/m^3)	6551
Coeficiente de Transferência de Calor da	25400

Água ($J/kg^{\circ}C$)	
Coefficiente de Transferência de Calor do Gap ($J/kg^{\circ}C$)	6000
Calor Específico da Água ($J/kg^{\circ}C$)	6824
Densidade da Água (kg/m^3)	651.1

Tabela 4 - Propriedades usadas no combustível esférico.

Propriedades do Combustível Esférico	
Calor Específico do Combustível ($J/kg^{\circ}C$)	312
Calor Específico do Moderador ($J/kg^{\circ}C$)	1725
Condutividade Térmica do Combustível ($W/m^{\circ}C$)	1
Condutividade Térmica do Moderador ($W/m^{\circ}C$)	21
Densidade do Combustível (kg/m^3)	10400
Densidade do Moderador (kg/m^3)	1750
Coefficiente de Transferência de Calor do Hélio ($J/kg^{\circ}C$)	258.746
Calor Específico do Hélio ($J/kg^{\circ}C$)	5195
Densidade do Hélio (kg/m^3)	651.1

Como pode ser visto analisando as tabelas acima, os valores das propriedades da água para o combustível anelar e do hélio para o combustível esférico foram assumidos constantes, o que não ocorre realmente dentro do núcleo do reator, devido às variações de temperatura.

Os cálculos da temperatura média, para serem usados na equação da realimentação de reatividade, foram realizados da seguinte forma:

$$\bar{T} = \frac{\iiint T dV}{V}$$

onde T é a temperatura do combustível ou do moderador.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Após a simulação dos combustíveis propostos, foram gerados alguns arquivos para serem analisados. Os valores máximos da temperatura do combustível anelar e esférico são $T_{comb.esf.max} = 1230^{\circ}C$ e $T_{comb.anel.max} = 2038.71^{\circ}C$.

Primeiramente, são apresentadas as Figuras 12 e 13, que representam os perfis de temperatura para o regime estacionário dos combustíveis anelar e esférico, respectivamente. A temperatura do combustível anelar foi obtida no ponto $z = -L/2$.

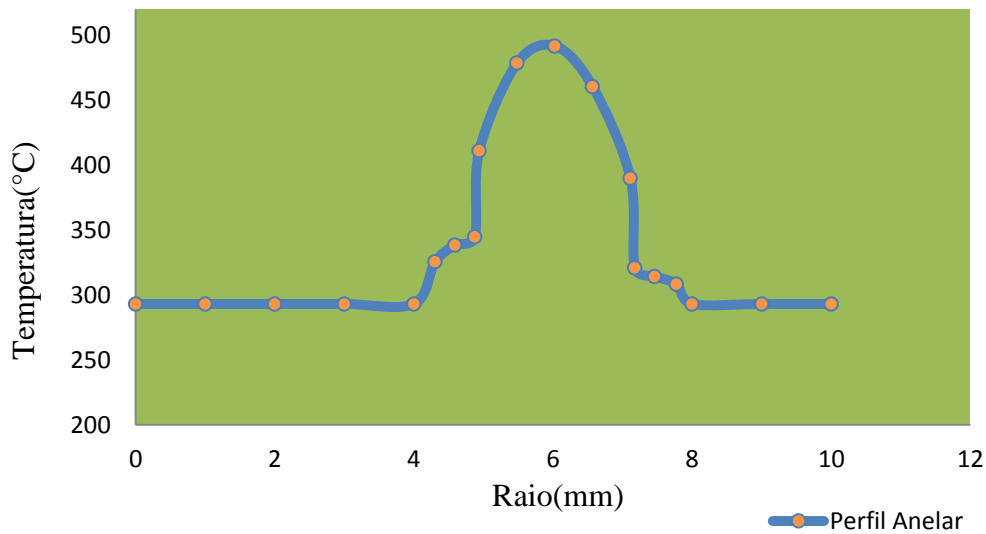


Figura 12 – Perfil de temperatura do combustível anelar.

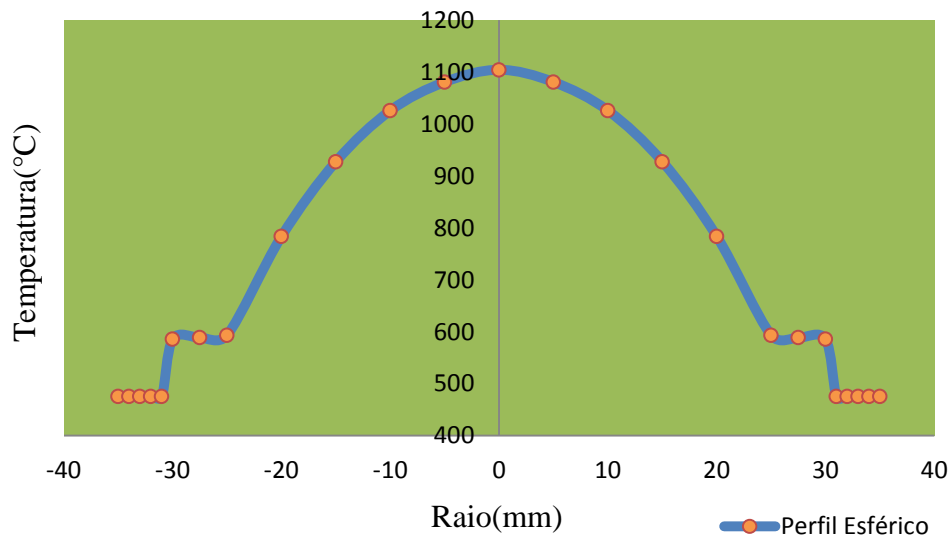


Figura 13 – Perfil de temperatura do combustível esférico.

Analisando as Figuras 12 e 13, percebe-se facilmente que o perfil de temperaturas do combustível esférico é simétrico e apresenta temperaturas mais altas que o perfil do combustível anelar, mesmo com sua potência sendo mais baixa. Além disso, nota-se que o perfil de temperaturas do anelar apresenta temperaturas mais altas na parte esquerda da figura, fato este decorrente do fluxo de menos quantidade de refrigerante no canal interno da vareta, retirando menos calor do combustível nesta região. Isto quer dizer que a parte esquerda constante da curva são as temperaturas do refrigerante no canal interno da vareta e a parte direita constante da curva são as temperaturas no canal externo da vareta.

Como os casos mais relevantes para o trabalho são os casos acidentais, os mesmos serão tratados a partir deste ponto.

Para o caso de inserção de refrigerante frio, as Figuras 14 e 15 nos apresentam a variação temporal da potência para os reatores PWR e HTGR, respectivamente.

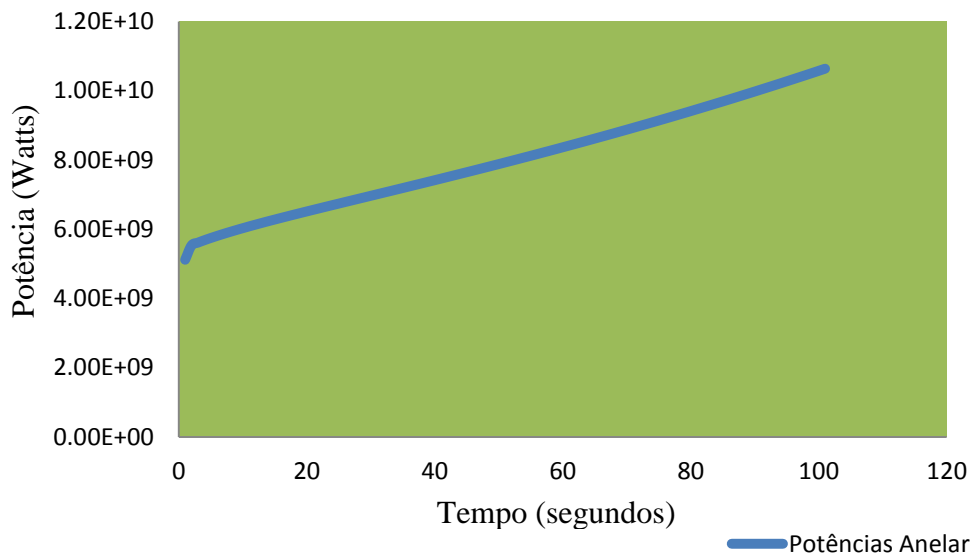


Figura 14 – Variação temporal da potência no PWR anelar para injeção de refrigerante frio.

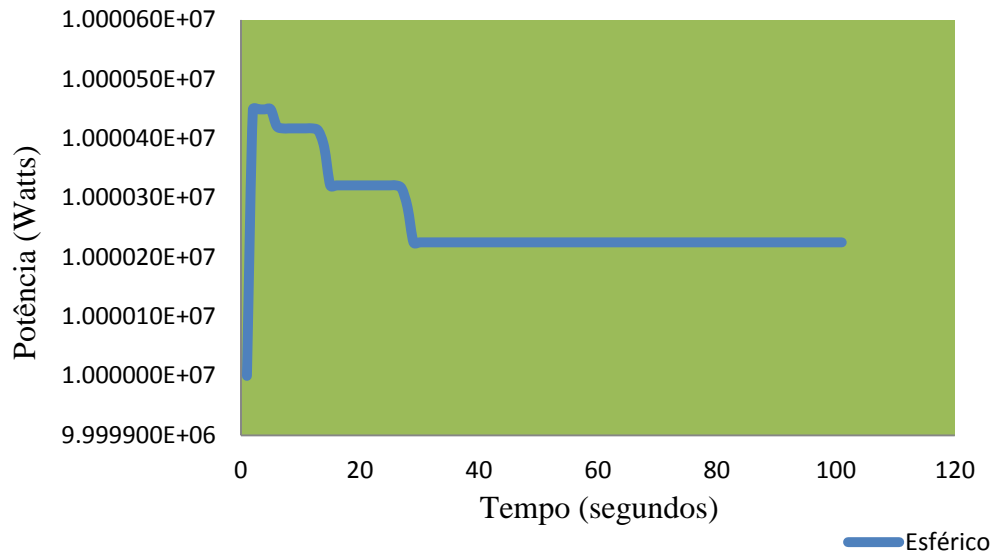


Figura 15 – Variação temporal da potência no HTGR para injeção de refrigerante frio.

Foram considerados uma inserção de água à 280°C e hélio à 150°C para o transiente acima para os combustíveis anelar e esférico, respectivamente.

A variação da potência no caso do HTGR pode ser explicada, pois o refrigerante frio troca mais calor com o grafite fazendo com que o perfil de temperatura do combustível se altere. Quando as temperaturas do combustível começam a se estabilizar, a potência começa a diminuir até um ponto onde o combustível se estabiliza com a nova temperatura de entrada do combustível, fazendo com que sua potência fique constante.

Com relação ao PWR, a variação temporal só aumenta. Isto é explicado, principalmente, pelo fato do modelo de cálculo da variação da temperatura do refrigerante ser bastante simplificado.

Para a ejeção de uma barra de controle são apresentadas as Figuras 16 e 17.

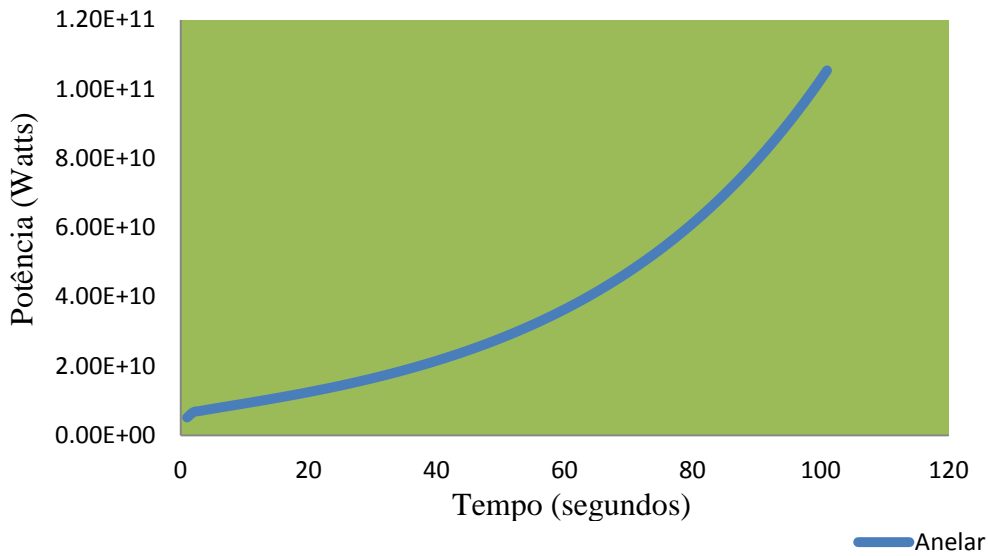


Figura 16 – Variação temporal da potência no PWR anelar para ejeção de barra de controle.

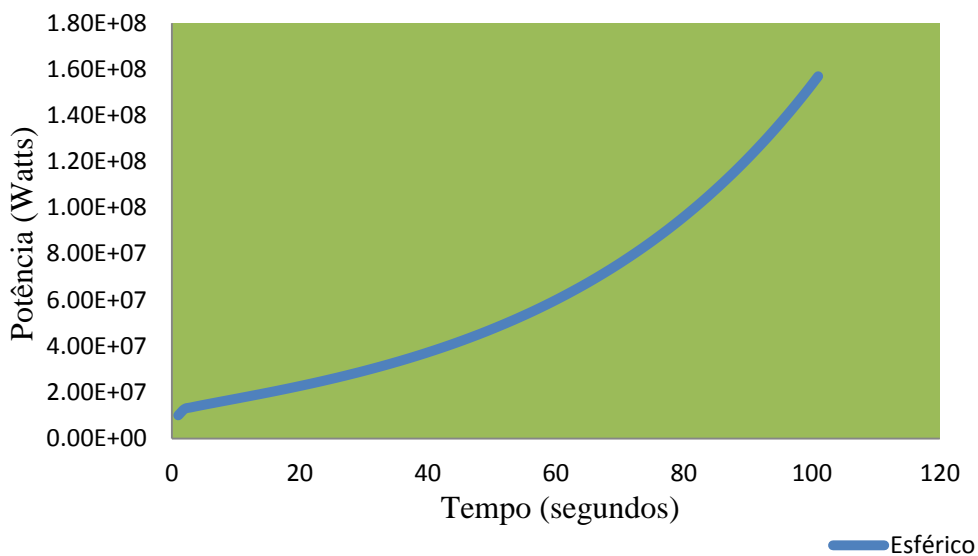


Figura 17 – Variação temporal da potência no HTGR para ejeção de barra de controle.

Para o caso do transiente de ejeção de barra de controle foi assumida uma reatividade externa com um valor de 0.001.

A partir destas figuras pode-se analisar facilmente que, num acidente com ejeção de barra de controle, a potência do reator aumentará muito rapidamente. Isto quer dizer que deve existir sempre um sistema de proteção e controle de potência ativos no reator caso haja um acidente deste tipo, pois somente reatividade negativa do núcleo não é capaz de segurar o aumento de potência.

Por fim, a temperatura máxima obtida para o caso de injeção de refrigerante frio para o combustível esférico foi de 1104,56 °C, valor menor que o limite apresentado no começo deste capítulo. Para o combustível anelar, o valor máximo foi de 1817,31 °C considerando um fator de pico de 2,5. Isto mostra que, apesar dos cálculos terem sido simples e aproximados, principalmente com relação ao cálculo do refrigerante, os resultados se mostraram abaixo dos limites e satisfatórios.

Como no caso de ejeção da barra de controle não há controle da potência do reator, é de se esperar que os valores das temperaturas dos combustíveis atinjam e ultrapassem os valores limites. De fato é o que ocorre. Para o combustível anelar, o valor limite é superado 22 segundos após a ocorrência do acidente. O combustível esférico supera seu valor limite após 46 segundos do início do acidente, mostrando uma maior resistência térmica e uma maior margem de segurança. Entretanto, não se pode esquecer que, num reator em operação real, existem vários sistemas para impedir que esta elevação contínua de potência ocorra, como o controle da quantidade de boro, a inserção de outras barras de controle, dentre outros.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Podemos concluir que, apesar do combustível anelar apresentar duas superfícies de refrigeração, o combustível esférico se mantém por mais tempo dentro da margem de segurança tornando-o mais seguro, devido principalmente às matrizes de grafite que retêm grande parte do calor gerado no núcleo.

A realimentação de reatividade nos reatores nucleares se mostrou extremamente importante. Deve ser sempre levada em conta para que o modelo possa alterar as potências de forma correta no núcleo.

Os métodos de discretização por diferenças finitas e Crank-Nicolson foram de grande utilidade para este trabalho e se mostraram boas aproximações.

Uma modelagem mais completa e mais próxima da realidade são boas recomendações para trabalhos futuros. Heterogeneização do núcleo, uso de equações de balanço de energia para o cálculo da temperatura do refrigerante, consideração da condução entre as esferas e da expansão térmica dos combustíveis são exemplos desta modelagem.

Referências

- BIODIESELBR. (s.d.). Acesso em 06 de Novembro de 2014, disponível em <http://www.biodieselbr.com/ener-gia/nuclear/energia-eletrica-nuclear.htm>
- BUYS, B. (2009). Acesso em 06 de Novembro de 2014, disponível em <http://www.conhecimentoeinovacao.com.br/materia.php?id=256>
- CHAPRA, S. C., & CANALE, R. P. (2010). *Numerical Methods for Engineers*. New York: McGraw-Hill.
- DOMINGUEZ, A. N., & RAO, Y. (2012). MODELING APPROACH FOR ANNULAR-FUEL ELEMENTS USING THE. *24th Nuclear Simulation Symposium*. Ottawa.
- DUARTE, J. P., RIVERO, J. d., ALVIM, A. M., PIQUEIRA, J. C., & FRUTUOSO E MELO, P. F. (11 de Julho de 2014). Cold Water Injection and Rod Ejection Analysis of Annular Fueled PWRs by a Hybrid Lumped Parameter Model. *Proceedings of the 22nd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE22)*, pp. 1-7.
- DUDERSTADT, J. J., & HAMILTON, L. J. (1976). *Nuclear Reactor Analysis* (1ª ed.). New York: John Wiley & Sons.
- ELETRONUCLEAR. (s.d.). Acesso em 05 de Novembro de 2014, disponível em http://www.eletronuclear.gov.br/hotsites/eia/v01_02_caracterizacao.html
- HUDA, M. Q., & OBARA, T. (12 de Agosto de 2008). Development and testing of analytical models for the pebble bed type HTRs. *Annals of Nuclear Energy*, pp. 1994-2005.
- IAEA. (2003). *Safety Reports Series No.30*. Vienna.
- IAEA. (2012). *Nuclear Power Reactors in the World*. Vienna.
- INCROPERA, F. P., DEWITT, D. P., BERGMAN, T. L., & LAVINE, A. S. (2008). *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa*. Rio de Janeiro: LTC.
- MARCUS, G. H. (2010). Start of Commercial Nuclear Power Production. In: *NUCLEAR FIRSTS, Milestone on the Road to Nuclear Power Development* (pp. 109-112). Bellingham: Quantum.
- ÖZISIK, M. N. (1990). *Transferência de Calor, Um Texto Básico* (1ª ed.). Rio de Janeiro: Editora Guanabara.

- POSTIMG. (s.d.). Acesso em 12 de Novembro de 2014, disponível em <http://postimg.org/image/tzoj9kl8v/full/>
- SATHIYASHEELA, T., & MOHANAKRISHNAN, P. (2010). Annular Fuel Pin Heat Transfer and Lumped Model Correction. *Progress in Nuclear Energy* 52, pp. 487-490.
- slideplayer. (s.d.). *slideplayer*. Acesso em 14 de Janeiro de 2015, disponível em <http://slideplayer.com.br/slide/365603/>
- THORIUM100. (s.d.). Acesso em 06 de Novembro de 2014, disponível em <http://www.thorium100.com/Pebbles.html>
- U.S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION . (1975). *REACTOR SAFETY STUDY*.
- WANG, B. (2009). Acesso em 06 de Novembro de 2014, disponível em http://nextbigfuture.com/2009_10_11_archive.html
- WIKIPEDIA. (s.d.). Acesso em 05 de Novembro de 2014, disponível em http://en.wikipedia.org/wiki/Experimental_Breeder_Reactor_I
- WNA. (2014). Acesso em 06 de Novembro de 2014, disponível em <http://www.world-nuclear.org/info/Nuclear-Fuel-Cycle/Power-Reactors/Small-Nuclear-Power-Reactors/>
- YAMOAH, S., AKAHO, E. H., AYENSU, N. G., & ASAMOAH, M. (15 de Junho de 2012). Analysis of Fluid Flow and Heat Transfer Model for the Pebble Bed High. *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology* 4(12), pp. 1659-1666.
- YANG, Y. S., SHIN, C. H., CHUN, T. H., & SONG, K. W. (20 de Abril de 2009). Evaluation of a Dual-Cooled Annular Fuel Heat Split and Temperature Distribution. *Journal of Nuclear Science and Tecnology*, pp. 836-845.

Apêndice I

Tabela contendo o número de reatores presentes em cada país até 2011, incluindo reatores em construção e descomissionamento

TABLE 1. REACTORS IN OPERATION, IN LONG TERM SHUTDOWN AND UNDER CONSTRUCTION, 31 DEC. 2011

Country	Reactors in operation		Reactors in long term shutdown		Reactors under construction		Nuclear electricity supplied in 2011	
	No. of Units	Total MW(e)	No. of Units	Total MW(e)	No. of Units	Total MW(e)	TW(e)-h	% of total
ARGENTINA	2	935			1	892	5.9	5.0
ARMENIA	1	375					2.4	33.2
BELGIUM	7	5927					45.9	54.0
BRAZIL	2	1884			1	1245	14.8	3.2
BULGARIA	2	1906			2	1906	15.3	32.6
CANADA	18	12604	4	2726			88.3	15.3
CHINA	16	11816			26	26620	82.6	1.9
CZECH REP.	6	3766					26.7	33.0
FINLAND	4	2736			1	1600	22.3	31.6
FRANCE	58	63130			1	1600	423.5	77.7
GERMANY	9	12068					102.3	17.8
HUNGARY	4	1889					14.7	43.3
INDIA	20	4391			7	4824	29.0	3.7
IRAN, ISL.REP.	1	915					0.1	0.0
JAPAN	50	44215	1	246	2	2650	156.2	18.1
KOREA, REP. OF	21	18751			5	5560	147.8	34.6
MEXICO	2	1300					9.3	3.6
NETHERLANDS	1	482					3.9	3.6
PAKISTAN	3	725			2	630	3.8	3.8
ROMANIA	2	1300					10.8	19.0
RUSSIA	33	23643			10	8188	162.0	17.6
SLOVAKIA	4	1816			2	782	14.3	54.0
SLOVENIA	1	688					5.9	41.7
SOUTH AFRICA	2	1830					12.9	5.2
SPAIN	8	7567					55.1	19.5
SWEDEN	10	9326					58.1	39.6
SWITZERLAND	5	3263					25.7	40.9
UK	18	9953					62.7	17.8

TABLE 1. REACTORS IN OPERATION, IN LONG TERM SHUTDOWN AND UNDER CONSTRUCTION, 31 DEC. 2011 — continued

Country	Reactors in operation		Reactors in long term shutdown		Reactors under construction		Nuclear electricity supplied in 2011	
	No. of Units	Total MW(e)	No. of Units	Total MW(e)	No. of Units	Total MW(e)	TW(e)·h	% of total
UKRAINE	15	13107			2	1900	84.9	47.2
USA	104	101465			1	1165	790.4	19.3
Total	435	368791	5	2972	65	61962	2518.0	NA

Note: The total includes the following data from Taiwan, China:

— 6 units, 5018 MW in operation; 2 units, 2600 MW under construction;

— 40.37 TW(e)·h of nuclear electricity generation, representing 19.02% of the total electricity generated there.

Apêndice II

Tabela Contendo o número de reatores em operação no mundo até 2011

TABLE 18. PERFORMANCE FACTORS BY REACTOR CATEGORY, 2009 to 2011

Reactor category	Reactors reporting to IAEA PRIS (see note)						
	Number of units	Availability factor (%)	Planned cap.loss factor (%)	Capability factor (%)	Forced loss rate (%)	Operating factor (%)	Load factor (%)
PWR	271	82.7	12.2	83.8	2.7	83.6	81.8
PWR < 600 Mw(e)	47	83.2	15.1	83.5	1.3	83.8	82.0
PWR >= 600 MW(e)	224	82.7	11.9	83.8	2.8	83.5	81.8
BWR	94	73.0	18.9	74.5	5.9	73.7	71.8
BWR < 600 MW(e)	12	64.7	22.9	67.4	10.7	68.1	64.6
BWR >= 600 MW(e)	82	73.6	18.5	75.0	5.7	74.4	72.2
PHWR	47	77.1	14.5	81.1	3.9	78.9	76.6
PHWR < 600 MW(e)	26	65.9	15.0	77.2	7.9	76.0	64.9
PHWR >= 600 MW(e)	21	82.5	14.2	83.0	2.0	82.4	82.2
LWGR	16	79.6	16.9	79.9	2.7	76.8	80.0
LWGR < 600 MW(e)	4	73.0	26.7	73.0	0.4	64.3	32.1
LWGR >= 600 MW(e)	12	79.6	16.9	79.9	2.7	81.3	80.2
GCR	18	68.1	11.7	68.3	14.6	76.0	68.2
FBR	2	71.8	27.7	71.8	0.7	62.6	72.8
TOTAL	448	79.7	14.0	81.2	3.7	80.4	78.9

Note: 2011 is the latest year for which operating experience data is currently available to the IAEA.

— Reactors permanently shut down during 2009 to 2011 (17 units) are considered.