**UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO**
**DEPARTAMENTO DE ENERGIA NUCLEAR**

**COMISSÃO NACIONAL DE ENERGIA NUCLEAR**
**CENTRO REGIONAL DE CIÊNCIAS NUCLEARES DO NORDESTE**

**Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares**

# UM MODELO TERMOIDRÁULICO UNIDIMENSIONAL DO NÚCLEO E DAS REGIÕES INFERIOR E SUPERIOR DE UM REATOR TIPO PISCINA

LUÍS FELIPE SERRA CADIZ

**Orientador:** Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima

**Co-orientadora:** Profa. Dra. Maria de Lourdes Moreira

RECIFE – PERNAMBUCO - BRASIL

Julho - 2013

LUÍS FELIPE SERRA CADIZ

# UM MODELO TERMOIDRÁULICO UNIDIMENSIONAL DO NÚCLEO E DAS REGIÕES INFERIOR E SUPERIOR DE UM REATOR TIPO PISCINA

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares, para obtenção de título de Mestre em Ciências, Área de Concentração: Engenharia de Reatores.

Orientador: Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima

Co-Orientadora: Profa. Dra. Maria de Lourdes Moreira

RECIFE – PERNAMBUCO - BRASIL

Julho - 2013

Catalogação na fonte
Bibliotecário Carlos Moura, CRB-4 / 1502

C124m Cadiz, Luís Felipe Serra.
Um modelo termoidráulico unidimensional do núcleo e das regiões inferior e superior de um reator tipo piscina. / Luís Felipe Serra Cadiz. - Recife: O Autor, 2013.
81 folhas, il., figs.,tabs.

Orientador: Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima.
Co-orientador: Profa. Dra. Maria de Lourdes Moreira.
Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares, 2013.
Inclui Referências e Anexos.

1. Transferência de calor. 2. Reator piscina. 3. Circulação natural. I. Lima, Fernando Roberto de Andrade (orientador). II. Moreira, Maria de Lourdes (co-orientador). III. Título.

CDD 621.483 (21. ed.)

UFPE
BDEN/2013-15

# UM MODELO TERMOIDRÁULICO UNIDIMENSIONAL DO NÚCLEO E DAS REGIÕES INFERIOR E SUPERIOR DE UM REATOR DE PESQUISA DO TIPO PISCINA

**Luis Felipe Serra Cadiz**

**APROVADA EM: 31.07.2013**

**ORIENTADOR: Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima**

**CO-ORIENTADORA: Profa. Dra. Maria de Lourdes Moreira**

**COMISSÃO EXAMINADORA:**

_____

**Prof. Dr. Celso Marcelo Franklin Lapa – IEN/CNEN**

_____

**Prof. Dr. Jair de Lima Bezerra – FBV**

_____

**Prof. Dr. Mário Augusto Bezerra da Silva – DEN/UFPE**

**Visto e permitida a impressão**

_____

**Coordenadora(o) do PROTEN/DEN/UFPE**

# DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho a minha família e amigos.

# AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradeço a Deus;

À minha família pelo amor, carinho e apoio que me deram. Em especial ao meu pai e minha mãe que se dedicaram ao máximo para que eu chegasse até aqui;

À minha tia Raimunda;

Ao Professor Carlos Dantas e Otávio, pela grande amizade, apoio e confiança durante todos os anos;

Ao funcionário Edmilson, pela ajuda e incentivo;

Ao Professor Fernando, pela orientação e envolvimento neste trabalho;

Agradeço aos amigos do curso que, direta ou indiretamente, contribuíram para conclusão dessa dissertação.

# UM MODELO TERMOIDRÁULICO UNIDIMENSIONAL DO NÚCLEO E DAS REGIÕES INFERIOR E SUPERIOR DE UM REATOR TIPO PISCINA

Autor: LUÍS FELIPE SERRA CADIZ

Orientador: Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima

Co-Orientadora: Profa. Dra. Maria de Lourdes Moreira

## RESUMO

O presente trabalho se propõe a apresentar um método de análise do comportamento termoidráulico de um reator tipo piscina após seu desligamento, através da resolução numérica das equações de transferência de calor aplicadas ao núcleo e seus componentes. As grandezas termoidráulicas estudadas são: as temperaturas do núcleo, revestimentos e refrigerante e a vazão mássica. A resolução numérica foi feita através de código computacional MT-RP.V1 (Modelo Termoidráulico - Reator tipo Piscina), escrito em Matlab, gerado especificamente para esse fim e que utiliza gráficos e tabelas como saídas. Os códigos computacionais usados em projetos de construção de reatores nucleares, especificamente no que se refere à análise termoidráulica de seu núcleo, têm como principal objetivo reproduzir condições reais de operação de modo que predigam, quantitativamente, as condições limites de operação a fim de que o limite de segurança não seja ultrapassado. A validação do código foi feita comparando-se os resultados gerados pelo código computacional MT-RP.V1 com os resultados encontrados no código MTHCNR (Modelo Termoidráulico de Convecção Natural em Reatores), desenvolvido por pesquisadores do Instituto de Engenharia Nuclear (IEN), para o projeto do Reator Produtor de Radioisótopos (RPR), a fim de simular um modelo termoidráulico do núcleo e do poço desse reator. Os resultados encontrados demonstraram que os parâmetros termoidráulicos permanecem dentro dos limites de segurança após seu desligamento.

**Palavras chave:** Transferência de calor; reator piscina; circulação natural.

# A THERMO-HYDRAULIC ONE-DIMENSIONAL MODEL OF CORE AND BOTTOM AND TOP OF THE REGIONS OF A REACTOR TYPE POOL

Author: LUÍS FELIPE SERRA CADIZ

Adviser: Dsc. Fernando Roberto de Andrade Lima

Co-adviser: Dsc. Maria de Lourdes Moreira

## ABSTRACT

This paper aims to present a method of analyzing the thermalhydraulic behavior of a pool type reactor after its shutdown, in this case, by solving numerical equations of heat transfer applied to the core and its components. The thermalhydraulic magnitudes studied are: the temperatures of the core, cladding and coolant and the mass flow rate. The numerical analysis was performed by using the computer code MT-RP.V1 (Modelo Termoidráulico - Reator tipo Piscina. Versão 1 in Portuguese) developed in Matlab, specifically for this purpose that uses graphs and tables as outputs. The computer codes used in construction projects of nuclear reactors, specifically with regard to the thermalhydraulic analysis, of its core, have as main objective to reproduce actual operating conditions in order to predict quantitatively the limiting conditions of operation so that the safety limit is not exceeded. The code validation was performed by comparing the results generated by computational code MT-RP.V1 with the results found in the code MTHCNR (Modelo Termoidráulico de Convecção Natural para Reatores in Portuguese), developed by researchers of the Nuclear Engineering Institute (IEN in Portuguese) for the design of Radioisotope Production Reactor (RPR), to simulate its core and well thermalhydraulic behavior. The results showed that the thermo-hydraulic parameters remain the safe limits after its shutdown.

**Keywords:** Heat Transfer, Pool Reactors, Natural Circulation.

# LISTA DE ILUTSTRAÇÕES

Figura 1 – Esquema de refrigeração do núcleo de um reator tipico piscina..... 16
Figura 2 – Núcleo do reator IEA-R1 ..... 18
Figura 3 – Reator OPAL..... 19
Figura 4a – Núcleo do reator OPAL..... 20
Figura 4b – Núcleo do reator OPAL ..... 21
Figura 5 – Refrigeração do núcleo do reator de pesquisa..... 23
Figura 6 – Núcleo do reator CP-1 (Chicago Pile – 1) ..... 25
Figura 7 – Reator TRIGA..... 26
Figura 8 – Vista em corte do Reator Argonauta..... 28
Figura 9 – Vista superior do núcleo do reator Osiris (França) ..... 32
Figura 10 – Esquema de refrigeração do núcleo por convecção natural. ..... 48
Figura 11 – Evolução da temperatura do combustível com o reator em plena potência. ..... 549
Figura 12 – Evolução da temperatura do revestimento com o reator em plena potência 50
Figura 13 – Evolução da temperatura do refrigerante com o reator em plena potência. 51
Figura 14 – Evolução da temperatura da câmara superior com o reator em plena potência..... 52
Figura 15 – Evolução da temperatura da câmara inferior com o reator em plena potência..... 583
Figura 16 – Evolução da temperatura do combustível. ..... 594
Figura 17 – Evolução da temperatura do revestimento ..... 55
Figura 18 – Evolução da temperatura do refrigerante ..... 56
Figura 19 – Evolução da temperatura da câmara superior ..... 57
Figura 20 – Evolução da temperatura da câmara inferior ..... 58
Figura 21 – Evolução da vazão..... 59
Figura 22 – Evolução do coeficiente de transferência de calor..... 60
Figura 23 – Evolução do calor de decaimento para o reator tipo piscina..... 61
Figura 24 – Evolução da temperatura do núcleo do reator durante 3 horas ..... 62

# LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CNEN – Comissão Nacional de Energia Nuclear

LNLS – Laboratório Nacional de Luz Síncrotron

IEA – Instituto de Energia Atômica

ANS – American Nuclear Society

IPEN – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares

CDTN – Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear

IAEA – International Atomic Energy Agency

IEN – Instituto de Engenharia Nuclear

RP – Reator tipo Piscina

OPAL – Open Pool Australian Reactor

RPR – Reator Produtor de Radioisótopos

TRIGA – Training, Research, Isotopes, General Atomics

ARGONAUTA – Argonne Nuclear Assembly for University Training

MT-RP.V1 – Modelo Termoidráulico para o Reator tipo Piscina Versão1

MTHCNR – Modelo Termoidráulico de Convecção Natural em Reatores

| | |
|---|---|
| A – Área da seção transversal | ($m^2$) |
| A – Matriz de coeficientes | - |
| $C_1$ – Equação de condução térmica no combustível | [W/($m^2$.ºC)] |
| $C_2$ – Equação de condução térmica no revestimento | [W/($m^2$.ºC)] |
| $C_3$ – Equação de condução térmica no refrigerante | [W/($m^2$.ºC)] |
| $C_4$ – Equação de condução térmica na câmara superior | [W/($m^2$.ºC)] |
| $C_5$ – Equação de condução térmica na câmara inferior | [W/($m^2$.ºC)] |
| t – Tempo | (s) |
| dt – Derivada da equação no tempo | - |
| $d\Psi$ – Derivada dos vetores coluna dos parâmetros | - |
| $d\xi$ – Derivada dos vetores coluna dos parâmetros | - |
| $dT_1$ – Diferencial da temperatura no combustível | ºC |
| $dT_2$ – Diferencial da temperatura no revestimento | ºC |
| $dT_3$ – Diferencial da temperatura no refrigerante | ºC |
| $dT_4$ – Diferencial da temperatura na câmara superior | ºC |
| $dT_5$ – Diferencial da temperatura na câmara inferior | ºC |
| $\Delta T$ – Diferença de temperaturas | ºC |

| | |
|---|---|
| $E_1$ – Equação de difusão do calor no combustível | [W/(m.ºC)] |
| $E_2$ – Equação de difusão do calor no revestimento | [W/(m.ºC)] |
| $E_3$ – Equação de difusão de calor no refrigerante | [W/(m.ºC)] |
| $E_4$ – Equação de difusão de calor na câmara superior | [W/(m.ºC)] |
| $E_5$ – Equação de difusão de calor na câmara inferior | [W/(m.ºC)] |
| $A_1$ – Espaçamento entre o combustível | (m) |
| $B_1$ – Espaçamento entre o combustível e o refrigerante | (m) |
| $V_1$ – Volume da pastilha | ($m^3$) |
| $V_2$ – Volume do revestimento | ($m^3$) |
| $V_3$ – Volume do canal | ($m^3$) |
| $V_4$ – Volume da câmara superior | ($m^3$) |
| $V_5$ – Volume da câmara inferior | ($m^3$) |
| $T_1$ – Temperatura do combustível | (ºC) |
| $T_2$ – Temperatura do revestimento | (ºC) |
| $T_3$ – Temperatura do refrigerante | (ºC) |
| $T_4$ – Temperatura da câmara superior | (ºC) |
| $T_5$ – Temperatura da câmara inferior | (ºC) |
| $T_6$ – Temperatura do exterior do reator | (ºC) |
| $T_7$ – Temperatura de saída do refrigerante do núcleo do reator | (ºC) |
| $C_p$ – Calor Específico | [J/(kg.ºC)] |
| $C_{p1}$ – Calor Específico do elemento combustível | [J/(kg.ºC)] |
| $C_{p2}$ – Calor Específico do revestimento | [J/(kg.ºC)] |
| $C_{p3}$ – Calor Específico do refrigerante | [J/(kg.ºC)] |
| $\rho_1$ – Densidade do combustível | ($kg/m^3$) |
| $\rho_2$ – Densidade do revestimento | ($kg/m^3$) |
| $\rho_3$ – Densidade do refrigerante | ($kg/m^3$) |
| $\mu_3$ – Viscosidade do refrigerante | (kg/m.s) |
| d – Diâmetro da vareta combustível | (m) |
| $\bar{h}$ – Coeficiente convectivo médio de transferência de calor | [W/(m.ºC)] |
| $h_f$ – Coeficiente convectivo médio do combustível | [W/(m.ºC)] |
| $h_g$ – Coeficiente convectivo médio da folga da pastilha | [W/(m.ºC)] |
| k – Condutividade térmica | [W/(m.ºC)] |
| $k_2$ – Condutividade térmica do revestimento | [W/(m.ºC)] |

| | |
|---|---|
| $k_3$ – Condutividade térmica do refrigerante | [W/(m.ºC)] |
| q – Taxa de transferência de calor | (W) |
| $q''$ – Fluxo de calor | ($W/m^2$) |
| $q'''$ – Taxa de geração de energia por unidade de volume do meio | ($W/m^3$) |
| $R_1$ – Raio da pastilha | (m) |
| $R_2$ – Raio da vareta combustível | (m) |
| g – Aceleração da gravidade | ($m/s^2$) |
| $\dot{m}$ – Vazão mássica | (kg/s) |
| w – Vazão estacionária | (kg/s) |
| Ψ – Vetor coluna dos parâmetros | - |
| ξ – Vetor coluna dos parâmetros | - |
| p – Pressão local | ($N/m^2$) |
| s – Variável espacial | - |
| R – Resistência hidráulica | - |
| Nu – Número de Nusselt | - |
| Re – Número de Reynolds | - |
| Pr – Número de Prandtl | - |

## Sumário

**1. INTRODUÇÃO** ..... 11

**1.1. Objetivo** ..... 12

**2. REVISÃO DA LITERATURA** ..... 13

**2.1. Reatores nucleares de pesquisa** ..... 17

2.1.1. Reatores tipo piscina ..... 17

2.1.2. Reatores a grafite ..... 24

2.1.3. Reator TRIGA ..... 26

2.1.4. Reator Argonauta ..... 27

2.1.5. Reatores de Potência Zero ..... 30

2.1.6. Reatores de Alto Fluxo ..... 31

2.1.7. Convecção natural e simulação ..... 32

**3. METODOLOGIA** ..... 35

**3.1. O modelo termoidráulico do núcleo e da piscina de um reator produtor de radioisótopo** ..... 35

3.1.1. Condução de calor no combustível e fluido refrigerante do RPR ..... 36

3.1.2. Condições iniciais do RPR ..... 41

3.1.3. Modelo de convecção natural para o poço do RPR ..... 42

3.1.4. Período até o início de convecção natural ..... 45

**3.2. O modelo termoidráulico do núcleo e da piscina de um reator de pesquisa hipotético** ..... 47

**4. RESULTADOS E DISCUSSÕES** ..... 49

**4.1. Validação do código MT-RP.V1** ..... 49

**4.2. Cálculo do calor de decaimento para o reator típico piscina** ..... 61

**4.3. Distribuição das temperaturas no reator típico piscina** ..... 62

**4.4. Distribuição da velocidade de escoamento no núcleo do reator** ..... 63

**5. CONCLUSÕES** ..... 64

**REFERÊNCIAS** ..... 65

**ANEXO A:** Dimensões e dados termoidráulicos do RPR (4MW) ..... 68

**ANEXO B**: Dimensões e dados termoidráulicos de um reator típico piscina ..... 69

**ANEXO C:** Método de Crank-Nicolson.....70

**ANEXO D:** Integração da equação de Fourier para condução de calor.....74

# 1. INTRODUÇÃO

Um dos assuntos mais discutidos, pela Agência Internacional de Energia Atômica (IAEA), nos últimos anos após o acidente de Fukushima no Japão, é a segurança dos reatores em funcionamento ao redor do mundo. Um método de se verificar a segurança de um reator nuclear é o desenvolvimento de códigos computacionais que objetivam a simulação de parâmetros de seu funcionamento.

Alguns códigos computacionais, que fazem simulação real de um reator de potência, são desenvolvidos e aplicados também em reatores de pesquisa, onde a cada ano especialistas desenvolvem novos conhecimentos e técnicas de segurança que serão aplicadas em campo. Dentre os códigos computacionais mais utilizados nas simulações de reatores nucleares, destacam-se: RELAP5, COBRA-III e IV, TRAC, ATHLET, CATHARE e o PARET/ANL [TERREMOTO, 2004].

A motivação em estudar reatores de pesquisa é proveniente de que uma análise detalhada de seu funcionamento poderá contribuir com o uso seguro e o tempo de vida útil dos reatores de potência.

Hoje o Brasil possui duas usinas nucleoelétricas em operação, Angra-1 e 2, equipadas com reatores PWR (Pressurized Water Reactor). Esse tipo de reator equipará também uma terceira usina nucleoelétrica, Angra-3, que está em construção. As três usinas formam o Complexo Nuclear Almirante Álvaro Alberto, localizado na Praia de Itaorna, no estado do Rio de Janeiro. É prevista a construção de mais quatro usinas de potência do tipo PWR geração 3+ no país até o ano 2030.

O Reator Multipropósito Brasileiro (RMB), empreendimento em desenvolvimento pela Comissão Nacional de Energia Nuclear (CNEN), deverá entrar em funcionamento no município paulista de Iperó a 130 quilômetros de São Paulo, junto ao Centro Experimental de Aramar, da Marinha, onde é desenvolvido o protótipo do submarino nuclear brasileiro. É um reator nuclear de pesquisa para produção do radioisótopo de molibdênio-99 (Mo-99), que tem como subproduto o tecnécio-99m (Tc-99m), radiofármaco usado no Brasil em larga escala na área da medicina. O tecnécio-99m é utilizado em mais de 80% dos procedimentos da medicina nuclear no país, o que corresponde a, aproximadamente, 3,5 milhões de procedimentos médicos ao ano

[TERREMOTO, 2004; ABEN, 2013]. Além da produção de radioisótopos, o RP também tem como funções básicas a realização de testes de irradiação de combustíveis nucleares e materiais estruturais utilizados em reatores de potência, bem como a realização de pesquisas científicas com feixes de nêutrons, atuando de forma complementar ao Laboratório Nacional de Luz Síncrotron (LNLS). O empreendimento RP está sendo coordenado pela Diretoria de Pesquisa e Desenvolvimento da CNEN com a participação de seus institutos de pesquisa e conta com a parceria de outras instituições do setor nuclear brasileiro.

Dentre todos os reatores nucleares de pesquisa em funcionamento no Brasil, destacam-se:

- IEA-R1, localizado no IPEN/CNEN desde 1957 [TERREMOTO, 2004];
- ARGONAUTA, localizado no Instituto de Engenharia Nuclear (IEN), desde 1965 [TERREMOTO, 2004];
- TRIGA (Training Research Isotope General Atomic) Mark1, localizado no Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear, em Minas Gerais, desde 1960 [TERREMOTO, 2004].

## 1.1. OBJETIVO

Aplicar um modelo termoidráulico do núcleo e das regiões inferior e superior da piscina de um reator de pesquisa, para analisar a convecção natural que deverá ocorrer após o desligamento do reator.

# 2. REVISÃO DA LITERATURA

Nesse capítulo são apresentados alguns conceitos básicos sobre reatores de pesquisa do tipo piscina. Apresenta-se também um breve histórico sobre algumas pesquisas desenvolvidas relacionadas à convecção natural e simulação computacional.

Os reatores nucleares de pesquisa têm como finalidade produzir fluxos de nêutrons com propósitos experimentais diversos. A potência térmica desse tipo de reator geralmente, enquadra-se entre 10 kW e 25 MW [TERREMOTO, 2004]. Quando são utilizados para a produção de radioisótopos, a potência térmica deles pode atingir até 100 MW. A denominação dada aos reatores nucleares de pesquisa varia de acordo com o propósito a que se destina o fluxo de nêutrons deles proveniente.

Alguns, para teste de materiais, fornecem um fluxo alto de nêutrons rápidos, permitindo estudar o comportamento sob irradiação apresentado por vários materiais utilizados nos reatores nucleares. Reatores para produção de radioisótopos destinam-se à produção de isótopos radioativos utilizados em atividades industriais, medicinais e agrícolas. Os de potência zero, também chamados conjuntos críticos ou unidades críticas, são utilizados principalmente para estudar as propriedades neutrônicas de um arranjo físsil a baixa potência (P<1 kW). Os reatores pesquisa são de baixa potência e servem como instrumentos de testes para reatores de potência elevada.

O primeiro reator nuclear artificial do mundo, um conjunto crítico, atingiu a criticalidade no dia 02 de dezembro de 1942. O Chicago Pile 1 (CP-1), como foi denominado, era constituído por blocos de grafite empilhados ( 9 m de largura, 9,5 m de comprimento, 6 m de altura, totalizando 1350 toneladas de grafite), com urânio natural metálico sob a forma de barras inserido internamente (52 toneladas) e controlado por folhas de cádmio metálico [TERREMOTO, 2004; EL-WAKIL, 1971] .

A grande maioria dos reatores de pesquisa iniciou suas operações em fins da década de 50 e início da década de 60. A Índia foi o primeiro país em desenvolvimento a projetar um reator de pesquisa, no ano de 1965 (IN0001, APSARA, tipo piscina, 1 MW). Em abril de 2004, havia no mundo 272 reatores de pesquisa em operação em 56 países, conforme dados da Agência Internacional de Energia Atômica IAEA) [TERREMOTO, 2004; ASFIA et. al. 1996].

O primeiro reator de pesquisa brasileiro, denominado IEA-R1, foi instalado no antigo Instituto de Energia Atômica (IEA), hoje Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN/CNEN-SP), situado em São Paulo. Esse reator foi projetado e construído pela empresa norte-americana Babcock & Wilcox Co., de acordo com as especificações fornecidas pela Comissão de Energia Atômica dos EUA [OLIVEIRA, 2012].

A criticalidade inicial, a primeira do hemisfério sul, foi atingida no dia 16 de setembro de 1957. Esse reator é do tipo piscina e na época da inauguração era previsto que o mesmo viesse a operar na potência de 5 MW. Entretanto, até setembro de 1997 o reator operou quase sempre apenas a 2 MW, quando foram concluídas diversas reformas que o capacitaram para efetivamente operar a 5 MW [TERREMOTO, 2004].

Após o IEA-R1, o segundo reator de pesquisa brasileiro foi um reator tipo Triga (IPR-R1) de 100 kW, construído pela empresa norte-americana General Atomics para o Instituto de Pesquisas Radioativas (IPR), hoje Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear (CDTN/CNEN-MG) situado no município de Belo Horizonte. Esse reator iniciou sua operação no dia 11 de outubro de 1960 [OLIVEIRA, 2012].

O terceiro reator de pesquisa brasileiro foi instalado no Instituto de Engenharia Nuclear (IEN/CNEN-RJ), situado no Rio de Janeiro. O reator Argonauta foi construído por técnicos brasileiros que modificaram e adaptaram o projeto original, tendo atingido a criticalidade pela primeira vez no dia 20 de fevereiro de 1965 [OLIVEIRA, 2012].

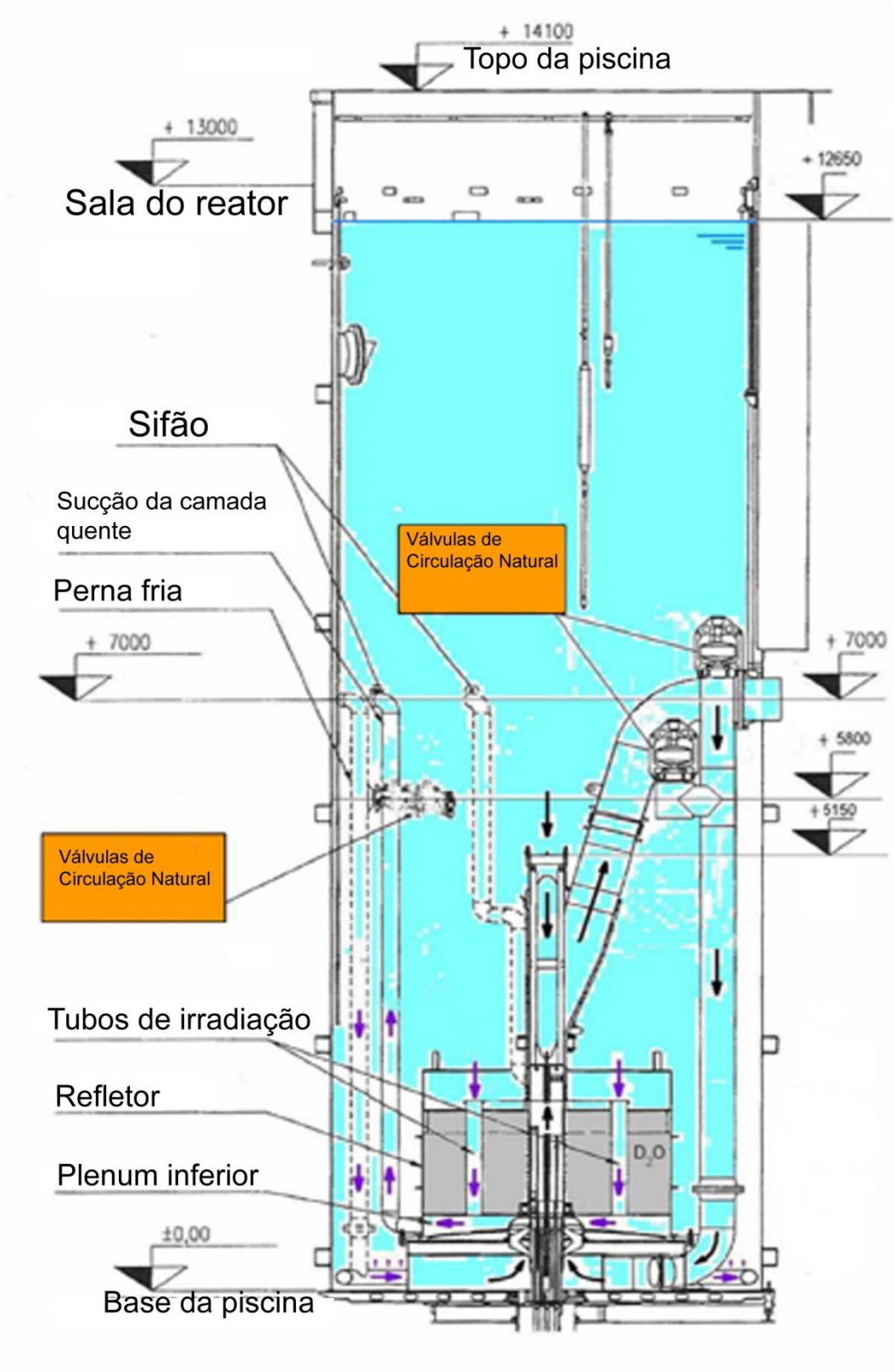
No dia 09 de novembro de 1988 atingiu pela primeira vez a criticalidade o quarto reator de pesquisa brasileiro, um reator de potência zero denominado IPEN/MB-01, projetado e construído inteiramente com tecnologia nacional (inclusive os combustíveis) pelo IPEN/CNEN-SP em conjunto com a Marinha do Brasil (através do Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo – CTMSP). O IPEN/MB-01 constitui, portanto, o segundo reator de pesquisa instalado no IPEN/CNEN-SP [IAEA, 2008; TERREMOTO, 2004].

Um núcleo de reator de pesquisa do tipo piscina tem o formato de um paralelepípedo e é formado basicamente por elementos combustíveis, elementos de controle, elementos para irradiação de amostras, irradiadores e refletores. Em geral

todos os elementos e refletores são verticalmente encaixados em furos de uma superfície plana matriz (placa matriz) e colocados dentro de uma piscina de água desmineralizada.

Sua refrigeração, quando está em potência plena é feita através de circulação forçada de água que se dá no sentido descendente, promovida pela bomba principal do circuito de resfriamento primário. Quando o reator está em processo de desligamento, o sentido da refrigeração passa a ser ascendente devido ao fenômeno da convecção natural. Essa água, depois que passa pelo núcleo, é resfriada por trocadores de calor e novamente inserida na parte superior da piscina, fazendo assim um ciclo constante (Figura 1).

**Figura 1 – Esquema de refrigeração do núcleo de um reator típico piscina.**




Fonte: CNEN (2012)

## 2.1. Reatores nucleares de pesquisa

Os reatores de pesquisa e os reatores de potência apresentam várias diferenças. Uma delas é a característica de segurança. Onde nos reatores de pesquisa, a piscina do reator é a própria blindagem e refrigerante. Da mesma forma, os reatores de pesquisa têm o funcionamento e os projetos para obter o intenso fluxo de nêutrons necessário às aplicações diferentes dos usados em usinas nucleares. Enquanto estes se focam na eficiência termodinâmica para produzir o máximo de eletricidade como resultado de seus processos, os equipamentos multipropósito operam a temperaturas baixas visando maximizar o uso dos nêutrons gerados pela fissão dos átomos de urânio. Para isso, utilizam como combustível urânio-235 com enriquecimento de 20%, contra 4% das usinas nucleares [ABEN, 2013].

Os principais tipos de reatores de pesquisa desenvolvidos no mundo podem ser classificados segundo as características de projeto que apresentam, permitindo distinguir os seguintes tipos: a) homogêneo líquido; b) tanque; c) piscina; d) conjunto crítico seco; e) conjunto crítico tipo tanque; f) conjunto crítico homogêneo; g) Argonauta; h) Triga; i) grafite; j) água pesada; k) alto fluxo [TERREMOTO, 2004; EL-WAKIL, 1971; McADAMS, 1954].

### 2.1.1. Reatores tipo piscina

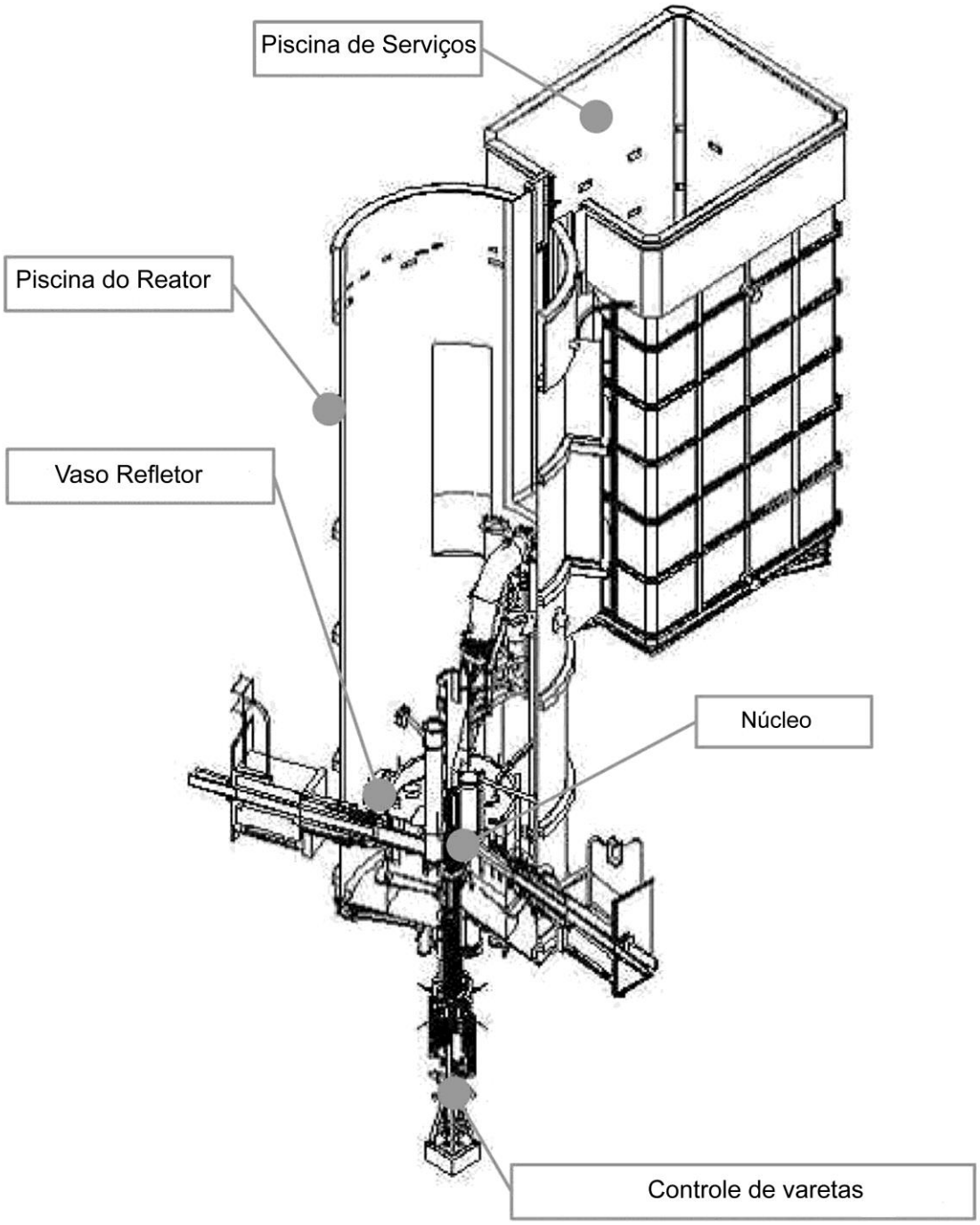
Esse tipo de reator de pesquisa é o mais utilizado em todo mundo, sendo frequentemente denominado reator do tipo MTR (sigla para "Materials Testing Reactor"). Apresenta como característica principal o fato do núcleo do reator estar imerso em uma piscina ou tanque contendo água. Trata-se de um reator heterogêneo, pois o combustível nuclear e o moderador estão separados fisicamente. O combustível nuclear é formado por placas agrupadas em elementos combustíveis, sendo o revestimento de cada placa feito de alumínio. No centro de cada placa está localizado o material combustível propriamente dito, constituído por uma liga metálica de urânio-alumínio (U-Al) ou por um composto de urânio (geralmente $U_3O_8$ ou $U_3Si_2$) disperso em alumínio. O núcleo do reator IEA-R1 se enquadra nesse grupo de reatores (Figura 2).

**Figura 2 – Núcleo do reator IEA-R1.**

Fonte: IAEA (2008).

Na Austrália, foi construído o reator OPAL (Open Pool Australian Light-water) da ANSTO (Australian Nuclear Science and Technology Organization) (Figura 3), que substituiu o HIFAR (Hi-Flux Australian Reactor). Em meados de 2006 o HIFAR foi desligado após vários meses de operação simultânea com o OPAL, para uma transição de sistemas operacionais e de negócios. O coração desse reator é um núcleo compacto de 16 conjuntos de combustível, dispostos numa matriz 4x4, com cinco barras de controle, para controlar a sua potência e facilitar seu desligamento. Ele utiliza combustível de urânio de baixo enriquecimento, contendo pouco menos de 20% de urânio-235. Em termos de garantias de segurança nuclear, essa é uma vantagem distinta desse reator sobre os outros anteriores, em alguns eram necessários um nível de enriquecimento de até 95% de urânio-235.

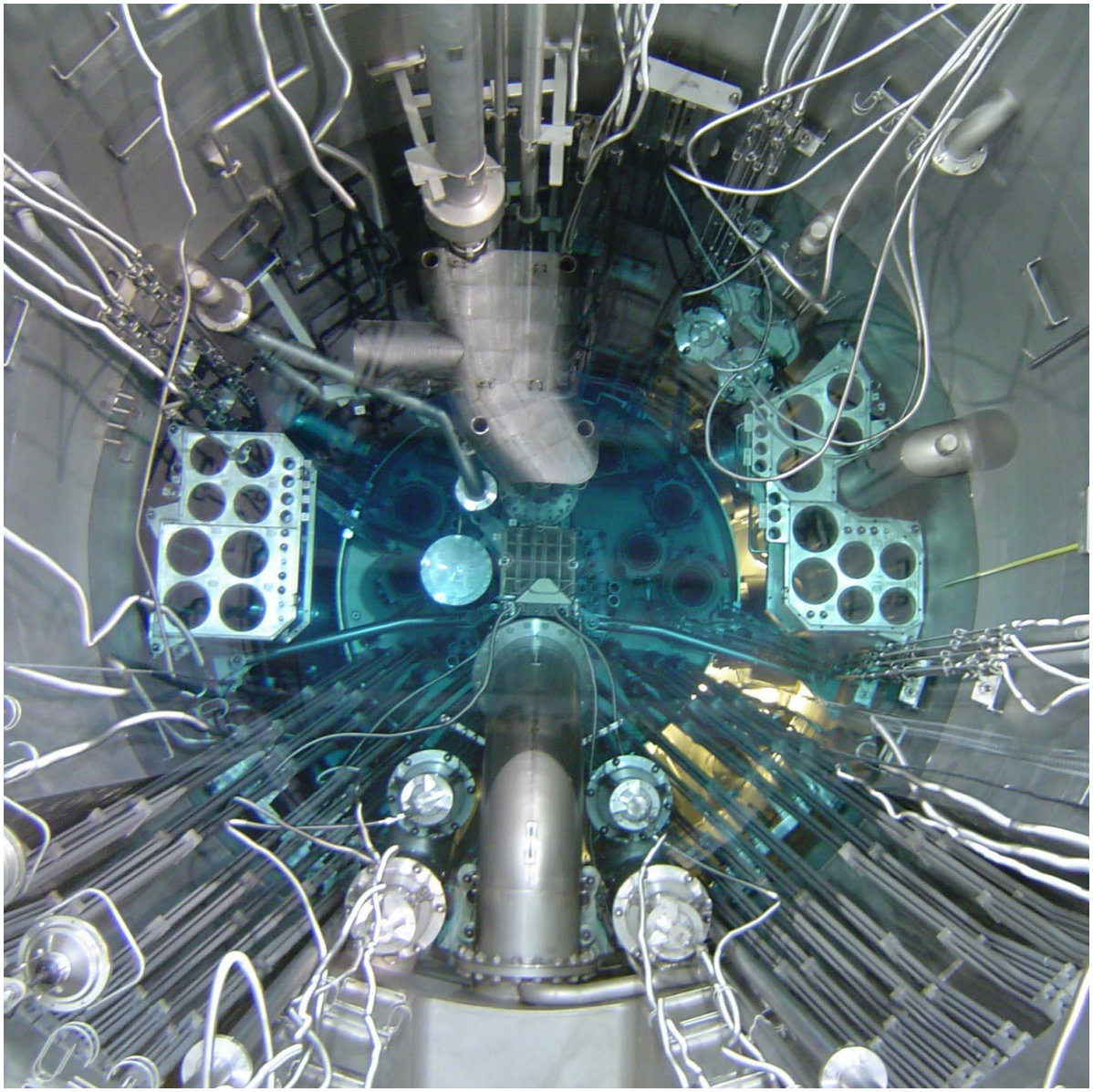
**Figura 3 – Reator OPAL.**




Fonte: www.ansto.gov.au (2012).

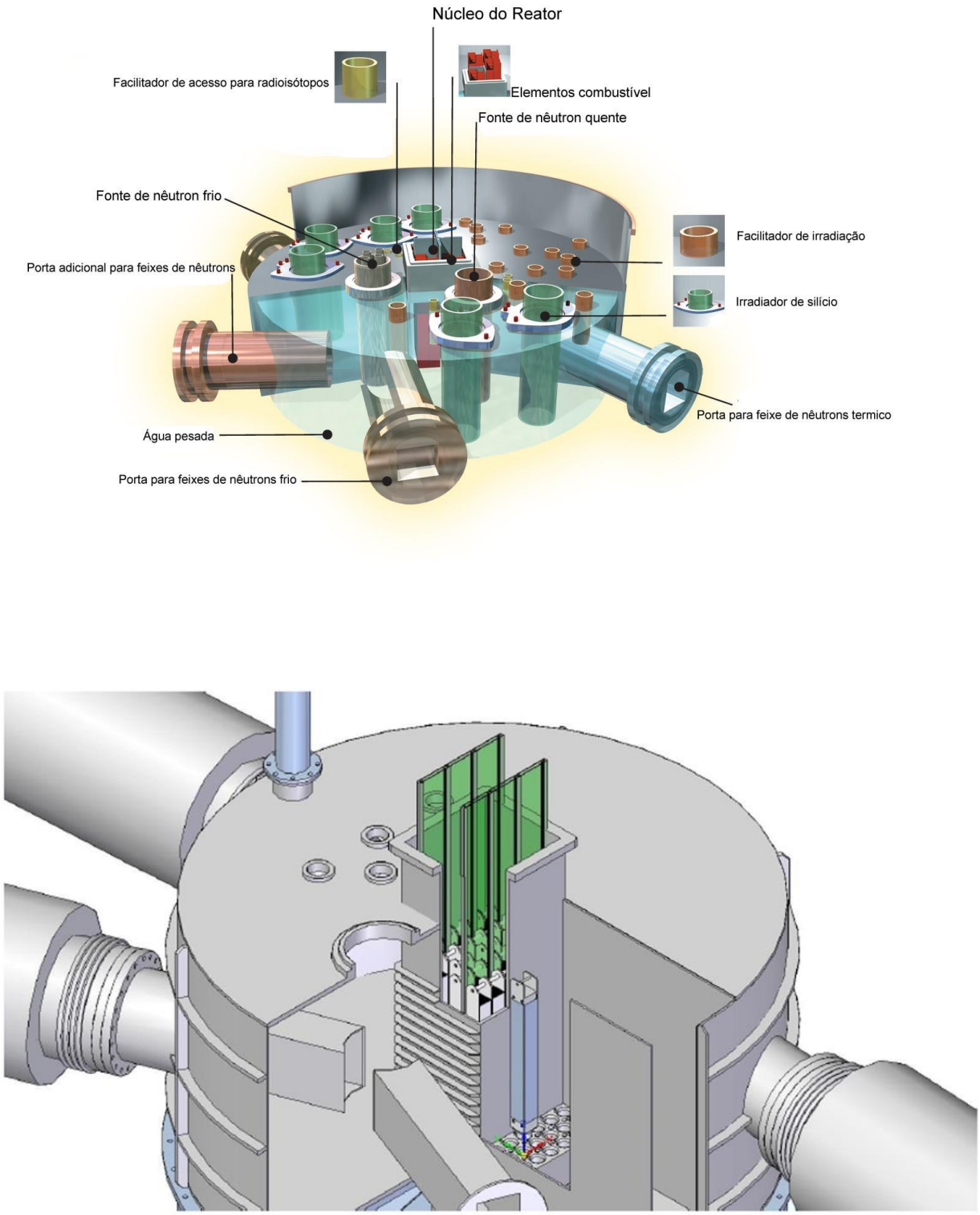
O núcleo do OPAL (Figuras 4a e 4b) é refrigerado por água desmineralizada e é rodeado por uma liga de zircônio (refletor) que contém o vaso de água pesada. O vaso refletor está posicionado no fundo de uma piscina de 13 m de profundidade. Um dos objetivos da piscina aberta do reator é facilitar a visão e manipulação de itens dentro do núcleo. A profundidade da água assegura a eficaz blindagem de radiação para a equipe que trabalha acima da piscina. A água pesada mantém a reação nuclear no núcleo refletindo os nêutrons na direção do núcleo.

**Figura 4a – Núcleo do reator OPAL.**



Fonte: www.ansto.gov.au (2012).

**Figura 4b – Núcleo do reator OPAL.**



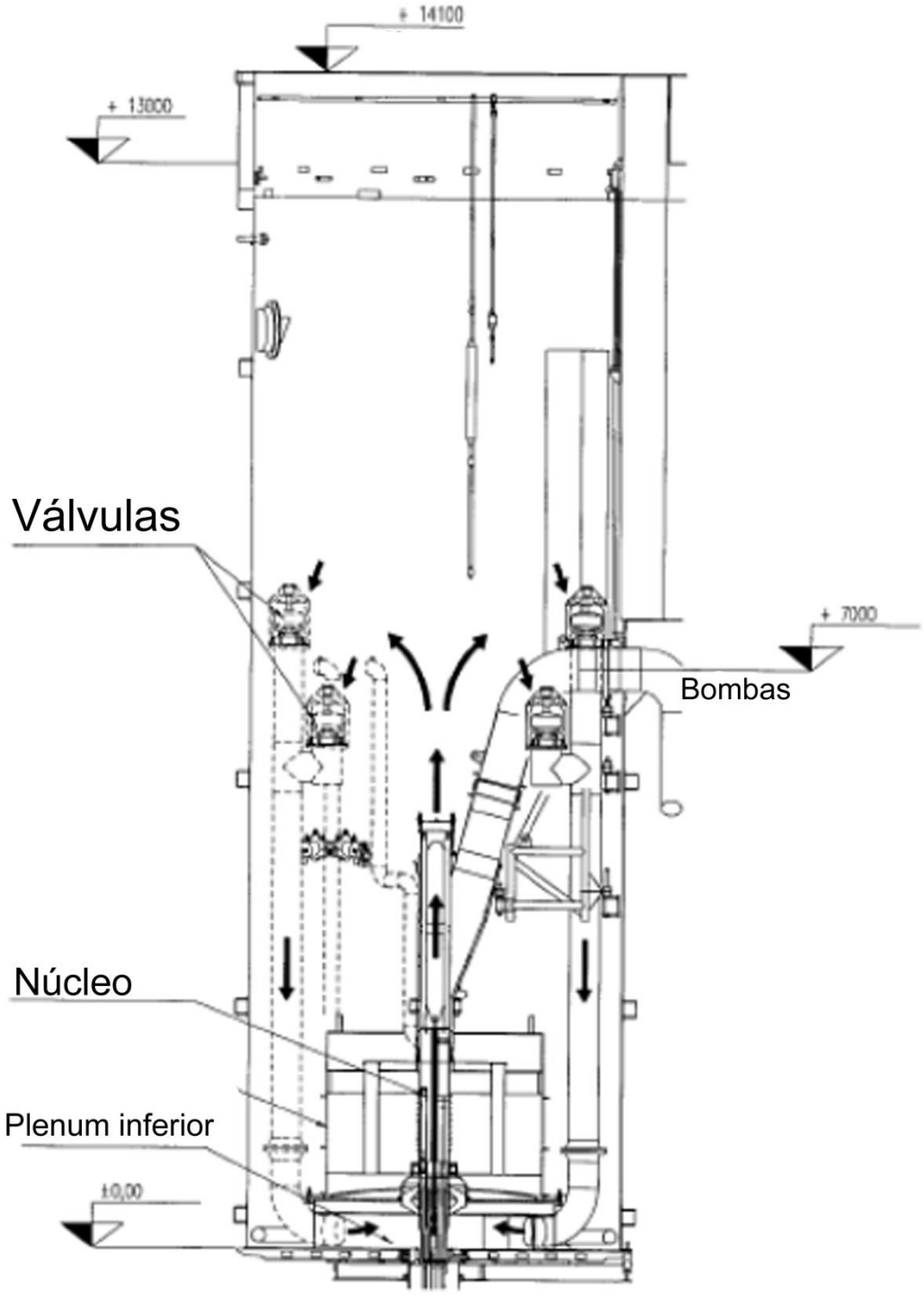

Fonte: www.ansto.gov.au (2012).

O Reator Multipropósito Brasileiro (RMB) é um reator do tipo piscina que opera com escoamento ascendente em seus elementos combustíveis. Para o projeto desse reator adotou-se o reator OPAL de 20 MW como referência. O núcleo desse reator tem forma de paralelepípedo e elementos combustíveis compostos de siliceto de urânio ($U_3Si_2$), disperso em placas de alumínio, cuja utilização e fabricação já é bastante conhecida em todo mundo.

O núcleo do reator contém 27 elementos, que irão fornecer uma potência de 30 MW. Na sua configuração existirão posições para irradiação de materiais ou combustíveis. Seu controle de potência e desligamento será feito por 6 elementos de controle. Com seu sistema de refrigeração primário do tipo forçado, o fluxo de água é mantido através do núcleo por meio de sucção, por bombas ligadas a um tubo posicionado na lateral da chaminé que contém o núcleo.

A entrada de água pelo plenum inferior é feita através de dois tubos, passando através do núcleo reduzindo a temperatura do mesmo. Em uma operação normal, o fluxo de água é succionado, retirando certa quantidade do volume da piscina e enviando para os trocadores de calor e reservatórios de decaimento, formando um circuito fechado que retorna todo esse volume de água ao plenum inferior (Figura 5).

**Figura 5 – Refrigeração do núcleo de um reator de pesquisa.**



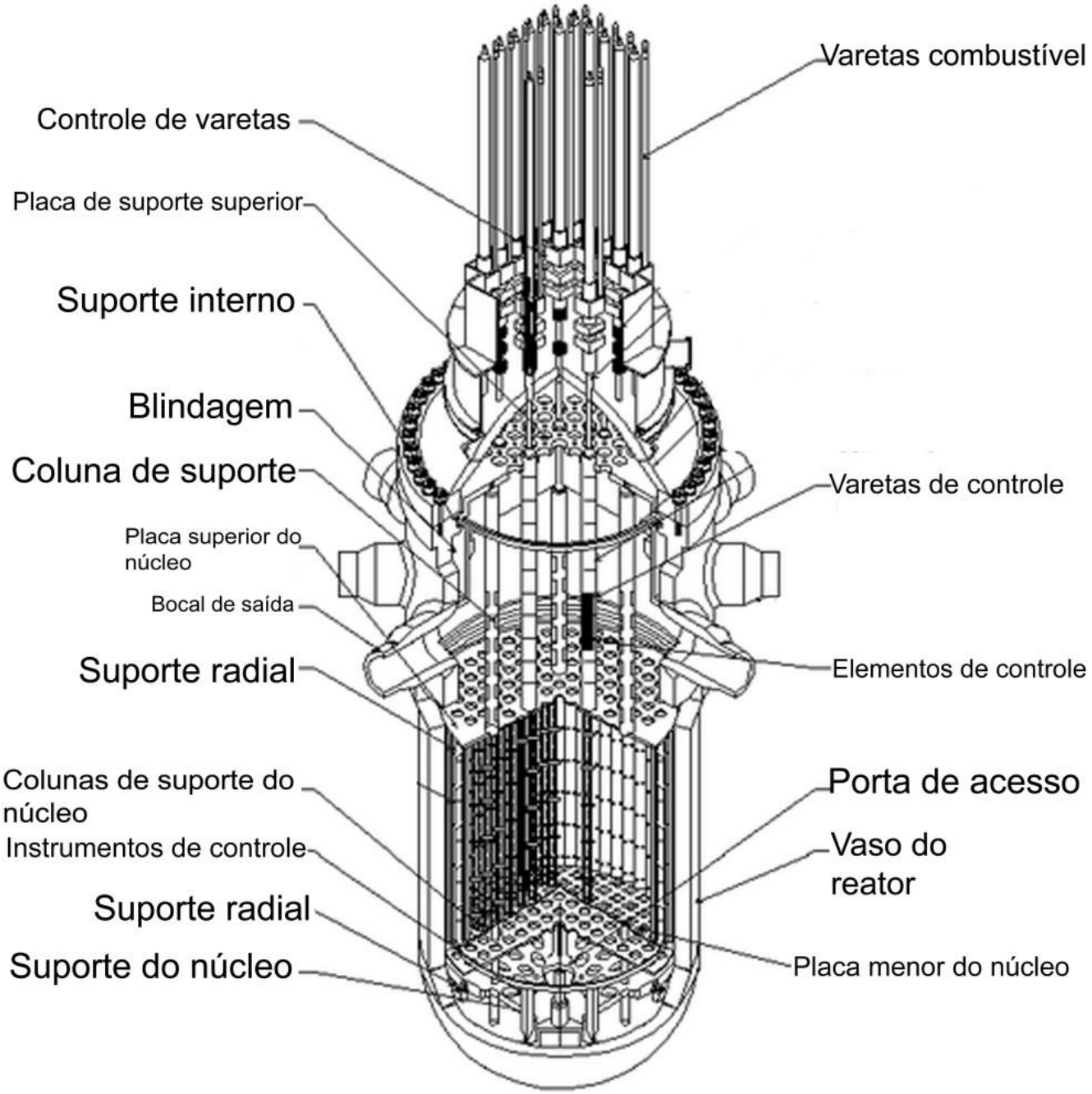

Fonte: CNEN (2012).

### 2.1.2. Reatores a grafite

O primeiro reator nuclear construído no mundo, o CP-1 (Chicago Pile 1), foi um reator desse tipo e as primeiras instalações destinadas à produção de plutônio também utilizaram esse tipo de reator. Esses reatores se caracterizam principalmente pelo grande tamanho quando utilizam urânio natural (o que implica em alto custo), apresentando baixa densidade de potência. Possui a vantagem de possibilitar a realização simultânea de vários experimentos, devido ao seu grande tamanho. O combustível nuclear desse tipo de reator é o urânio natural metálico. A estrutura do reator é constituída por blocos de grafite sobrepostos, que formam um cubo com aproximadamente 6 m de aresta, sem incluir a blindagem; a Figura 6 detalha o núcleo desse reator.

A região central dessa estrutura é preenchida com barras de urânio natural metálico para formar o núcleo. Para atingir a massa crítica, esse tipo de arranjo requer o uso de aproximadamente 30 toneladas de urânio natural metálico. O reator é refrigerado a gás, empregando-se $CO_2$ ou ar atmosférico como refrigerante. A blindagem biológica desse tipo de reator é formada por grandes volumes de concreto com massa específica elevada [EL-WAKIL, 1971].

**Figura 6 – Núcleo do reator CP-1 (Chicago Pile – 1).**

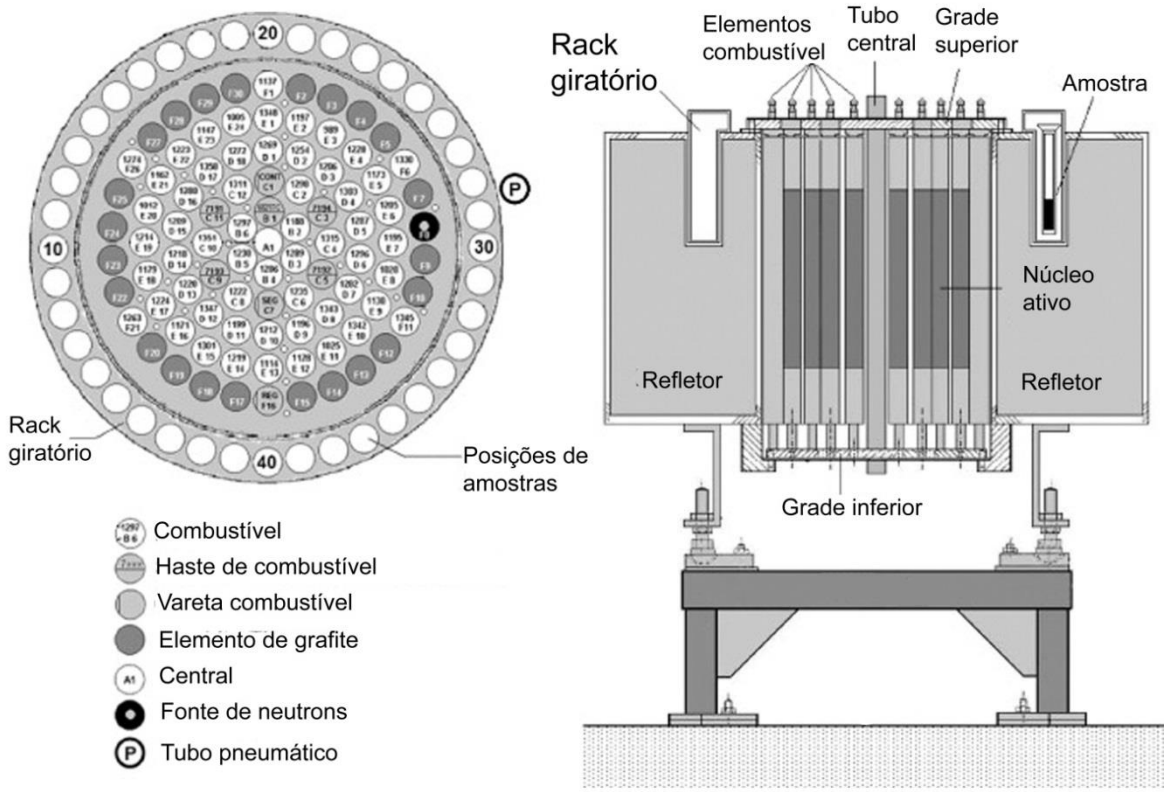



Fonte: IAEA (2008).

## 2.1.3. Reator TRIGA

TRIGA é uma sigla utilizada para designar “Training, Research, Isotopes, General Atomics”. Esse tipo de reator foi desenvolvido pela empresa norte-americana General Atomics (Figura 7) tendo entrado em operação pela primeira vez em 1958. Há três modelos disponíveis (Mark I, II e III).

**Figura 7 – Reator TRIGA.**




Fonte: IAEA (2008).

Sua característica principal é o fato do núcleo estar imerso em um tanque de alumínio com 2 m de diâmetro, cheio de água desmineralizada, localizado abaixo do nível do solo a 7 m de profundidade. Os elementos combustíveis têm formato cilíndrico, com o revestimento feito de aço inoxidável ou alumínio, possuindo 3,73 cm de diâmetro e 73 cm de comprimento. A parte ativa (ocupada pelo combustível nuclear) possui cerca de 35,6 cm de altura e 3,61 cm de diâmetro acima e abaixo da parte ativa para servir

como refletor de topo e de fundo. Cada elemento contém cerca de 38 g de U-235. O núcleo do reator IPR-R1 possui atualmente um total de 63 elementos combustíveis com revestimento de alumínio [TERREMOTO, 2004].

O combustível nuclear desse tipo de reator é hidreto de urânio e zircônio (UZrH), contendo urânio enriquecido em U-235 a 20%. Os átomos de hidrogênio presentes no combustível nuclear são os principais moderadores de nêutrons desse tipo de reator. A blindagem biológica é constituída, na parte superior, pela água acima do núcleo e na parte lateral, pela água do tanque (que também tem a função de refrigerante e moderador), pelo concreto que circunda o tanque e pelo próprio solo.

No que se refere as instalações experimentais, os dispositivos de irradiação desse tipo de reator incluem um tubo central experimental, preenchido com água, que permite a irradiação de amostras sob um fluxo de nêutrons térmicos de aproximadamente $5 * 10^{12}$ nêutrons/cm²s. Esses dispositivos são também equipados com sistemas pneumáticos que permitem a introdução e retirada rápida, (em menos de 30 segundos) de amostras do núcleo, para um terminal remoto, situado a cerca de 30 m distância. Trata-se de um reator bastante seguro, pois os coeficientes de temperatura apresentam valores relativamente baixos comparados a reatores de potência.

Em geral os reatores TRIGA apresentam potência baixa na operação em estado estacionário. O TRIGA Mark-I opera a 250 kW, mesma potência máxima do IPR-R1 atualmente. As três barras de controle são feitas de carbeto de boro ($B_4C$), tendo cerca de 3,2 cm de diâmetro e 30 cm de comprimento, revestida por aço inoxidável ou alumínio. O mecanismo de acionamento das barras de controle, situado no topo do tanque, é do tipo magneto, possibilitando que o tempo de desligamento do reator seja menor que dois segundos.

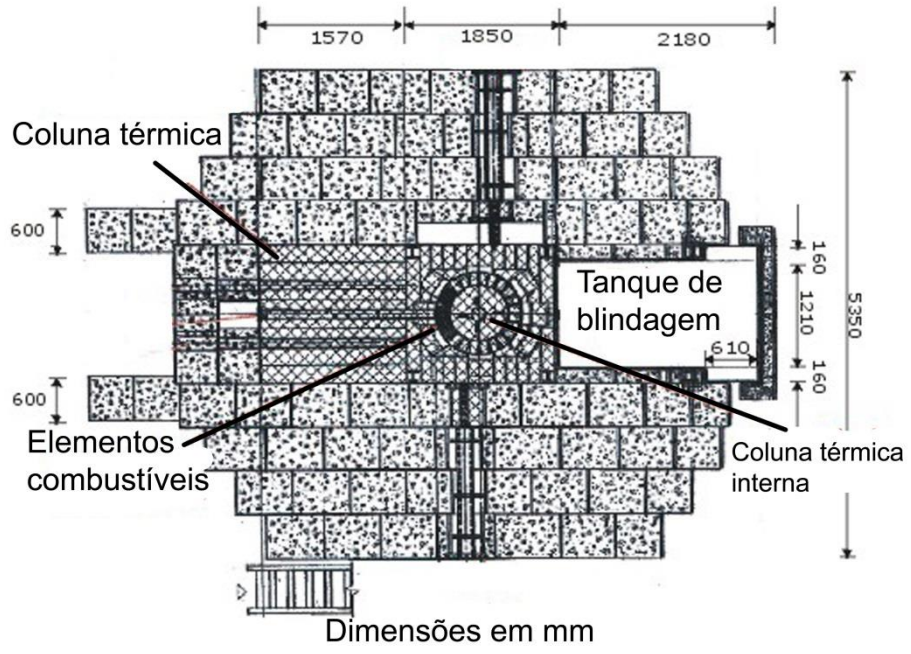
### 2.1.4. Reator Argonauta

Argonauta, sigla para “Argonne Nuclear Assembly for University Training”, entrou em operação pela primeira vez em 1957 no Laboratório Nacional de Argonne (EUA), seria um reator de baixo custo, principalmente, para treinamento e experimentos em universidades. O Argonauta foi originalmente projetado para operar em potências de

até 10 kW. Posteriormente, vários reatores desse tipo tiveram a potência de operação máxima aumentada para 100 kW; a Figura 8, detalha uma vista em corte desse reator.

Para descrever as características principais do reator Argonauta, será tomado como base o reator existente no Instituto de Engenharia Nuclear (IEN/CNEN-RJ). Constituído por dois cilindros de alumínio instalados concentricamente, de modo a formar um anel cilíndrico. O cilindro de menor diâmetro é preenchido com grafite, sendo denominado de coluna térmica interna. O anel formado entre os dois cilindros se encontra imerso em água desmineralizada e nele estão localizados os elementos combustíveis. A distribuição dos elementos combustíveis é bastante flexível, sendo quatro as maneiras mais usuais: a) carga unilateral – elementos posicionados em apenas um segmento do anel; b) carga bilateral – elementos posicionados em dois segmentos iguais e simétricos do anel; c) carga uniforme – elementos posicionados dois a dois e formando seis conjuntos distribuídos simetricamente.

**Figura 8 – Vista em corte do Reator Argonauta.**




Fonte: OLIVEIRA (2012).

O núcleo central anelar do reator é envolvido por blocos de grafite empilhados e possui uma região de maior comprimento, denominada coluna térmica externa, contendo várias gavetas para introdução de amostras.

Os elementos combustíveis do reator são fabricados no IPEN/CNEN-SP. Atualmente há três tipos de elemento combustível em uso no reator, todos contendo placas planas com revestimento de alumínio: a) 4 elementos, cada um contendo 17 placas com 21 g de U-235 por placa; b) 2 elementos, cada um contendo 11 placas com 21 g de U-235 por placa mais 6 placas com 9,84 g de U-235 por placa; c) 2 elementos, cada um contendo 7 placas com 9,84 g de U-235 por placa mais meio prisma de grafite. O conjunto de placas que constitui um elemento combustível é fixado por meio de dois pinos que atravessam as mesmas, próximos as extremidades, mantendo um espaçamento de 6,77 mm entre elas. Os elementos podem ser desmontados e placas falsas (feitas só de alumínio) podem ser colocadas no lugar das placas combustíveis. Cada placa combustível possui aproximadamente 7,25 cm de largura e 61 cm de comprimento, tendo espessuras de 0,243 cm (placas com 21 g de U-235) ou de 0,182 cm (placas com 9,84 g de U-235). As placas combustíveis são todas numeradas, mantendo-se em arquivo um catálogo com as características de cada uma delas e sua distribuição nos diversos elementos.

Apesar da potência máxima nominal de projeto do reator ser de 5 kW, o mesmo opera a baixa potência, usualmente 170 W ou 340 W, sendo a potência máxima licenciada para uma operação contínua igual a 500 W. O fluxo máximo de nêutrons térmicos no núcleo é de $10^9$ nêutrons/cm².s.

O controle do reator é feito por intermédio de seis barras, constituídas por placas de cádmio metálico revestidas com alumínio, sendo três utilizadas como barras de segurança e três utilizadas como barras de controle. As barras se deslocam verticalmente dentro de canais existentes no grafite refletor, situados paralelamente à geratriz do cilindro maior, no entorno do núcleo.

Adicionalmente, o controle do reator pode ser feito por drenagem da água e também por borbulhamento de nitrogênio para induzir vazios na água, o que introduz reatividade negativa no núcleo. O reator possui coeficiente de reatividade negativo, tanto de temperatura como de vazio, característica que o torna inerentemente seguro.

Ele é utilizado para pesquisa em física de reatores, irradiação de amostras, ensaios não destrutivos (principalmente neutrongrafia), teste de materiais e treinamento de pessoal.

### 2.1.5. Reatores de Potência Zero

Esse tipo de reator constitui um laboratório para montagem segura e eficiente de conjuntos críticos com baixa potência, enfatizando-se a flexibilidade em se realizar mudanças experimentais. A função principal dessas instalações é permitir estudos das características neutrônicas para diferentes composições e configurações de núcleos de reatores de potência, mediante simulações em escala de potência zero. Reatores desse tipo são também conhecidos pela denominação de "mock-up". Pelo fato de operarem à temperatura ambiente e potência bastante baixa, esses reatores não necessitam de sistemas de refrigeração.

Existem dois tipos de reatores de potência zero: o seco e o tipo tanque. Os reatores de potência zero secos são empregados no estudo de reatores refrigerados a gás, sendo construídos em forma de mesa partida, ou seja, o arranjo crítico é dividido em duas partes que se tornam críticas quando juntas. O primeiro arranjo desse tipo foi o conjunto denominado Jezebel, formado por uma esfera metálica de plutônio subdividida em duas semiesferas, destinado ao estudo de massa crítica do plutônio metálico. Um conjunto análogo utilizando U-235 metálico puro foi denominado Godiva [EL-WAKIL, 1971].

Os reatores de potência zero tipo tanque tem sido utilizados como simulador neutrônico de reatores de potência moderados e refrigerados a água leve ou pesada. Nessa situação, o núcleo a ser estudado é montado dentro de um tanque na configuração pretendida, sendo esse tanque posteriormente completado com o moderador (água ou água pesada). O controle de reatividade para ele é geralmente efetuado por meio de barras de controle e por drenagem do fluido moderador.

O único reator de potência zero tipo tanque, no Brasil, é a unidade crítica IPEN/MB-01, com potência máxima de 100 W. O moderador utilizado nesse reator é água desmineralizada. O núcleo do reator, contido em um tanque de aço inoxidável com dimensões ativas de 39 cm x 42 cm x 54,6 cm, é composto por um arranjo de 28 x 26

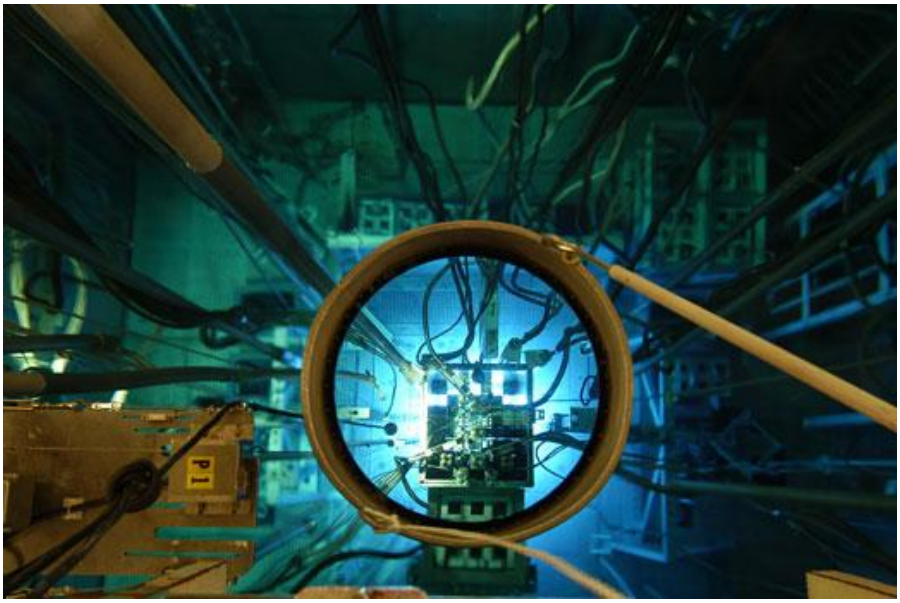
varetas cilíndricas, das quais 680 são varetas combustíveis, 24 são barras de controle e 24 são barras de segurança. Cada vareta combustível é constituída por um tubo de aço inoxidável AISI-304 com comprimento total de 1,19 m e diâmetro externo de 9,8 mm, fechado nas extremidades e pressurizado, que contém em seu interior 52 pastilhas cilíndricas de dióxido de urânio ($UO_2$) com enriquecimento em U-235 igual a 4,3%. Os 48 tubos guias para as barras de controle e segurança estão dispostos em 4 grupos, cada um deles contendo 12 barras, sendo 2 grupos de barras de segurança e 2 grupos de barras de controle. Cada grupo está posicionado em um quadrante do núcleo do reator. As barras de controle e de segurança têm as mesmas dimensões das varetas combustíveis, sendo revestidas com aço inoxidável AISI-304. As barras de controle são feitas de uma liga de prata-índio-cádmio (Ag-In-Cd, na proporção respectivamente de 80%-15%-5%), enquanto as barras de segurança são feitas de carbeto de boro ($B_4C$).

O IPEN/MB-01 teve como objetivo construir e testar um núcleo típico para uso em propulsão naval de submarinos, ou seja, no qual o controle de reatividade fosse efetuado a partir de inserção ou retirada de barras de controle, contrariando o modelo de muitas unidades críticas em que o controle se dá pelo nível de fluido moderador no tanque. O controle de reatividade através do uso de barras de controle é típico de reatores navais, projetados para proporcionar rápidas variações de potência, a fim de se empreenderem manobras de fuga ou de perseguição.

### 2.1.6. Reatores de Alto Fluxo

Esse tipo de reator é destinado à pesquisa do desempenho de materiais sob irradiação, utilizando para tanto um fluxo de nêutrons elevado (geralmente maior que $10^{14}$ nêutrons/cm².s). Exemplos são os reatores Osiris (França) (Figura 9), High Flux Beam Reactor (EUA), High Flux Isotope Reactor (EUA) e BR-2 (Bélgica).

**Figura 9 – Vista superior do núcleo do reator Osiris (França).**




Fonte: www.cad.cea.fr (2012).

## 2.1.7. Convecção natural e simulação

WATSON **(**1970) realizou o desenvolvimento de programas e estudo experimental tendo como meta usar cilindros sólidos com combustíveis líquidos em reatores nucleares. A convecção natural em estruturas cilíndricas tem sido investigada com mais ênfase desde o ano de 1952, com direcionamento à utilização de combustíveis nucleares líquidos.

O Argonne National Laboratory (1980) desenvolveu o programa chamado COBRA-3C/RERTR, o qual é uma versão modificada do programa COBRA-3C/MIT para combustível tipo vareta de reatores de potência. O programa tem como função realizar as verificações relativas às margens de segurança termoidráulicas recomendadas pela Safety Series 35-G1. Analisa também o fluxo de escoamento bifásico nos canais internos do elemento combustível.

O Idaho National Engineering Laboratory (1969) desenvolve o programa PARET para análise dos experimentos de medidas de temperatura e pressão em reatores de potência. No decorrer dos anos o programa sofreu diversas modificações e hoje determina-se correlações para cálculo de instabilidade de fluxo, fluxo crítico de calor,

correlações de transferência de calor em escoamento monofásico e bifásico e tabelas de propriedades físicas em baixas pressões e temperaturas.

KULACKI e NAGLE (1975) realizaram um estudo que se baseou na convecção natural de uma camada de solução de nitrato de prata entre as camadas superior adiabática e inferior isotérmica. O início da turbulência foi observado no número de Rayleigh igual a $9{,}3*10^{7}$. Esses experimentos foram realizados para analisar o comportamento de reatores nucleares em condições de acidente severo, utilizando equipamentos ou condições semelhantes a um reator.

FAW e BACKER JR (1976) realizaram um trabalho de cunho experimental utilizando calorimetria de um microondas visando uma simulação do aquecimento interno devido ao decaimento radioativo de um núcleo de um reator nuclear com funcionamento ou estrutura comprometidos. Esse trabalho teve como objetivo fazer uma análise de taxas de derretimento dos materiais estruturais aquecidos na presença de camadas de combustível nuclear derretido e constatou que os processos de derretimento e deslocamento de estruturas utilizadas no experimento não influenciaram o processo de transferência de calor.

BACKER JR et al. (1976) demonstraram equações de fenômenos físicos, como a convecção natural, e químicos decorrentes, como foco na análise da interação do concreto do vaso de pressão com compostos produzidos em reações entre os materiais derretidos. Tiveram como resultados  taxas de fluxo de calor na parte superior, que são maiores que na parte inferior para condições de altas fontes de calor e que o contrário ocorre quando se aplica a baixas fontes de calor.

FARHADIEH e BACKER JR (1978) fizeram uma avaliação detalhada da capacidade de remoção de calor pelo sistema de refrigeração externa do vaso de pressão do reator, como forma de prevenção do comprometimento físico do mesmo no caso de acidente com perda de refrigerante. As análises experimentais com água circundante no espaço entre o vaso de pressão e o revestimento que o envolve mostrou bons resultados da remoção de calor por convecção natural da água. Observaram ainda que as características de penetração do líquido quente nas paredes sólidas são afetadas pela densidade e viscosidade, enquanto que o aumento de tal penetração foi afetado apenas pela taxa de calor volumétrico.

LEE e GOLDSTEIN (1988) realizaram experimentos a fim de investigar a convecção natural em cavidades quadradas e fornecer resultados viáveis para análise numérica de tal fenômeno físico.

MAY (1991) analisou a influência da inclinação de cavidades no fenômeno da convecção natural por meio de um método numérico de diferença central, bidimensional, implícito de alternância de direção (ADI).

FUSEGI et al. (1992) estudaram e avaliaram a interferência da razão de aspecto no comportamento da convecção natural em cavidades retangulares com aquecimento diferenciado, e ainda com uma fonte interna de calor.

HENRY e FAUSKE (1993) realizaram um estudo detalhado sobre a resistência do material de revestimento do núcleo mediante a um acidente por perda de circulação forçada. Também pesquisaram sobre a capacidade de remoção de calor por convecção natural no reator e concluíram que o fenômeno da convecção natural tem bom desempenho na remoção de calor após o acidente.

CHURBANOV et al. (1994) realizaram um estudo da convecção natural laminar com geração de calor, com base nos números de Rayleigh interno e Prandtl, tanto nas cavidades quadradas quanto nas retangulares.

# 3. METODOLOGIA

A perspectiva desse trabalho é aplicar um modelo termoidráulico do núcleo e das regiões inferior e superior da piscina de um reator tipo piscina, em circulação natural. Os códigos computacionais utilizados em projetos de construção de reatores nucleares, especificamente no que se refere à parte termoidráulica de seu núcleo, têm como principal objetivo, analisar condições reais de operação de modo a predizer quantitativamente, as condições limites de operação a fim de que o limite de segurança não seja ultrapassado.

Num reator nuclear em operação real, as temperaturas não devem ultrapassar a temperatura de fusão do material que constitui o revestimento do combustível nem possibilite a ocorrência de reações entre o material do combustível e seu revestimento, com consequente mudança estrutural e geométrica do elemento combustível, ocasionando, assim, seu mau desempenho.

## 3.1. O modelo termoidráulico do núcleo e da piscina de um reator produtor de radioisótopo

O código MTHCNR (Modelo Termoidráulico e de Convecção Natural em Reatores) foi desenvolvido por pesquisadores do Instituto de Engenharia Nuclear (IEN), para simular a convecção natural que ocorre em um reator tipo piscina após seu desligamento [BOTELHO, 1984].

Ele foi desenvolvido visando estudar os parâmetros do Reator Produtor de Radioisótopos (RPR), 4 MW de potência. Foi utilizada uma forma simplificada (unidimensional) das equações de movimento do fluido refrigerante, acopladas às equações de energia do fluido e de condução de calor nas varetas combustíveis. Os resultados obtidos serviram para um pré-dimensionamento de um sistema auxiliar de retirada de calor residual. A simulação também permite detalhar cálculos como a transferência de calor por convecção e a vazão mássica desse reator.

Nesse caso foi desenvolvido um modelo matemático, juntamente com um programa de cálculo numérico, para o tratamento termoidráulico dos transitórios de todo

o circuito primário do RPR. É possível simular variados transitórios hipotéticos desse reator, tanto os que são provocados por variações na reatividade quanto na potência do reator.

### 3.1.1. Condução de calor no combustível e fluido refrigerante do RPR

Parte da energia térmica armazenada no combustível pela operação normal do reator é transferida para água em seus canais de refrigeração a partir do instante em que se interrompe o fenômeno de fissão. Entretanto, uma fração de potência térmica continua sendo gerada pelo decaimento dos produtos de fissão armazenados no combustível. Embora essa fração, alguns segundos após o desligamento do reator, seja menor que 7% da potência nominal, decrescendo exponencialmente com o tempo, pode ainda provocar substancial aquecimento do combustível, se esse não for adequadamente refrigerado [BOTELHO, 1984].

Para calcular a distribuição de temperatura no combustível, revestimento e refrigerante em um canal médio de refrigeração do núcleo do reator utiliza-se o modelo de parâmetros concentrados. As temperaturas das regiões inferior e superior do poço do reator são calculadas através de uma forma (simplificada) homogênea da equação de conservação de energia. Uma forma simplificada da equação de movimento é utilizada para o cálculo da vazão de convecção natural e do coeficiente de transferência de calor do revestimento do combustível para o liquido. Levando-se em conta a difusão de calor no combustível e no revestimento através de uma resistência térmica equivalente pode-se escrever [BOTELHO, 1984], essas equações são detalhadas no Anexo D:

$$c_1 \frac{dT_1}{dt} = q_1'(t) - \frac{T_1 - T_2}{E_1} \quad (1)$$

$$c_2 \frac{dT_2}{dt} = q_1'(t)\left[\frac{A_1}{E_2} - \frac{B_1}{E_1}\right] + \frac{T_1 - T_2}{E_1} - \frac{T_2 - T_3}{E_2} \quad (2)$$

$$c_3 \frac{dT_3}{dt} = \frac{T_2 - T_3}{E_2} - \frac{T_3 - T_5}{E_3} \quad (3)$$

onde:

$T_1$ é a temperatura média do combustível;

$T_2$, a temperatura do revestimento;

$T_3$, a temperatura do refrigerante;

$T_5$, a temperatura da câmara inferior.

$$C_1 = \pi R_1^2 \rho_1 C_{p1} \quad (4)$$

$$C_2 = \pi(R_2^2 - R_1^2)\rho_2 C_{p2} \quad (5)$$

$$C_3 = (p^2 - \pi R_2^2)\rho_3 C_{p3} \quad (6)$$

$$E_1 = (8\pi k_1)^{-1} + \left(2\pi R_1 h_g\right)^{-1} \quad (7)$$

$$E_2 = (2\pi R_2 h_f)^{-1} \quad (8)$$

$$E_3 = L\left(2\dot{m}_3 C_{p3}\right)^{-1} \quad (9)$$

$$A_1 = \left[0{,}25 - 0{,}5R_2^2(R_3^2 - R_2^2)^{-1}\ln\left(\frac{R_3}{R_2}\right)\right](\pi k_2)^{-1} \quad (10)$$

$$B_1 = \left[0{,}5R_3^2(R_3^2 - R_2^2)^{-1}\ln\left(\frac{R_3}{R_2}\right) - 0{,}25\right](\pi k_2)^{-1} \quad (11)$$

As temperaturas nas câmaras superior e inferior são calculadas utilizando-se os seguintes balanços de energia, baseados em modelos de atraso no transporte de fluido ("transport delay").

$$C_4 \frac{dT_4}{dt} = \frac{T_7 - T_4}{E_4} \quad (12)$$

$$C_5 \frac{dT_5}{dt} = \frac{T_4 - T_5}{E_4} \quad (13)$$

onde:

$T_4$ é a temperatura da câmara superior;

$T_7$, a temperatura de saída do refrigerante do núcleo do reator.

$$C_4 = \rho_4 C_{p4} V_4 \quad (14)$$

$$C_5 = \rho_5 C_{p5} V_5 \quad (15)$$

$$E_4 = \left(\dot{m}_3 C_{p3}\right)^{-1} \quad (16)$$

Admitindo-se uma distribuição linear de temperatura do fluido no núcleo, provocada pelo aquecimento gradual ao longo do comprimento do combustível, pode-se escrever:

$$T_3 = 0{,}5(T_5 + T_7) \tag{17}$$

$$C_4 \frac{dT_4}{dt} = \frac{2T_3 - T_4 - T_5}{E_4} \tag{18}$$

Escrevendo as equações (1), (2), (3), (17) e (18) na forma matricial obtém-se:

$$\frac{d\Psi}{dt} = A\Psi + \xi \tag{19}$$

onde:

$$\Psi = \mathrm{col}[T_1, T_2, T_3, T_4, T_5] \tag{20}$$

$$\xi = \mathrm{col}\left[\frac{q_1'}{C_1}, \frac{q_1'}{C_2}\left(\frac{A_1}{E_2} - \frac{B_1}{E_1}\right), 0,0,0\right] \tag{21}$$

$$A = \begin{bmatrix} \frac{-1}{C_1E_1} & \frac{1}{C_1E_1} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{C_2E_1} & \frac{-\left[\frac{1}{E_1}+\frac{1}{E_2}\right]}{C_2} & \frac{1}{C_2E_2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{C_2E_2} & \frac{-\left[\frac{1}{E_2}+\frac{1}{E_3}\right]}{C_3} & 0 & \frac{1}{C_3E_3} \\ 0 & 0 & \frac{-2}{C_4E_4} & \frac{-1}{C_4E_4} & \frac{-1}{C_4E_4} \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{C_5E_4} & \frac{-1}{C_5E_4} \end{bmatrix} \tag{22}$$

Integrando-se a equação (19) pelo método de Crank-Nicolson (Anexo C), obtêm-se:

$$\left[I - \frac{h}{2}A^{(1)}\right]\Psi^{(1)} = \left[I + \frac{h}{2}A^{(2)}\right]\Psi^{(0)} + \frac{h}{2}\left[\xi^{(0)} + \xi^{(1)}\right] \tag{23}$$

Definindo-se:

$$A_0 = \frac{h}{2C_1E_1} \tag{24}$$

$$B_0 = \frac{h}{2C_2E_1}$$

$$C_0 = \frac{h}{2C_2E_2}$$

$$D_0 = \frac{h}{2C_3E_2}$$

$$E_0 = \frac{h}{2C_3E_3}$$

$$F_0 = \frac{h}{2C_4E_4}$$

$$G_0 = \frac{h}{2C_5E_4}$$

Escreve-se:

$$B^0 = \left[I + \frac{h}{2}A^{(0)}\right] = \begin{bmatrix} 1 - A_0 & A_0 & 0 & 0 & 0 \\ B_0 & 1 - B_0 - C_0 & C_0 & 0 & 0 \\ 0 & D_0 & 1 - D_0 - E_0 & 0 & E_0 \\ 0 & 0 & 2F_0 & 1 - F_0 & F_0 \\ 0 & 0 & 0 & G_0 & 1 - G_0 \end{bmatrix} \quad (25)$$

$$\left[I - \frac{h}{2}A^{(1)}\right] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ c & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & f & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & l & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & p & 1 \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} a & b & 0 & 0 & 0 \\ 0 & d & e & 0 & 0 \\ 0 & 0 & g & 0 & k \\ 0 & 0 & 0 & m & n \\ 0 & 0 & 0 & 0 & q \end{bmatrix} \quad (26)$$

onde;

$$a = 1 + A_0$$

$$b = -A_0$$

$$c = -\frac{B_0}{a}$$

$$d = 1 + B_0 + C_0 - b * c \quad (27)$$

$$e = -C_0$$

$$f = -\frac{D_0}{d}$$

$$g = 1 + B_0 + E_0 - e * f$$

$$k = -E_0$$

$$l = -2\frac{F_0}{g}$$

$$m = 1 + F_0$$

$$n = F_0 - k * l$$

$$p = -\frac{G_0}{m}$$

$$q = 1 + G_0 - n * p$$

Sendo;

$$Z = B^0\Psi^0 + (\xi^0 + \xi^1)\frac{h}{2} \quad (28)$$

Obtém-se os coeficientes;

$$x_1 = z_1$$

$$x_2 = z_2 - cx_1$$

$$x_3 = z_3 - fx_2 \quad (29)$$

$$x_4 = z_4 - lx_3$$

$$x_5 = z_5 - px_4$$

$$T_5 = \frac{x_5}{q}$$

$$T_4 = [x_4 - nT_5]/m$$

$$T_3 = [x_3 - kT_5]/g \quad (30)$$

$$T_2 = [x_2 - eT_3]/d$$

$$T_1 = [x_1 - bT_2]/a$$

### 3.1.2. Condições iniciais do RPR

As temperaturas do estado estacionário anterior ao desligamento do reator (com potência e vazão nominais) podem ser calculadas anulando-se as derivadas em relação ao tempo nas equações (3), (2), (1) e (13), sendo conhecida a temperatura na câmara superior, supostamente igual a temperatura de entrada do fluido no vaso.

$$C_3 \frac{dT_3}{dt} = \frac{T_2 - T_3}{E_2} - \frac{T_3 - T_4(0)}{E_3(0)} = 0$$

$$C_2 \frac{dT_2}{dt} = q_1'(0)\left[\frac{A_1}{E_2} - \frac{B_1}{E_1}\right] + \frac{T_1 - T_2}{E_1} - \frac{T_2 - T_3}{E_2} = 0$$

$$C_1 \frac{dT_1}{dt} = q_1'(0) - \frac{T_1 - T_2}{E_1} = 0$$

$$C_5 \frac{dT_5}{dt} = \frac{T_4 - T_5}{E_4} = 0$$

obtêm-se:

$$T_3(0) = T_4(0) + E_3(0) q_1'(0)\left[1 + \left(\frac{A_1}{E_2} - \frac{B_1}{E_1}\right)\right]$$

$$T_2(0) = T_3(0) + E_2 q_1'(0)\left[1 + \left(\frac{A_1}{E_2} - \frac{B_1}{E_1}\right)\right] \qquad (31)$$

$$T_1(0) = T_2(0) + E_1 q_1'(0)$$

$$T_5(0) = T_7(0) = 2T_3(0) - T_4(0) = T_3(0) + E_3(0) q_1'(0)\left[1 + \left(\frac{A_1}{E_2} - \frac{B_1}{E_1}\right)\right]$$

A partir dessa distribuição de temperaturas no combustível, revestimento e refrigerante, calcula-se o calor transferido ao refrigerante, quando a fonte de calor passa a ser devida ao decaimento radioativo dos produtos de fissão.

Para calcular o coeficiente de transferência de calor do revestimento ao refrigerante é necessário conhecer a vazão $\dot{m}_3$ de recirculação do refrigerante através do núcleo. A diferença entre o peso e o empuxo provocado pela variação na densidade do refrigerante, o atrito e outras forças devida a efeitos geométricos, constituem o elenco de forças atuantes sobre o fluido refrigerante. A fonte $q'$ de calor é calculada em função da curva de decaimento radioativo de acordo com a regulamentação da American Nuclear Society (ANS). A curva, normalizada, pode ser representada pela equação 32:

$$q'(t) = q_n \sum_{i=1}^{11} E_i e^{-\lambda_i t} \quad (32)$$

### 3.1.3. Modelo de convecção natural para o poço do RPR

A estimativa da vazão de circulação do fluido refrigerante dentro do poço do RPR, supondo que não exista vazão forçada, após o desligamento do reator, é baseada em modelos unidimensionais de circuitos termoidráulicos.

Utiliza-se uma formulação convencional unidimensional das equações de conservação de massa, energia e movimento onde a variável espacial s percorre o circuito. Admite-se que a temperatura em qualquer ponto do fluido só depende do valor da variável espacial. Adota-se a aproximação de Boussinesq, isto é, considera-se que a densidade é constante em todos os termos das equações de conservação, exceto para o termo de empuxo da equação de movimento. As outras propriedades do fluido são também consideradas constantes ao longo do comprimento s, que se pode justificar pelas pequenas variações de temperaturas envolvidas. Consequentemente, a vazão w(t) e a velocidade u(t) são uniformes dependendo apenas do tempo t. A equação de movimento pode então ser escrita da seguinte forma;

$$\rho \frac{du}{dt} = -\frac{dp}{ds} - \rho g e_z e_s - F_s \quad (33)$$

Integrando a equação (33) ao redor do circuito, o termo de pressão se anula, resultando;

$$\rho \alpha \frac{dw}{dt} = -g \oint \rho dz - \frac{1}{2} \rho \oint f u^2 \frac{ds}{D_h(s)} \quad (34)$$

onde;

$F_s ds = f \frac{ds}{D_h(s)} \left( \frac{1}{2} \rho u^2 \right)$, é a força de atrito e $\alpha = \oint \frac{ds}{A}$.

Aplica-se a equação (34) a um circuito imaginário, que inclui um canal equivalente de refrigeração do RPR (4 varetas combustíveis) e que possui a mesma seção transversal e vazão nas câmaras superior e inferior.

A equação (34) pode ser também escrita como;

$$\rho \alpha \frac{dw}{dt} = -g \oint \rho dz - \frac{1}{2} \rho R w^2 \quad (35)$$

Onde R é uma resistência hidráulica, definida na forma usual pela soma de perdas por atrito e perdas geométricas;

$$R = \oint f\frac{ds}{DA^2} = \sum_i f_i \frac{L_i}{D_i A_i^2} + \sum_j \frac{K_j}{A^2} \tag{36}$$

Para o circuito imaginário, admite-se, inicialmente, que;

$$R = f\frac{L_R}{D_h A^2} \tag{37}$$

Onde $L_R$ é o comprimento do elemento combustível, A é a seção transversal e $D_h$ o diâmetro hidráulico do canal, definido por;

$$D_h = \frac{2A}{\pi R_3} \tag{38}$$

Admite-se também escoamento laminar do fluido refrigerante [BOTELHO, 1984], então;

$$f = \frac{64}{R_e} \tag{39}$$

onde;

$$R_e = \frac{D_h w \rho}{\mu A} \tag{40}$$

A equação da energia aplicada ao circuito é;

$$\rho C_p A\left[\frac{dT}{dt} + \mu\frac{dT}{ds}\right] = q' \tag{41}$$

onde;

$q' = \frac{\dot{q}}{L_R}$, na região do núcleo, zero no resto do circuito.

Supondo que o fluxo de calor é uniforme ao longo do comprimento do combustível, obtêm-se para o estado estacionário;

$$T_3(s) = T_5 + \frac{\dot{q}s}{\rho C_p w L_R},\ 0 \le s \le L_R \tag{42}$$

Onde s é a distância da superfície da piscina ao fundo.

Dessa relação obtêm-se a diferença de temperatura entre a entrada e a saída do núcleo;

$$\Delta T_R = T_7 - T_5 = \frac{\dot{q}}{\rho C_p w} \tag{43}$$

Escrevendo-se a densidade do fluido como;

$$\rho(s) = \rho[1 - \beta(T(s) - T_2)] \tag{44}$$

e utilizando a solução (42), a vazão em condições estacionárias de potência, pode ser obtida integrando-se a equação (35) com a derivada temporal nula;

$$\frac{1}{2}\rho R w^2 = -g \oint \rho(s) dz \tag{45}$$

Obtendo-se;

$$-g \oint \rho(s) dz = \beta g \rho \oint T(s) dz \tag{46}$$

ou seja;

$$\oint T(s) dz = \int_0^{L_R} T_3(s) ds + \int_{L_R}^{L_R+\Delta H} T_4 dz + \int_{L_R+\Delta H}^{L_R} T_4 dz + \int_{L_R}^{0} T_5 dz \tag{47}$$

$$\oint T(s) dz = \int_0^{L_R} \left(T_5 + \Delta T_R \frac{s}{L_R}\right) ds - T_5 L_R$$

Finalmente;

$$\oint T(s) dz = \frac{\Delta T_R L_R}{2} = \frac{\dot{q} L_R}{2\rho C_p w} \tag{48}$$

Utilizando as equações (45) e (46), resulta;

$$w^3 = \left(\frac{\beta g}{C_p}\right)\left(\frac{\dot{q} L_R}{\rho R}\right) \tag{49}$$

Combinando-se as equações (37), (38), (39), e (40) obtêm-se;

$$R = \frac{128\mu(\pi R_3 D_h) L_R}{(D_h w \rho) D_h (\pi R_3 D_h)^2} = \frac{128(\mu L_R)}{\pi \rho D_h^3 R_3 w} \tag{50}$$

Combinando-se as equações (49) e (50), resulta;

$$w^2 = \frac{\pi}{128}\left(\frac{\beta g}{C_p}\right)\frac{\dot{q}D_h^3 R_3}{\mu} \quad (51)$$

ou ainda;

$$\dot{m}_3 = \rho w = \left[\frac{\pi}{128}\frac{g\rho^2\beta\dot{q}D_h^3 R_3}{\mu C_p}\right]^{\frac{1}{2}} \quad (52)$$

A vazão w fica estacionária, aumenta ou diminui com o tempo, conforme a relação adimensional;

$$\Omega = \frac{\rho g\beta \oint T dz}{\frac{1}{2}\rho w^2 R} \quad (53)$$

É igual, maior ou menor do que 1, respectivamente e o número adimensional de Grashov é $G_R = g\left(\frac{\beta\rho^2}{\mu^2}\right)\Delta T_R D_h^3$ ;

$$\Omega = \frac{\rho g\beta\Delta T_R \frac{L_R}{2}\left(\frac{D_h^2}{\mu^2}\right)\rho}{\frac{1}{2}\left(f\frac{L_R}{D_h}\rho^2\left(\frac{w^2 D_h^2}{A^2\mu^2}\right)\right)} = \frac{G_R}{fR_e^2} = \frac{G_R}{64R_e} \quad (54)$$

O coeficiente $h_f$ de transferência de calor para o fluido é calculada por;

$$N_u = \frac{h_f D_h}{K} = 0{,}59(G_R P_R)^{0{,}25}, 10^4 < G_R P_R < 10^9 \quad (55)$$

## 3.1.4. Período até o início de convecção natural

No modelo "quase-estático" para o cálculo de vazão é necessário utilizar o modo completo da equação (33) do movimento, das equações (33), (46), (47), (50 ) e (51) escreve-se;

$$\alpha\frac{d\dot{m}_3}{dt} = g\beta\rho\frac{\dot{q}L_R}{2C_p\dot{m}_3} - \frac{1}{2}\left(\frac{R}{\rho}\right)\dot{m}_3^2 =$$

$$g\beta\rho\frac{L_R\Delta T_R}{2} - \frac{1}{2\rho A^2}\left[f\frac{L_R}{D_h} + K_T\right]\dot{m}_3^2 \quad (56)$$

onde;

$$\alpha = \oint \frac{ds}{A} \cong \frac{2L_R}{A} \tag{57}$$

Admitindo-se que;

$$f = \frac{64}{R_e} = \frac{64\mu A}{D_h \dot{m}_3} \tag{58}$$

Escreve-se, para $\dot{m}_3$>0 (ascendente);

$$\frac{d\dot{m}_3}{dt} = g\left(\frac{A}{4}\right)(\beta\rho\Delta T_R) - \left(\frac{16}{D_h^2}\right)\left(\frac{\mu}{\rho}\right)\dot{m}_3 - \left(\frac{K_T}{4AL_R}\right)\left(\frac{1}{\rho}\right)\dot{m}_3^2 \tag{59}$$

Entretanto, a vazão ascendente só se inicia depois de um tempo $t_0$, pois inicialmente o escoamento nos elementos combustíveis é descendente. Para estimar a ordem do tempo $t_0$, admite-se que, a partir do instante de interrupção de sucção descendente, a vazão $\dot{m}_3$ obedeça a uma equação semelhante à equação (59), trocando-se o sinal do primeiro termo.

$T_3(s) = T_4 + \frac{\Delta T_R}{L_R} s$, onde $\Delta T_R = T_7 - T_4$

$$\oint T dz = \int_0^{L_R} T_3(s) ds + \int_{L_R}^{L_R+\Delta H} T_5 dz + \int_{L_R+\Delta H}^{L_R} T_5 dz + \int_{L_R}^{0} T_4 dz = \frac{\Delta T_R L_R}{2} \tag{60}$$

Resulta para $t<t_0$;

$$\frac{d\dot{m}_3}{dt} = -\left(g\frac{A}{4}\right)(\beta\rho\Delta T_R) - \left(\frac{16}{D_h^2}\right)\left(\frac{\mu}{\rho}\right)\dot{m}_3 - \left(\frac{K_T}{4AL_R}\right)\frac{1}{\rho}\dot{m}_3^2 \tag{61}$$

Sendo; $\dot{m}_3$ (0) = $\dot{m}_3$ nominal.

A vazão $\dot{m}_3$ (descendente, negativa) diminui em valor absoluto até sua inversão de sentido (ascendente e positiva).

Como a partir do instante $t = t_0$, a vazão $\dot{m}_3$ cresce rapidamente, os termos de atrito da equação (61) passam a contrabalançar o termo de empuxo, que diminui à medida que cresce com a vazão. Se os coeficientes dessa equação fossem constantes, isto é, se a taxa de aquecimento e os demais coeficientes fossem também constantes quando a vazão $\dot{m}_3$ atingisse um valor tal que $\frac{d\dot{m}_3}{dt} = 0$, a vazão não mais variaria. Como a taxa de geração de calor $q' = q'(t)$ é função do tempo, essa situação estacionária não é alcançada. Entretanto, verifica-se que a vazão variaria mais

lentamente a partir do momento em que alcança seu valor máximo. Dessa forma, é justificada a utilização de aproximação "quase-estática" para o cálculo da vazão de recirculação por convecção natural.

Outras formas aproximadas das equações (61) e (62) podem também ser usadas. Partindo da equação (34), combinada com as equações (46), (47), (48), (57) e (58) obtêm-se para $t > t_0$;

$$\frac{d|\dot{m}_3|}{dt} = \left(g\frac{AL_R}{4C_p}\right)(\beta\rho q')\frac{1}{\dot{m}_3} - \left(\frac{16}{D_h^2}\right)\left(\frac{\mu}{\rho}\right)|\dot{m}_3| - \left(\frac{K_T}{4AL_R}\right)\frac{1}{\rho}\dot{m}_3^2 \qquad (62)$$

Para $t < t_0$, basta trocar o sinal da primeira parcela do segundo membro ($t_0$= instante de inversão do escoamento no núcleo, quando $\dot{m}_3$=0).

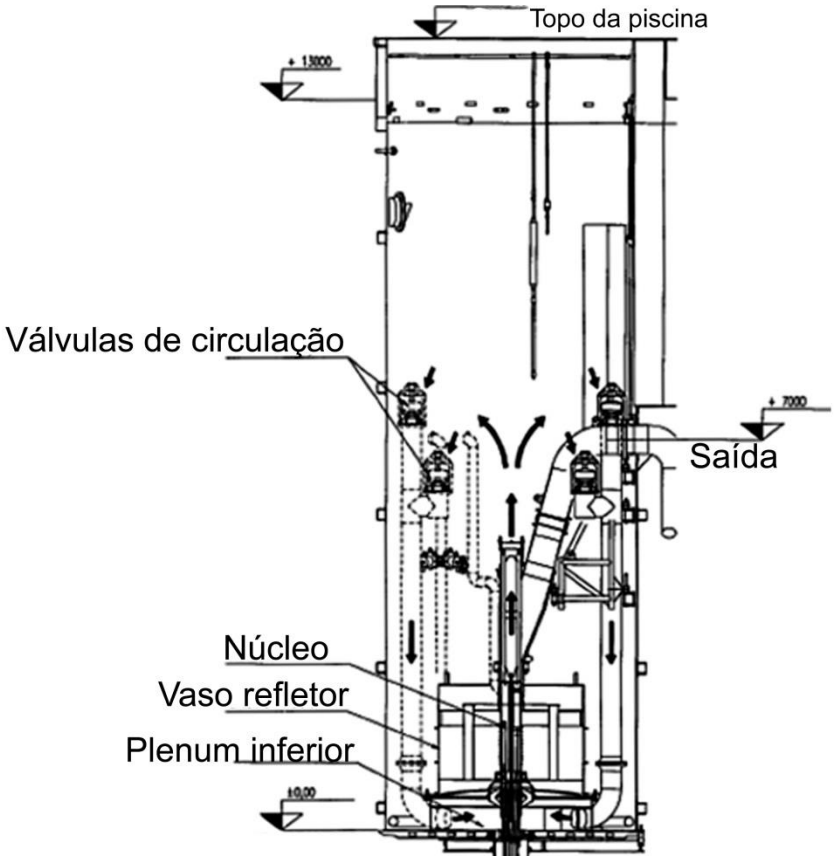
## 3.2. O modelo termoidráulico do núcleo e da piscina de um reator de pesquisa hipotético

O reator do tipo piscina tem seu núcleo em forma de paralelepípedo e elementos combustíveis em formato de placas. Quando a sucção das bombas de refrigeração para de funcionar, duas válvulas que funcionam por diferença de pressão, liberam o fluxo por circulação natural. Isso é o que ocorre quando o reator é desligado, e o núcleo começa a ser refrigerado somente por circulação natural.

No estado de desligamento do reator, a água aquecida pelo núcleo, sobe através da chaminé por convecção natural atingindo a parte superior da piscina, perdendo energia e descendo posteriormente pelos tubos de circulação, gerando um fluxo de água que deverá retirar o calor residual existente no núcleo.

A vazão de circulação é diretamente proporcional à potência desse reator, ou seja, quanto maior for à potência, maior será a velocidade de escoamento e consequentemente a retirada de calor; a Figura 10 mostra o esquema de refrigeração do núcleo do reator.

**Figura 10 – Esquema de refrigeração do núcleo por convecção natural.**




Fonte: CNEN (2012).

Tanto para o RPR quanto para um reator hipotético tipo piscina a equação de movimento e as aproximações calculadas mantêm-se a mesma, modificando somente os seus parâmetros de entrada (Anexo A) e (Anexo B) tais como, áreas das câmaras, dimensão do combustível, condutividade térmica, tipo de combustível, potência, tempo de funcionamento, temperaturas iniciais e assim por diante.

# 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

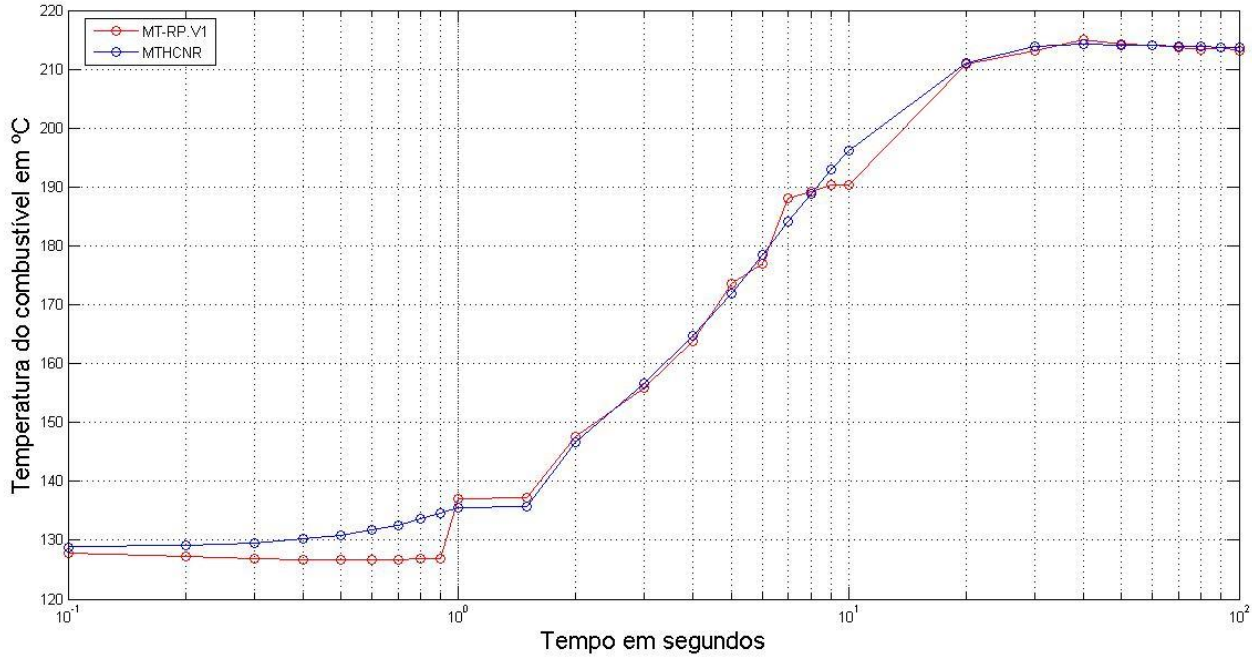
## 4.1. Validação do código MT-RP.V1

Comportamento do sistema (RPR) em um acidente hipotético sem desligamento da potência

O estudo da convecção natural no poço do RPR, antes e após seu desligamento, foi simulado utilizando o código computacional desenvolvido pelos pesquisadores do IEN, chamado de MTHCNR [BOTELHO, 1984], escrito em linguagem BASIC/HP, em 1985. Um novo código computacional foi desenvolvido, no ambiente Matlab, chamado de MT-RP.V1 (Modelo Termoidráulico – Reator tipo Piscina ). A validação desse código computacional MT-RP.V1 foi feita através da comparação dos resultados com aqueles obtidos através do código MTHCNR.

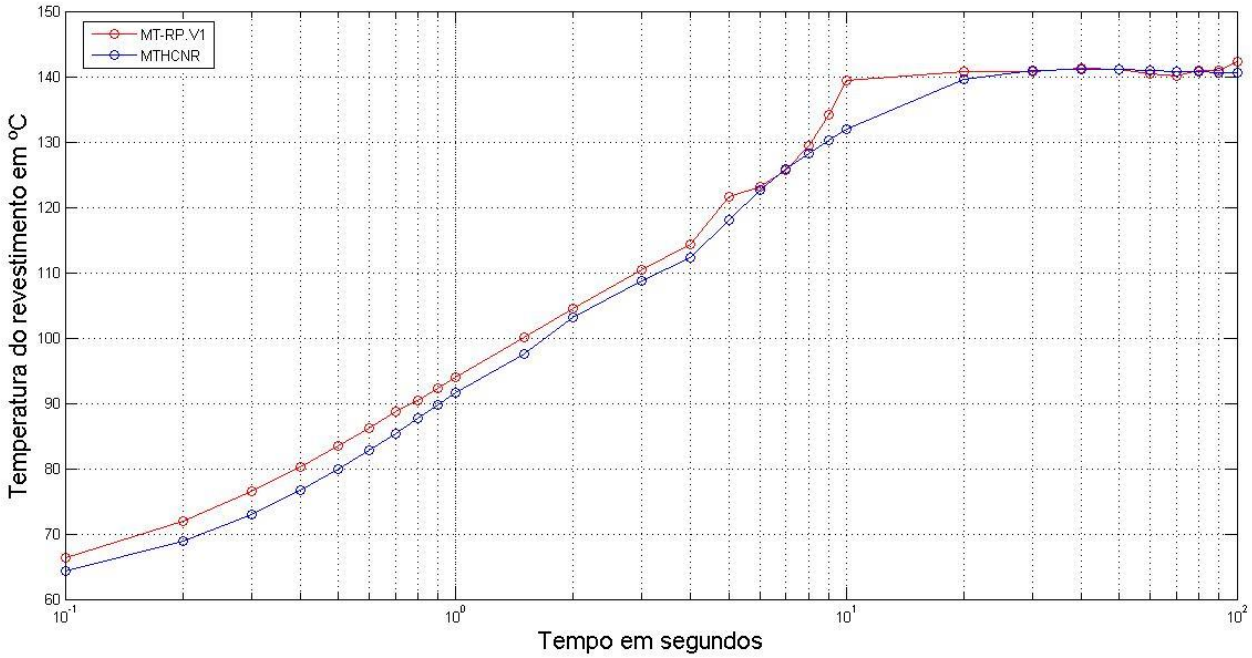
A Figura 11 mostra a evolução das temperaturas do combustível antes do desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura do combustível cresce a partir de 125ºC até atingir um novo patamar em torno de 215ºC, após decorridos 100 segundos. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0374%.

**Figura 11 – Evolução da temperatura do combustível com o reator em plena potência.**



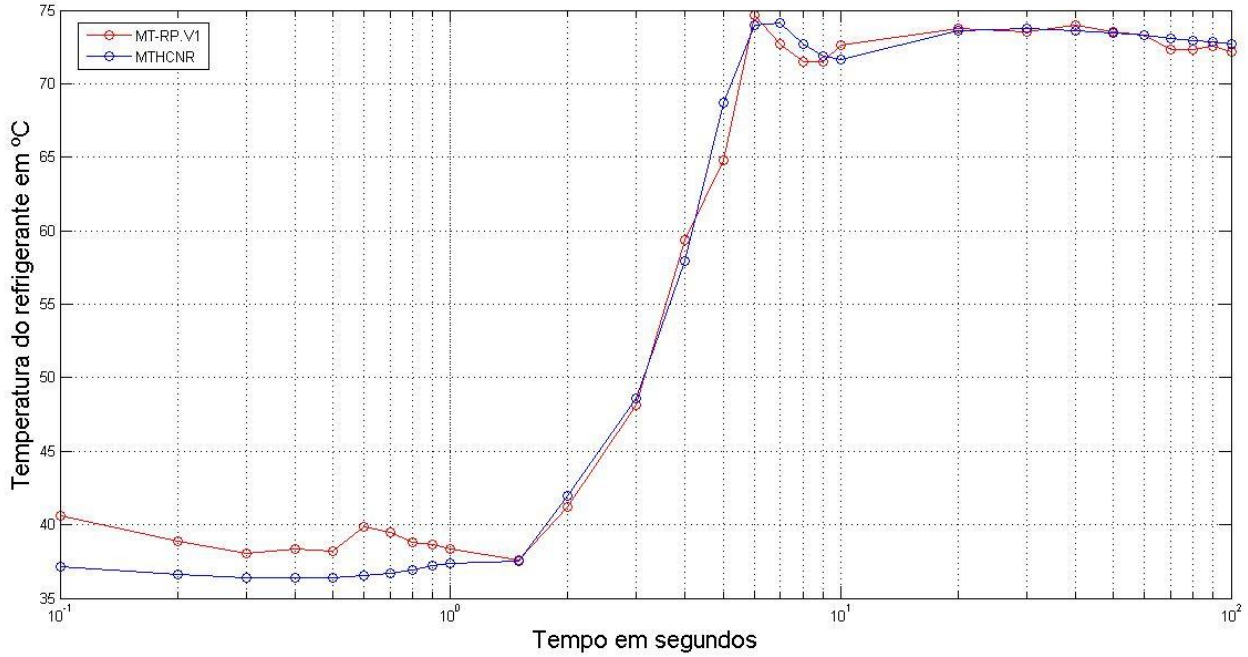
A Figura 12 mostra a evolução das temperaturas do revestimento antes do desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura do revestimento sobe suavemente a partir de 65ºC até cerca de 130ºC em 10 segundos. Em seguida ela se mantém estável em 140ºC. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0258%.

**Figura 12 – Evolução da temperatura do revestimento com o reator em plena potência.**



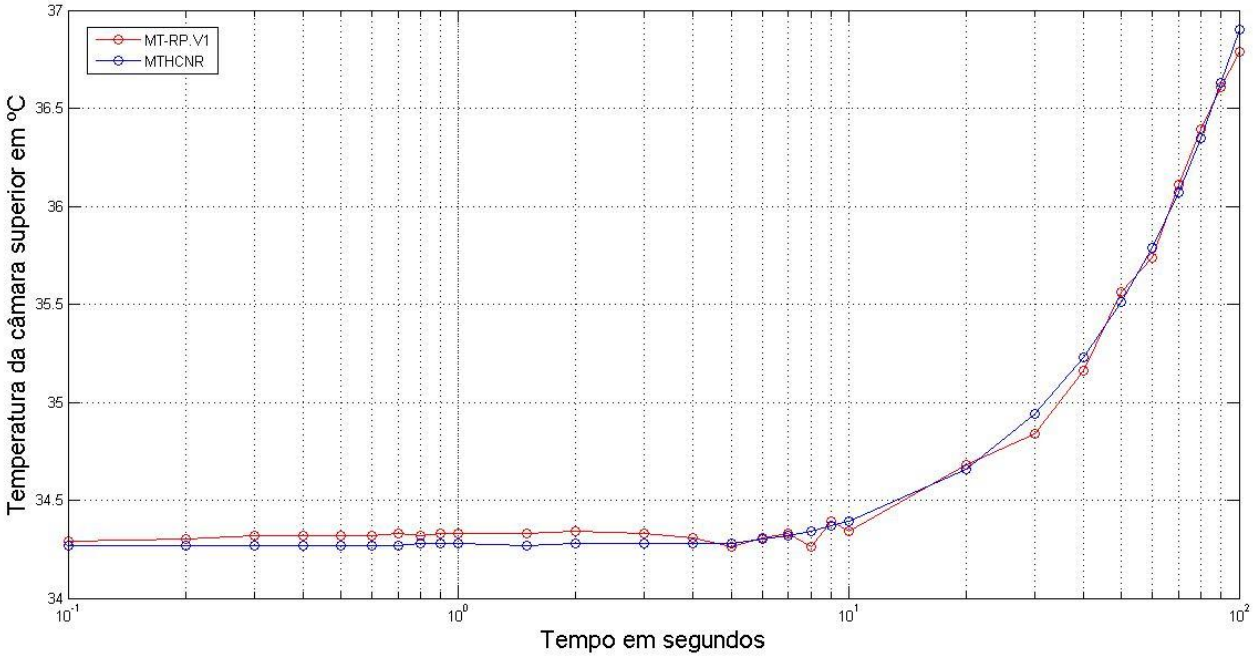
A Figura 13 mostra a evolução das temperaturas do refrigerante antes do desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura do refrigerante cresce a partir de 35ºC devido a retirada de calor do núcleo, até atingir 75ºC em 6 segundos. Em seguida ela começa a sofrer pequenas variações até atingir o patamar em torno de 73ºC, após decorridos 100 segundos a contar do inicio de fornecimento de potência. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0158%. Observe que o refrigerante teve uma variação de temperatura máxima de 42ºC, um valor bem abaixo do seu ponto de ebulição, não comprometendo, portanto a integridade do núcleo.

**Figura 13 – Evolução da temperatura do refrigerante com o reator em plena potência.**



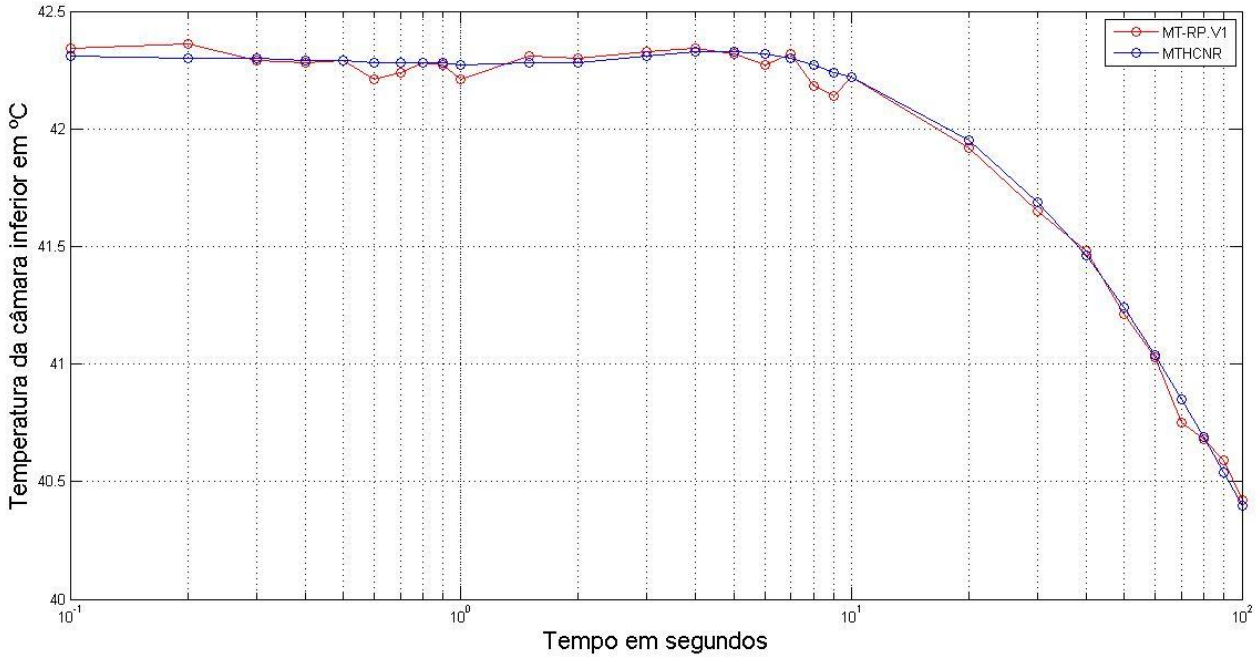
A Figura 14 mostra a evolução das temperaturas da câmara superior do núcleo antes do desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura da câmera superior do núcleo praticamente permanece constante em 34ºC do inicio até os 10 primeiros segundos, após esse instante ela cresce até atingir 36ºC. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0158%.

**Figura 14 – Evolução da temperatura da câmara superior com o reator em plena potência.**



A Figura 15 mostra a evolução das temperaturas da câmara inferior do núcleo antes do desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura da câmera inferior do núcleo praticamente permanece constante em 42ºC do inicio até os 8 primeiros segundos, após esse instante ela decresce até atingir 40ºC. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0158%.

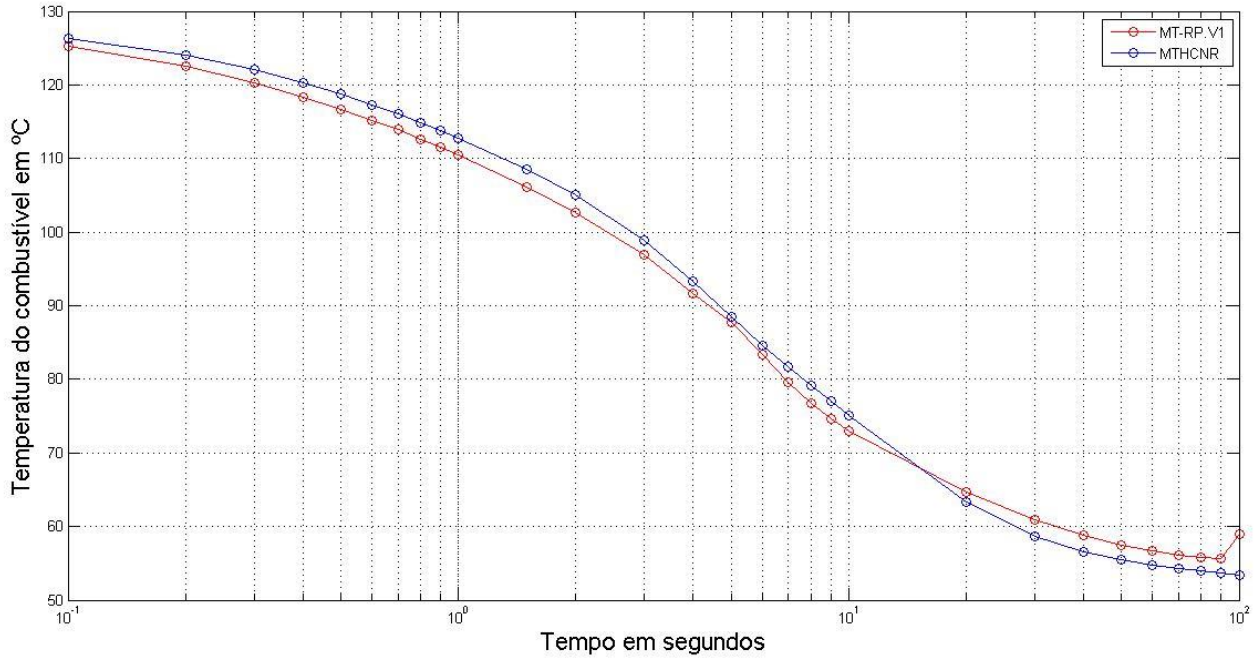
**Figura 15 – Evolução da temperatura da câmera inferior com o reator em plena potência.**



Comportamento do sistema após o desligamento da potência.

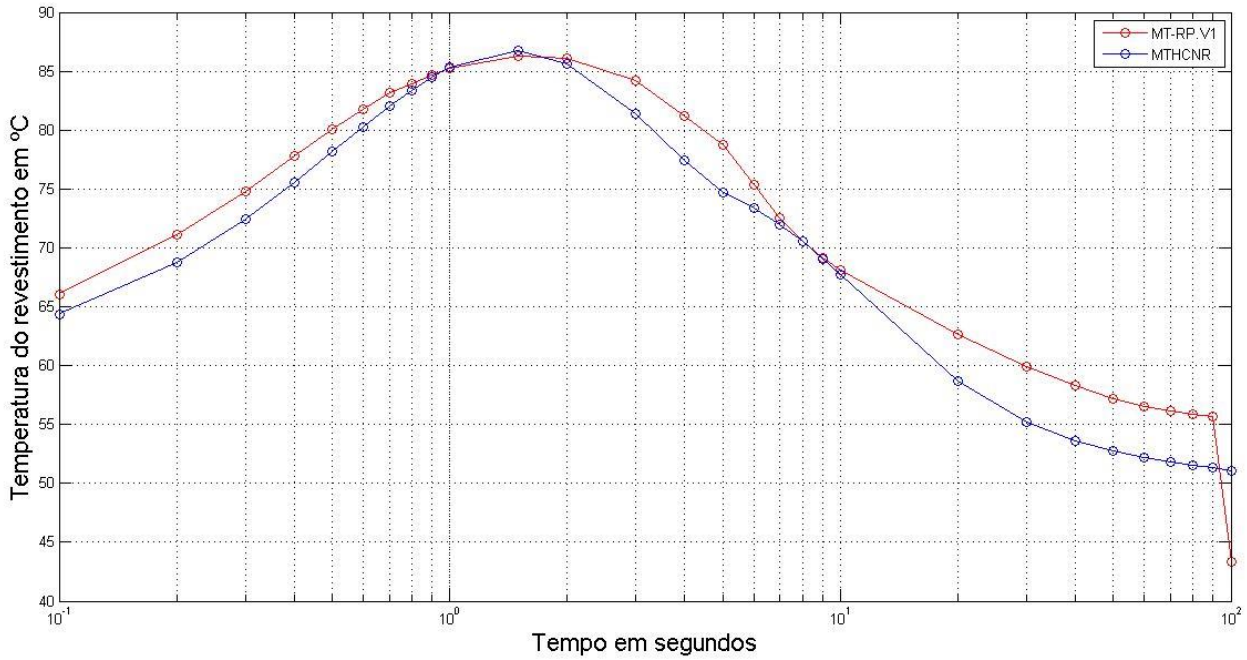
A Figura 16 mostra a evolução das temperaturas do combustível após o desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura do combustível cai suavemente a partir de 125ºC (valor da temperatura do combustível antes do desligamento) até atingir um novo patamar em torno de 52ºC, após decorridos 100 segundos. O erro médio quadrático entre os valores das temperaturas calculadas pelos dois códigos foi de 0,0217%.

**Figura 16 – Evolução da temperatura do combustível.**



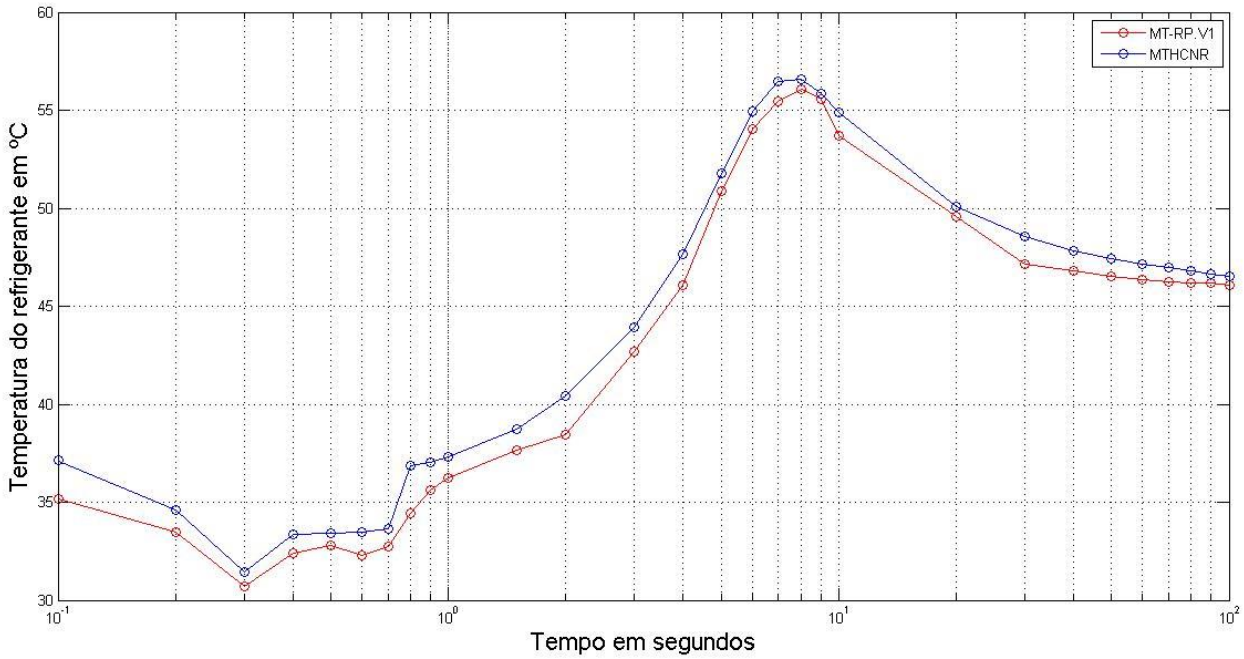
A Figura 17 mostra a evolução das temperaturas do revestimento após o desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura do revestimento sobe suavemente a partir de 65ºC (valor da temperatura do revestimento antes do desligamento) até cerca de 86ºC no primeiro segundo. Em seguida ela começa a cair até atingir o patamar em torno de 55ºC, após decorridos 100 segundos a contar da interrupção do fornecimento de potência. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0309%. Observe que o revestimento sofreu um acréscimo máximo de 21ºC o que não compromete a integridade física do revestimento.

**Figura 17 – Evolução da temperatura do revestimento.**



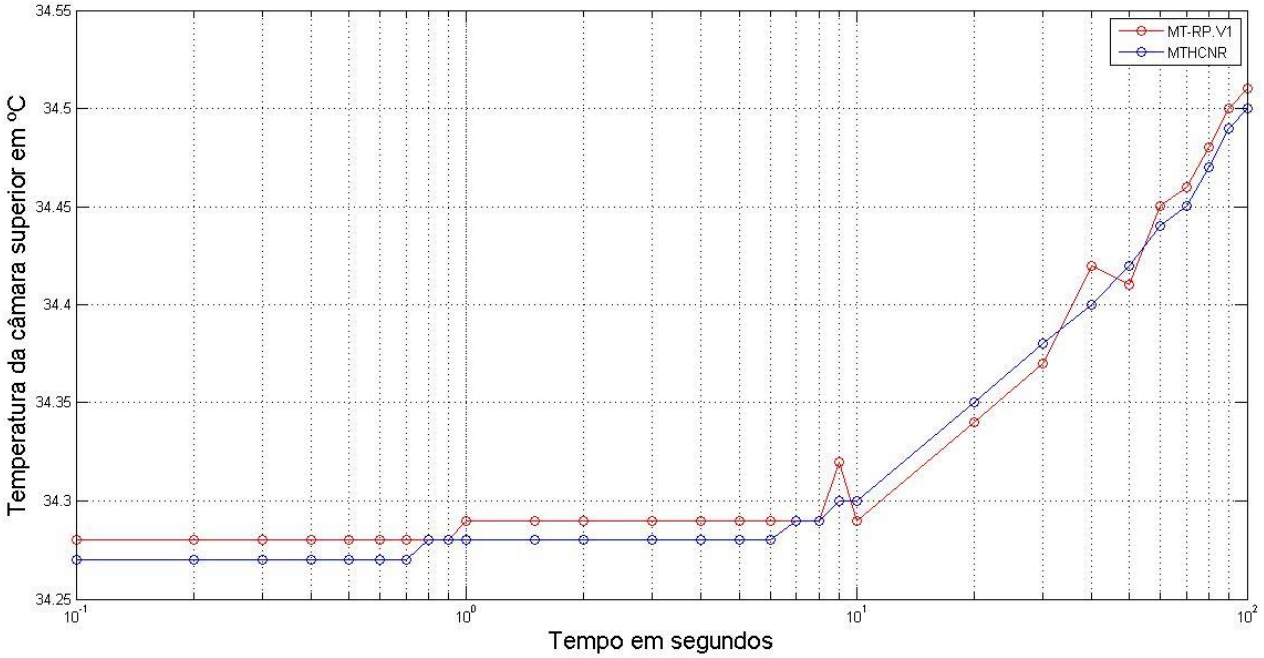
A Figura 18 mostra a evolução das temperaturas do refrigerante após o desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura do refrigerante cresce a partir de 35ºC (valor da temperatura do refrigerante antes do desligamento) devido ao de decaimento, até atingir 58ºC em 8 segundos. Em seguida ela começa a cair até atingir o patamar em torno de 46ºC, após decorridos 100 segundos a contar da interrupção do fornecimento de potência. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0112%. Observe que o refrigerante teve uma variação de temperatura máxima de 12ºC, um valor bem abaixo do seu ponto de ebulição, não comprometendo, portanto a integridade do núcleo.

**Figura 18 – Evolução da temperatura do refrigerante.**



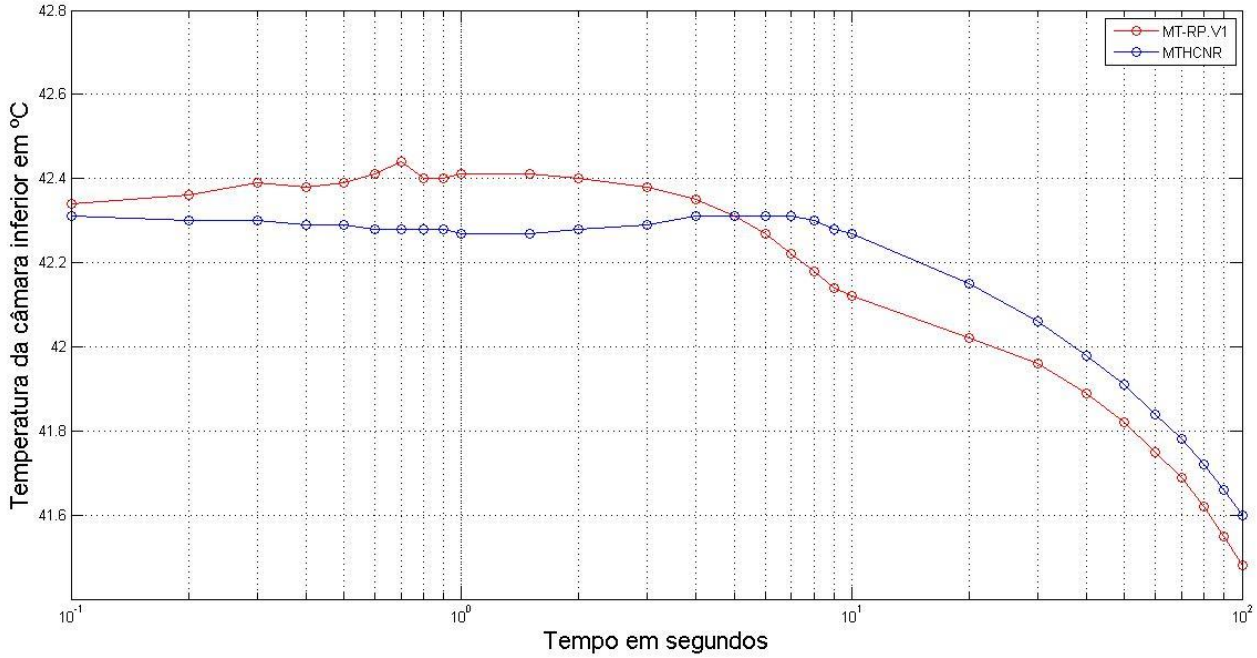
A Figura 19 mostra a evolução das temperaturas da câmara superior do núcleo após o desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura da câmera superior do núcleo praticamente permanece constante, não sofrendo praticamente influência do calor de decaimento. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0062%.

**Figura 19 – Evolução da temperatura da câmara superior.**



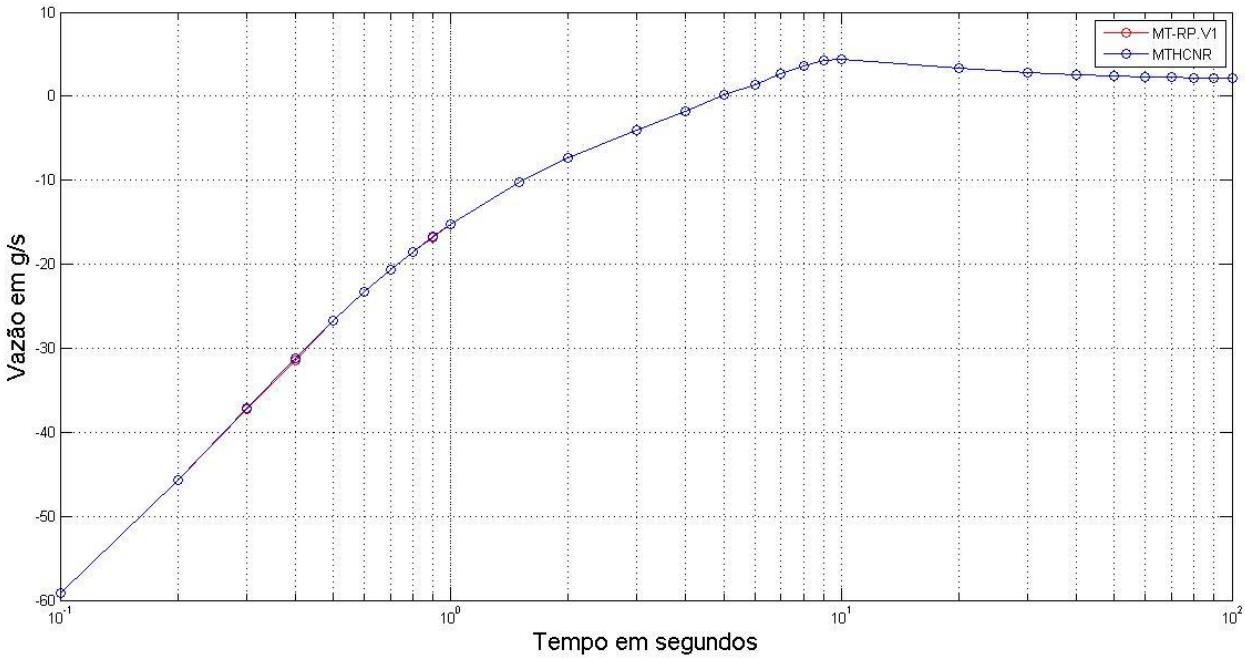
A Figura 20 mostra a evolução das temperaturas da câmara inferior do núcleo após o desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). A temperatura da câmera inferior do núcleo praticamente permanece constante, não sofrendo praticamente influência do calor de decaimento. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0001%.

**Figura 20 – Evolução da temperatura da câmara inferior.**



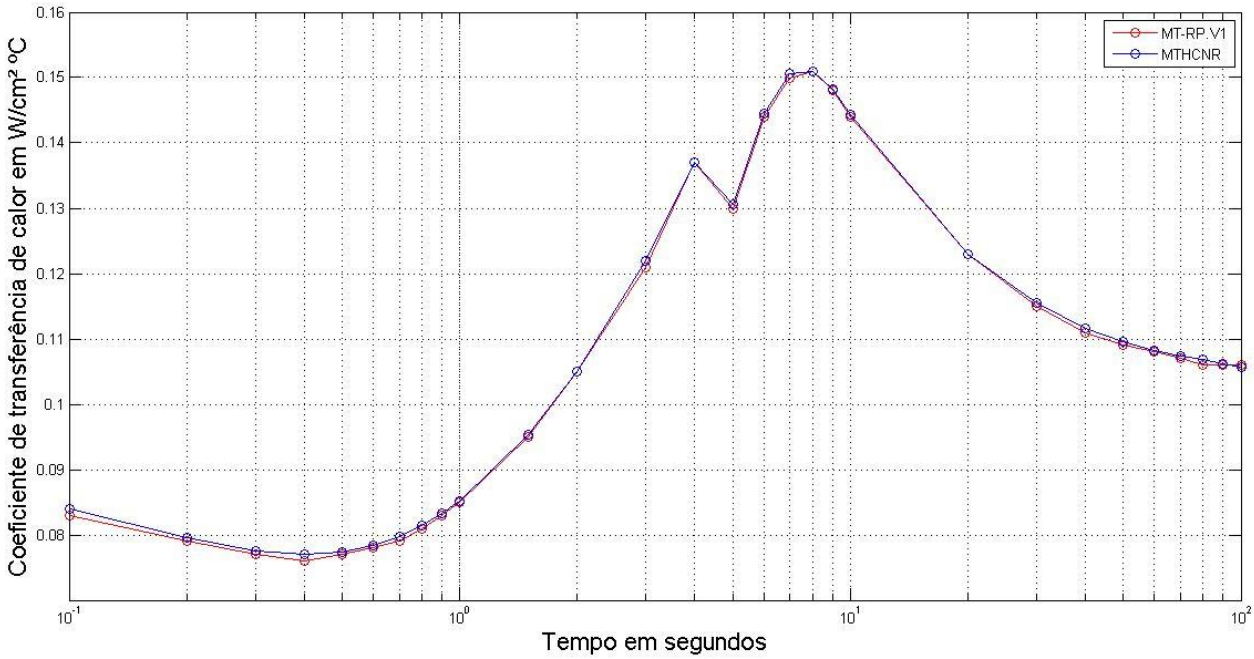
A Figura 21 mostra a evolução da vazão do refrigerante após o desligamento do reator, simuladas através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). Observe que os valores da vazão até 5 segundos os valores são negativos, o que indica um fluxo descendente. A partir desse instante o fluxo de refrigerante se torna ascendente, com valores de vazão positivos. A vazão decresce de um valor aproximadamente igual a 5 g/s, se aproximando de zero no instante igual a 100 segundos, indicando um equilíbrio das temperaturas do sistema. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0001%.

**Figura 21 – Evolução da vazão.**



A Figura 22 mostra a evolução do coeficiente de transferência de calor após o desligamento do reator, simulada através dos códigos MT-RP.V1 (cor vermelha) e do MTHCNR (cor azul). Observe que o coeficiente de transferência de calor decresce até 0,4 segundos e cresce a partir dai até 8 segundos para depois decrescer novamente até cerca de 100 segundos. Os coeficientes de transferência de calor sofrem ao longo do transitório variações de cerca de 100%. O erro médio quadrático entre os valores simulados pelos dois códigos foi de 0,0001%.

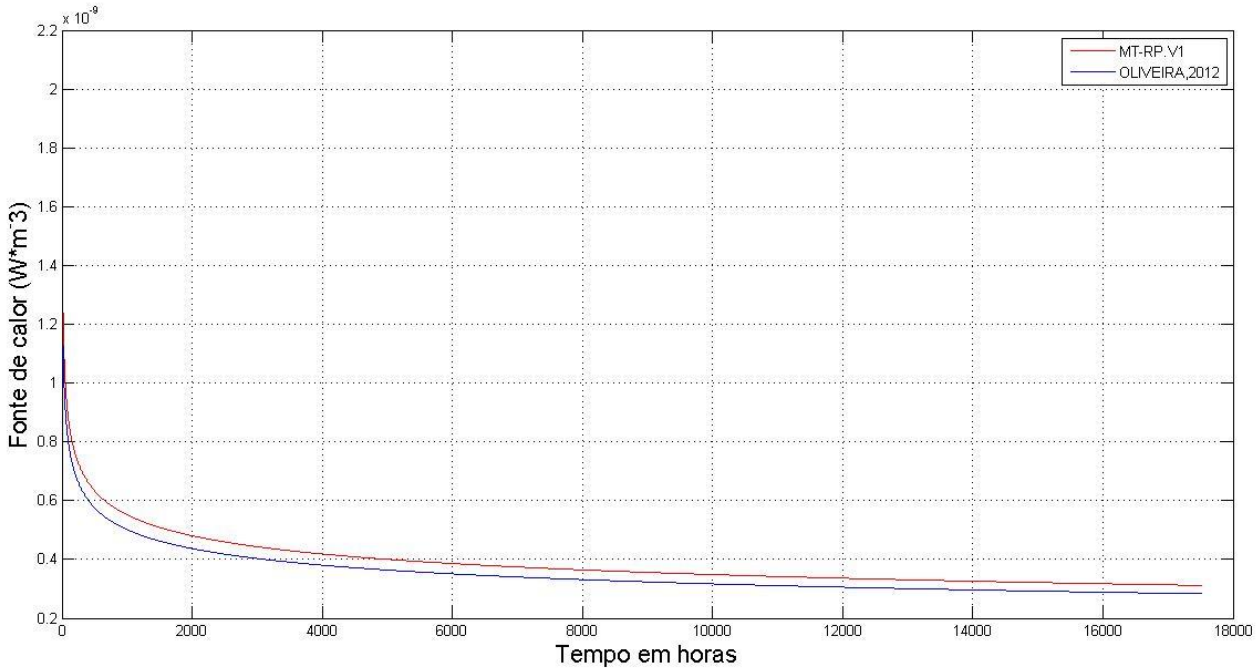
**Figura 22 – Evolução do coeficiente de transferência de calor.**



## 4.2. Cálculo do calor de decaimento para o reator típico piscina

A Figura 23 mostra a evolução do calor de decaimento após o desligamento do reator, calculado através do código MT-RP.V1 (cor vermelha) e por OLIVEIRA (2012) (cor azul). Supondo que o reator operou durante 2 anos (17.520 horas) a uma potência plena de 30 MW, o calor decai ao longo do tempo de desligamento do reator.

**Figura 23 – Evolução do calor de decaimento para o reator tipo piscina.**



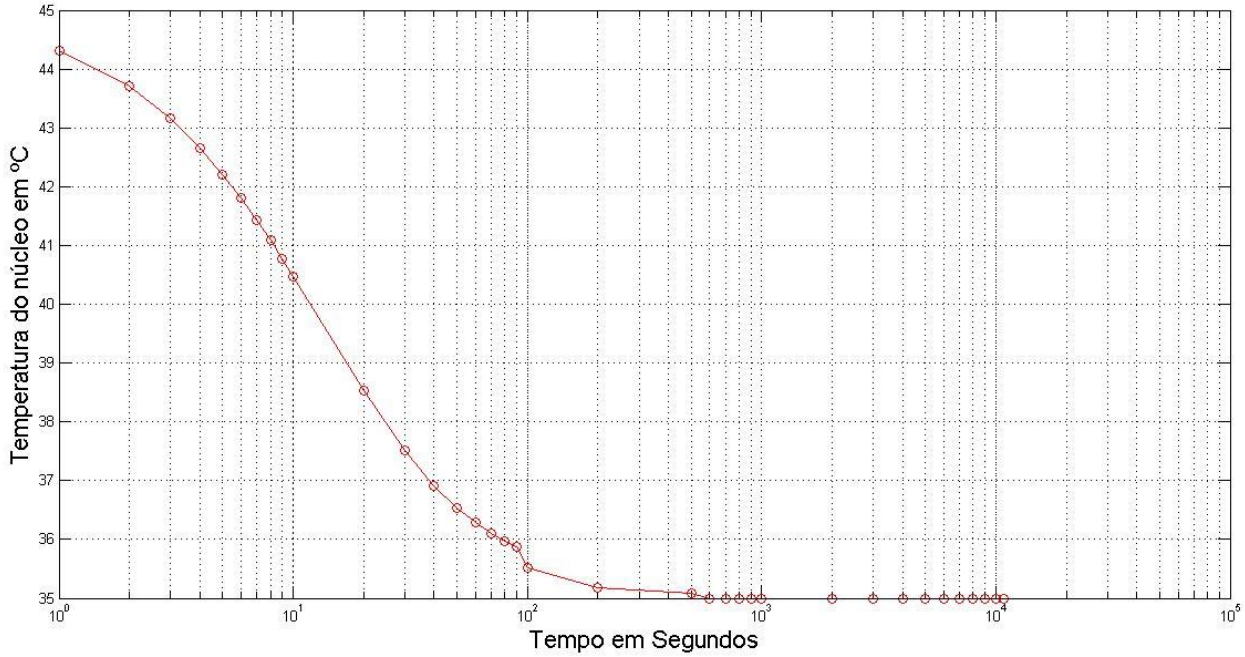

Em um reator nuclear, depois de certo tempo de operação, as radiações beta e gama provenientes do decaimento dos produtos de fissão contribuem numa certa porcentagem da potência térmica do reator durante a sua operação. O reator sofrendo desligamento (shutdown) os produtos de fissão acumulados continuam a decair e a desprender energia em forma de calor. Esse calor de decaimento deve ser retirado, a fim de evitar um aquecimento excessivo dos elementos combustíveis.

## 4.3. Distribuição das temperaturas no reator típico piscina

Considera-se a temperatura de operação do fluido na piscina do reator igual a 38ºC, exceto na camada quente, a qual deve operar com temperatura em ordem de 45ºC, para evitar migração de material radioativo para a superfície da piscina por convecção natural da água da piscina [UMBEHAUM, 2012].

A Figura 24 mostra a evolução da temperatura do núcleo após o desligamento do reator, simulada através do código MT-RP.V1 (cor vermelha). A temperatura do núcleo cai suavemente a partir de 45ºC (valor da temperatura do núcleo antes do desligamento) até atingir um novo patamar em torno de 35ºC, após decorridos 3 horas. A temperatura média da água da piscina, com o reator em operação normal, varia em torno de 35ºC e 45ºC para a camada de água quente presente, região superior do núcleo do reator [OLIVEIRA, 2012].

**Figura 24 – Evolução da temperatura do núcleo do reator durante 3 horas.**



## 4.4. Distribuição da velocidade de escoamento no núcleo do reator

A área de escoamento ($A_{ec}$) correspondente a uma elemento combustível pode ser calculada tendo como base as dimensões do elemento combustível e as distancias das placas combustíveis.

A velocidade média ($V_{médEC}$) de escoamento nos canais necessária para o resfriamento seguro das placas combustíveis, considerando o primeiro núcleo do reator, foi calculada como sendo de 9 m/s [UMBEHAUM, 2012]. Dessa forma a vazão volumétrica por elemento combustível ($\dot{m}_{médEC}$) pode ser calculada pela equação (63):

$$\dot{m}_{médEC} = V_{médEC} * A_{ec} \tag{63}$$

Em um processo de operação normal, estima-se que o núcleo opere com 23 elementos combustíveis e com duas posições internas para a irradiação de materiais. Entretanto, considera-se também, a hipótese de operação do reator com um núcleo contendo 25 elementos combustíveis. Essa consideração não afetaria relativamente a vazão no interior do núcleo, pois os dois elementos de irradiação de materiais também necessitam de vazão para seu resfriamento. A vazão de resfriamento do núcleo ativo, sem considerar a vazão necessária ao resfriamento do conjunto de barras de controle de segurança é dada pela multiplicação do número de elementos combustíveis pela vazão média nos elementos combustíveis. Conclui-se que se uma vazão de 3000 m³/h em um núcleo operando com 23 elementos combustíveis e 50% da vazão de um elemento combustível para o resfriamento de cada elemento de irradiação a velocidade média de escoamento nos canais será da ordem de 9,5 m/s fato que aumenta o resfriamento do núcleo e por consequência a sua segurança.

# 5. CONCLUSÕES

O código MT-RP.V1, desenvolvido em Matlab para resolver o modelo simplificado proposto, foi inicialmente validado através do código MTHCNR, desenvolvido por pesquisadores do IEN, simulando o comportamento termoidráulico do núcleo do reator RPR. Um erro médio quadrático máximo de 0,0309% entre os valores simulados pelos dois códigos foi encontrado na simulação da temperatura do revestimento após o desligamento do reator, o que demonstra o bom desempenho do código desenvolvido.

Da mesma forma, os resultados obtidos com o código MT-RP.V1 na análise do comportamento termoidráulico do núcleo de um reator tipo piscina, utilizando o mesmo modelo simplificado aplicado ao RPR, apresentaram uma boa concordância quando comparados com aqueles obtidos com o código MTHCNR.

Os resultados obtidos com o modelo simplificado desenvolvido permitem concluir que não haverá problemas de altas temperaturas no combustível e no revestimento, nos primeiros instantes de um acidente de perda de vazão forçada, desde que o reator tenha sido adequadamente desligado.

Os resultados obtidos demonstraram que o projeto do núcleo de um reator de pesquisa tipo piscina não ultrapassa os limites de segurança e que a retirada do calor residual do núcleo e do poço do reator, após o desligamento do mesmo, é garantida pela circulação natural do refrigerante.

Uma proposta em aberto seria avaliar o comportamento termoidráulico do núcleo submetido a acidentes e transitórios hipotéticos, como perda de vazão do refrigerante. Mas isto é uma sugestão para trabalhos futuros.

# REFERÊNCIAS

ABEN, **Informativo da Associação Brasileira de Energia Nuclear**, n.40, p.8-11, 2013.

ANSTO, Australian Nuclear Science and Technology Organization.**OPAL Reactor Images**, Australia, 2012. Disponível em:< http://www.ansto.gov.au/ResearchHub /Bragg/Facilities/OPALReactor>. Acesso em: 12 fev. 2013.

ASFIA, F. J., FRANTZ, B., e DHIR, V. K. Low-Prandtl number natural convection in volumetrically heated rectangular enclosures-ii. Square cavity, ar=1. **Internal Journal of Heat Transfer-Transactions of the Asme**, v.118, n.1, p.31-37, 1996.

BACKER JR, L., FAW, R.E., e KULACKI, F. A. Postaccident heat removal .1. heat-tranfer within an internally heated, nonboiling liquid layer**. Nuclear Science and Engineering**, v.61, n.1, p. 222-230, 1976

BOTELHO, D. A., Análise de Transientes de Reatividade no RPR, **Nota Técnica NT-06-041-006-R.00.**, Projeto RPR – CNEN/IEN/DERE, Rio de Janeiro, 1984.

CEA, French Atomic Energy Commission. **OSIRIS Reactor Images**, França, 2012. Disponível em:< http://www.cad.cea.fr/rjh/Add-On/osiris_gb.pdf>. Acesso em: 13 mar. 2013.

CHURBANOV, A.G., VABISHCHEVICH, P.N., CHUDANOV, V. V., e STRIZHOV, V.F. A numerical study on natural-convection of a heat-generating fluid in rectangular enclosures. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v.37, n.18, p. 2969-2984.

CNEN, Memorial de Cálculo do Sistema de Resfriamento Primário (SRP) do Reator Multipropósito Brasileiro (RP), **Nota Técnica NT-RP-11100-KS-001**., Projeto RP – CNEN/IEN, Rio de Janeiro, 2012

EL-WAKIL, M. M., **Nuclear Heat Transport**, International Textbook Co., 1971.

FARHADIEH, R. e BACKER JR, L. Experimental studies of growth of an internally heated liquid pool in a solid bed. **Nuclear Science and Engineering**, v.65, n.3, p. 394-400, 1978.

FAW, R. e BACKER Jr, L. B., Heat transfer from an internally heated liquid to a melting solid. **Nuclear Science and Engineering**, v.61, n.1, p. 231-238, 1976.

FUSEGI, T., HYUM, J. M., e KUWAHARA, K., Numerical study of natural convection in a diffentially heated cavity with internal heat-generation effects of the aspect ratio. **Journal of Heat Transfer**, v.114, n.2, p.773-777, 1992.

IAEA, **Approaches and tools for severe accident analysis for nuclear power plants**, v. 56, Vienna, 2008.

HENRY, R. e FAUSKE, H. External cooling of reactor vessel under severe accident conditions. **Nuclear Engineering and Design**. v.139, n.5, p.31-43, 1993.

KULACKI, F. A. e NAGLE, M. E., Natural-convection in a horizontal fluid layer with volumetric energy-sources. **Journal of Heat Transfer-Transactions of the Asme**,v.97, n.2, p.204-211, 1975.

LEE, J. e GOLDSTEIN, R. An experimental study on natural convection heat transfer in an inclined square enclosure containing internal energy sources. **Journal of Heat Transfer**, v.110, p.345-349, 1988.

MAY, H. O., Numerical study on natural convection in an inclined square enclosure containing internal heat sources. **Heat and Mass Transfer**, v. 34, p.919-928, 1991.

McADAMS, W. M. **Heat Transmission,** 3rd ed. New York: McGraw-Hill Book Company, 1954.

OLIVEIRA, A. F. S., **Estudo da circulação natural para o projeto de um reator de pesquisas utilizando as técnicas de fluidodinâmica computacional e computacional evolucionária.** Rio de Janeiro, 2012.

TERREMOTO, L.A.A. **Fundamentos de Tecnologia Nuclear – Reatores.** IPEN/CNEN-SP, São Paulo, 2004.

UMBEHAUM, P. E. **Relatório de termoidráulica do núcleo do reator RP,** Rio de Janeiro, 2012

WATSON, A., Natural convection of heat generating fluid in a closed vertical cylinder – examination of theoretical predictions. **Journal of Mechanical Engineering Science,** v.13, p.151, 1970.

## **Anexo A: Dimensões e dados termoidráulicos do RPR (4 MW)**

| | | |
|---|---|---|
| Potência nominal (normal) | MW | 4 |
| Número de varetas combustíveis | -- | 1575 |
| Comprimento da vareta combustível | m | 0,6 |
| Raio externo e interno da vareta | m | 0,00475-0,00418 |
| Raio da pastilha combustível | m | 0,004096 |
| Espaçamento entre varetas | m | 0,011235 |
| Vazão nominal do refrigerante em cada canal | kg/s | 0,83 |
| Diâmetro da região superior do poço | m | 2,6 |
| Diâmetro da câmera inferior | m | 0,5 |
| Altura da região superior do poço | m | 7 |
| Altura da câmera inferior | m | 0,8 |
| Condutância térmica da folga da pastilha/revestimento | $W/m^{2o}C$ | 0,366255 |
| Condutância térmica de filme para condições normais | $W/m^{2o}C$ | 0,7473 |
| Tipo do reator | -- | Piscina aberta |

Fonte: BOTELHO (1984)

## **Anexo B:** Dimensões e dados termoidráulicos de um reator típico piscina

| | | |
|---|---|---|
| Tipo do reator | - | Piscina aberta |
| Potência térmica do núcleo-nominal | MW | 30 |
| Números de elementos combustíveis | - | 23 |
| Dimensões do núcleo ativo | m | 0,45*0,45*0,615 |
| Volume do núcleo ativo | $m^3$ | 0,1245 |
| Tipo de elementos combustível | - | MTR-placa |
| Número de placas por elemento | - | 21 |
| Comprimento ativo | m | 0,615 |
| Espessura interna/ externa da placa | m | 0,00135/0,0015 |
| Dimensões do canal de escoamento interno | m | 0,00245*0,0705 |
| Área de escoamento de um canal interno | $m^2$ | 0,00172725 |
| Diâmetro interno da piscina do reator | m | 5,6 |
| Altura da piscina | m | 14 |
| Profundidade interna | m | 13 |
| Inventário de água na piscina | $m^3$ | 300 (estimado) |

## **Anexo C: Método de Crank-Nicolson.**

É um método clássico baseado no método de diferenças finitas, sendo esse recomendado na resolução de equações de derivadas parciais do tipo parabólico. É frequentemente aplicado a problemas de difusão, como exemplo a resolução da difusão linear:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = a\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$$

A discretização do método de Crank-Nicolson é dada por [El-WAKIL, 1971];

$$\frac{u_i^{n+1} - u_i^n}{\Delta t} = \frac{a}{2(\Delta x)^2}\left((u_{i+1}^n - 2u_i^n + u_{i-1}^n) + (u_{i+1}^{n+1} - 2u_i^{n+1} + u_{i-1}^{n+1})\right)$$

ou reescrevendo para $p = \frac{a\Delta t}{2(\Delta x)^2}$;

$$u_i^{n+1} = u_i^n + p(u_{i+1}^n - 2u_i^n + u_{i-1}^n) + p(u_{i+1}^{n+1} - 2u_i^{n+1} + u_{i-1}^{n+1})$$

Para uma simulação de difusão de calor em uma dimensão e com 4 nós tem-se as equações iniciais para o sistema:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D_x\frac{\partial^2 C}{\partial x^2} - U_x\frac{\partial c}{\partial x} - k(c - c_n) - k(c - c_m) \quad (1)$$

onde;

c – é o calor da superfície por onde o fluido passará.

n e m – são os canais anterior e posterior por onde o calor passará

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{c_i^{j+1} - c_i^j}{\Delta t} \quad (2)$$

$$\frac{\partial^2 c}{\partial x^2} = \frac{1}{2(\Delta x)^2}\left((c_{i+1}^{j+1} - 2c_i^{j+1} + c_{i-1}^{j+1}) + (c_{i+1}^j - 2c_i^j + c_{i-1}^j)\right) \quad (3)$$

$$\frac{\partial c}{\partial x} = \frac{1}{2}\left(\frac{(c_{i+1}^{j+1} - c_{i-1}^{j+1})}{2(\Delta x)} + \frac{(c_{i+1}^j - c_{i-1}^j)}{2(\Delta x)}\right) \quad (4)$$

$$c = \frac{1}{2}(c_i^{j+1} + c_i^j) \quad (5)$$

$$c_n = \frac{1}{2}\left(c_{ni}^{j+1} + c_i^j\right) \quad (6)$$

$$c_m = \frac{1}{2}\left(c_{mi}^{j+1} + c_{mi}^j\right) \quad (7)$$

Criam-se constantes para simplificação do cálculo da equação e substitui na equação 1 em seguida coloca-se os termos do tempo a ser calculado na esquerda (j+1) e os termos de tempo presente a direita (j) para obter:

$$\gamma = \frac{D_x \Delta t}{2\Delta x^2}$$

$$\alpha = \frac{U_x \Delta t}{4\Delta x}$$

$$\beta = \frac{k\Delta t}{2}$$

$$-\beta c_{ni}^{j+1} - (\gamma + \alpha)c_{i-1}^{j+1} + (1 + 2\gamma + 2\beta)c_{i+1}^{j+1} - (\gamma - \alpha)c_{i+1}^{j+1} - \beta c_{mi}^{j+1} =$$

$$\beta c_{ni}^j + (\gamma + \alpha)c_{i-1}^j + (1 - 2\gamma - 2\beta)c_i^j + (\gamma - \alpha)c_{i+1}^j + \beta c_{mi}^j$$

Para resolver esses sistemas de equações lineares é preciso colocar as condições de contorno ou as condições iniciais, simulando o calculo, por exemplo, para 3 canais e 5 nós temos:

$c_0^j$ – condição para o tempo inicial;

$c_0^{j+1}$ – condição inicial para o próximo passo de tempo;

$c_{n0}^j$ – condição antes de iniciar a contagem de tempo;

$c_{m0}^j$ – condição antes de iniciar a contagem de tempo;

$$[AA][C^{J+1}] = [BB][C^J] + [d]$$

Onde; $c^{j+1} = \begin{bmatrix} c_{11}^{j+1} \\ c_{12}^{j+1} \\ c_{13}^{j+1} \\ c_{14}^{j+1} \\ c_{21}^{j+1} \\ c_{22}^{j+1} \\ c_{23}^{j+1} \\ c_{24}^{j+1} \\ c_{31}^{j+1} \\ c_{32}^{j+1} \\ c_{33}^{j+1} \\ c_{34}^{j+1} \end{bmatrix}$ e $c^{j} = \begin{bmatrix} c_{11}^{j} \\ c_{12}^{j} \\ c_{13}^{j} \\ c_{14}^{j} \\ c_{21}^{j} \\ c_{22}^{j} \\ c_{23}^{j} \\ c_{24}^{j} \\ c_{31}^{j} \\ c_{32}^{j} \\ c_{33}^{j} \\ c_{34}^{j} \end{bmatrix}$

$$AA = \begin{bmatrix} AA1 & AA3 & 0 \\ AA3 & AA2 & AA3 \\ 0 & AA3 & AA1 \end{bmatrix} \text{ e } BB = \begin{bmatrix} BB1 & -AA3 & 0 \\ -AA3 & BB2 & -AA3 \\ 0 & -AA3 & BB1 \end{bmatrix}$$

Onde;

$$AA1 = \begin{bmatrix} (1+2\gamma+\beta) & -(\gamma-\alpha) & 0 & 0 \\ -(\gamma+\alpha) & (1+2\gamma+\beta) & -(\gamma-\alpha) & 0 \\ 0 & -(\gamma+\alpha) & (1+2\gamma+\beta) & -(\gamma-\alpha) \\ 0 & 0 & -2\gamma & (1+2\gamma+\beta) \end{bmatrix}$$

$$AA2 = \begin{bmatrix} (1+2\gamma+2\beta) & -(\gamma-\alpha) & 0 & 0 \\ -(\gamma+\alpha) & (1+2\gamma+2\beta) & -(\gamma-\alpha) & 0 \\ 0 & -(\gamma+\alpha) & (1+2\gamma+2\beta) & -(\gamma-\alpha) \\ 0 & 0 & -2\gamma & (1+2\gamma+2\beta) \end{bmatrix}$$

$$AA3 = \begin{bmatrix} -\beta & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\beta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\beta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\beta \end{bmatrix}$$

$$BB1 = \begin{bmatrix} (1-2\gamma-\beta) & (\gamma-\alpha) & 0 & 0 \\ (\gamma+\alpha) & (1-2\gamma-\beta) & (\gamma-\alpha) & 0 \\ 0 & (\gamma+\alpha) & (1-2\gamma-\beta) & (\gamma-\alpha) \\ 0 & 0 & 2\gamma & (1-2\gamma-\beta) \end{bmatrix}$$

$$BB2 = \begin{bmatrix} (1-2\gamma-2\beta) & (\gamma-\alpha) & 0 & 0 \\ (\gamma+\alpha) & (1-2\gamma-2\beta) & (\gamma-\alpha) & 0 \\ 0 & (\gamma+\alpha) & (1-2\gamma-2\beta) & (\gamma-\alpha) \\ 0 & 0 & 2\gamma & (1-2\gamma-2\beta) \end{bmatrix}$$

O vetor d é usado para manter as condições de contorno.

$$d = \begin{bmatrix} (\gamma+\alpha)\left(c_{10}^{j+1}+c_{10}^{j}\right) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ (\gamma+\alpha)\left(c_{20}^{j+1}+c_{20}^{j}\right) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ (\gamma+\alpha)\left(c_{30}^{j+1}+c_{30}^{j}\right) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

## Anexo D: Integração da equação de Fourier para condução de calor.

A difusão radial de transiente de calor em uma vareta combustível cilíndrica é governada pela equação diferencial de segunda ordem:

$$\boldsymbol{\rho(T)C_P(T)\frac{\partial T(r,t)}{\partial t} = q'''(r,t) + \frac{1}{r} * \frac{\partial}{\partial r}\left[rk(T)\frac{\partial T}{\partial r}\right]} \quad (1)$$

onde:

$\boldsymbol{q'''(r,t) = 0}$ para r >R1

Sujeita as seguintes condições de contorno:

$\frac{\partial T}{\partial r}|_{r=0}$= finito (2)

$$\left[-k_2\frac{\partial T}{\partial r}\right]_{r=R2} = h_f[T(R2) - T_f] \quad (3)$$

Outras relações são introduzidas a seguir, para representar o efeito térmico da folga existente entre o combustível e o revestimento metálico. Nessas e nas expressões que se seguem utiliza-se a seguinte convenção:

$T_s$: temperatura na superfície lateral da pastilha combustível

$T(R_1)$: temperatura na superfície lateral interna do revestimento

$T(R_2)$: temperatura na superfície externa do revestimento

$T_f$: temperatura do fluido refrigerante.

A integração exata da equação 1 no volume do combustível fornece:

$$\rho_1 C_{p1} \frac{\partial}{\partial t} \int_0^{R1} T(r) 2\pi r dr = \int_0^{R1} q'''(r,t) 2\pi r dr + \int_0^{R1} \frac{1}{r} * \frac{\partial}{\partial r} \left[ rk(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right] 2\pi r dr \quad (4)$$

utilizando-se as definições:

$$T_1(t) = \frac{1}{\pi R1^2} \int_0^{R1} T(r) 2\pi r dr \quad (5)$$

$$q'(t) = \int_0^{R1} q'''(r,t) 2\pi r dr \quad (6)$$

escreve-se:

$$\pi R_1^2 \rho_1 C_{p1} \frac{dT_1(t)}{dt} = q'(t) + 2\pi \left[ rk(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{r=R1} \quad (7)$$

A segunda parcela do segundo membro da equação 7 pode ser substituída, admitindo-se, para seu cálculo, um perfil de temperaturas dado pela solução de:

$$\frac{1}{r} * \frac{d}{dr} \left[ k(T) r \frac{dT}{dr} \right] + \frac{q'(0)}{\pi R_1^2} = 0 \quad (8)$$

integrando-se:

$$\int_0^r \frac{d}{dr} \left[ k(T) r \frac{dT}{dr} \right] dr + \frac{q'(0)}{\pi R_1^2} \int_0^r r dr = 0$$

$$k(T) r \frac{dT}{dr} = -\frac{q'(0)}{2\pi} * \frac{r^2}{\pi R_1^2} \quad (9)$$

uma segunda integração fornece:

$$\int_{T_S}^{T(r)} k(T)dT = \frac{q'(0)}{4\pi}\left[1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2\right] \quad (10)$$

sendo:

$$K_1 = k(T_1) \quad (11)$$

e admitindo-se que:

$$\int_{T_S}^{T(r)} k(T)dT \cong k_1[T(r) - T_s] \quad (12)$$

Tem-se:

$$T(r) = T_s + \frac{q'(0)}{4\pi k_1}\left[1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2\right] \quad (13)$$

onde:

$$T_1 = T_s + \frac{q'(0)}{8\pi k_1} \quad (14)$$

ou

$$q'(0) = 8\pi k_1(T_1 - T_s) \quad (15)$$

Substituindo-se na equação. 9, vem:

$$2\pi\left[rk(T)\frac{dT}{dr}\right]_{r=R_1} = -8\pi k_1(T_1 - T_s) \quad (16)$$

Portanto, a equação 7 fica:

$$\pi R_1^2 \rho_1 C_{p1} \frac{dT_1}{dt} = q'(t) - 8\pi k_1 (T_1 - T_s) \quad (17)$$

A integração da equação 1, no volume metálico do tubo cilíndrico do revestimento, fornece:

$$\pi(R_2^2 - R_1^2)\rho_2 C_{p2} \frac{dT_2(t)}{dt} \approx \int_{R_1}^{R_2} \frac{1}{r} * \frac{\partial}{\partial r}\left[rk_2 \frac{\partial T}{\partial r}\right] 2\pi r dr \quad (18)$$

onde;

$$T_2(t) = \frac{1}{\pi(R_2^2 - R_1^2)} \int_{R_1}^{R_2} T(r) 2\pi r dr \quad (19)$$

Portanto:

$$\pi(R_2^2 - R_1^2)\rho_2 C_{p2} \frac{dT_2(t)}{dt} = \left[-2\pi r k_2 \frac{\partial T}{\partial r}\right]_{R_1} - \left[-2\pi r k_2 \frac{\partial T}{\partial r}\right]_{R_2} \quad (20)$$

Considera-se que existe uma resistência térmica $h_g$ de contato na folga, de tal forma que o fluxo de calor na superfície interna do revestimento seja:

$$\left[-2\pi r K_2 \frac{\partial T}{\partial r}\right]_{R_1} = 2\pi R_1 h_g [T_s - T(R_1)] \quad (21)$$

E utilizando a condição de contorno a equação 3, escreve-se:

$$\pi(R_2^2 - R_1^2)\rho_2 C_{p2} \frac{dT_2(t)}{dt} = 2\pi R_1 h_g [T_s - T(R_1)] - 2\pi R_2 h_f [T(R_2) - T_f] \quad (22)$$

Para eliminar $T_s$ das equações 17 e 22 supõe-se que:

$$8\pi k_1(T_1 - T_s) \approx 2\pi R_1 h_g[T_s - T(R_1)] \quad (23)$$

Após algumas transformações algébricas, obtêm-se:

$$8\pi k_1(T_1 - T_s) \approx 2\pi R_1 h_g[T_s - T(R_1)] = \frac{T_1 - T(R_1)}{E_1} \quad (24)$$

onde

$$E_1 = \frac{1}{8\pi k_1} + \frac{1}{2\pi R_1 h_g} \quad (25)$$

Para eliminar $T(R_1)$ e $T(R_2)$ utiliza-se a perfil estacionário de temperatura no revestimento,

$$T(r) = T(R_2) + \frac{R_2 q_2''}{k_2} \ln\left(\frac{R_2}{r}\right) \quad (26)$$

a qual é solução de:

$$\frac{1}{r} * \frac{\partial}{\partial r}\left(k_2 r \frac{\partial T}{\partial r}\right) = 0$$

onde:

$$q_2'' = -k_2 \frac{dT}{dr}|_{R_2}$$

Pela definição de $T_2$ (equação 19):

$$T_2 = \frac{1}{\pi(R_2^2 - R_1^2)} \int_{R_1}^{R_2} \left[T(R_2) + \frac{R_2 q_2''}{k_2} \ln\left(\frac{R_2}{r}\right)\right] 2\pi r dr$$

ou

$$T_2 = T(R_2) + \frac{2\pi R_2 q_2''}{A_\gamma} \tag{27}$$

onde

$$A_\gamma = \pi k_2 \gamma \tag{28}$$

$$\frac{1}{\gamma} = \frac{-1}{R_2^2 - R_1^2} \int_{R_1}^{R_2} \ln\left(\frac{r}{R_2}\right) r dr = \frac{1}{4} - \frac{1}{2}\left(\frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2}\right) \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right) \tag{29}$$

Pelas equações 26 e 27

$$T(R_1) = T(R_2) + \frac{R_2 q_2''}{k_2} \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right)$$

$$= T_2 + 2\pi R_2 q_2'' \left[\frac{1}{2\pi k_2} \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right) - \frac{1}{A_\gamma}\right]$$

ou

$$T(R_1) = T_2 + \frac{2\pi R_2 q_2''}{A_\beta} \tag{30}$$

onde:

$$A_\beta = \left[\frac{1}{2\pi k_2} \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right) - \frac{1}{A_\gamma}\right]^{-1}$$

$$A_\beta = \pi k_2 \left[\frac{1}{2} \ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right) - \frac{1}{\gamma}\right]^{-1}$$

$$A_\beta = \pi k_2 \left[\frac{1}{2}\left(\frac{R_2^2}{R_2^2 - R_1^2}\right)\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right) - \frac{1}{4}\right]^{-1}$$

$$A_\beta = \pi k_2 \beta \tag{31}$$

e

$$\frac{1}{\beta} = \frac{1}{2}\left(\frac{R_2^2}{R_2^2 - R_1^2}\right)\ln\left(\frac{R_2}{R_1}\right) - \frac{1}{4} \tag{32}$$

Das equações 24 e 30, tem-se;

$$8\pi k_1 (T_1 - T_s) = \frac{T_1 - T(R_1)}{E_1} = \frac{T_1 - T_2}{E_1} - \frac{2\pi R_2 q_2''}{A_\beta E_1} \tag{33}$$

Da equação 27, resulta;

$$2\pi R_2 h_f [T(R_2) - T_f] \cong \frac{1}{E_2}(T_2 - T_f) - \frac{2\pi R_2 q_2''}{A_\gamma E_2} \tag{34}$$

onde,

$$E_2 = (2\pi R_2 h_f)^{-1} \tag{35}$$

supondo que:

$$q'(t) \cong 2\pi R_2 q_2'' \cong 2\pi R_1 q_1'' \tag{36}$$

As equações 17 e 22 podem, finalmente, ser escritas da seguinte forma:

$$C_1 \frac{dT_1}{dt} = q'(t) - \frac{T_1 - T_2}{E_1} \tag{37}$$

$$C_2 \frac{dT_2}{dt} = \frac{T_1 - T_2}{E_1} - \frac{T_2 - T_f}{E_2} + q'(t)\left[\frac{A_1}{E_2} - \frac{B_1}{E_1}\right] \quad (38)$$

onde:

$$C_1 = \pi R_1^2 \rho_1 C_{p1}$$

$$C_2 = \pi(R_2^2 - R_1^2)\rho_2 C_{p2} \cong 2\pi R_2 \Delta R_2 \rho_2 C_{p2}$$

$$E_0 = \left(2\pi R_1 h_g\right)^{-1}$$

$$E_1 = E_0 + (8\pi k_1)^{-1} \quad (39)$$

$$E_2 = (2\pi R_2 h_f)^{-1}$$

$$A_1 = A_\gamma^{-1}$$

$$B_1 = A_\beta^{-1}$$

Da equação 23 e das definições de $E_0$, $E_1$ e $B_1$ (equações 39), a temperatura da superfície da pastilha é:

$$T_s = T_1 - \left(1 - \frac{E_0}{E_1}\right)(T_1 - T_2 - q'B_1) \quad (40)$$