

ESTUDOS NEUTRÔNICOS E TERMO-HIDRÁULICOS PARA O  
DESENVOLVIMENTO DE UMA METODOLOGIA DE ACOPLAMENTO ENTRE  
CÓDIGOS APLICADA AO REATOR DE PESQUISA TRIGA IPR-R1

PATRÍCIA AMÉLIA DE LIMA REIS

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**

**ESCOLA DE ENGENHARIA**

ESTUDOS NEUTRÔNICOS E TERMO-HIDRÁULICOS PARA O  
DESENVOLVIMENTO DE UMA METODOLOGIA DE ACOPLAMENTO ENTRE  
CÓDIGOS APLICADA AO REATOR DE PESQUISA TRIGA IPR-R1

**PATRÍCIA AMÉLIA DE LIMA REIS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Ciências e  
Técnicas Nucleares da Escola de Engenharia da Universidade Federal  
de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor  
em Ciências e Técnicas Nucleares

Área de Concentração: Engenharia Nuclear e da Energia

Orientadora: Dra. Antonella Lombardi Costa

Co-orientadora: Dra. Cláudia Pereira Bezerra Lima

BELO HORIZONTE

**Novembro/2013**

R375e

Reis, Patrícia Amélia de Lima.

Estudos neutrônicos e termo-hidráulicos para o desenvolvimento de uma metodologia de acoplamento entre códigos aplicada ao reator de pesquisa TRIGA IPR-R1 [manuscrito] / Patrícia Amélia de Lima Reis. – 2013.

xvi, 125 f., enc.: il.

Orientadora: Antonella Lombardi Costa.

Coorientadora: Cláudia Pereira Bezerra Lima.

Tese (doutorado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 121-125.

1. Engenharia nuclear - Teses. 2. Reatores nucleares - Teses.  
I. Costa, Antonella Lombardi. II. Lima, Cláudia Pereira Bezerra.  
III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia.  
IV. Título.

CDU: 621.039(043)

## AGRADECIMENTOS

Tanto a agradecer....

Tanto me foi concedido...

Para mim foram anos especiais!

Neste tempo fomos parceiros, colegas, companheiros, amigos.

Aí tudo é possível....

O resultado está no que se segue; e no que está por vir!

Por este tempo e esta oportunidade, agradeço a todos!

Agradeço especialmente à:

Claudia, Antonella,

Ângela e Dora;

Janine, Humberto, Carlos, Danilo, Sâmia e Grayciani;

Marcelo, Amir;

Bernadeth e Nancy;

João, Joãozinho e Thiago;

Sandra, Antônio, Sérgio e Júnior;

E, especialmente ao meu querido pai.

Agradeço também:

À CAPES, FAPEMIG, CNEN/CDTN e CNPq pelo suporte financeiro;

À Università di Pisa, à Universidad Politécnica de Valencia e ao Idaho National Laboratory.

Aos meus pais  
Ao meu companheiro  
Aos meus filhos

## RESUMO

Os avanços computacionais observados nas duas últimas décadas têm proporcionado impacto direto nos trabalhos de simulação nuclear nos quais se utilizam uma multiplicidade de códigos computacionais, inclusive acoplados entre si, que possibilitam simulações analíticas e representam com notável precisão o comportamento real de instalações nucleares. Deste modo, estudos de cenários complexos em reatores nucleares têm sido aperfeiçoados pela utilização de sistemas de códigos termo-hidráulicos (TH) e neutrônicos (NK) acoplados. Essa técnica consiste em incorporar a modelagem neutrônica tridimensional nos códigos de sistemas para simular principalmente transitórios que envolvem distribuições assimétricas de potência e forte efeito de realimentação entre a neutrônica e a termo-hidráulica. Neste contexto, este trabalho apresenta uma série de etapas necessárias ao desenvolvimento de uma metodologia de acoplamento entre códigos de análise termo-hidráulica e códigos de análise neutrônica utilizando como modelo o reator de pesquisa TRIGA IPR-R1. Os resultados obtidos são satisfatórios e representam parte importante do desenvolvimento de tal metodologia. Os códigos envolvidos neste trabalho foram: RELAP5-MOD3.3, RELAP5-3D 3.0.0, PARCS 2.7 e WIMSD-5B além de várias interfaces gráficas e ferramentas computacionais acessórias.

Palavras-Chave: Engenharia Nuclear, Reatores Nucleares, Reatores Nucleares de Pesquisa, Acoplamento entre códigos, Análise de Segurança, RELAP5, PARCS

## ABSTRACT

The computational advances observed in the last two decades have provided direct impact on the researches related to nuclear simulations which use several types of computer codes, including coupled between them, allowing also the analytical simulation and represent with very much accuracy the real behavior of nuclear plants. In this way, studies of complex scenarios in nuclear reactors have been improved by the use of thermal-hydraulic (TH) and neutron kinetics (NK) coupled system codes. This technique consists in incorporating three-dimensional (3D) neutron modeling of the reactor core into system codes, mainly to simulate transients that involve asymmetric core spatial power distributions and strong feedback effects between neutronics and reactor thermal-hydraulics. Therefore, this work presents a series of steps needed to develop a proposal for a methodology of coupling between thermal-hydraulic and neutron kinetics system codes using as a model the research reactor TRIGA IPR-R1. The results obtained are satisfactory and represent important part of the development of this methodology. The codes involved in this work were: RELAP5-MOD3.3, RELAP5-3D 3.0.0, PARCS 2.7 and WIMSD-5B beyond of several graphical interfaces and computational accessory tools.

Keywords: Nuclear Engineering, Nuclear Reactors, Research Nuclear Reactors, Coupling Codes, Safety Analysis, RELAP5, PARCS

## SUMÁRIO

RESUMO .....	V
ABSTRACT .....	VI
Lista de Figuras .....	X
Lista de Tabelas .....	XV
Nomenclatura .....	XVI
<b>1 - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2 - CÓDIGOS COMPUTACIONAIS ENVOLVIDOS .....</b>	<b>10</b>
<b>2.1 - Códigos para Análise Termo-Hidráulica .....</b>	<b>10</b>
2.1.1- O Código RELAP5 – Características Gerais .....	11
2.1.2- Organização do Código RELAP5 .....	13
2.1.3- O Código RELAP5-3D .....	15
<b>2.2 - WIMSD-5B .....</b>	<b>16</b>
<b>2.3 - O Código PARCS para Análise Neutrônica .....</b>	<b>19</b>
<b>2.4 - Acoplamento entre Códigos de Análise Termo-Hidráulica e</b>	
<b>Neutrônica .....</b>	<b>21</b>
2.4.1-Metodologias de Acoplamento Aplicadas a Reatores de	
Pesquisa .....	24
<b>3 - OS REATORES TIPO TRIGA .....</b>	<b>26</b>
<b>3.1 - Reatores de Pesquisa .....</b>	<b>26</b>
<b>3.2 - Os Reatores Tipo TRIGA .....</b>	<b>28</b>
3.2.1- Histórico .....	28
3.2.2- Moderação nos Reatores Tipo TRIGA .....	30
3.2.3- Coeficiente de Temperatura de Reatividade Pronto	
Negativo .....	32
3.2.4- Segurança dos Reatores TRIGA Comparado com Outros	
Reatores de Pesquisa .....	34
<b>3.3 - O Reator TRIGA IPR-R1 .....</b>	<b>34</b>
3.3.1-Tanque do Reator .....	36

3.3.2	-Estrutura do Núcleo do Reator .....	37
3.3.3	-Elementos do Núcleo .....	40
3.3.4	-Sistema de Refrigeração do Reator .....	44
3.3.5	-Materiais dos elementos combustíveis .....	45
3.3.5.1	- Propriedades Físicas dos Materiais .....	46
<b>3.4</b>	<b>- Limites Operacionais .....</b>	<b>55</b>
3.4.1	- Limitações de Temperatura no Combustível .....	56
3.4.2	- Limitações de Temperatura no Revestimento .....	58
<b>4</b>	<b>- DESCRIÇÃO DO MODELO TERMO HIDRÁULICO .....</b>	<b>60</b>
<b>4.1</b>	<b>- Aspectos Gerais da Simulação Termo-Hidráulica – Descrição</b>	
<b>do Modelo .....</b>		<b>60</b>
4.1.1	- Distribuições Radial e Axial de Potência .....	64
4.1.2	- Estruturas de Calor .....	69
4.1.3	- Nodalização .....	69
<b>4.2</b>	<b>- Resultados de Estado Estacionário .....</b>	<b>70</b>
<b>4.3</b>	<b>- Análise de Transitórios .....</b>	<b>73</b>
4.3.1	- Falha da Bomba de Recirculação .....	73
4.3.2	- Bloqueio Parcial e Total dos Canais Termo-Hidráulicos –	
Simulação de LOFA.....		75
4.3.3	- Simulação de LOCA .....	79
<b>4.4</b>	<b>- Comentários Finais .....</b>	<b>83</b>
<b>5</b>	<b>- CÁLCULO DAS SEÇÕES DE CHOQUE MACROSCÓPICAS.....</b>	<b>85</b>
<b>5.1</b>	<b>- Definição da Célula no WIMSD-5B.....</b>	<b>85</b>
<b>5.2</b>	<b>- Ajustes no Modelo .....</b>	<b>89</b>
5.2.1	- Análise dos Isótopos do plutônio .....	89
5.2.1.1	- Plutônio-244 .....	89
5.2.1.2	- Plutônio-243 .....	91
5.2.1.3	- Cúrio-241 .....	92
5.2.1.4	- Cúrio- 246 e 247 .....	93
<b>5.3</b>	<b>- Cálculo das Seções de Choque Macroscópicas .....</b>	<b>97</b>
5.3.1	- Geração de Seções de Choque para o Código PARCS .....	97
5.3.2	- Geração de Seções de Choque para o Código NESTLE ...	98
<b>6</b>	<b>- SIMULAÇÃO DO REATOR TRIGA IPR-R1 –</b>	
<b>CÓDIGO RELAP5-3D .....</b>		<b>102</b>

6.1 - Simulação com o Código RELAP5-3D – Cinética Pontual .....	102
6.2 - Simulação com o Código RELAP5-3D – Cinética Nodal .....	106
6.2.1-Modelagem .....	106
6.2.2-Resultados do Cálculo de Estado Estacionário .....	108
7 - <b>DESCRIÇÃO DO MODELO NEUTRÔNICO COM O CÓDIGO</b>	
<b>PARCS .....</b>	<b>113</b>
7.1 - Introdução .....	113
7.2 - Modelagem Hexagonal .....	113
7.3 - Modelagem Retangular.....	117
8 - <b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>118</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>121</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1- Diagrama esquemático mostrando as etapas de desenvolvimento da metodologia de cálculo acoplado .....	05
Figura 2 - Núcleo do reator de pesquisa TRIGA IPR-R1 .....	06
Figura 3 - Estrutura do programa .....	13
Figura 4 - Elementos mais utilizados em simulações de sistemas com o código RELAP5 .....	14
Figura 5 -Nodalização do reator PB2 no código RELAP5 .....	15
Figura 6 - Modelo espacial de células elementares representativas .....	17
Figura 7 - Fluxograma simplificado dos cálculos do WIMSD-5B .....	18
Figura 8 - Esquema geral de acoplamento entre códigos de cinética neutrônica (NK) e de termo-hidráulica (TH) .....	22
Figura 9 - Esquema geral do sistema de acoplamento .....	24
Figura 10 - Distribuição da idade dos reatores de pesquisa .....	26
Figura 11 - Em 2012, 56 países operavam 246 reatores de pesquisa no mundo .....	27
Figura 12 - Distribuição mundial das instalações dos reatores tipo TRIGA.	29
Figura 13 - Reatores Tipo TRIGA : a) Mark I; b) Mark II e c) Mark III ....	29
Figura 14 - Célula unitária de $ZrH_2$ . Estrutura tetraédrica de quatro átomos de zircônio em torno de um átomo de hidrogênio .....	30
Figura 15 - Coeficiente de temperatura prático negativo típico dos reatores tipo TRIGA em função da temperatura .....	33
Figura 16 - Tanque do reator .....	36
Figura 17 - Conjunto núcleo -refletor .....	37
Figura 18 - Placa inferior e superior do núcleo do reator .....	39
Figura 19 - Vista da placa superior do núcleo e dos elementos. Tubo central, barras de controle, segurança e regulação .....	39
Figura 20- Elemento combustível com revestimento de alumínio e elemento combustível com revestimento em aço inoxidável .....	41
Figura 21 - Esquema geral dos circuitos de refrigeração do reator IPR-R1.	45
Figura 22 - Condutividades térmicas do urânio e de ligas do zircônio .....	48
Figura 23 - Calores específicos dos combustíveis $U-ZrH_{1,0}$ e $U-ZrH_{1,6}$ em função da temperatura .....	50

<b>Figura 24 - Condutividade térmica do alumínio puro e do alumínio 1100 ...</b>	<b>53</b>
<b>Figura 25 - Pressão de equilíbrio do hidrogênio em <math>ZrH_{1,0}</math> e <math>ZrH_{1,6}</math>.....</b>	<b>58</b>
<b>Figura 26 - Modelo esquemático do reator IPR-R1 .....</b>	<b>61</b>
<b>Figura 27 - Nodalização do reator IPR-R1 - Piscina, Circuito Primário e Núcleo, para o código RELAP5 .....</b>	<b>61</b>
<b>Figura 28 - Configuração do núcleo do reator IPR-R1 .....</b>	<b>63</b>
<b>Figura 29 - Distribuição radial de potência normalizada do núcleo .....</b>	<b>66</b>
<b>Figura 30 - Distribuição axial de potência .....</b>	<b>67</b>
<b>Figura 31 - Representação radial dos elementos combustíveis .....</b>	<b>69</b>
<b>Figura 32 - Representação dos 91 canais termo-hidráulicos do núcleo .....</b>	<b>70</b>
<b>Figura 33 - Visão radial do núcleo do reator mostrando as divisões para a nodalização de 13 canais TH (esquerda) e 91 canais TH (direita). Na figura da esquerda, estão marcadas as localizações de medida dos dados experimentais Ea, Eb e Ec .....</b>	<b>71</b>
<b>Figura 34 - Nodalizações com 91 canais termo-hidráulicos e 3 canais, evidenciando as posições de comparação entre dados (volumes 100 e 060) .....</b>	<b>72</b>
<b>Figura 35 - Visualização em corte e perfil da nodalização com 7 canais termo-hidráulicos com fluxo cruzado em todos os volumes axiais dos sete canais termo-hidráulicos do núcleo do reator TRIGA IPR-R1 .....</b>	<b>73</b>
<b>Figura 36 - Esquema da modelagem do reator TRIGA IPR-R1, mostrando a localização da válvula utilizada na simulação “falha na bomba de recirculação” .....</b>	<b>74</b>
<b>Figura 37 - Evolução da temperatura do refrigerante a 100 kW de potência, calculada pelo RELAP5 depois de a recirculação forçada ser impedida em <math>t = 3000</math> s .....</b>	<b>74</b>
<b>Figura 38 - Evolução da temperatura do refrigerante a 100 kW de potência, calculada pelo RELAP5, mostrando também a regressão linear para ambas nodalizações e suas respectivas taxas de aumento de temperatura no tempo .....</b>	<b>75</b>
<b>Figura 39 - Parte da nodalização do núcleo evidenciando as posições de algumas das válvulas utilizadas nas simulações de bloqueio .....</b>	<b>76</b>
<b>Figura 40 - Evolução temporal da temperatura do refrigerante dos CTH</b>	

B2, C3, D4, E5 e F6. Após o bloqueio, a temperatura do Refrigerante alcança uma nova condição estacionária .....	77
<b>Figura 41 - Evolução temporal da vazão (esquerda) na saída dos CTH     bloqueados (A1, B2, C3 e D4) e do não bloqueado (E5).     Na figura da direita pode-se visualizar as posições nas     quais foram tomados os valores .....</b>	<b>77</b>
<b>Figura 42 - Fração de vazio em 3 níveis axiais do CTH B2 . A cor preta     representa a fração de vazio da entrada do canal, a cor     vermelha o meio do CTH (axial 11) e a cor azul     a saída do CTH .....</b>	<b>78</b>
<b>Figura 43 - Evolução temporal da temperatura do refrigerante e evolução     da fração de vazio, ambos para o canal termo hidráulico     D4 a 100 kW .....</b>	<b>78</b>
<b>Figura 44 - Esquema da modelagem do reator TRIGA IPR-R1, mostrando     a localização da válvula 325 utilizada na simulação de “perda de     refrigerante” .....</b>	<b>80</b>
<b>Figura 45 - Nível de água da piscina em função do tempo. Início do     transitório: 4000 s .....</b>	<b>80</b>
<b>Figura 46 - Evolução da fração de vazio à entrada e saída do núcleo .....</b>	<b>81</b>
<b>Figura 47 - Representação geométrica do núcleo do reator TRIGA IPR-R1     no código WIMSD-5B .....</b>	<b>86</b>
<b>Figura 48 - Visualização da simulação do reator TRIGA IPR-R1, utilizando     geometria hexagonal .....</b>	<b>88</b>
<b>Figura 49 - Seções de choque microscópicas (N,TOT) em azul, e (N,G) em     verde do plutônio-244 - ENDF/B-VI .....</b>	<b>90</b>
<b>Figura 50 - Seções de choque microscópicas (N-G) do plutônio-243 e     do amerício-243 - ENDF/B-VI .....</b>	<b>91</b>
<b>Figura 51 - Seções de choque microscópicas (N,TOT) do plutônio-243     e do amerício-243 - ENDF/B-VI .....</b>	<b>92</b>
<b>Figura 52 - Seções de choque microscópicas (N-G) do cúrio-241     e do amerício-241 - ENDF/B-VI .....</b>	<b>93</b>
<b>Figura 53 - Seções de choque microscópicas (N,G) do cúrio-246,     cúrio-241 e cúrio-247 - ENDF/B-VI .....</b>	<b>94</b>
<b>Figura 54 - Seções de choque de microscópicas (N,TOT) dos isótopos do</b>	

cúrio: 241, 242, 243, 244, 246 e 247 - ENDF/B-VI .....	95
Figura 55 - Representação esquemática da célula que mostra o anel B/tubo central no código WIMSD-5B .....	99
Figura 56 - Representação esquemática da célula que mostra o elemento combustível do anel B no código WIMSD-5B .....	100
Figura 57 - Representação esquemática da célula que mostra o elemento combustível do anel C com revestimento em alumínio no código WIMSD-5B .....	101
Figura 58 - Representação esquemática da célula que mostra o elemento combustível do anel C (aço inoxidável)no código WIMSD-5B ...	101
Figura 59 - Temperatura do refrigerante à saída do canal TH 01, na nodalização utilizando 13 canais termo-hidráulicos para o código RELAP5 .....	103
Figura 60 - Temperatura do refrigerante à saída do canal TH 01, na nodalização utilizando 13 canais termo-hidráulicos RELAP5-3D .....	103
Figura 61 - Nodalização evidenciando a bomba de recirculação nº 300 .....	104
Figura 62 - Evolução temporal da temperatura do refrigerante na entrada e saída do canal TH 01: Esq.: RELAP5 MOD3.3; Dir.: RELAP5-3D .....	105
Figura 63 - Visão planar das regiões termo-hidráulicas e distribuição dos nós neutrônicos para o reator IPR-R1 no código RELAP5-3D..	106
Figura 64 - Saída do RELAP5-3D mostrando a distribuição das composições ao longo de 4 dos 21 planos axiais utilizados no modelo .....	107
Figura 65 - Evolução temporal da potência .....	108
Figura 66 - Temperatura do refrigerante à saída dos canais TH 01, 02 e 12 e entrada do canal 01 .....	109
Figura 67 - Pressão do refrigerante à entrada e saída do canal TH 02 .....	109
Figura 68 - Vazão à saída do canal TH 02 .....	109
Figura 69 - Distribuição relativa de potência no núcleo - modelo RELAP5-3D .....	111
Figura 70 - Distribuição de fluxo térmico no plano axial 12 – modelo RELAP5-3D .....	111

<b>Figura 71 - Representação planar do núcleo do reator TRIGA IPR-R1 no código de análise neutrônica PARCS .....</b>	<b>114</b>
<b>Figura 72 - Dimensões dos planos axiais dos elementos combustíveis utilizados na simulação hexagonal do núcleo do IPR-R1 no código PARCS e tipos de composições correspondentes.....</b>	<b>115</b>
<b>Figura 73 - Distribuição relativa de potência no núcleo – modelo PARCS ..</b>	<b>116</b>
<b>Figura 74 - Distribuição de fluxo térmico no plano axial 4 – modelo PARCS .....</b>	<b>116</b>
<b>Figura 75 - Representação do núcleo do IPR-R1 na geometria retangular...</b>	<b>117</b>

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Exemplo de alguns cartões do bloco CNTL .....	21
Tabela 2 - Número de posições e diâmetro dos anéis .....	38
Tabela 3 - Características gerais dos elementos combustíveis do reator IPR-R1 .....	42
Tabela 4 - Condutividade térmica do alumínio puro e da liga 1100-F ... ..	52
Tabela 5 - Caracterização dos 10 volumes adotados para o poço do reator IPR-R1 para o código RELAP5 .....	62
Tabela 6 - Áreas e diâmetros dos elementos do núcleo do TRIGA IPR-R1 .....	63
Tabela 7 - Parâmetros da distribuição axial de potência .....	68
Tabela 8 – Comparação entre valores experimentais e calculados pelo código RELAP5 da temperatura do refrigerante à saída dos canais considerando 13 e 91 canais termo hidráulicos .....	71
Tabela 9 - Valores de temperatura do refrigerante calculados pelo código RELAP5 considerando 7 e 3 canais TH, onde CTH = Canal Termo- Hidráulico -FC = Fluxo Cruzado .....	72
Tabela 10 - Densidade da água em função da temperatura à pressão constante .....	87
Tabela 11 - Combinação de valores de temperatura de refrigerante e de combustível utilizados nos cálculos de $k_{\infty}$ .....	96
Tabela 12 - Resultados calculados pelas duas versões do código RELAP5, considerando a temperatura do refrigerante no canal termo-hidráulico 01 .....	102
Tabela 13 - Resultados calculados pelos três modelos considerando a temperatura do refrigerante no CTH 01.....	110

## NOMENCLATURA

- AISI** - *American Iron and Steel Institute*
- ASME** - *American Society of Mechanical Engineers*
- ATWS** - *Anticipated Transient Without Scram*
- BWR** - *Boiling Water Reactor*
- CDTN** - *Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear*
- CTH** - *Canal Termo-hidráulico*
- IAEA** - *International Atomic Energy Agency*
- INEL** - *Idaho National Engineering Laboratory*
- IPR-R1** - *Instituto de Pesquisas Radioativas – Reator 1*
- LOCA** - *Loss of Coolant Accident*
- LOFA** - *Loss of Flow Accident*
- LWR** - *Light Water Reactor*
- MCNP** - *Monte Carlo N-Particle Transport*
- NEA** - *Nuclear Energy Agency*
- NESTLE** - *Nodal Eigenvalue, Steady-State, Transient, Le core Evaluator*
- NRC** - *U. S. Nuclear Regulatory Commission*
- PARCS** - *Purdue Advanced Reactor Core Simulator*
- PB2** - *Peach Bottom 2*
- PIES** - *Postulated Initiating Events*
- PVM** - *Parallel Virtual Machine*
- PWR** - *Pressurized Water Reactor*
- RELAP5** - *Reactor Excursion and Leak Analysis Program*
- RRDB** - *Research Reactor Data Base*
- TH** - *Termo-hidráulico*

**TRIGA - *Training, Research, Isotope Production General Atomic***

**UKAEA - *Centro de Energia Atômica de Winfrith***

**WIMS - *Winfrith Improved Multigroup Scheme***

## 1- INTRODUÇÃO

A grande complexidade do comportamento termofluidodinâmico e neutrônico dos sistemas nucleares exige contínua verificação e avaliação para garantir que os limites de segurança, principalmente os conectados aos valores de temperatura, não sejam superados.

A avaliação de fenômenos complexos em centrais nucleares está fortemente relacionada com a habilidade de determinar a distribuição espacial e temporal do fluxo de nêutrons no núcleo, bem como com a capacidade de retirar calor do sistema de refrigeração do reator. Valores experimentais fornecem informações relevantes, mas não fornecem detalhes importantes, especialmente para situações transitórias onde existe grande realimentação entre neutrônica e termo-hidráulica e onde fenômenos assimétricos estão envolvidos (Costa, 2007). Além disso, quaisquer modificações realizadas na configuração do núcleo ou na rotina operacional do reator podem ocasionar variação nos valores dos parâmetros termo-hidráulicos e/ou neutrônicos.

Dessa forma, a utilização de códigos computacionais capazes de simular e determinar a distribuição temporal e espacial das condições dos parâmetros termo-hidráulicos e fluxo neutrônico associados a variações internas e externas das condições de um reator nuclear torna-se indispensável para as análises de segurança de tais sistemas.

As duas últimas décadas foram marcadas por avanços computacionais surpreendentes, principalmente em relação à velocidade de processamento dos programas e à capacidade de armazenamento de dados. Esses melhoramentos tiveram impacto direto nos trabalhos de simulação nuclear nos quais se utilizam uma multiplicidade de códigos computacionais, possibilitando inclusive o acoplamento simultâneo de dois ou mais códigos para simulações mais próximas possíveis do comportamento dos reatores nucleares de pesquisa e de potência.

Metodologias de acoplamento entre códigos também vêm sendo utilizadas para análise de reatores de pesquisa (Feltus & Miller, 2000). A operação deste tipo de reatores é caracterizada por ações e intervenções humanas, sendo que a maioria apresenta pequeno potencial de perigo para o público em comparação com os reatores

de potência, mas podem representar maior risco potencial para seus operadores. Considerando os diferentes tipos de reatores de pesquisa e sua diversificada utilização, a aplicação de uma abordagem gradual para análise de segurança deve ser proporcional ao risco potencial, assegurando que o projeto e a operação conduzam à segurança adequada (ANL, 2013).

Dessa forma, o objetivo deste trabalho foi estabelecer etapas necessárias para o desenvolvimento de uma metodologia de acoplamento entre códigos de análise termo-hidráulica e códigos de análise neutrônica utilizando como modelo o reator de pesquisa TRIGA IPR-R1. Um esquema geral da metodologia de acoplamento pode ser visto na Figura 1. Como é possível verificar pelo esquema, a tese compreende um trabalho extenso e complexo onde as atividades devem ser desenvolvidas conjuntamente, pois são interdependentes. Os códigos citados no esquema serão devidamente descritos em detalhes nos capítulos que se seguem. Como pode ser visualizado na Figura 1, várias etapas foram concluídas (quadros em branco), sendo que algumas etapas serão realizadas em trabalhos futuros (quadro 10, em cinza) e outras precisam de refinamentos para a obtenção de melhores resultados, também previstos para trabalhos futuros (quadros em cinza, 5 e 14), por motivos que serão também explanados ao longo deste trabalho. Segue uma descrição do esquema das etapas passo a passo:

- 1) Um modelo termo-hidráulico utilizando o código RELAP5-MOD3.3 foi desenvolvido e verificado para o caso de regime permanente e casos de transitórios;
- 2) Foram obtidos resultados satisfatórios utilizando cinética neutrônica pontual tanto para o caso de regime permanente quanto para casos transientes, incluindo cálculos de sensibilidade;
- 3) O código WIMSD-5B foi utilizado para a geração de seções de choque macroscópicas, dados fundamentais utilizados pelo código PARCS para o cálculo neutrônico nodal. As seções de choque também foram utilizadas em um passo posterior para alimentar outro código de análise neutrônica, o NESTLE, utilizado internamente no código RELAP5-3D;

- 4) Foi desenvolvida uma modelagem inicial do reator TRIGA IPR-R1 para o código de análise neutrônica PARCS;
- 5) Os primeiros resultados do cálculo neutrônico utilizando o código PARCS em estado estacionário foram obtidos, mas ainda precisam de refinamentos;
- 6) Um arquivo chamado Maptab, essencial para o cálculo acoplado, foi desenvolvido. O Maptab contém dados de correspondência entre os nós neutrônicos do código neutrônico e os volumes termo-hidráulicos e estruturas de calor do código TH para o cálculo 3D acoplado; dessa forma, o cálculo de difusão é realizado pelo código neutrônico e, para cada nó, para cada passo de cálculo, valores de potência são enviados aos nós correspondentes dos volumes termo-hidráulicos e estruturas de calor para que o código TH possa refazer seus cálculos e enviar, aos respectivos nós neutrônicos novos valores de temperaturas (combustível e moderador) e densidade do moderador para que o código neutrônico refaça o cálculo de difusão, com a nova realimentação das seções de choque macroscópicas gerando novos valores de potência, e assim sucessivamente. A realimentação das seções de choque é realizada através de interpolação no código de análise neutrônica de acordo com a faixa de dados de temperaturas (combustível e moderador) e densidade do moderador, utilizadas para o cálculo das seções de choque pelo código WIMSD-5B e inseridas no arquivo de dados das respectivas seções de choque no código PARCS ou NESTLE. Além disso, há também interpolação dos valores de acordo com grupos de seções de choque considerando barras de controle dentro e fora do reator;
- 7) , 8) e 9) Etapa de Acoplamento: tendo estabelecido os modelos do IPR-R1 para o RELAP5 e o PARCS, a máquina paralela virtual (PVM) é lançada para dar início ao cálculo acoplado entre os dois códigos. A PVM realiza a troca de dados entre os dois códigos simultaneamente; inicia-se o cálculo acoplado com o lançamento da entrada do RELAP5; inicia-se o cálculo acoplado com o lançamento da entrada do PARCS;
- 10) Ainda não foram obtidos resultados acoplados satisfatórios;

- 11) Outro tipo de acoplamento foi desenvolvido utilizando o código RELAP5-3D. Para isso, a entrada desenvolvida no passo 1) foi adaptada inicialmente para realizar um cálculo utilizando cinética pontual;
- 12) Resultados satisfatórios foram obtidos tanto para o cálculo em estado estacionário quanto para o cálculo transiente usando cinética pontual;
- 13) Seções de choque macroscópicas geradas pelo código WIMSD-5B no passo 3) foram inseridas dentro da entrada RELAP5-3D através do código neutrônico NESTLE. Além disso, foi realizado um mapeamento, semelhante ao Maptab desenvolvido no passo 6) fundamental ao cálculo acoplado com cinética nodal;
- 14) Os primeiros resultados para o cálculo RELAP5-3D acoplado foram obtidos e demonstraram ser relativamente satisfatórios. O modelo ainda precisa de ajustes para que seja qualificado.

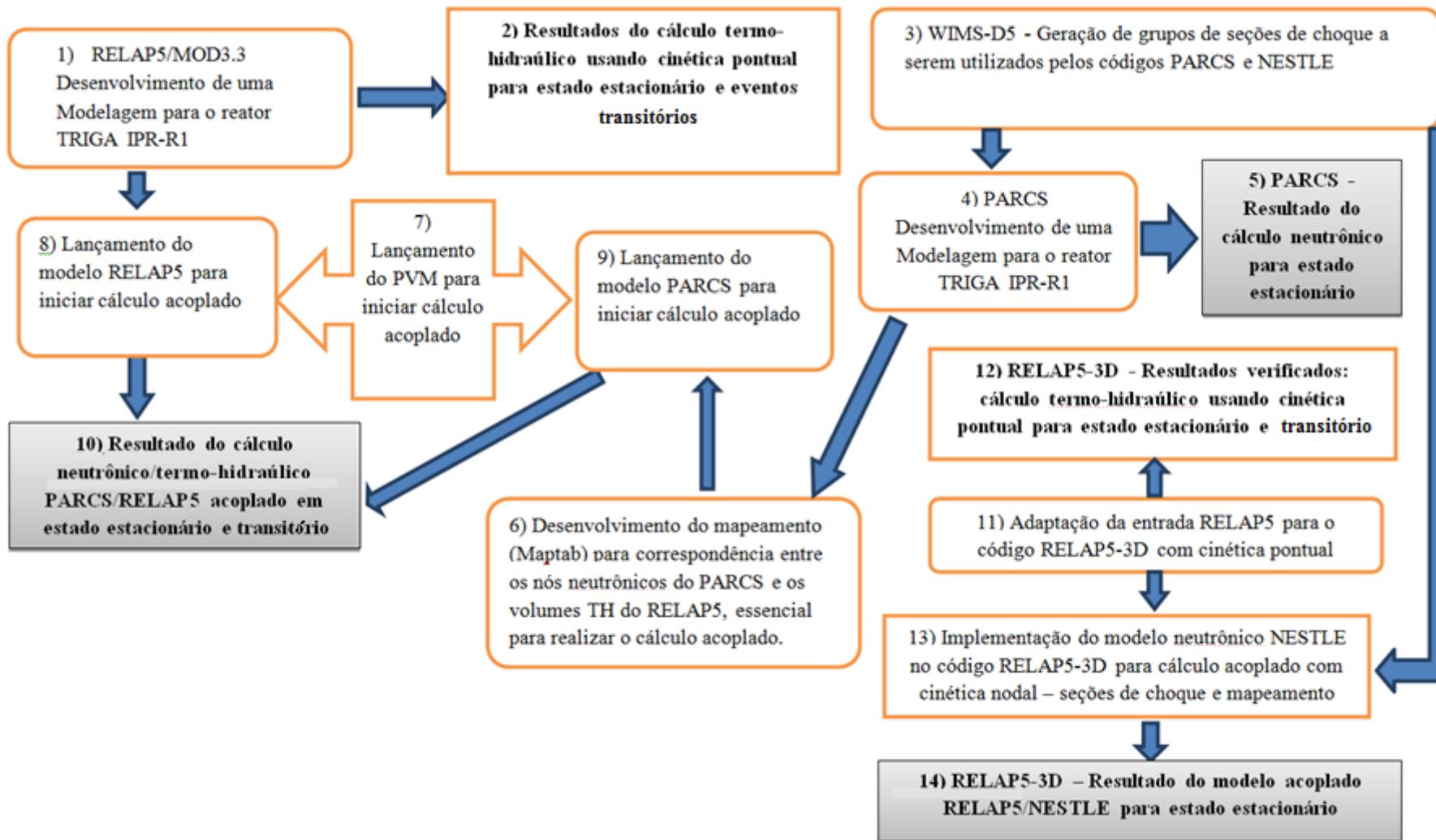
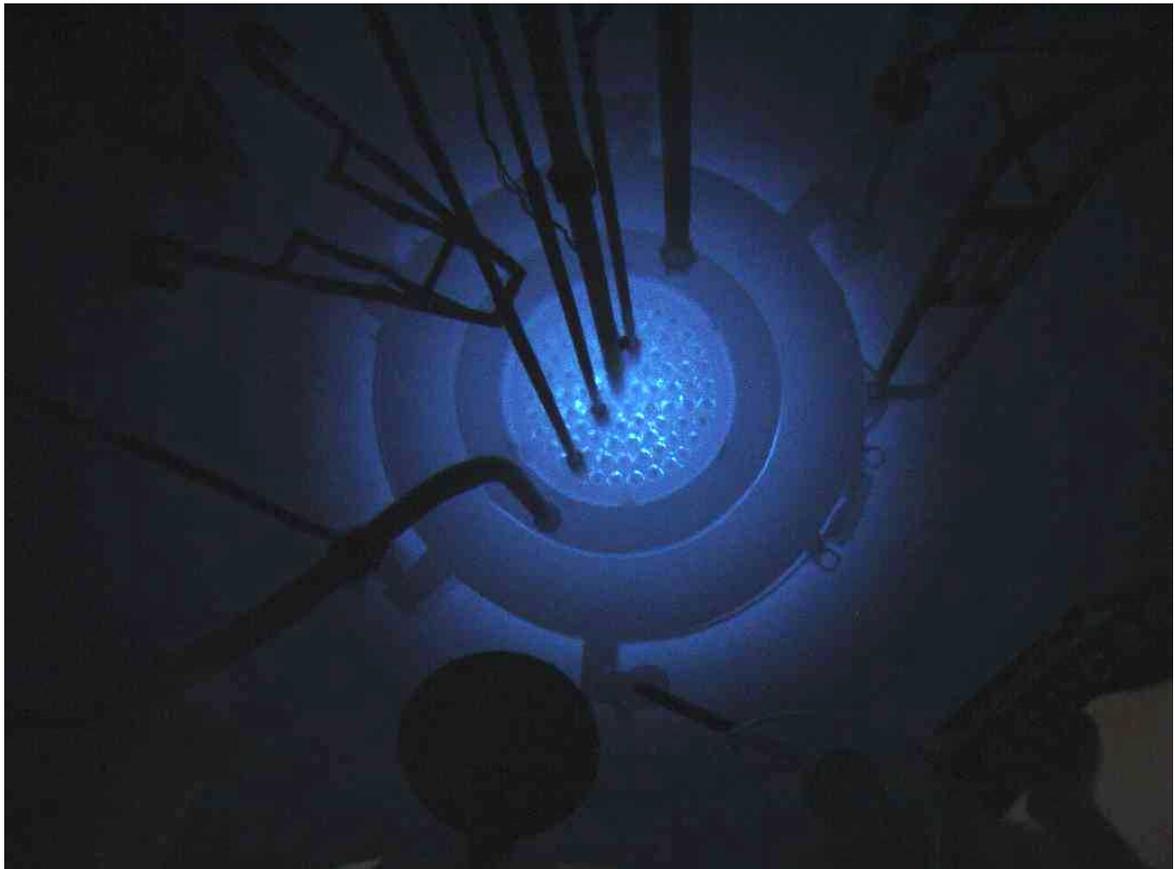


Figura 1- Diagrama esquemático mostrando as etapas de desenvolvimento da metodologia de cálculo acoplado

Como já mostrado pelo esquema da Figura 1, para o desenvolvimento da metodologia de acoplamento, foi utilizado o código de análise termo-hidráulica RELAP5, que permite acoplamento externo com o código de análise neutrônica PARCS e interno com o código de análise neutrônica NESTLE (RELAP5-3D). Além disso, foi desenvolvida uma metodologia de geração de seções de choque, com a utilização do código WIMSD-5B. As seções de choque obtidas foram então utilizadas como entrada inicialmente para o código de análise neutrônica PARCS e posteriormente para o código de análise neutrônica NESTLE.

O reator utilizado para a aplicação da metodologia proposta foi o reator de pesquisa TRIGA IPR-R1, cuja parte interna do poço pode ser vista na Figura 2. O reator será descrito em maiores detalhes no Capítulo 3.



**Figura 2 - Núcleo do reator de pesquisa TRIGA IPR-R1 (Mesquita, 2008)**

Várias etapas do desenvolvimento da metodologia de acoplamento já foram desenvolvidas como descrito anteriormente. A finalização da mesma será realizada em trabalhos futuros e será aplicada para obter previsões do comportamento do reator nuclear TRIGA IPR-R1 em situações normais e de acidentes/incidentes.

Este trabalho de tese é justificável, pois o acoplamento de códigos computacionais é a evolução normal de métodos analíticos de simulação aplicados em análise de segurança de centrais nucleares. Esta tecnologia computacional é capaz de representar fenômenos físicos em mais detalhes, incluindo a análise de efeitos multidimensionais. O acoplamento é um método eficiente de introduzir a realimentação dos diversos sistemas e a sua interdependência ao avaliar acidentes de reatores, considerando as possíveis interações entre comportamentos interligados, tais como neutrônica e termo-hidráulica. Após a verificação e qualificação, a metodologia de cálculo acoplado poderá ser aplicada em análises de segurança e testes.

Apesar de sistemas de códigos acoplados serem, atualmente, ferramentas essenciais para análises de segurança de reatores nucleares, ainda não são efetivamente utilizados em nosso país, principalmente em universidades. A experiência adquirida durante a execução deste trabalho poderá ser aplicada para o desenvolvimento de metodologias de acoplamento para reatores de potência como, por exemplo, Angra I, II e III, durante as fases de modificação, avaliação de segurança e licenciamento. Portanto, este é um projeto de interesse nacional dentro do programa nuclear brasileiro e proporcionará ao Brasil um nivelamento internacional em questão de análise de segurança de reatores nucleares, além de aumentar qualitativa e quantitativamente o desempenho científico e tecnológico do país, através do fortalecimento de um grupo de pesquisa para dar suporte à competitividade internacional da pesquisa brasileira na área da Engenharia Nuclear.

O trabalho de modelar um reator para um sistema de códigos acoplados representa um grande desafio diante da sua complexidade exigindo a união de conhecimentos em análise neutrônica e termo-hidráulica. O desenvolvimento deste trabalho de tese representa a realização de várias etapas da metodologia de acoplamento de códigos neutrônico/termo-hidráulico e geração de seções de choque.

Futuramente pretende-se aplicar a metodologia de acoplamento para análise de segurança do reator de pesquisa TRIGA IPR-R1. A função da análise de segurança para reatores de pesquisa é estabelecer e confirmar as bases de projeto para itens importantes de

segurança usando ferramentas analíticas apropriadas. O projeto, construção e comissionamento devem ser integrados com análises de segurança para garantir que as especificações de projeto tenham sido incorporadas na construção do reator.

A análise de segurança avalia o desempenho do reator em uma ampla gama de condições de operação, eventos postulados (PIES - *Postulated Initiating Events*) e outras circunstâncias, com a finalidade de obter um completo entendimento de como é esperada a resposta do reator nestas situações.

A análise de segurança deve demonstrar que o reator pode ser mantido dentro de um regime seguro de operação estabelecido pelo projeto e aprovado pelo órgão regulador. Estas análises podem também ser usadas no desenvolvimento de procedimentos operacionais, testes periódicos e programas de inspeção, propostas para modificações, experimentos e plano de emergência.

A tese está organizada da seguinte forma:

**Capítulo 1** – Apresentação da Introdução

**Capítulo 2** – Descrição dos códigos utilizados nas simulações termo-hidráulicas, bem como aqueles utilizados nas simulações neutrônicas e na geração das seções de choque. Inclui também a revisão bibliográfica sobre acoplamento de códigos, RELAP5/PARCS e RELAP5/NESTLE.

**Capítulo 3** – Este capítulo apresenta a descrição dos componentes do reator TRIGA IPR-R1, incluindo suas características estruturais mecânicas e geométricas, bem como as características dos materiais do combustível e do revestimento; valores e formulações para as suas propriedades termofísicas e mecânicas também são descritos, bem como os modelos e relações empíricas adequados à realidade do reator TRIGA IPR-R1.

**Capítulo 4** – Neste capítulo será apresentada a simulação termo-hidráulica do reator TRIGA IPR-R1, utilizando para isto o código de análise termo hidráulica RELAP5-MOD3.3. São apresentados resultados de simulações em estado estacionário, sendo estes comparados com dados experimentais disponíveis. Será também apresentada uma análise sobre as possíveis situações de acidentes/incidentes.

**Capítulo 5** – Simulações do reator TRIGA IPR-R1 com código WIMSD-5B. O objetivo destas simulações é a geração das seções de choque macroscópicas que serão utilizadas nos cálculos neutrônicos e termo-hidráulico/neutrônico acoplados.

**Capítulo 6** – Simulação do reator de pesquisa TRIGA IPR-R1 no código RELAP5-3D, com a utilização de cinética pontual. Comparação dos resultados com os obtidos através da simulação com o RELAP5-MOD3.3. Além disso, são apresentados os primeiros resultados de cálculos RELAP5-3D utilizando cinética nodal através do acoplamento RELAP5/NESTLE para caso de regime permanente.

**Capítulo 7** – Neste capítulo será feita a descrição do modelo neutrônico do reator TRIGA IPR-R1 no código PARCS, versão 2.7, utilizando as duas geometrias possíveis (hexagonal e quadrada). São apresentados alguns resultados com a geometria hexagonal.

**Capítulo 8** – Finalmente, as conclusões desta tese e sugestões para trabalhos futuros são apresentados neste capítulo.

## 2- CÓDIGOS COMPUTACIONAIS ENVOLVIDOS

A intenção deste trabalho é desenvolver as etapas necessárias ao estabelecimento de uma metodologia de acoplamento neutrônico/termo-hidráulico para análise de reatores nucleares. O reator selecionado para este estudo foi o reator TRIGA IPR-R1, descrito em detalhes no Capítulo 3, devido à proximidade e disponibilidade de dados técnicos e experimentais.

Para análise termo-hidráulica foi utilizado o código RELAP5-MOD3.3 (*Reactor Excursion and Leak Analysis Program*) e o código RELAP5-3D/3.0.0 (The RELAP5-3D © Code Development Team, 2009). Os resultados detalhados das simulações estão descritos nos Capítulos 4 e 5 tendo a maioria deles sido apresentados e publicados em vários trabalhos (Reis, 2009; Reis et al., 2010; Costa et al., 2010; Reis et al., 2011; Reis et al., 2012; Costa et al., 2011).

O código WIMSD-5B (*Winfrith Improved Multigroup Scheme*) versão 98/11, (WIMSD-5B, 2007) foi utilizado neste trabalho para a geração das seções de choque macroscópicas, conforme descrito no Capítulo 5. As seções de choque macroscópicas obtidas através das simulações do WIMSD-5B foram utilizadas como parâmetros de entrada para o código computacional PARCS – *Pardue Advanced Reactor Core Simulator* – (Joo, 1998) e NESTLE– *Nodal Eigenvalue, Steady-State, Transient, Le core Evaluator* – (The RELAP5-3D © Code Development Team, 2009).

Os códigos de análise neutrônica, PARCS e NESTLE, permitem o acoplamento com o código RELAP5 (US NRC, 2001).

### 2.1 – Códigos para Análise Termo-Hidráulica

A utilização de códigos computacionais capazes de determinar a distribuição temporal e espacial das condições variáveis de termofluidodinâmicas associadas a efeitos das fontes de calor no sistema de refrigeração torna-se indispensável para as análises de segurança dos reatores nucleares.

Diversos códigos de análise termo-hidráulica como, por exemplo, os códigos RELAP5, TRAC-BF1 e COBRA-TF, vêm sendo desenvolvidos ao longo de vários anos. Esses códigos são instrumentos essenciais e são utilizados para análises de segurança do

sistema e para avaliação de resposta dos mesmos em consequência de processos específicos de perturbação. As experiências acumuladas por grande número de análises fornecem informações valiosas para o aperfeiçoamento e utilização dos códigos.

Neste trabalho, particularmente, foi utilizado o código de análise de transitórios para LWR (*Light Water Reactor*), RELAP5, desenvolvido no Laboratório Nacional de Engenharia Idaho (INEL) para a *U. S. Nuclear Regulatory Commission* (NRC) o qual é largamente utilizado e vem sendo aperfeiçoado ao longo de vários anos. O uso do código inclui análises requeridas para suporte, cálculos para licenciamento, avaliação de acidentes e estratégias para evitá-los, análises de planejamento de experimentos, entre várias outras aplicações (ANL, 2013). As simulações de transitórios em sistemas LWR utilizando RELAP5 têm incluído eventos tais como perda de refrigerante, transiente antecipado sem *scram* (*Anticipated Transient Without Scram - ATWS*), e transitórios operacionais como perda da água de realimentação e travamento da turbina (*turbine trip*). Além disso, o código RELAP5 tem sido aplicado com sucesso para a simulação de reatores de pesquisa (US NRC, 2001; Adorni et al., 2007; Antariksawan et al., 2005; Khedar et al., 2005).

A mais recente versão das séries de código RELAP5 é o código RELAP5-3D. RELAP5-3D é um código altamente genérico que, em adição aos cálculos de comportamento do sistema termofluidodinâmico do reator durante um transitório, pode ser utilizado para simular uma grande variedade de transitórios termo-hidráulicos em sistemas nucleares e não nucleares envolvendo misturas de vapor, líquido e gases não condensáveis. A maior atribuição que distingue o código RELAP5-3D das versões anteriores é a capacidade de modelagem termo-hidráulica e neutrônica multidimensionais. Estas características removem qualquer tipo de restrição para a aplicação do código na simulação de acidentes em reatores, principalmente em transitórios onde há forte acoplamento entre efeitos neutrônicos e termo-hidráulicos.

#### 2.1.1- O Código RELAP5 – Características Gerais

A estrutura computacional do código de sistema RELAP5 consiste basicamente dos seguintes itens:

- Equações de balanço,
- Equações de estado,

- Equações constitutivas,
- Modelos especiais (bomba, combustível, turbinas, separador de vapor, válvulas, diversos tipos de refrigerantes, etc.),
- Equação de transferência e condução de calor,
- Neutrônica, normalmente 0-D acoplado às equações de balanço e às equações constitutivas via coeficientes de combustível e de moderador ou via temperatura das estruturas e do fluido, respectivamente.
- Método de solução numérica,
- Resultados do processo de qualificação.

Os dados de entrada necessários à simulação de um sistema complexo, tal como um sistema termo-nuclear, podem abranger quatro áreas distintas:

#### Hidrodinâmica

- Todas as áreas e comprimentos de escoamentos e orientações verticais (inclinação) dos componentes do sistema;
- Rugosidade do material e interfaces fluido/parede;
- Informação suficiente para calcular perdas de carga (geometrias curvas, expansão de área, geometria das válvulas);
- Condições iniciais do reator.

#### Estruturas de Calor

- Geometria dos componentes;
- Tipos de materiais e propriedades termofísicas;
- Localização das fontes quentes; distribuições iniciais de temperatura.

#### Sistemas de Controle

- Características dos controladores;
- Filtros, ganhos, limites de saturação, atrasos, tempos de abertura/fechamento de válvulas;
- Velocidades máxima/mínima das bombas, etc.

## Neutrônica

- Reatividade inicial;
- Dados sobre a exposição;
- Dados sobre a fração de nêutrons atrasados, fração dos produtos de fissão, etc.

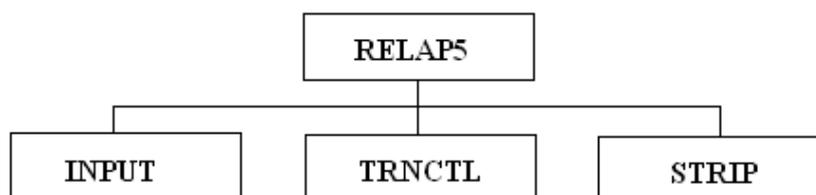
### 2.1.2- Organização do Código RELAP5

O código RELAP5 é escrito em FORTRAN-77 para uma variedade de computadores de 64 e 32 bits. O programa é codificado em uma estrutura de módulos sequenciais. Os vários modelos e procedimentos são isolados em sub-rotinas separadas. A estrutura de módulos consiste nos blocos de entrada (INPUT), transitório/estado estacionário (TRNCTL) e extração de dados (STRIP)(Costa, 2008).

O bloco de entrada (INPUT) lê os dados de entrada e prepara os cálculos requeridos de acordo com as opções de programa.

O bloco TRNCTL trata separadamente os regimes estacionário e transitório. A opção de estado estacionário é muito similar àquela de transitório com a diferença de que em um problema com opção de estacionário é efetuado um teste de convergência.

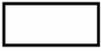
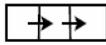
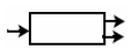
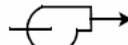
O bloco STRIP lista em arquivo dados específicos da simulação conforme requerido pelo usuário. É muito útil quando uma quantidade muito grande de dados é gerada. A estrutura do programa pode ser visualizada na Figura 3.



**Figura 3 - Estrutura do programa**

O código inclui muitos componentes com os quais sistemas gerais podem ser simulados. Entre estes componentes estão bombas, válvulas, estruturas de liberação ou

absorção de calor, tubos, extensores, etc., além de componentes de sistemas de controle e sistemas secundários. A Figura 4 mostra os componentes mais utilizados nas simulações.

<b>Componente</b>	<b>Identificador</b>	<b>Esquema na nodalização</b>	<b>Uso Principal</b>
Volume simples <i>(single-volume)</i>	SNGLVOL		Representa um segmento de fluxo que não requer um tubo (pipe) ou um extensor (branch).
Tubo <i>(pipe)</i>	PIPE		Representa um canal no sistema, pode ter de 1 a 100 volumes. Quando existe mais de um volume, junções internas conectam os sub-volumes.
Extensor <i>(branch)</i>	BRANCH		Representa um canal que pode ter até 10 junções conectadas a ele.
Junção simples <i>(single-junction)</i>	SNGLJUN		Conecta um componente a outro.
Válvula	VALVE		Simula a presença e o comportamento de seis tipos diferentes de válvulas.
Junção dependente do tempo <i>(time dependent junction)</i>	TMDPJUN		Conecta um componente a outro especificando condições de contorno.
Bomba	PUMP		Simula a presença e o comportamento de uma bomba centrífuga.
Acumulador	ACCUM		Simula o acumulador de um PWR.

**Figura 4 - Elementos mais utilizados em simulações de sistemas com o código RELAP5**

No código RELAP5, um sistema físico constituído por caminhos de escoamento, volumes, áreas, etc., é simulado através da construção de uma rede de volumes conectados por junções. Como exemplo, a Figura 5 mostra uma representação da nodalização do reator Peach Bottom (PB2) para o código RELAP5 (Costa, 2007). A transformação do sistema físico em um sistema de volumes e junções é um processo aproximado e não há substituto para a experiência (RELAP5 Code Manual I, 2001).

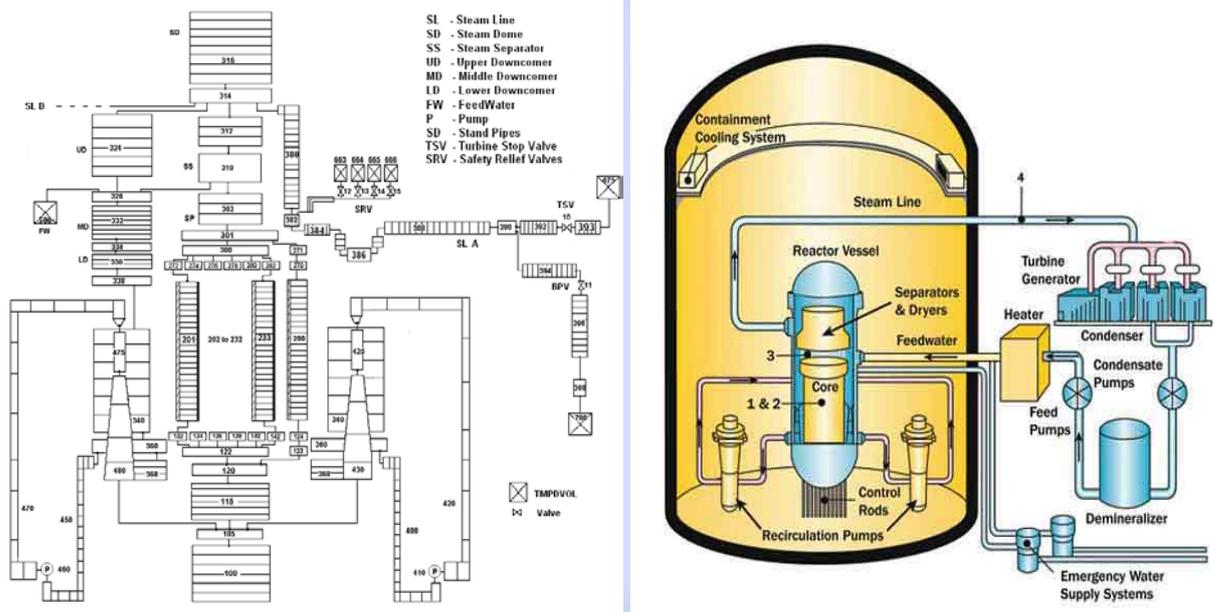


Figura 5 - Nodalização do reator PB2 no código RELAP5

### 2.1.3 - O Código RELAP5-3D

O RELAP5-3D (The RELAP5-3D © Code Development Team, 2009) está entre os últimos das séries do código RELAP5 e é usado pela comunidade científica internacional. É um código de análise neutrônica/termo-hidráulica que pode ser utilizado em uma ampla variedade de situações transitórias. O comportamento do sistema de refrigeração do reator pode ser simulado até mesmo um pouco além do ponto no qual o combustível é danificado.

O maior atributo distinguindo o código RELAP5-3D das versões prévias é a capacidade de modelagem termo-hidráulica e cinética multidimensional totalmente integrada internamente.

O modelo de cinética neutrônica multidimensional é baseado no código NESTLE, desenvolvido na *North Carolina State University*, o qual resolve a equação de difusão de nêutrons para dois ou quatro grupos, permitindo o uso de geometrias cartesiana e hexagonal utilizando o método de expansão nodal.

## 2.2 – WIMSD-5B

O código WIMS (*Winfrith Improved Multigroup Scheme*) desenvolvido entre 1963 e 1965 no Centro de Energia Atômica de *Winfrith* (UKAEA) é um código para cálculo de elementos ou células combustíveis de qualquer tipo de reator, incluindo reatores rápidos e térmicos dados a estrutura energética de sua biblioteca de dados nucleares. Utiliza uma grande variedade de métodos para resolver problemas de física de reatores e pode ser utilizado tanto para *benchmarks* quanto para cálculos de projeto (WIMSD, 1996). Admite geometria de placas, barras dispostas em forma regular ou em feixes (*clusters*) (WIMSD-5B, 2007).

Basicamente, em qualquer versão, o código WIMS calcula a distribuição do fluxo de nêutrons e valores do fator de multiplicação de nêutrons infinito ( $k_{\infty}$ ) ou efetivo ( $k_{\text{eff}}$ ), resolvendo a equação de transporte de nêutrons através de aproximações como a colapsoação de grupos de energia e a simplificação da representação geométrica.

O programa fornece os valores de  $k_{\infty}$  e  $k_{\text{eff}}$  se forem fornecidos dados de fuga (*bucklings*), e as constantes de poucos grupos de energia, também considerando fugas, para serem usadas como entrada em códigos de difusão com multigrupo. Há também a opção de se realizar pesquisas de *bucklings* para a criticalidade e a avaliação de taxas de reação para vários isótopos.

Na versão usada neste trabalho (WIMSD-5B), o código inicia os cálculos através da determinação do espectro para cada um dos 69 grupos energéticos da biblioteca de seções de choque microscópicas, utilizando uma geometria simplificada e o método de probabilidades de colisão para tratamento heterogêneo. A geometria é composta por quatro zonas (Figura 6) e estas são divididas em regiões, determinadas pelo usuário, para efeito de cálculo, sendo que o fluxo  $\phi_i^g$  e fonte  $S_i^g$  são considerados planos em cada região. O balanço de nêutrons na região  $i$  para o grupo energético  $g$  é dado pela expressão:

$$\sum_i^g V_i \phi_i^g = \sum_{j=1}^{n+1} P_i^g V_j \left[ \sum_{S_j}^{gg} \phi_i^g + S_j^g \right], \quad (2.1)$$

onde  $V_i$  é o volume da região  $i$ ,  $\sum_i^g$  é a seção de choque macroscópica total,  $\sum_{S_j}^{gg}$  é a seção de choque macroscópica de espalhamento intragrupo e  $P_i^g$  é a probabilidade de um nêutron do grupo  $g$  escapar da região  $j$  para a região  $i$ . O termo fonte é obtido de:

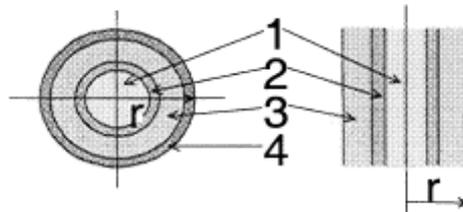
$$S_j^g = \sum_{n \neq g} \sum_S^{ng} \phi_j^n + \chi_g \cdot \left( \frac{\nu \sum f}{k} \right)_j \cdot \phi_j^n, \quad (2.2)$$

onde  $n$  é o  $n$ -ésimo grupo energético (sendo  $n \neq g$ ),  $\sum_S^{ng}$  é a seção de choque macroscópica de espalhamento intergrupo,  $\chi_g$  é a fração de nêutrons emitida por fissão no grupo  $g$ ,  $(\nu \sum f)_j^n$  é o número de nêutrons emitidos no grupo  $n$  e na região  $j$  por nêutron absorvido no combustível, induzindo fissão, e  $k$  é o fator de multiplicação do sistema.

Este sistema de equações é submetido a algumas modificações algébricas até atingir o formato da equação 2.3, sendo então resolvido por iterações sucessivas.

$$V_j \sum_j \phi_i^g = \sum_j V_j [\sum_{sg}^{gg} \phi_i^g + S_j^g] d [P_{ji}^g + c \{ [\sum_{si} P_{si}^g] P_{ji}^g - P_{si}^g \sum_i P_{ji}^g + P_{si}^g \}] + \frac{d S_B}{4 V_m \sum_m} P_{si}^g V_m [\sum_{sm}^{gg} \phi_m^g + S_m^g], \quad (2.3)$$

onde  $d = \left[ \frac{1}{[1 + c \sum_i P_{si}^g]} \right]$ ,  $c$  é o raio interno do moderador,  $S_B = 2\pi a$  (onde  $a$  é o raio da barra combustível ou do contorno do *cluster*) e os índices  $s$  e  $m$  das probabilidades de colisão se referem ao contorno  $S_B$  e ao moderador, respectivamente.



**Figura 6 - Modelo espacial de células elementares representativas: (1) combustível, (2) revestimento, (3) refrigerante e (4) moderador**

De posse dos valores de espectro para cada região considerada, o programa faz a colapso das seções de choque hiperfinas para seções de choque efetivas a poucos grupos, seguindo a opção feita pelo usuário.

O código realiza então a solução em multigrupo da equação de transporte na estrutura de poucos grupos especificada, utilizando-se das constantes colapsadas. Nesta etapa do cálculo, o código dispõe de diferentes métodos, integrais e diferenciais a serem selecionados de acordo com a geometria do problema e a opção do usuário.

Em todas as opções de cálculo de transporte, o espalhamento é tratado como sendo isotrópico. A anisotropia é considerada pela correção das seções de choque totais de auto-espalhamento de cada grupo para o transporte. Um esquema geral do código WIMS é apresentado na Figura 7. Do lado esquerdo, são mostrados os dados de entrada necessários em cada etapa e, do lado direito, os dados transferidos entre as partes do código (Kulikowska, 2000).

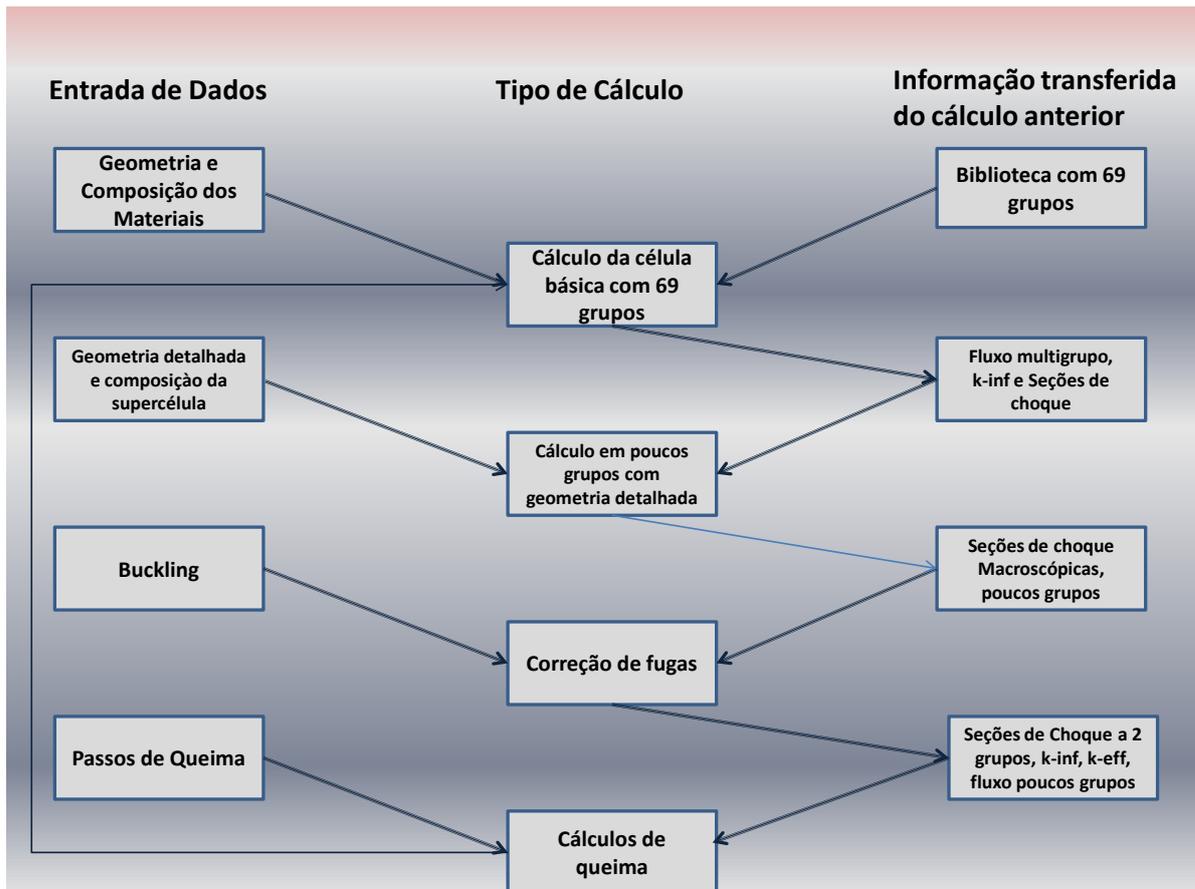


Figura 7 - Fluxograma simplificado dos cálculos do WIMS

Na primeira parte dos cálculos, uma célula representativa com três ou quatro regiões é simulada como um cilindro, placa ou simetria esférica. A composição e a geometria desta célula representativa são definidas pelos dados descritos para os materiais através de cartões de entrada. Os materiais podem ser tratados como combustível (1), revestimento (2), refrigerante (3) e moderador (4), respectivamente como mostrado na Figura 6. Todos os materiais de uma dada espécie são tratados pelo código e colocados em camadas apropriadas do cilindro (placa ou esfera). A equação de transporte de nêutrons é resolvida para a célula,

pela probabilidade de colisões e os resultados da simulação são fluxos multigrupos na célula representativa e  $k_{\infty}$  estimados para a célula unitária e as seções de choque macroscópicas para todos os materiais (Jonsson, 1964).

Apesar de o código WIMS apresentar notáveis avanços em relação a outros códigos de cálculo de célula, ainda faltam em sua tabela de núclídeos, alguns isótopos importantes (Cota, 1996). O usuário, ao tentar montar células de combustíveis com composições não iniciais, pode se deparar com uma relação de isótopos e cadeias de decaimento insuficiente para cobrir toda a gama de núclídeos que os combustíveis apresentam nas diversas etapas de queima.

### 2.3 - O Código PARCS para Análise Neutrônica

O código PARCS (*Pardue Advanced Reactor Core Simulator*) é um programa para análise neutrônica 3D desenvolvido para a NRC pela Universidade de *Pardue*, Estados Unidos (Joo, 1998). Tal programa resolve a equação da difusão de nêutrons em regimes estacionários e transitórios predizendo a resposta dinâmica do reator a perturbações de reatividade, tais como movimento das barras de controle ou variações nas condições de temperatura e densidade do refrigerante no núcleo do reator (Downar et al., 2006). O código pode ser acoplado aos códigos TRAC-M e RELAP5. No processo de acoplamento, o código PARCS recebe informações sobre a temperatura do combustível e do moderador e densidade do moderador. Então, para essas novas condições de operação, o código PARCS obtém as correspondentes seções de choque macroscópicas interpoladas dentro dos valores disponíveis nos arquivos de entrada do PARCS e, conseqüentemente, o fluxo de nêutrons (potência nodal) para as novas características que retornará ao código RELAP5. Resumidamente, o código PARCS faz uma realimentação nas seções de choque em função dos parâmetros termo-hidráulicos modificados e então resolve a equação de difusão para estes novos coeficientes.

O programa foi escrito em FORTRAN-90 e tem sido testado para várias plataformas e sistemas operacionais incluindo SUN Solaris Unix, DEC Alpha Unix, HP Unix, LINUX, e várias versões do Windows (95, 98, NT e 2000).

O código é aplicado para análise de núcleos de reatores BWRs e PWRs com arranjos combustíveis do tipo retangular ou hexagonal. PARCS usa seções de choque macroscópicas as quais podem ser fornecidas nas formas de dois grupos ou multigrupos usando o mesmo

cartão de entrada. As seções de choque macroscópicas nodais ( $\Sigma$ ) são designadas como uma função da concentração de boro ( $B$ , em ppm), a raiz quadrada da temperatura do combustível ( $\sqrt{T_f}$ ), temperatura do moderador ( $T_m$ ), densidade do moderador ( $D_m$ ), coeficiente de vazão ( $\alpha$ ) e a contribuição das barras de controle (CR) inseridas. As variáveis têm dependência linear exceto a densidade do moderador e os coeficientes de vazão que têm variação quadrática. Simbolicamente, as seções de choque são expressas como:

$$\Sigma(B, T_f, T_m, D_m, \alpha, \zeta) = \Sigma_0 + a_1(B - B_0) + a_2(T_f^{1/2} - T_{fo}^{1/2}) + a_3(T_m - T_{mo}) + a_4(D_m - D_{mo}) + a_5(D_m - D_{mo})^2 + a_6\alpha + a_7\alpha^2 + \zeta \Delta \Sigma_{CR}$$

A contribuição das barras de controle é definida como o produto do volume das barras e o fator de depressão do fluxo.

O arquivo de entrada para o código PARCS inclui vários blocos de dados começando pelo bloco de controle (CNTL) e terminando com o bloco de transitório (TRAN). Os blocos PARAM, XSEC, GEOM, TH, PFF, PLOT, e ONEDK são blocos intermediários. A Tabela 1 exemplifica como são dispostos alguns dos dados de entrada nos cartões do bloco CNTL (Downar, 2006). Se algum cartão não é especificado na entrada, o dado de *default* é então utilizado.

O programa fonte do PARCS está disponível no DEN, através de um acordo de cooperação internacional com a Universidade Politécnica de Valência, possibilitando alterar dados de *default* e adaptar o PARCS para ser utilizado em cálculos do reator TRIGA IPR-R1.

Tabela 1 - Exemplo de alguns cartões do bloco CNTL

<b>Tipo de Cartão</b>	<b>Campo</b>	<b>Default</b>	<b>Descrição</b>
CORE_TYPE	alwropt	PWR	Tipo de núcleo: PWR = Pressurized Water Reactor BWR = Boiling Water Reactor CANDU = Pressurized Heavy Water Reactor PBR = Pebble Bed Reactor
	<i>CORE_TYPE BWR</i>		
CORE_POWER	plevel	100	Nível inicial de potência em %
	<i>CORE_POWER70.0</i>		
PPM	ppm	0.0	Concentração inicial de Boro em ppm
	<i>PPM1150.0</i>		
BANK_POS	crbpos(1:ncrb)	BIG	Posição das barras de controle de acordo com a quantidade retirada. O número de bancos é representado por ncrb.
	<i>! bank1 bank2 bank3 bank4 bank5 bank6 bank7 bank8 (48-out,0-in)</i> <i>BANK_POS48.0 42.0 40.0 36.0 32.0 30.0 24.0</i>		
TH_FDBK	fdbk	T	Opção de realimentação TH, T (verdade) ou F (falso)
	<i>TH_FDBKT</i>		
XE_SM	ixesmopt	0	Opções de Xe/SM: 0 - Nenhum Xe/Sm 1 - Equilíbrio de Xe/Sm 2 - Transitório de Xe/Sm 3 - Densidade Xe/Sm dada pelo usuário 4 - Equilíbrio de Xe/Sm em estado estacionário e em transitório Xe/Sm durante cálculo transitório
	<i>XE_SMI</i>		

## 2.4 - Acoplamento entre Códigos de Análise Termo-Hidráulica e Neutrônica

Os avanços computacionais verificados nos últimos anos tiveram impacto direto nos trabalhos de simulação nuclear possibilitando inclusive o acoplamento simultâneo de dois ou mais códigos para cálculos mais aproximados do comportamento dos reatores nucleares de pesquisa e de potência.

A possibilidade de acoplamento entre códigos, mais especificamente, códigos de análise termo-hidráulica e códigos de análise neutrônica para simulação de acidentes com variação considerável de reatividade tem sido investigada em vários países. Diferentes tipos de acoplamentos entre a termo-hidráulica e a neutrônica têm sido usados tais como, por exemplo, TRAC-BF1/ENTREE, RELAP5-3D, TRAC-BF1/RAMONA, MARS/MASTER, RETRAN-3D, TRAC-BF1/NEM, RELAP5/PANBOX/COBRA, e RELAP5/PARCS, citados no documento da Agência de Energia Nuclear (NEA, 2004).

As técnicas de acoplamento entre códigos de análise neutrônica e códigos de análise termo-hidráulica são geralmente chamadas ferramentas de análise *best-estimate* e fornecem

uma descrição mais próxima da realidade dos efeitos locais e interações acopladas núcleo/planta. A Figura 8 é um exemplo geral de códigos que podem ser acoplados.

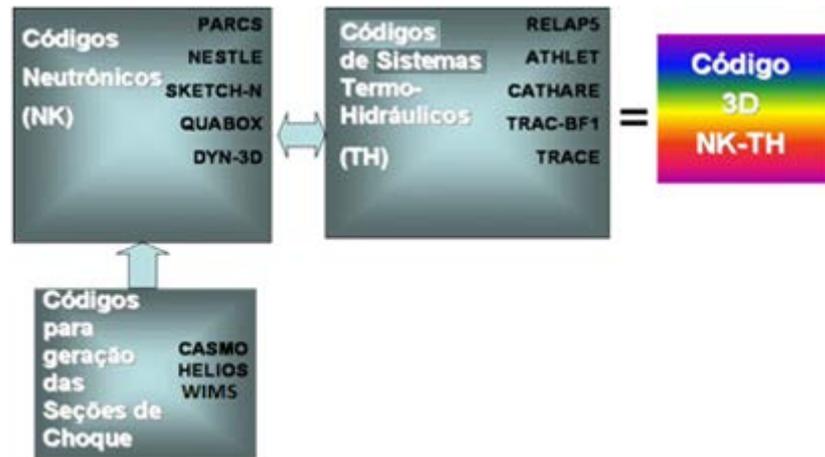


Figura 8 - Esquema geral de acoplamento entre códigos de cinética neutrônica (NK) e de termo-hidráulica (TH)

Devido à importância do tema, a Agência de Energia Nuclear (NEA) da França, reunindo esforços de pesquisadores de vários países (Itália, Espanha, Suécia, República Tcheca, Estados Unidos, França e Alemanha) divulgou estudos do projeto CRISSUES-S em 2004 em um documento composto por três volumes (NEA, 2004). Entre os diversos tipos de acoplamento descritos em tais documentos, encontram-se os acoplamentos RELAP5/PARCS e TRACE/PARCS.

Uma característica importante no acoplamento entre códigos está relacionada à interface de comunicação entre eles. Dessa forma, investigações nos processos de acoplamento voltadas para tais interfaces possíveis para conectar o código RELAP5 a outros códigos foram o foco inicial no estudo das metodologias de acoplamento e continuam ainda em desenvolvimento (Stosic, 1996; Santos, 2004; Weaver, 2005a; Weaver, 2005b; Kozlowski et al., 2004).

Segundo a literatura disponível, os primeiros estudos de acoplamento utilizando o código PARCS foram desenvolvidos principalmente pela Universidade de *Purdue*, EUA, através dos acoplamentos TRAC-M/PARCS e RELAP5/PARCS há cerca de pouco mais de uma década (Miller and Downar, 1999; Mousseau, 1999; Barber and Downar, 1998). Ao

longo dos anos, as metodologias vêm sendo testadas para diversos tipos de modelos nucleares como, por exemplo, em Meloni (2008).

O acoplamento TH-NK pode ser feito de duas maneiras – interno e externo. Segundo (Ivanov and Avramova, 2007), ambos os métodos têm suas vantagens e desvantagens. No acoplamento externo, o código neutrônico é combinado separadamente com um modelo TH do núcleo do reator. Tal método facilita o procedimento de acoplamento usando poucas modificações nos códigos termo-hidráulicos. Entretanto, pode gerar instabilidades numéricas e lenta convergência. No acoplamento interno, o modelo de cinética nodal 3D é integrado dentro do modelo TH. Este tipo de acoplamento requer significativa quantidade de informações a serem trocadas entre estes dois códigos dentro de um mesmo sistema de cálculo, mas, por outro lado, é um sistema detalhado e direto de cálculo.

A simulação do comportamento do reator é feita iterativamente utilizando-se o código de análise termo-hidráulica e o código de cinética neutrônica de forma a calcularem simultaneamente. Uma interface paralela como, por exemplo, a PVM (*parallel virtual machine*), no acoplamento externo, deve ser utilizada para realizar a troca contínua de informações entre os dois códigos. No processo de acoplamento, o código de análise neutrônica utiliza dados da solução termo-hidráulica (temperatura e densidade do moderador, temperatura do combustível nuclear) calculados pelo código de análise termo-hidráulica para incorporar esses efeitos nas seções de choque macroscópicas. Por outro lado, o código de análise termo-hidráulica utiliza dados de potência calculados pelo código de análise neutrônica e resolve a condução do calor nas estruturas de calor. Um esquema exemplificando esse processo de cálculo de realimentação pode ser visto na Figura 9. A figura apresenta um exemplo do núcleo do reator discretizado em vários “nós” radiais e axiais devendo o mesmo ser representado em uma configuração de canais divididos em volumes termo-hidráulicos e outra configuração com nós representando a distribuição 3D de potência do reator. Cada volume da configuração termo-hidráulica tem um nó correspondente na configuração neutrônica possibilitando um cálculo 3D acoplado capaz de simular o comportamento do reator em qualquer situação de operação.

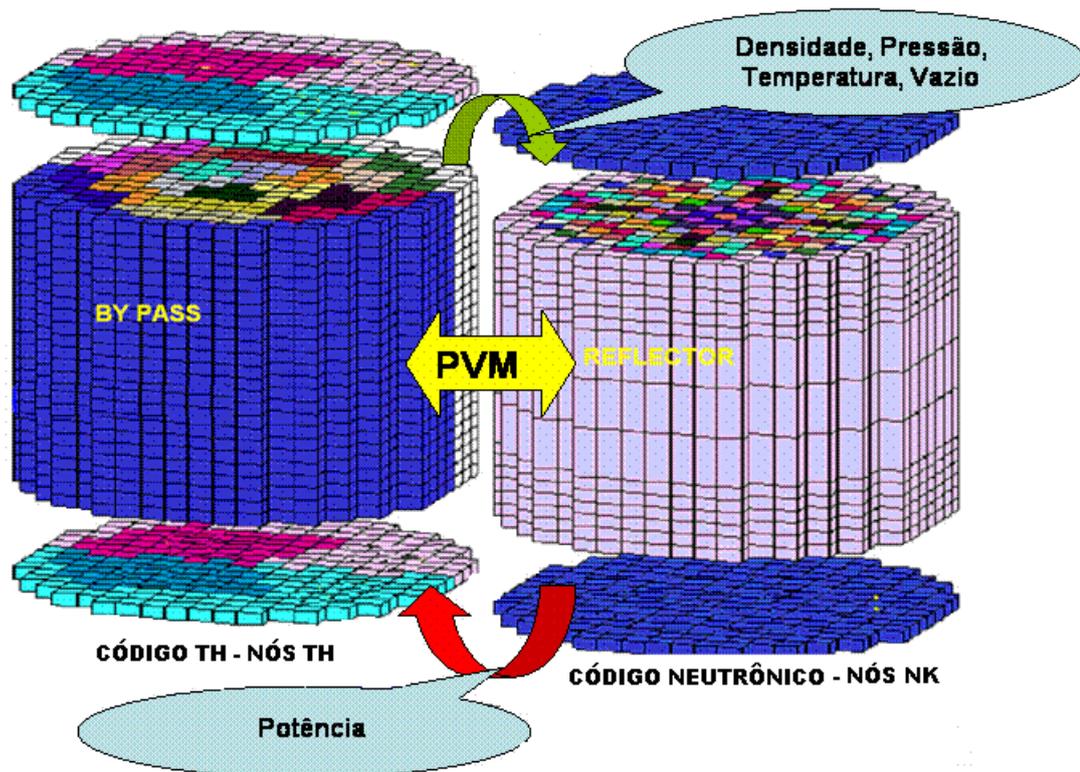


Figura 9 - Esquema geral do sistema de acoplamento

#### 2.4.1 - Metodologias de Acoplamento Aplicadas a Reatores de Pesquisa

Metodologias de acoplamento entre códigos também vêm sendo utilizadas para análise de reatores de pesquisa (Feltus and Miller, 2000; Pautz and Birkhofer, 2003). Apesar de serem inerentemente seguros, os reatores de pesquisa também estão sujeitos a incidentes. Os eventos mais relevantes, segundo classificação da IAEA (2005a) são os seguintes:

- Corte no suprimento de energia elétrica;
- Grande inserção de reatividade positiva;
- Perda de vazão;
- Perda de refrigerante;
- Falha de equipamentos ou componentes;
- Eventos internos específicos;
- Eventos externos;
- Falha humana.

Segundo Hawley e Kathren (1982), os cenários de acidentes para reatores TRIGA abrangem sete áreas gerais:

- Inserção de excesso de reatividade,
- Reações metal-água,
- Experimentos inadequados, mal localizados ou deterioráveis,
- Rearranjamento inadequado do núcleo,
- Perda de refrigerante,
- Variações na morfologia e composição do núcleo,
- Manuseio do combustível.

Esta avaliação dos “*Credible accidents for TRIGA and TRIGA-fueled reactors*” foi realizada utilizando conhecimento e a longa história de operação deste tipo de reatores.

Conforme verificamos nos resultados das simulações termo-hidráulicas do reator TRIGA IPR-R1, em acidentes extremos como LOCA ou mesmo LOFA, a resposta esperada dependerá de inserção de reatividade negativa, comportamento este descrito e esperado para combustíveis hidrogenados.

Portanto, a utilização de códigos de sistemas acoplados para avaliação de reatores de pesquisa é amplamente justificável pela necessidade de cálculos de simulação 3D capazes de reproduzir fielmente o comportamento do reator em casos de eventos com grande variação da reatividade. Dessa forma, os sistemas 3D acoplados tornam-se ferramentas essenciais principalmente para análise de segurança de reatores de pesquisa.

### 3- OS REATORES TIPO TRIGA

#### 3.1- Reatores de Pesquisa

Reatores nucleares de pesquisa têm um papel fundamental dentro da ciência e tecnologia nuclear. Por mais de 60 anos, os reatores de pesquisa têm sido centros de inovação e produtividade, fornecendo fontes de nêutrons para uma grande variedade de propósitos científicos, medicinais e industriais em mais de 50 países em todo o mundo. Desde que os primeiros protótipos foram desenhados e colocados em operação na década de 1940, o número de reatores de pesquisa tem aumentado rapidamente como resultado do desenvolvimento da indústria nuclear em geral e de programas nucleares em particular. Neste sentido, os reatores nucleares de pesquisa continuarão a ser componentes chaves para o desenvolvimento de aplicações pacíficas da energia atômica e essenciais para a ciência nuclear relacionada ao desenvolvimento de recursos humanos através da educação e treinamento. Para cumprir estes objetivos, os reatores de pesquisa devem ser operados de forma segura e confiável, adequadamente utilizados, e remodelados quando necessário (IAEA, 2006).

Pela documentação da IAEA (*International Atomic Energy Agency*), 830 reatores de pesquisa foram construídos desde o início da era nuclear. Em novembro de 2010 a RRDB (*Research Reactor Data Base*) desta agência informou que 246 reatores de pesquisa estavam em operação em 56 países (IAEA, 2010). Mais de 70% dos reatores de pesquisa tem mais de 30 anos e mais de 50% tem mais de 40 anos. A Figura 10 mostra a distribuição dos reatores de pesquisa de acordo com a idade.

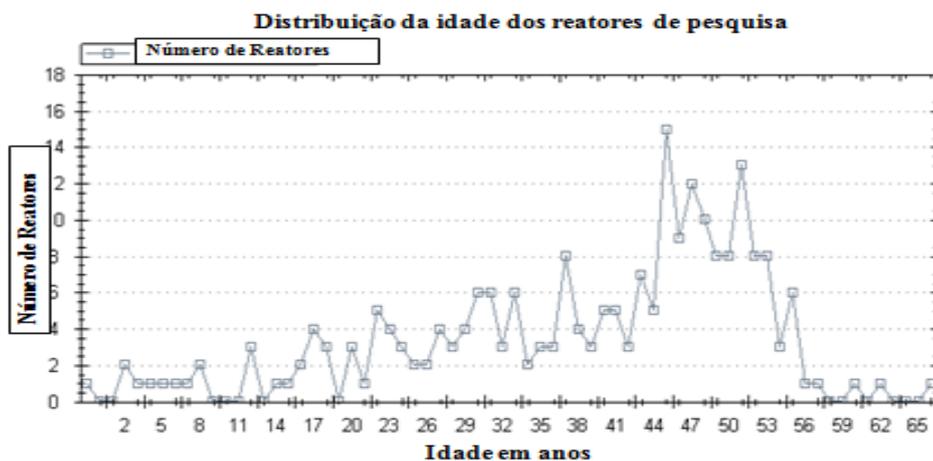


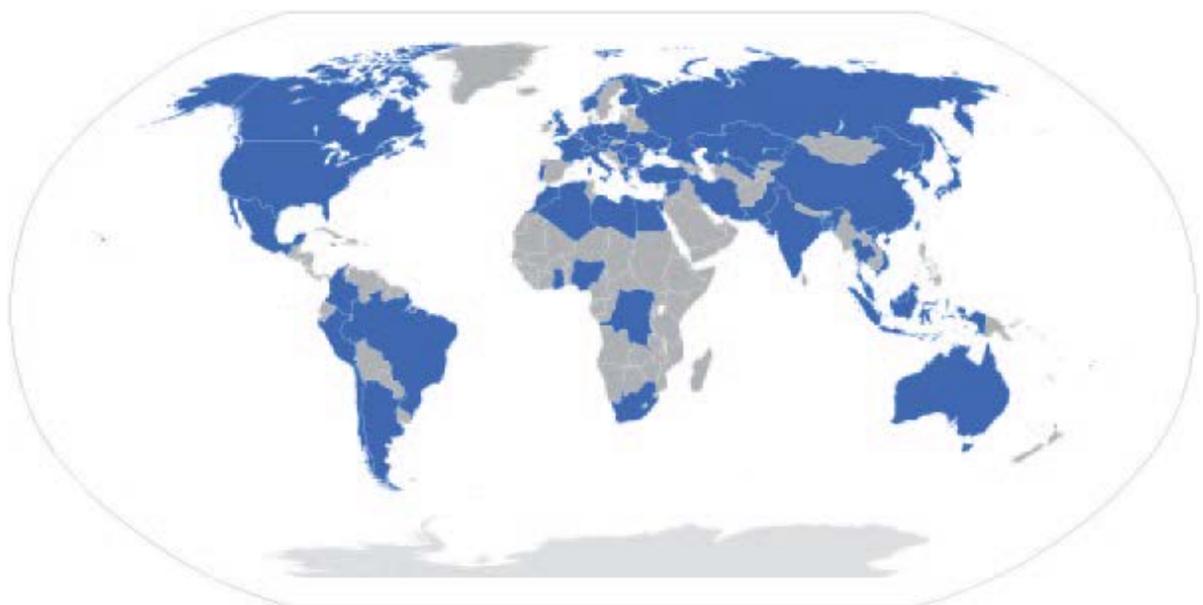
Figura 10 - Distribuição da idade dos reatores de pesquisa (IAEA, 2010)

Reatores de pesquisa são mais simples de operar que reatores de potência e operam a baixas temperaturas, próximas à temperatura ambiente. Necessitam de muito menos combustível, conseqüentemente, muito menos produtos de fissão são gerados. Por outro lado, o combustível requer maior enriquecimento de urânio, tipicamente mais de 20% em  $^{235}\text{U}$ , valor muito maior que o enriquecimento dos reatores de potência (entre 3% e 5%).

Reatores de pesquisa apresentam alta densidade de potência no núcleo, requerendo refrigeração e, usualmente, a presença de moderador é necessária para que os nêutrons atinjam energia adequada à fissão.

Existe uma grande variedade de projetos de reatores de pesquisa e estes possuem diferentes modos de operação. Um projeto comum é o tipo piscina aberta “*open pool type*” onde o núcleo do reator é um *cluster* de elementos combustíveis localizados em uma grande piscina de água.

Na Figura 11, temos a visualização dos países que, em 2012, dispunham de reatores nucleares de pesquisa (em azul).



**Figura 11 - Em 2012, 56 países operavam 246 reatores de pesquisa no mundo (IAEA, 2012)**

Os reatores de pesquisa são usados principalmente para a produção de nêutrons. A pesquisa com nêutrons começou com sua descoberta por James Chadwick (1932) e ganhou força após meados dos anos 1950.

Muitos reatores de pesquisa foram construídos nos anos 60 e 70. A operação destes reatores atingiu um pico em 1975 com 373 reatores de pesquisa em 55 países. Os reatores de pesquisa oferecem uma vasta gama de aplicações como análise de ativação neutrônica, produção de radioisótopos para a medicina e indústria, feixes de nêutrons para estudo de materiais e exames não destrutivos, etc. Também dão uma grande contribuição na educação e treinamento em todas as áreas de tecnologia nuclear tais como treinamento de pessoal de manutenção e operacional de instalações nucleares, pessoal de radioproteção, reguladores, estudantes e pesquisadores.

### **3.2 - Os Reatores Tipo TRIGA**

Dentre os reatores de pesquisa, os tipo TRIGA são comuns, podendo operar seguramente tanto em estado estacionário como em modo pulsado. Um breve histórico e as principais características serão descritos nas próximas subseções.

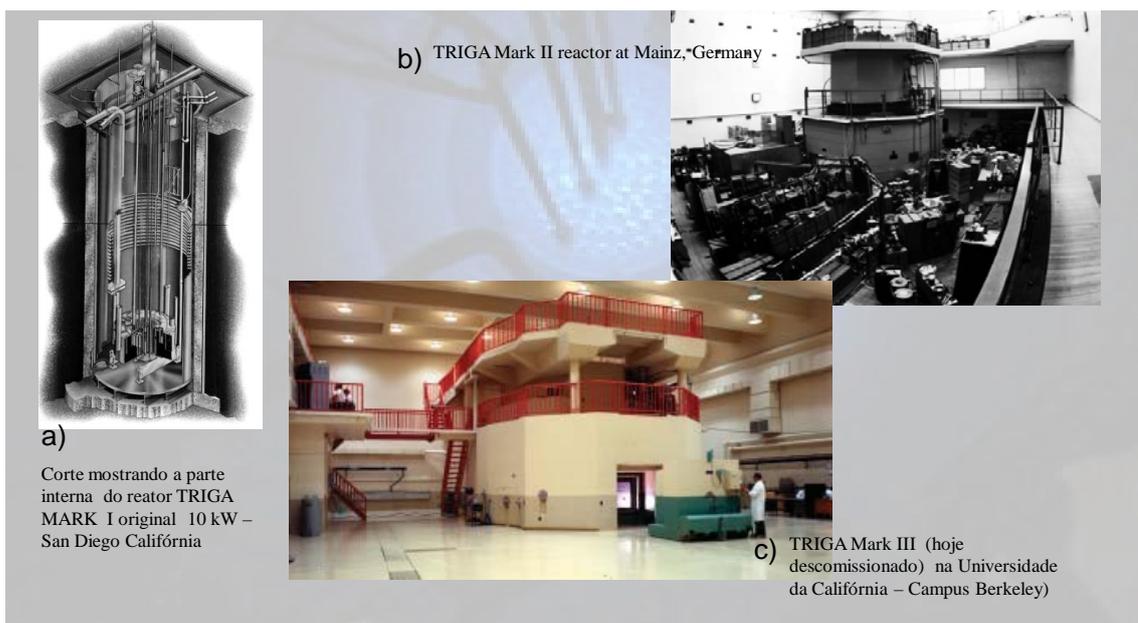
#### **3.2.1- Histórico**

Na década de 1950, a *U.S. Company General Atomic Energy*, localizada em San Diego, Califórnia, EUA, desenvolveu um pequeno reator que seria inerentemente seguro, operacionalmente flexível e relativamente barato, permitiria uma grande variedade de experimentos e usaria baixo enriquecimento de urânio. Na primeira conferência em Genebra sobre o emprego pacífico da energia atômica, em 1955, o primeiro reator tipo TRIGA (***Training, Research, Isotope Production General Atomic***) foi apresentado ao público. Durante as décadas seguintes, reatores tipo TRIGA foram instalados em todo o mundo. São os reatores nucleares de pesquisa mais utilizados no mundo, possuindo mais de 65 instalações em 24 países dos 5 continentes (General Atomics Company, 2003). A distribuição mundial deste tipo de reator pode ser verificada na Figura 12.



**Figura 12 - Distribuição mundial das instalações dos reatores tipo TRIGA (GA, 2003)**

Todos os reatores tipo TRIGA são do tipo piscina aberta, refrigerados e moderados a água leve e podem ser instalados sem um edifício de contenção. Três modelos básicos de reatores foram produzidos: Mark-I, Mark-II e Mark-III. A configuração denominada Mark I tem o núcleo colocado no fundo do tanque cujo topo fica ao nível do solo. O modelo Mark II repete o mesmo conceito básico do reator, porém o tanque é colocado acima do nível do solo, permitindo acesso horizontal ao núcleo. A versão Mark III incorpora uma sala para exposição direta às radiações oriundas do núcleo, além de uma grande piscina que permite o movimento do núcleo do reator (Velooso, 2004). Na Figura 13, pode-se ver a representação dos três modelos de TRIGA produzidos.

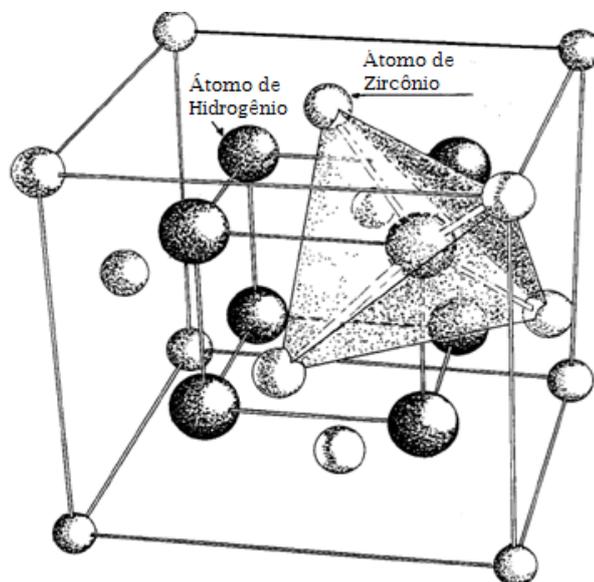


**Figura 13 -Reatores Tipo TRIGA : a) Mark I; b) Mark II e c) Mark III**

### 3.2.2 - Moderação nos Reatores Tipo TRIGA

Os combustíveis nucleares do tipo hidreto de zircônio e urânio ( $U-ZrH_{1,6}$ ) têm mostrado reduzir a probabilidade de acidentes de reatividade (IAEA, 2005b).

O combustível do TRIGA é uma liga de urânio e hidreto de zircônio. O contato entre o urânio e o hidrogênio no combustível resulta em um combustível com moderação própria. O protótipo do reator TRIGA Mark I foi projetado através do controle da proporção de hidrogênio e urânio para ser suavemente sub-moderado. Desta forma, um decréscimo na densidade do refrigerante em torno do elemento combustível produz uma resposta negativa na reatividade. Experimentos feitos pela *General Atomics Company* mostraram que o hidreto de zircônio tem propriedades de moderação incomuns. Esses resultados experimentais podem ser explicados assumindo-se que as vibrações em rede do átomo de hidrogênio podem ser descritas pelo modelo de Einstein com energia característica,  $h\nu = 0,140$  eV. Esta descrição é consistente com a teoria na qual o hidrogênio ocupa o centro de um tetraedro regular de átomos de zircônio, como mostrado na Figura 14 (IAEA, 2005b).



**Figura 14 - Célula unitária de  $ZrH_2$ . Estrutura tetraédrica de quatro átomos de zircônio em torno de um átomo de hidrogênio (IAEA, 2005b)**

Os resultados destes experimentos mostraram que:

-  $ZrH_n$  sozinho é ineficiente para moderar nêutrons abaixo de 0,14 eV.

- Para nêutrons com energia acima de 0,14 eV, a habilidade de moderar do  $ZrH_n$  é, no mínimo, tão boa quanto a do hidrogênio livre.

- Nêutrons térmicos podem ganhar energia nas interações com  $ZrH_n$ , adquirindo quantidades de energia em múltiplos inteiros de  $h\nu$  (0,14 eV). Quanto maior for a temperatura do hidreto, mais facilmente este processo ocorrerá.

Portanto, átomos de hidrogênio ligados em uma rede de ZrH comportam-se como osciladores harmônicos. Neste modelo, cada átomo é considerado como se ligado isotropicamente a um centro fixo em torno do qual ele pode oscilar harmonicamente. Tal oscilador tem estados possíveis de energia  $[n+(3/2)]h\nu$ , sendo  $h$  a constante de Planck,  $\nu$  a frequência do oscilador, e  $n$  um número inteiro. Em um evento de espalhamento com um oscilador individual, um nêutron pode, portanto, ganhar ou perder um múltiplo inteiro,  $h\nu$ , de energia. Os átomos de hidrogênio se comportam como se estivessem isotropicamente ligados em um poço potencial aproximadamente harmônico com frequências idênticas,  $\nu$ , de tal forma que  $h\nu = 0,14$  eV. Este espectro observado é alargado por movimentos térmicos dos átomos de zircônio aos quais os átomos de hidrogênio estão ligados. Níveis sucessivos podem não estar igualmente espaçados por causa das contribuições não harmônicas para o potencial.

Neste modelo, o nêutron é moderado perdendo energia em múltiplos de  $h\nu$ , desde que sua energia esteja acima de 0,14 eV. Abaixo de 0,14 eV o nêutron pode continuar perdendo energia pelo ineficiente processo dos modos de excitação acústica *Debye-type*, nos quais os átomos de hidrogênio movem-se em fase com os átomos de zircônio, que por sua vez movem-se em fase um com outro. Estes modos correspondem ao movimento de um grupo de átomos cuja massa é muito maior que a do hidrogênio, e na verdade maior que a massa do zircônio. Por causa da grande massa efetiva, estes modos são muito ineficientes para a termalização de nêutrons (IAEA, 2005b). Adicionalmente, nas interações de espalhamento dos nêutrons com o ZrH, é possível para os nêutrons ganhar uma ou mais unidades de energia de 0,14 eV. Desde que o número de osciladores presentes em uma rede ZrH aumenta com a temperatura, o processo de *up-scattering* é fortemente dependente da temperatura e tem um papel importante no comportamento de reatores moderados a ZrH.

Com a suposição do modelo de Einstein para a termalização de nêutrons no hidreto de zircônio, o processo físico básico que ocorrerá quando os elementos do combustível-moderador estão aquecidos, pode ser descrito da seguinte forma:

“Um aumento na temperatura do hidreto aumenta a probabilidade de que um nêutron térmico no elemento combustível ganhe energia de um estado excitado da oscilação de um átomo de hidrogênio na rede. Desde que ele tem um livre caminho médio maior para colisão, o nêutron, com maior velocidade tem também aumentada a probabilidade de escapar do elemento combustível antes de ser capturado. Entretanto, os canais de água entre os elementos combustíveis são muito efetivos na re-termalização de nêutrons que escapam do combustível; então, a probabilidade de um nêutron retornar ao combustível antes de ser capturado em qualquer outro lugar não é dependente da temperatura do hidreto, mas de fato uma função da água” (IAEA, 2005b).

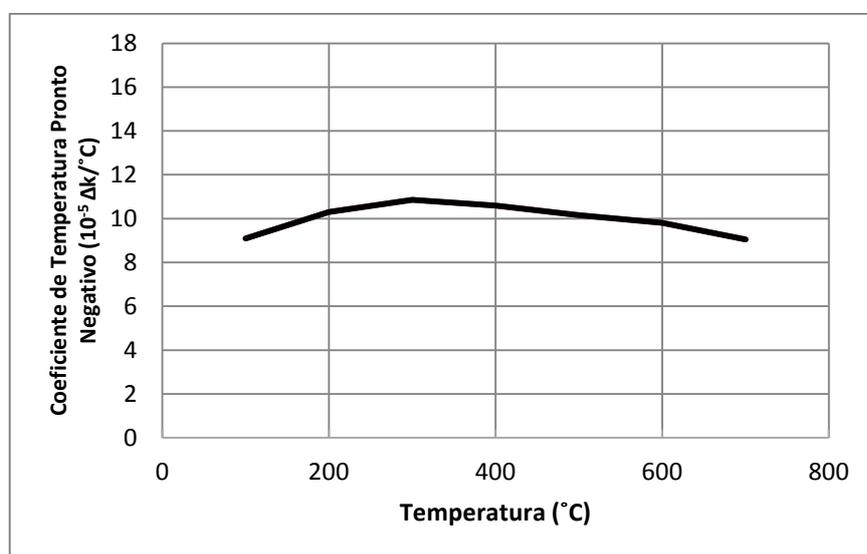
### 3.2.3- Coeficiente de Temperatura de Reatividade Pronto Negativo

O coeficiente de temperatura de reatividade pronto negativo é o parâmetro básico que permite aos reatores do tipo TRIGA operar seguramente durante estado estacionário e em situações transitórias. O maior fator no coeficiente de temperatura pronto negativo é o endurecimento do espectro que ocorre quando a temperatura do combustível aumenta. O aumento da temperatura do hidreto aumenta a probabilidade que um nêutron térmico no elemento combustível ganhe energia de um estado excitado de um átomo de hidrogênio na rede. Neste caso, o espectro de nêutrons térmicos no elemento combustível mudará para uma nova energia média. Resumidamente, podemos dizer que os reatores tipo TRIGA foram projetados de tal forma que um aumento na temperatura do elemento combustível resultará em um grande decréscimo na reatividade. Este grande coeficiente de temperatura pronto negativo para combustíveis enriquecidos em 20% em  $^{235}\text{U}$  é aproximadamente constante (Figura15) e é o resultado de três efeitos:

#### 1- Efeitos de não homogeneidade da célula

O elemento combustível padrão, 20% enriquecido tem um livre caminho médio de nêutrons de 3 cm, que é comparável com o diâmetro do elemento. O efeito de endurecimento do espectro aumenta consideravelmente o livre caminho médio dos nêutrons e, portanto a probabilidade de fuga do elemento combustível antes da captura é aumentada significativamente quando a temperatura do combustível aumenta. Na água, os nêutrons são rapidamente re-termalizados de tal forma que as probabilidades de captura e escape são

relativamente insensíveis à energia na qual os nêutrons entram. Como consequência, o espectro será mais endurecido no combustível que na água (em um núcleo TRIGA temos aproximadamente 1/3 de volume de água). Como resultado, existe um fator de desvantagem dependente da temperatura do núcleo no qual a taxa de absorções no combustível para a taxa de absorções total diminui quando a temperatura do elemento combustível aumenta. Isto acarreta uma mudança no balanço de nêutrons levando a uma perda de reatividade. O efeito de não homogeneidade da célula é uma importante contribuição para o coeficiente pronto negativo, e é inteiramente dependente da heterogeneidade do núcleo para nêutrons térmicos.



**Figura 15 - Coeficiente de temperatura pronto negativo típico dos reatores tipo TRIGA em função da temperatura – adaptado de (IAEA, 2005b)**

## 2- Efeitos de alargamento Doppler

A porcentagem isotópica do combustível do reator TRIGA é 20% de <sup>235</sup>U e 80% de <sup>238</sup>U. O aumento da temperatura no combustível causa o alargamento Doppler nas ressonâncias do <sup>238</sup>U, aumentando as absorções nestas faixas de energia. Desta forma, um decréscimo na probabilidade de escape às ressonâncias (p) é observado.

### 3- Efeitos de fuga do núcleo

As contribuições para as fugas do núcleo derivam basicamente do mesmo mecanismo que produz o efeito célula. O núcleo pode ser visto como uma super célula com o refletor atuando como um moderador. Quando o núcleo se aquece, a fuga de nêutrons é aumentada e mais capturas ocorrem fora do combustível.

#### 3.2.4- Segurança dos Reatores TRIGA Comparado com Outros Reatores de Pesquisa

Uma análise de dados vinda de testes específicos de Idaho National Engineering Laboratory e GA facilities em San Diego, Califórnia indica que os reatores tipo TRIGA tem a maior segurança intrínseca em qualquer nível de potência entre os reatores de pesquisa (IAEA, 2005b). A segurança dos reatores TRIGA é devida ao grande coeficiente de temperatura pronto negativo de reatividade que é intrínseco ao elemento combustível padrão (U-ZrH). O coeficiente de temperatura do TRIGA atua independentemente de qualquer controle externo para garantir e confiavelmente desligar o reator em um evento de inserção acidental de reatividade.

### **3.3 - O Reator TRIGA IPR-R1**

O reator TRIGA IPR-R1 está localizado no Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear (CDTN), em Belo Horizonte, Minas Gerais, instituto de pesquisa vinculado à Comissão Nacional de Energia Nuclear (CNEN). O reator foi projetado e construído pela *General Atomics Company* e é do tipo Mark I.

O reator TRIGA IPR-R1 teve sua primeira criticalidade em 06/11/1960, com uma potência máxima de 30 kW. O núcleo original sofreu poucas modificações, sendo as mais significativas as substituições de elementos de grafita por elementos combustíveis, as quais se fizeram necessárias para compensar as perdas de reatividade do combustível ao longo dos anos. Posteriormente, o núcleo do reator recebeu mais quatro elementos combustíveis, estes um pouco diferenciados, com revestimento em aço inoxidável e razão isotópica levemente diferenciada dos combustíveis originais. O núcleo do reator, atualmente, está configurado para operar a uma potência de 250 kW, mas tem operado a uma potência de 100 kW e aguarda licença da Comissão Nacional de Energia Nuclear (CNEN) para operar em 250 kW (Mesquita, 2005).

A evolução do reator, isto é, o histórico de queima e decaimento foi obtido com base em registros nos livros do reator, desde o início até 06 de novembro de 2004, de acordo com (Dalle, 2005), foram:

- 1- De 06/11/1960 a 03/06/1964 → 56 elementos combustíveis dissipando continuamente 149 MWh à potência constante de 30 kW, seguido por 1098 dias de decaimento.
- 2- De 03/06/1964 a 11/07/1967 → 57 elementos combustíveis dissipando continuamente 31 MWh à potência constante de 30 kW, seguido por 1090 dias de decaimento.
- 3- De 11/07/1967 a 23/07/1973 → 57 elementos combustíveis (substituição do elemento 1137 pelo elemento 1147) dissipando continuamente 200 MWh à potência constante de 100 kW, seguido por 2119 dias de decaimento.
- 4- De 23/07/1973 a 07/1996 → 58 elementos combustíveis dissipando continuamente 1224 MWh à potência constante de 100 kW, seguido por 7885 dias de decaimento
- 5- De 07/1996 a 05/2002 → 59 elementos combustíveis dissipando continuamente 197 MWh à potência constante de 100 kW, seguido por 2043 dias de decaimento.
- 6- De 05/2002 a 06/11/2004 → 63 elementos combustíveis dissipando continuamente 91 MWh à potência constante de 100 kW, seguido por 873 dias de decaimento.

A energia gerada até fevereiro de 2005 totalizava cerca de 1900 MWh, o que corresponde a um consumo aproximado de 83g de  $^{235}\text{U}$ , considerando que para gerar 23 MWh consome-se 1g de  $^{235}\text{U}$ . Cada elemento combustível possui cerca de 37 g de  $^{235}\text{U}$ , o que, até 02/2005, aproximadamente totalizava 2,3 kg de  $^{235}\text{U}$  no núcleo (63 elementos combustíveis); portanto, haviam sido queimados apenas cerca de 3,6% do combustível (Mesquita, 2005).

Os componentes principais do reator, especialmente aqueles que apresentam importância para a determinação das características termo-hidráulicas do sistema, são descritos a seguir e são fundamentados na referência (Veloso, 2005).

### 3.3.1-Tanque do Reator

O núcleo do reator, que tem uma configuração cilíndrica, está posicionado próximo ao fundo de um tanque de 6,625 m de profundidade em relação ao piso da sala do reator e 1,92 m de diâmetro. O tanque está preenchido até a altura aproximada de 6,1 m com água leve desmineralizada, que tem como função refrigeração do núcleo, moderação secundária de nêutrons e blindagem biológica às radiações provenientes das fissões nucleares que ocorrem no núcleo.

Como pode ser verificado na Figura 16, a estrutura do tanque é composta de 5 camadas cilíndricas sobrepostas, tendo como função a blindagem, sendo a mais interna de alumínio (liga AA-5052-34), com 0,01 m de espessura, seguida de duas camadas de concreto, a primeira com 0,072 m e a segunda com 0,203 m, separadas por uma camada de aço de 0,0063 m. A estrutura do tanque é finalizada com uma camada de aço de 0,001 m.

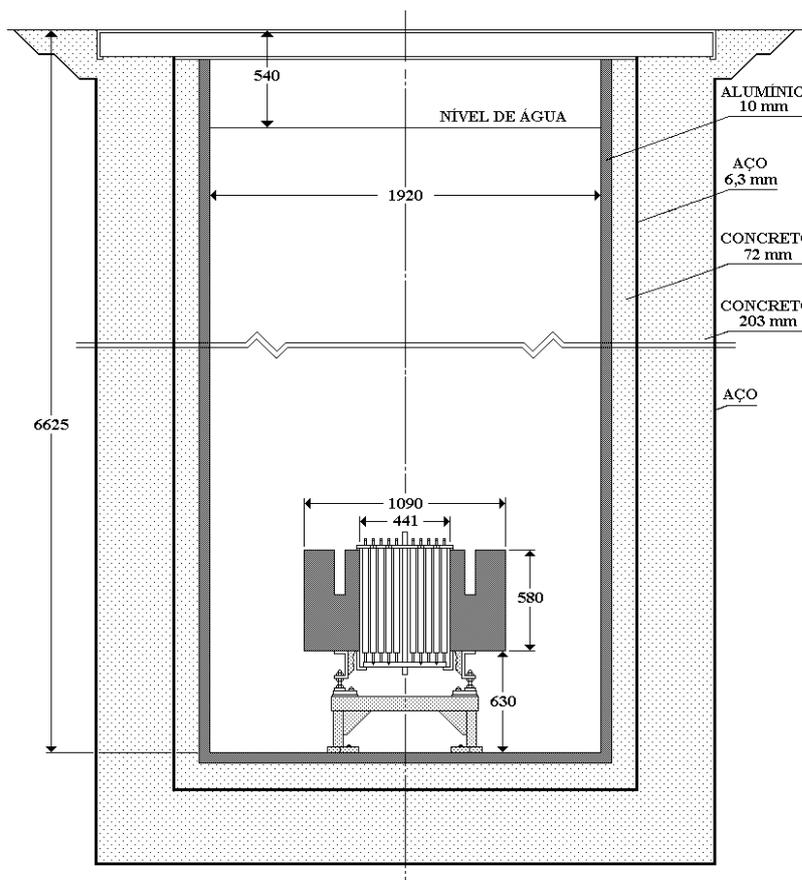


Figura 16 - Tanque do reator (Veloso, 2005)

### 3.3.2 - Estrutura do Núcleo do Reator

O núcleo do reator está apoiado na placa inferior e é contornado por um anel refletor de grafita, com diâmetro interno de 0,44 m, diâmetro externo de 1,09 m e altura de 0,58 m. A base do refletor está aparafusada a uma plataforma de alumínio que está, por sua vez, aparafusada ao fundo do tanque (Figura 17). A distância entre a base do anel refletor e o fundo do tanque é de 0,63 m. Uma cavidade localizada na parte superior do anel refletor de grafita aloja a mesa giratória, que é um dispositivo destinado a receber cápsulas com amostras para irradiação.

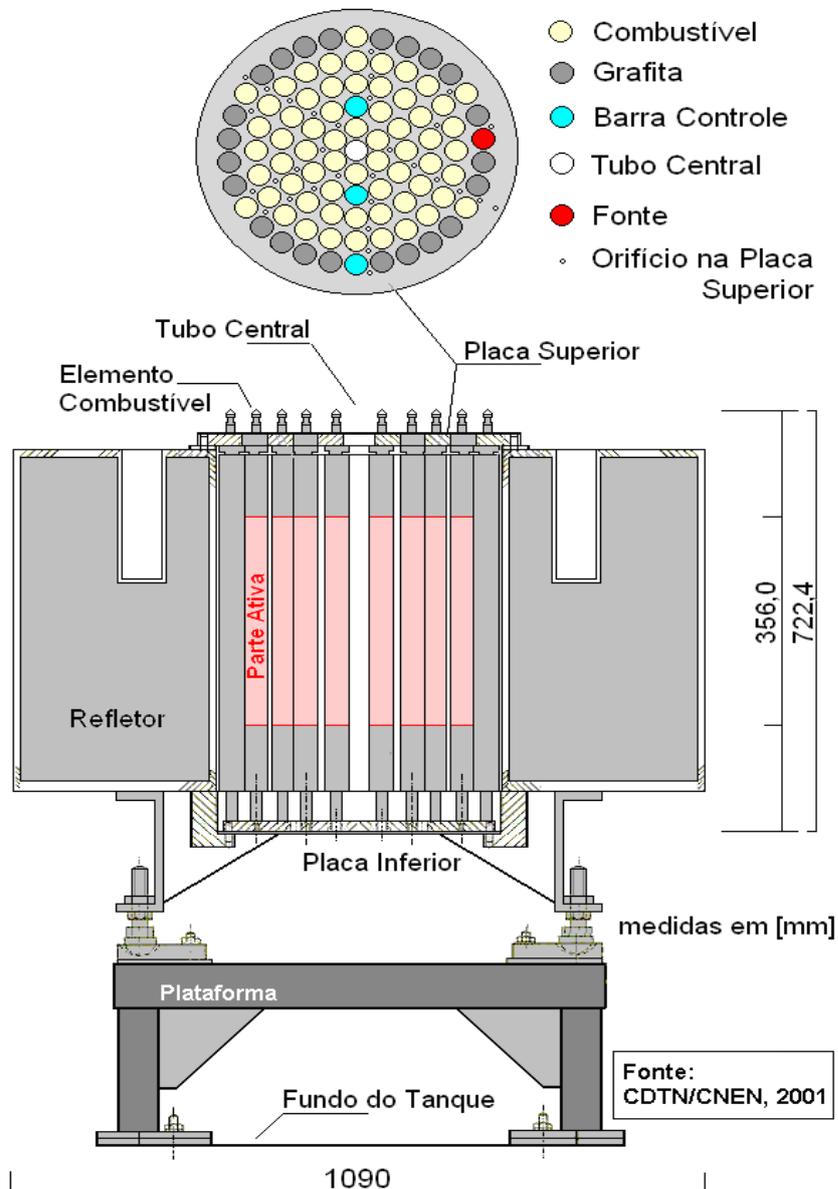


Figura 17 - Conjunto núcleo - refletor (Veloso, 2005)

No total, existem 91 posições no núcleo do reator, que são ocupadas por elementos combustíveis e por outros componentes como barras de controle, fonte de nêutrons, grafita e canal de irradiação.

Os elementos estão arranjados em seis anéis concêntricos A, B, C, D, E e F, tendo, respectivamente, 1, 6, 12, 18, 24 e 30 posições. As distâncias entre os elementos em um dado anel são iguais. A posição A<sub>1</sub> é ocupada pelo tubo central (tubo para irradiação de amostras). Os diâmetros e o número de posições de cada anel estão descritos na Tabela 2.

**Tabela 2 - Número de posições e diâmetro dos anéis**

<b>Anel</b>	<b>Numero de Posições</b>	<b>Diâmetro do Anel</b>
A	1	0
B	6	0,081
C	12	0,16
D	18	0,239
E	24	0,318
F	30	0,398

Os elementos do núcleo são mantidos na posição vertical por duas placas, superior e inferior (Figura 18). A placa inferior, com raio de 0,2035 m e espessura de 0,019 m é dimensionada para suportar o peso de todos os elementos e é sustentada por seis suportes de alumínio anodizados em forma de L soldados na base inferior do revestimento do refletor. O espaçamento de 0,057 m entre a superfície superior da placa e a base do refletor fornece uma abertura lateral para a entrada da água de refrigeração no núcleo. Esta placa possui 90 orifícios com 0,00715 m para recepção dos pinos das bases dos elementos do núcleo, um orifício central com diâmetro de 0,0397 m para alojar o tubo central e 36 orifícios de 0,0159 m que orientam o fluxo da água de refrigeração para os canais próximos ao centro do núcleo.

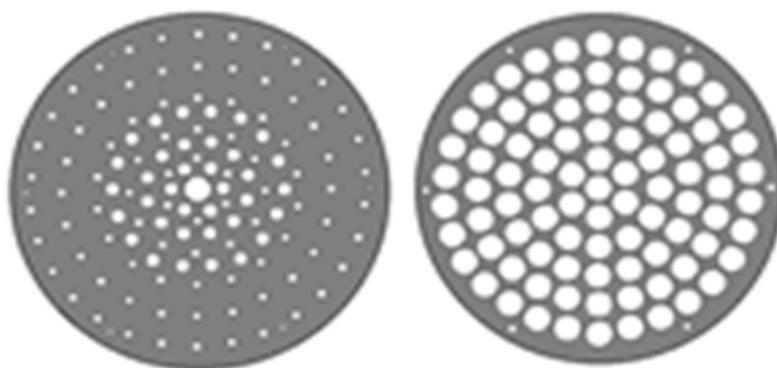


Figura 18 - Placa inferior (esquerda) e superior (direita) do núcleo do reator (Veloso, 2005)

A placa superior está aparafusada no revestimento do refletor e possui 91 orifícios de 0,038 m de diâmetro que estão alinhados com os orifícios da placa inferior, fornecendo assim, suporte e orientação para os elementos do núcleo. O escoamento da água que passa através do núcleo se dá através do espaço não ocupado pela seção do terminal superior do elemento, conforme visto na Figura 19.

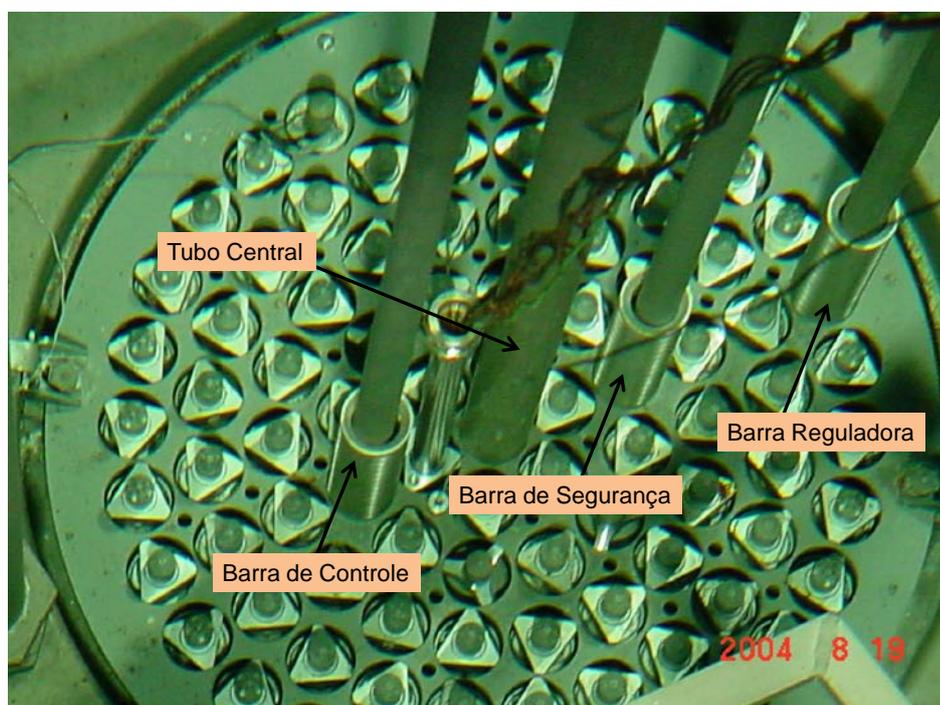


Figura 19 - Vista da placa superior do núcleo e dos elementos. Tubo central, barras de controle, segurança e regulação (Mesquita, 2005)

### 3.3.3 - Elementos do Núcleo

No núcleo do IPR-R1 encontram-se os seguintes elementos:

- a- Elementos combustíveis
- b- Elementos falsos de grafita
- c- Elementos de controle
- d- Elemento contendo fonte de nêutrons
- e- Tubo central

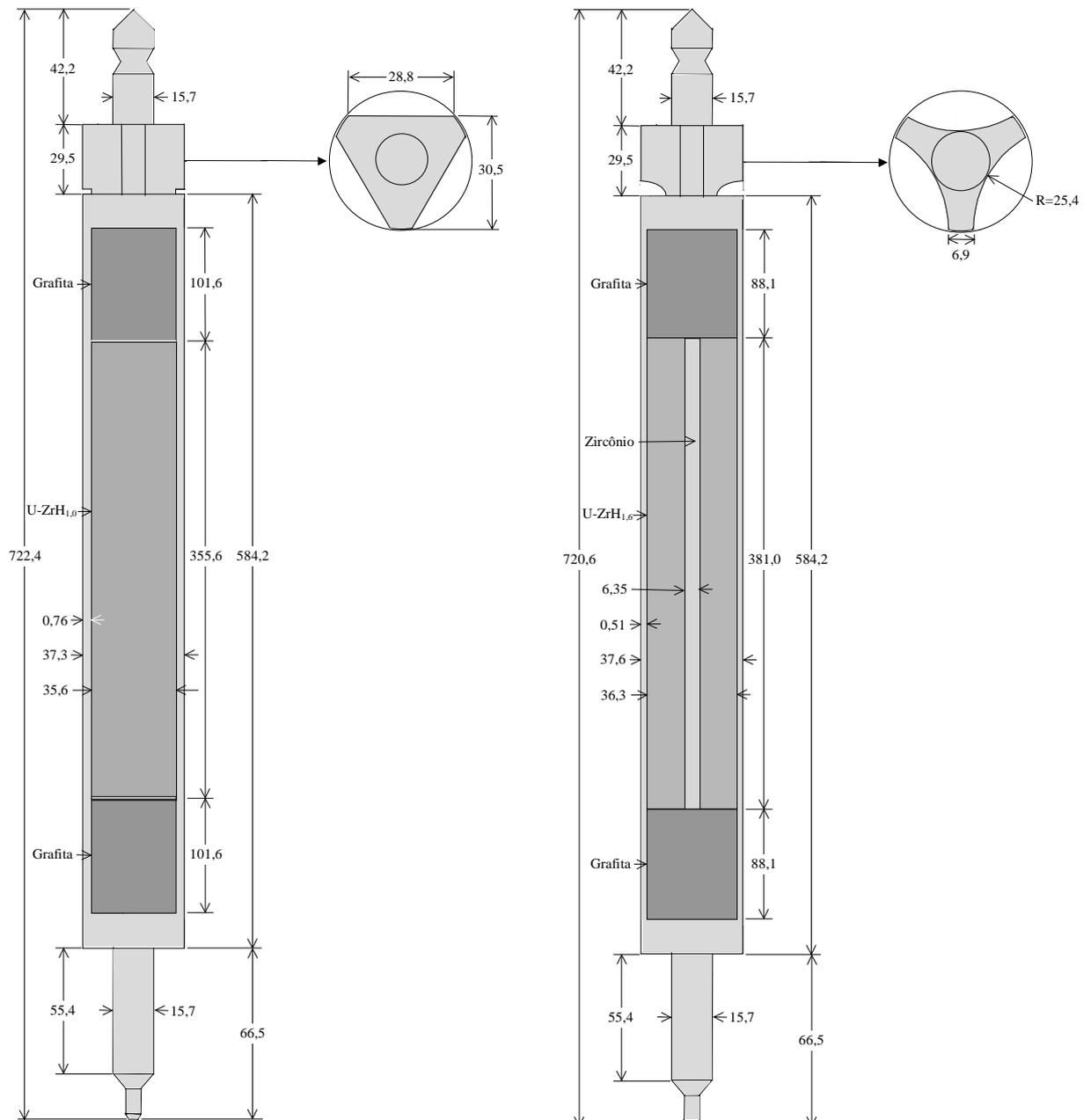
#### a- Elementos combustíveis

O IPR-R1 está carregado com 63 elementos combustíveis sendo 59 elementos com revestimento de alumínio e 4 elementos com revestimento de aço inoxidável. A coluna ativa de cada tipo de elemento combustível é um cilindro sólido composto por uma dispersão homogênea de urânio enriquecido em 20% do isótopo  $^{235}\text{U}$  em uma matriz de hidreto de zircônio.

A Figura 20 (esquerda) mostra o elemento combustível com revestimento de alumínio, seus componentes e as dimensões de cada parte. Neste tipo de elemento, o combustível  $\text{U-ZrH}_{1,0}$  tem 0,0356 m de diâmetro e 0,356 m de comprimento seguidos nas duas extremidades por um disco de alumínio de 0,0013 m de espessura, impregnado de trióxido de samário, cuja composição foi, inicialmente, de acordo com Dalle (2005) 1% de  $\text{Sm}_2\text{O}_3$  e 99% de alumínio. Estes discos apresentaram no início uma redução de 1010 pcm no excesso de reatividade do núcleo, valor compatível com o informado pelo fabricante. Os cálculos do veneno queimável indicam uma progressiva redução em concentração de samário e o seu efeito sobre o excesso de reatividade do núcleo torna-se estatisticamente desprezível a partir de 1600 MWh de operação. Nas duas extremidades do elemento existem refletores cilíndricos de grafita com 0,102 m de comprimento. Os diâmetros dos discos de alumínio e dos refletores também são 0,0356 m. Entre o combustível e o revestimento existe um espaço radial de  $9,0 \times 10^{-5}$  m preenchido com gás hélio (gap).

A Figura 20 (direita) mostra o elemento combustível com revestimento de aço inoxidável. Neste tipo de elemento, o combustível  $\text{U-ZrH}_{1,6}$  tem 0,0363 m de diâmetro e 0,3810 m de comprimento. Nas duas extremidades do elemento há refletores cilíndricos de grafita de 0,0881m de comprimento e 0,0363 m de diâmetro. No centro do elemento, ao longo

da zona ativa, encontra-se um cilindro de zircônio de  $0,00635$  m de diâmetro. Entre o combustível e o revestimento existe um espaço de  $1,40 \times 10^{-4}$  m preenchido com gás hélio. As principais características e dimensões dos elementos combustíveis estão descritas na Tabela 3 (Veloso, 2004; Mesquita, 2005).



**Figura 20- Elemento combustível com revestimento de alumínio (esquerda) e elemento combustível em aço inoxidável (direita), dimensões em mm. (Veloso, 2005)**

**Tabela 3 - Características gerais dos elementos combustíveis do reator IPR-R1**

Característica	Combustível 1	Combustível 2
Número de elementos	59	4
Comprimento total (m)	0,7224	0,7206
Diâmetro externo (m)	0,0373	0,0376
Espessura do revestimento (m)	$7,6 \times 10^{-4}$	$5,1 \times 10^{-4}$
Material do revestimento	Al 1100-F	Aço AISI-304
Diâmetro do combustível(m)	$3,56 \times 10^{-2}$	$3,63 \times 10^{-2}$
Comprimento do combustível (m)	0,3556	0,3810
Composição do combustível	U-ZrH <sub>1,0</sub>	U-ZrH <sub>1,6</sub>
Concentração de urânio, % em peso	8,0	8,5
Concentração de zircônio, % em peso	91,0	89,9
Concentração de hidrogênio, % em peso	1,0	1,6
Razão U:Zr:H	0,03:1,0:1,0	0,04:1,0:1,6
Enriquecimento em <sup>235</sup> U (%)	20	20
Massa de <sup>235</sup> U (kg)	~ 0,037	~ 0,038
Comprimento do refletor axial de grafita (m)	0,1016	0,0882
Diâmetro do refletor de grafita (m)	$3,56 \times 10^{-2}$	$3,63 \times 10^{-2}$
Espessura dos discos de samário (m)	$1,3 \times 10^{-3}$	-
Diâmetro do cilindro central de zircônio (m)	-	$6,35 \times 10^{-3}$
Folga Radial (m) ( <i>gap</i> )	$9,0 \times 10^{-5}$	$1,4 \times 10^{-4}$
Área de transferência de calor (m <sup>2</sup> )	2,46	0,18
Moderador principal	Hidrogênio	Hidrogênio
Gás de enchimento	Hélio	Hélio

b- Elementos falsos de grafita

No núcleo do TRIGA IPR-R1, 23 das 30 posições do anel F, são ocupadas por elementos falsos de grafita. Estes elementos têm, externamente, as mesmas dimensões do elemento combustível com revestimento de alumínio, mas, internamente, são preenchidos por uma única coluna cilíndrica de grafita.

c- Elementos de Controle

Para que um reator opere em um dado nível de potência, deverá haver condições para levar o sistema de um estado subcrítico a um estado crítico com passagens temporárias por estados supercríticos. No TRIGA IPR-R1, as alterações no estado de criticalidade do sistema se processam por variações da absorção de nêutrons no núcleo. Estas alterações são feitas através do deslocamento de três barras de controle: barra de segurança, barra reguladora e barra de controle grosso (ver Figura 19). Estas três barras têm como função o controle operacional do reator e ocupam duas posições no anel C (C1 e C7) e uma posição no anel F (F16) (Veloso, 2004). A barra de segurança (posição C7) garante a subcriticalidade do sistema quando totalmente inserida. A barra de controle (posição C1), por sua posição relativa no núcleo, possui maior eficácia no controle da reatividade. Ela é utilizada para compensar grandes variações de reatividade como as decorrentes de envenenamento por produtos de fissão, queima de combustível, etc. A barra de regulação (posição F16) é destinada a compensar pequenas variações de reatividade como as devidas a pequenas variações de temperatura. Com a configuração atual do núcleo a criticalidade é alcançada com a barra de segurança totalmente extraída e as barras de Controle e Regulação parcialmente retiradas (CDTN/CNEN, 2001).

d- Elemento contendo fonte de nêutrons

A fonte de nêutrons no IPR-R1 consiste de uma mistura de actínio-227 e berílio-9, colocada em uma cavidade cilíndrica situada aproximadamente na posição axial média do elemento F<sub>8</sub>. O elemento portador da fonte de nêutrons é uma vareta cilíndrica de alumínio anodizado, com diâmetro de  $3,7 \times 10^{-2}$  m e comprimento de 0,65 m. A reação nuclear é:



#### e- Tubo Central

O tubo central é destinado à irradiação de amostras na região central do núcleo onde o fluxo de nêutrons é máximo. Para uma potência de 100 kW, no estado estacionário, o fluxo máximo de nêutrons térmicos é  $4,3 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>s e o de nêutrons rápidos é  $1,5 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup>s. É um tubo de alumínio anodizado que tem aproximadamente 6,2 m de comprimento e diâmetro externo de  $3,81 \times 10^{-2}$  m, estendendo-se desde 0,283 m abaixo da base do refletor até o topo da viga central.

#### 3.3.4- Sistema de Refrigeração do Reator

A refrigeração do reator TRIGA ocorre predominantemente por convecção natural, com as forças de circulação originadas da diferença de densidade da água no fundo e no topo do núcleo. Recomenda-se a utilização de circulação forçada em reatores TRIGA com potências acima de 500 kW (CDTN/CNEN, 2001; Huda et al., 2001; Haque et al., 2000).

A remoção do calor gerado no núcleo por fissões nucleares é efetuada mediante o bombeamento da água do tanque do reator através de um trocador de calor, onde o calor é transferido à água comum de um circuito secundário, o qual é resfriado pelo ar atmosférico na torre externa de refrigeração. O circuito primário consiste basicamente das tubulações, uma bomba centrífuga e um trocador de calor. A água é succionada do tanque do reator a uma vazão de 28 m<sup>3</sup>/h, passa pelo trocador de calor e retorna ao tanque a uma altura de aproximadamente 4,2 m acima do ponto de sucção. Um esquema geral do sistema é mostrado na Figura 21. Em condições nominais de operação, as temperaturas da água à entrada e à saída da piscina são de 306,25 K e 313,85 K (Veloso, 2005).

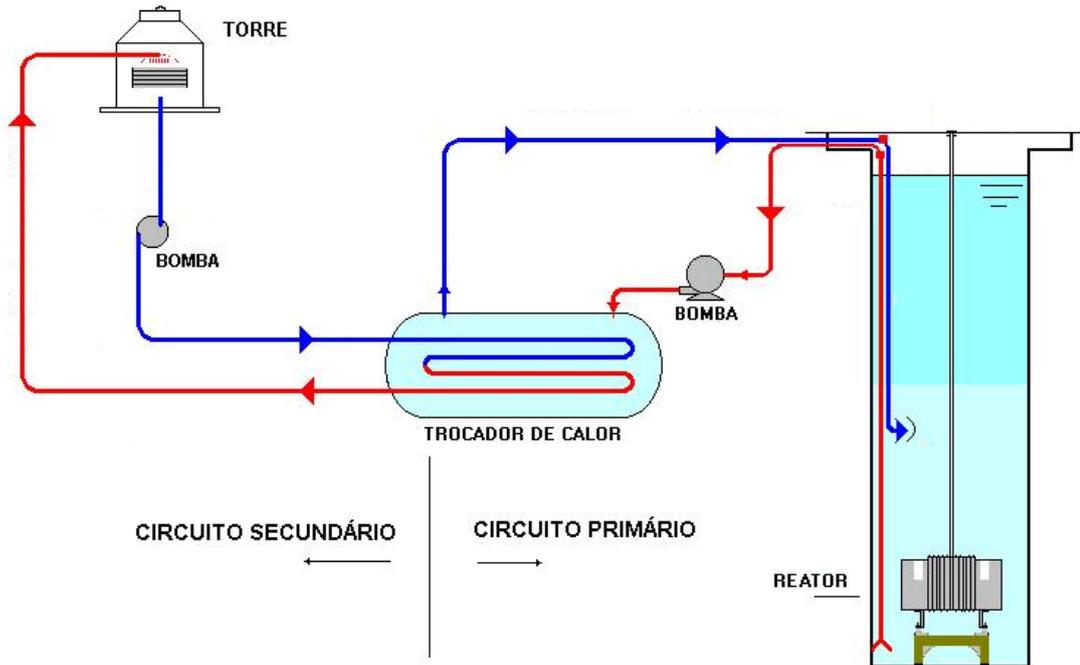


Figura 21–Esquema geral dos circuitos de refrigeração do reator IPR-R1 (Mesquita, 2005)

O limite de potência para se trabalhar só com circulação natural nos reatores TRIGA é baseado na taxa de dose de  $^{16}\text{N}$  no topo da piscina e no rápido aquecimento da água da piscina em potências acima de 100 kW. O aparecimento do  $^{16}\text{N}$  se deve à ativação do  $^{16}\text{O}$  dissolvido na água. Na refrigeração natural o  $^{16}\text{N}$  sobe rapidamente para a superfície da piscina. A refrigeração forçada é feita de modo que a água retorne ao poço certa altura acima do núcleo. Deste modo é formado um volume de água com pouco movimento na parte superior do poço, minimizando o aparecimento no ambiente da sala do reator de  $^{16}\text{N}$  e outros isótopos que, eventualmente, possam ter sido ativados no núcleo (Mesquita, 2005).

### 3.3.5- Materiais dos elementos combustíveis

O combustível do reator TRIGA IPR-R1 é uma dispersão homogênea de urânio enriquecido em 20% do isótopo  $^{235}\text{U}$  em uma matriz de hidreto de zircônio. Dois tipos de elementos combustíveis estão presentes no núcleo:

- Elementos combustíveis com revestimento de alumínio 1100-F
- Elementos combustíveis com revestimento de aço inoxidável AISI 304

A quantidade em peso de hidrogênio, urânio e zircônio diferem nos dois tipos de elementos. A mistura no combustível (U-ZrH<sub>1,0</sub>) com revestimento de alumínio contém 8,0% em peso de urânio, 91% de zircônio e 1,0% de hidrogênio. No elemento combustível com revestimento de aço inoxidável (U-ZrH<sub>1,6</sub>) as porcentagens são 8,5% de urânio, 89,9% de zircônio e 1,6% de hidrogênio. A relação entre o número de átomos de hidrogênio para os de zircônio na liga é de aproximadamente 1.0 para os elementos com revestimento de alumínio e de 1.6 para os elementos com revestimento em aço inoxidável. Segundo Simnad et al (1976), o combustível U-ZrH<sub>1,6</sub>, por suas características físicas, provou ser útil como um combustível para reatores tipo TRIGA em todo o mundo e o seu uso mostrou a redução da probabilidade de acidentes de reatividade.

### 3.3.5.1- Propriedades Físicas dos Materiais

Nesta seção, são descritas algumas propriedades físicas dos combustíveis, do alumínio Al 1100-F e do Aço Inoxidável AISI 304 que são necessárias às simulações termo-hidráulicas e neutrônicas do reator TRIGA IPR-R1 utilizando os códigos RELAP5, WIMS, PARCS e NESTLE.

#### A. Propriedades do Hidreto de Zircônio e Urânio

##### A.1. Densidade:

A densidade do hidreto de urânio e zircônio (U-ZrH<sub>x</sub>) pode ser determinada com a relação:

$$\rho_{U-ZrH_x} = \frac{1}{w_U / \rho_U + w_{ZrH} / \rho_{ZrH}} \quad (3.1)$$

onde  $w_U$  é e  $w_{ZrH}$  são, respectivamente, as frações em peso de urânio e de hidreto de zircônio na mistura combustível;  $\rho_U$  é a densidade do urânio (19,07 g/cm<sup>3</sup>); e  $\rho_{ZrH}$  é a densidade do hidreto de zircônio.

A densidade do hidreto de zircônio (ZrH<sub>x</sub>) em função da razão hidrogênio-zircônio é dada pelas expressões propostas por (Simnad,1981):

$$\rho_{ZrH} = \frac{1}{0,1541 + 0,0145x}; \quad x \leq 1,6 \quad (3.2)$$

$$\rho_{ZrH} = \frac{1}{0,1706 + 0,0042x} \cdot x \geq 1,6 \quad (3.3)$$

Para a mistura combustível U-ZrH<sub>1,0</sub>, a substituição de w<sub>U</sub> = 0,08, w<sub>ZrH</sub> = 0,92 e x = 1,0 nas equações precedentes resulta em:

$$\rho_{U-ZrH_{1,0}} = 6,28 \text{ g/cm}^3.$$

Este resultado está em concordância com o resultado fornecido pela relação:

$$\rho_{U-ZrH_x} = 6,83 - 0,55x, \quad x \leq 1,3 \quad (3.4)$$

para a densidade de uma liga ternária com 8% em peso de urânio (*General Atomics Company*, 1970).

A densidade da mistura U-ZrH<sub>1,6</sub>, com w<sub>U</sub> = 0,085, w<sub>ZrH</sub> = 0,915 e x = 1,6, é:

$$\rho_{U-ZrH_{1,6}} = 6,00 \text{ g/cm}^3.$$

## A.2. Condutividade Térmica

A aplicação de regressão linear aos dados apresentados por Wallace e Simnad, (1961) para a condutividade térmica do U-ZrH<sub>1,0</sub> com 8 % em peso de urânio em função da temperatura conduz à aproximação:

$$k_{U-ZrH_{1,0}}(T) = 22,872 - 4,3131 \times 10^{-2}T + 1,1240 \times 10^{-4}T^2 - 1,0039 \times 10^{-7}T^3, \quad (3.5)$$

com a temperatura em °C e a condutividade em Wm<sup>-1</sup>K<sup>-1</sup>. A expressão é válida no intervalo de temperatura 72°C ≤ T ≤ 410 °C.

A expressão:

$$k_{U-ZrH_{1,6}}(T) = 17,58 + 0,0075T \quad (3.6)$$

é apresentada por Wallace e Simnad, (1961) para a condutividade térmica do U-ZrH<sub>1,6</sub> com 8,5% em peso de urânio. Não há indicação da faixa de validade desta relação. Em publicação, Simnad, (1981) relata que a condutividade térmica do U-ZrH<sub>1,6</sub>, estimada com base em

medidas efetuadas na *General Atomics Company* para a difusividade térmica e em valores da densidade e do calor específico, mostra-se independente do teor de urânio e da temperatura; o valor  $17,6 \pm 0,8 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$  é indicado para cálculos de projeto.

As condutividades térmicas de ambos os tipos de combustíveis são comparadas na Figura 22 com as condutividades térmicas do urânio e do zircônio reportadas por Bowen et al., (1958).

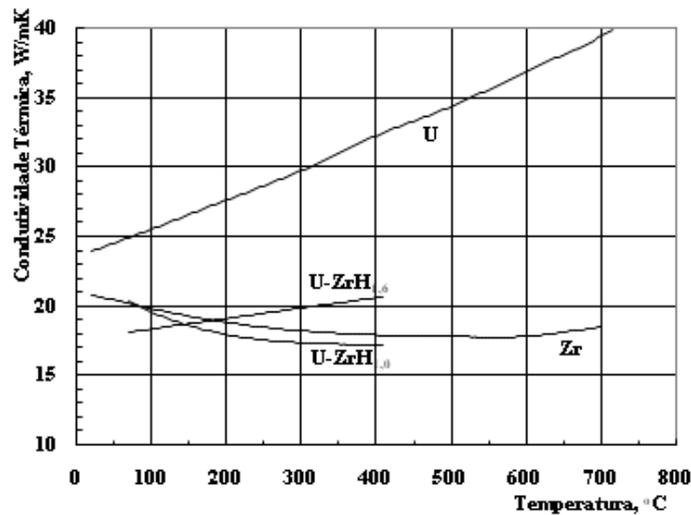


Figura 22 - Condutividades térmicas do urânio e de ligas do zircônio

### A.3. Calor Específico.

O calor específico do hidreto de urânio e zircônio,  $\text{U-ZrH}_x$ , pode ser estimado a partir da relação:

$$c_{p,\text{U-ZrH}_x} = w_U c_{p,U} + (1 - w_U) c_{p,\text{ZrH}_x} \quad (3.7)$$

onde  $w_U$  denota a fração de massa do urânio no hidreto.

As expressões para o calor específico do urânio e para o calor específico do hidreto  $\text{ZrH}_{1,0}$  em função da temperatura foram obtidas através de ajuste polinomial a dados compilados por Touloukian e Buyco, (1970). No intervalo de temperatura de 0 °C a 668 °C, o calor específico do urânio é aproximado por:

$$c_{p,U}(T) = 0,1145 + 8,456 \times 10^{-5}T - 3,435 \times 10^{-8}T^2 + 1,692 \times 10^{-10}T^3 \quad (3.8)$$

com  $c_{p,U}$  em  $\text{kJ.kg}^{-1}\text{K}^{-1}$  e  $T$  em  $^{\circ}\text{C}$ . Esta equação correlaciona também dados de calor específico apresentados por Bowen et al. (1958), na faixa de 27 a 627  $^{\circ}\text{C}$ , com desvios inferiores a 0,5%.

O calor específico do  $\text{ZrH}_{1,0}$  é dado pela aproximação seguinte, que é válida no intervalo de 50 a 525  $^{\circ}\text{C}$ :

$$c_{p,\text{ZrH}_{1,0}}(T) = 0,310 + 6,66 \times 10^{-4}T \quad (3.9)$$

A substituição das equações (3.8) e (3.9), na equação (3.7) e sendo  $w_U = 0,08$  resulta na expressão para o calor específico do combustível  $\text{U-ZrH}_{1,0}$  com 8% em peso de urânio:

$$c_{p,\text{U-ZrH}_{1,0}}(T) = 0,294 + 6,196 \times 10^{-4}T - 2,748 \times 10^{-9}T^2 + 1,354 \times 10^{-11}T^3 \quad (3.10)$$

Simnad et al., (1976), expressam a entalpia (em  $\text{J/mol}$ ) do hidreto  $\text{ZrH}_x$  como:

$$(h - h_{25^{\circ}\text{C}})_{\text{ZrH}_x} = a(x) + b(x)T + 0,03488T^2 \quad (3.11)$$

com  $T$  em  $^{\circ}\text{C}$ ,  $a(x) = -882,95 + 370,18(1,65 - x)$  e  $b(x) = 34,446 - 14,8071(1,65 - x)$

Usando a definição de calor específico,  $c_p = (\partial h / \partial T)_p$ , obtém-se:

$$c_{p,\text{ZrH}_x}(T) = b(x) + 0,06976T \quad (3.12)$$

No caso do  $\text{U-ZrH}_{1,6}$ , teremos  $x = 1,6$ . Fazendo  $x = 1,6$  e tomando a massa molecular do  $\text{ZrH}_{1,6}$  como 92,8328, esta equação resulta em:

$$c_{p,\text{ZrH}_{1,6}}(T) = 0,3631 + 7,5146 \times 10^{-4}T, \quad (3.13)$$

em que  $c_p$  é dado em  $\text{kJ.kg}^{-1}\text{K}^{-1}$ . Por fim, substituindo  $w_U = 0,085$  e as Equações (3.8) e (3.13) na Equação (3.7) obtém-se fórmula aproximada para o calor específico do  $\text{U-ZrH}_{1,6}$  com 8,5% em peso de urânio:

$$c_{p,\text{U-ZrH}_{1,6}}(T) = 0,3420 + 6,948 \times 10^{-4}T - 2,920 \times 10^{-9}T^2 + 1,438 \times 10^{-11}T^3 \quad (3.14)$$

A Figura 23 mostra os calores específicos das misturas 8,0% U-ZrH<sub>1,0</sub> e 8,5% U-ZrH<sub>1,6</sub> em função da temperatura.

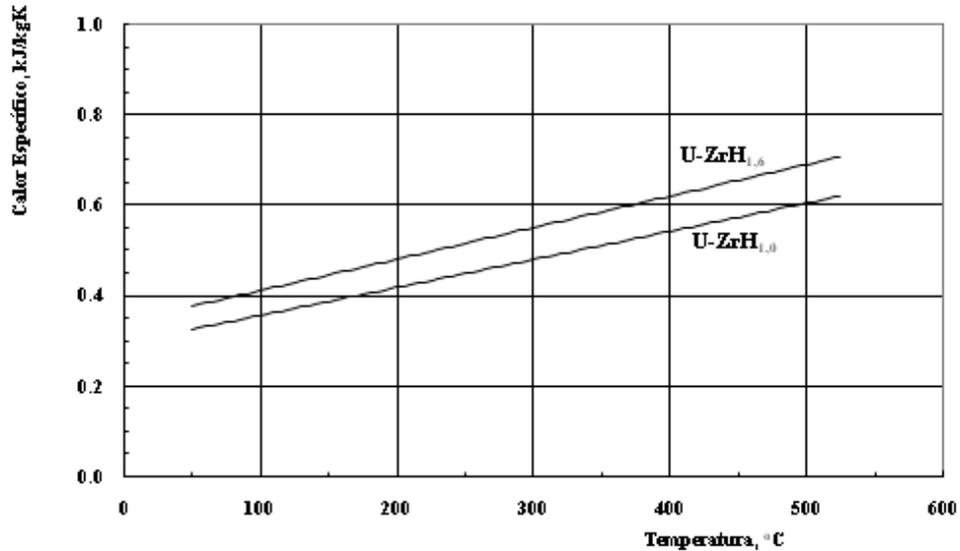


Figura 23–Calores específicos dos combustíveis U-ZrH<sub>1,0</sub> e U-ZrH<sub>1,6</sub> em função da temperatura

## B. Propriedades do Alumínio 1100-F

O Al 1100-F é uma liga com 99,00% de alumínio, produzida sem qualquer tratamento suplementar, caracterizada por excelente ductibilidade e resistência à corrosão, elevadas condutividades térmica e elétrica, baixas absorção neutrônica e radioatividade induzida. A composição química da liga 1100 pode ser resumida como se segue:

AL	≥	99,0%
Si + Fe	≤	1,0%
Cu	–	0,05% - 0,20%
Zn	≤	0,10%
Mn	≤	0,05%

As propriedades do Al 1100, incluindo a densidade, a condutividade térmica, o calor específico são apresentadas a seguir.

## B.1. Densidade

O alumínio de alta pureza (99,998%) tem uma densidade de  $(2,69808 \pm 0,00009)\text{g/cm}^3$  à temperatura de  $25^\circ\text{C}$  (Brandt, 1967). A densidade do alumínio 1100 é ligeiramente maior, sendo registrada por (Dean, 1967) como  $2,705\text{ g/cm}^3$  a  $20^\circ\text{C}$ .

## B.2. Condutividade Térmica

A condutividade térmica do alumínio de alta pureza (Al - 99,998) pode ser relacionada à condutividade elétrica pela correlação empírica apresentada por Brandt, (1967) e por Dean, (1967):

$$k = 2,102 \times 10^{-8} \lambda T_K + 12,56, \quad (3.15)$$

onde  $k$  é a condutividade térmica em  $\text{W/mK}$ ,  $\lambda$  é a condutividade elétrica em  $(\Omega\text{m})^{-1}$ , e  $T_K$  é a temperatura expressa em graus kelvin.

A resistividade elétrica de uma liga de alumínio, que é o inverso de sua condutividade, pode ser avaliada com:

$$\rho = \frac{1}{\lambda} = \rho_{\text{Al-puro}} + \Delta\rho \quad (3.16)$$

onde  $\rho_{\text{Al-puro}}$  é a resistividade do alumínio de alta pureza e  $\Delta\rho$  é a variação da resistividade causada pelos elementos de liga. A aplicação de regressão a dados tabulares compilados por Brandt, (1967), no intervalo de temperatura entre  $0^\circ\text{C}$  e  $600^\circ\text{C}$  resulta em:

$$\rho_{\text{Al-puro}} = \rho_{20^\circ\text{C}} [1 + a_1(T - 20) + a_2(T - 20)^2 + a_3(T - 20)^3] \quad (3.17)$$

onde  $\rho_{20^\circ\text{C}}$  é a resistividade do Al 99,998% a  $20^\circ\text{C}$ , dada por Barrant e Gadeau (1969) como  $26,30\text{ n}\Omega\text{m}$ ; os valores dos coeficientes são:

$$a_1 = 4,0722 \times 10^{-3}, \quad a_2 = 6,7007 \times 10^{-7} \quad \text{e} \quad a_3 = 6,4941 \times 10^{-10}$$

Dean (1967) descreve que a variação da resistividade do alumínio 99,996% com a temperatura é aproximadamente constante e igual a  $0,115\text{ n}\Omega\text{m}/^\circ\text{C}$  no intervalo de temperatura entre  $(-160^\circ\text{C})$  e  $(+300^\circ\text{C})$ . Como as relações resistividade–temperatura formam uma família de retas paralelas àquela do alumínio puro, a variação da resistividade com a

temperatura é essencialmente independente da composição. Conseqüentemente, a relação  $\Delta\rho/\Delta T = 0,115 \text{ n}\Omega\text{m}/^\circ\text{C}$  pode ser utilizada na avaliação da resistividade de uma liga a qualquer temperatura, desde que se conheça sua resistividade a outra temperatura e que não ocorram alterações metalúrgicas. A resistividade do alumínio 1100 à temperatura de  $20^\circ\text{C}$  é dada por McCall et al., (1979) como  $29,2 \text{ n}\Omega\text{m}$ . Portanto, usando a relação  $\Delta\rho/\Delta T = 0,115 \text{ n}\Omega\text{m}/^\circ\text{C}$ , obtém-se:

$$\rho_{Al1100} = 29,2 \times 10^{-9} + 0,115 \times 10^{-9} (T - 20). \quad -160^\circ\text{C} \leq T \leq 300^\circ\text{C} \quad (3.18)$$

Os valores da condutividade térmica do alumínio 1100 obtidos com a Equação (3.15) considerando-se alternativamente as Equações (3.16) e (3.18) na determinação da resistividade elétrica são comparados na Tabela 4 e na Figura 24 com as condutividades térmicas do alumínio 99,996%. As condutividades térmicas do alumínio puro foram calculadas a partir da Equação (3.15), com a condutividade elétrica dada pelo recíproco da Equação (3.17). Observa-se que a presença das impurezas reduz sensivelmente a condutividade térmica do alumínio e que os resultados previstos via Equação (3.16) e via Equação (3.18) não apresentam diferenças apreciáveis. Os desvios entre esses resultados e os valores da ASME - *American Society of Mechanical Engineers* (1962) não ultrapassam 3,3%.

**Tabela 4 - Condutividade térmica do alumínio puro e da liga 1100-F**

Temperatura ( $^\circ\text{C}$ )	Condutividade Térmica (W/m K)			
	Alumínio Puro	via eq.(2.16)	via eq.(2.18)	ASME
20	246,9	222,8	223,6	230,0
50	242,6	221,3	220,6	226,7
100	236,7	219,0	216,8	221,9
150	231,9	216,7	214,0	218,4
200	227,6	214,5	211,9	215,7
250	223,7	212,2	210,2	
300	220,1	209,9	208,8	
350	216,7	207,5		
400	213,3	205,1		
450	210,1	202,6		
500	206,8	200,1		
550	203,6	197,5		
600	200,5	194,8		

Os valores da condutividade térmica do Al 1100, os quais se encontram listados na terceira coluna da Tabela 4, podem ser aproximados pelo polinômio onde  $k$  é em  $\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$  e  $T$  em  $^{\circ}\text{C}$ :

$$k_{\text{Al1100}}(T) = 223,7 - 4,7560 \times 10^{-2}T + 1,0215 \times 10^{-5}T^2 - 1,8887 \times 10^{-8}T^3 \quad (3.19)$$

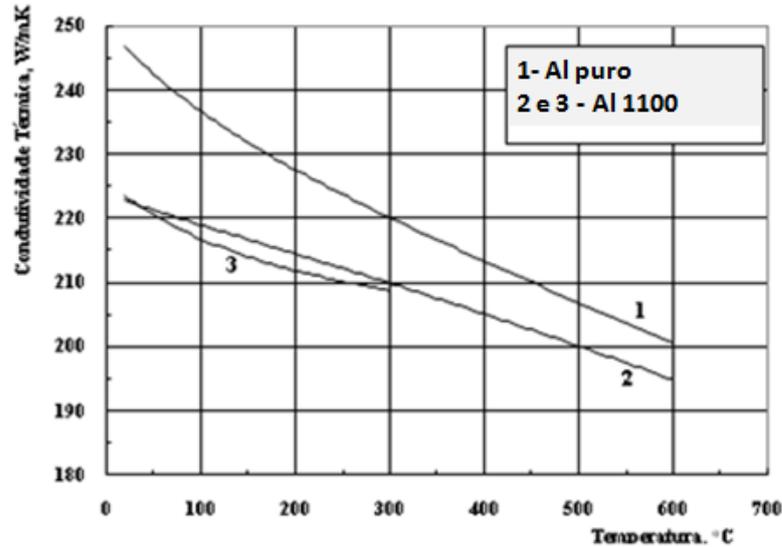


Figura 24 - Condutividade térmica do alumínio puro e do alumínio 1100

### B.3. Calor Específico

O alumínio tem um calor específico relativamente elevado em comparação com outros metais e, conseqüentemente, pequenas ou moderadas concentrações de outros elementos numa liga de alumínio não afetam significativamente o seu calor específico. Assim, o calor específico do Al 1100 pouco difere do calor específico do alumínio puro, o qual pode ser descrito pela expressão:

$$c_{p, \text{Al1100}}(T) = 0,892 + 4,4361 \times 10^{-4}T + 3,6326 \times 10^{-8}T^2, \quad 20^{\circ}\text{C} < T < 630^{\circ}\text{C} \quad (3.20)$$

em unidades de  $\text{kJ/kg}^{\circ}\text{C}$ . A equação, obtida mediante ajuste a valores do calor específico apresentados por Brandt (1967), reproduz dados da ASME (1962) na faixa de 20 a  $200^{\circ}\text{C}$  com precisão de 1%, bem como dados compilados por Touloukian e Buyco (1970) na faixa de 100 a  $600^{\circ}\text{C}$  com precisão de 2%.

### C. Propriedades do Aço Inoxidável AISI 304

As ligas ferro-cromo-níquel (Fe-Cr-Ni) da série 300 no sistema de designação do AISI (*American Iron and Steel Institute*) pertencem à família dos aços inoxidáveis austeníticos. Os aços desta família, contendo tipicamente 18% de cromo e 8% de níquel e baixo teor de carbono (< 8%), são não-magnéticos e apresentam baixo limite de escoamento, elevadas ductibilidade e taxas de encruamento por trabalho a frio, excelente tenacidade e não requerem técnicas especiais para serem produzidos.

Sob o aspecto de aplicação a reatores, os aços da série 300 exibem várias qualidades de um revestimento ideal, quais sejam: alta resistência à corrosão; elevada condutividade térmica; boa resistência aos efeitos da radiação, apesar de as propriedades serem por ela ligeiramente afetadas. Uma desvantagem é a relativamente alta seção de choque de absorção de nêutrons. Todos os aços desta série têm muito aproximadamente as mesmas propriedades termofísicas.

O aço inoxidável AISI 304 tem a seguinte composição química nominal (Hoyt, 1954):

C	– ≤ 0,08%	P	– ≤ 0,040%
Cr	– 18,0 – 20,0%	S	– ≤ 0,030%
Mn	– ≤ 2,00%	Si	– ≤ 1,00%
Ni	– 8,00 – 11,00%		

#### C.1. Densidade:

A ASME (1962) indica o valor de 7,90 g/cm<sup>3</sup> para a densidade do aço inoxidável AISI 304 à temperatura de 20°C.

#### C.2. Condutividade Térmica:

O ajuste polinomial a valores compilados pela ASME para a condutividade térmica do aço AISI 304 no intervalo 20°C ≤ T ≤ 815°C resulta na equação

$$k_{\text{AISI 304}}(T) = 14,46 + 1,8143 \times 10^{-2} T - 6,6724 \times 10^{-6} T^2 + 3,1732 \times 10^{-9} T^3, \quad (3.21)$$

onde k é em W/mK e T é em °C. Esta expressão correlaciona também os resultados apresentados por Touloukian e Buyco (1970) na faixa de 130 a 735°C .

### C.3. Calor Específico:

Os valores do calor específico do aço inoxidável AISI 304, calculados a partir de resultados para a condutividade térmica e difusividade térmica registrados pela ASME, são descritos com uma tolerância de 0,6% por

$$c_{p, AISI\ 304}(T) = 0,475 + 3,7099 \times 10^{-4}T - 4,8289 \times 10^{-7}T^2 + 2,6979 \times 10^{-10}T^3, \quad (3.22)$$

onde  $c_p$  é em  $\text{kJ/kg}^\circ\text{C}$  e  $20^\circ\text{C} \leq T \leq 815^\circ\text{C}$ .

### 3.4 - Limites Operacionais

A avaliação do núcleo de um reator está intimamente relacionada com sua análise térmica. As seções de choque nucleares que determinam a multiplicação dos nêutrons no núcleo dependem sensivelmente da temperatura. Além disto, desde que o calor liberado é gerado por reações de fissão induzidas pelo fluxo de nêutrons no reator, a distribuição de temperatura no núcleo dependerá do comportamento neutrônico. Os limites operacionais de temperatura serão considerados para o cálculo das seções de choque macroscópicas no Capítulo 5 com o código WIMSD-5B.

As considerações térmicas também dominam as análises de segurança. A energia liberada pelas reações nucleares de fissão aparece primeiramente como energia cinética dos produtos de fissão. Esta energia é rapidamente depositada na forma de calor no combustível, muito próximo à localização do evento de fissão. Este calor é então transportado por condução térmica através do material combustível até o *gap* que separa o combustível do revestimento e então através do revestimento, até alcançar a sua superfície. A energia é então transferida da superfície do revestimento para o refrigerante.

Para que um reator opere em estado estacionário, todo calor liberado pelo sistema deve ser removido tão rápido quanto produzido. Esta remoção de calor é alcançada através de um refrigerante, líquido ou gasoso, fluindo das regiões aonde o calor é gerado (Lamarsh, 1966).

A temperatura em um reator em operação geralmente varia de ponto a ponto dentro do sistema. Como consequência, existirá sempre uma vareta combustível, usualmente próxima ao centro do núcleo na qual algum ponto será mais quente que em todo o restante. A temperatura

máxima do combustível é determinada pela potência do reator, pelo sistema de refrigeração, e pela natureza do combustível. Entretanto, considerações metalúrgicas fornecem limites superiores de temperatura, os quais as varetas combustíveis podem alcançar com segurança.

#### 3.4.1- Limitações de Temperatura no Combustível

Como descrito, no reator TRIGA IPR-R1 há:

- Combustível de baixa hidretação, com razão atômica H:Zr menor que 1,5 (no caso do IPR-R1; H:Zr = 1), com revestimento de alumínio 1100.

- Combustível de alta hidretação, com razão atômica maior que 1,5, (no caso do IPR-R1; H:Zr = 1,6), com revestimento de aço inoxidável AISI 304.

As temperaturas do combustível e do moderador definem os limites de operação dos reatores nucleares do tipo TRIGA (IAEA, 2011). Duas temperaturas são importantes quando se considera o limite operacional dos combustíveis de baixa hidretação. A primeira é a temperatura de 823 K, para a qual ocorre a transformação de fase na liga U-ZrH<sub>1.0</sub>, o que pode resultar numa variação significativa no volume do combustível. A operação deste tipo de combustível a temperaturas acima de 823 K levará a uma deformação progressiva do elemento combustível e danos ao revestimento se a operação for prolongada.

A segunda temperatura de interesse é aquela que causa a de-hidrogenação do combustível e um subsequente aumento na pressão interna e ruptura no revestimento. Esta temperatura varia com a razão H:Zr e com a resistência do material do revestimento.

A temperatura limite para os combustíveis de alta hidretação é determinada apenas pela sobre pressão que pode decorrer da de-hidrogenação, pois este tipo de combustível é monofásico e não está sujeito a variações de volume associadas à transformação de fase.

A tensão imposta ao revestimento pelo hidrogênio liberado do combustível pode ser estimada com a equação (Veloso, 2004):

$$S = \frac{R_c}{t_c} \times p_H \quad (3.23)$$

onde  $p_H$  é a pressão interna do hidrogênio e  $R_c$  e  $t_c$  são, respectivamente, o raio interno e a espessura do revestimento. A uma temperatura de 643 K, o limite de resistência do alumínio 1100 é 10,3 MPa (Bush, 1960) e do aço inoxidável AISI 304 é 438 MPa (Schmidt, 1981).

Temos que

$$\text{para o U-ZrH}_{1,0}, R_c = 1,789 \times 10^{-2} \text{ m e } t_c = 7,6 \times 10^{-4} \text{ m}$$

$$\text{para o U-ZrH}_{1,6}, R_c = 1,829 \times 10^{-2} \text{ m e } t_c = 5,1 \times 10^{-4} \text{ m}$$

Utilizando estes dados é possível estimar a pressão interna máxima permitida:

$$p_H = \frac{10,3 \times 10^3 \times 7,6 \times 10^{-4}}{1,789 \times 10^{-2}} = 437,56 \text{ kPa (U-ZrH}_{1,0}) \text{ e,}$$

$$p_H = \frac{438,0 \times 10^3 \times 5,1 \times 10^{-4}}{1,829 \times 10^{-2}} = 12.213,23 \text{ kPa (U-ZrH}_{1,6})$$

Então, a integridade dos revestimentos será preservada se as tensões exercidas pelo hidrogênio forem inferiores a estes valores.

As pressões de equilíbrio do hidrogênio em função da temperatura para os hidretos  $ZrH_{1,0}$  e  $ZrH_{1,6}$  são mostrados na Figura 25.

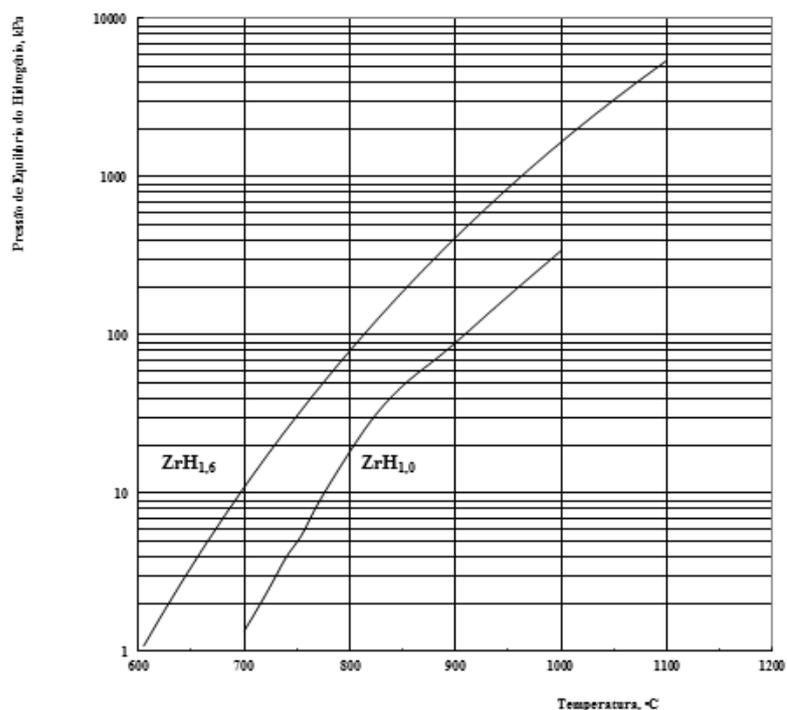


Figura 25 - Pressão de equilíbrio do hidrogênio em ZrH<sub>1,0</sub> e ZrH<sub>1,6</sub>

O limite básico do projeto contra tensões excessivas nos revestimentos dos elementos combustíveis do reator TRIGA IPR-R1, foi fixado pela *General Atomics Company* (1970) sendo a temperatura de 900<sup>0</sup>C (1173K) para o U-ZrH<sub>1,0</sub> e 1150<sup>0</sup>C (1423K) para o U-ZrH<sub>1,6</sub> (Veloso, 2005).

Podemos concluir que o limite operacional do núcleo do TRIGA IPR-R1 é ditado pela temperatura que causa a transformação de fase do U-ZrH<sub>1,0</sub>. Esta temperatura é de 823 K aproximadamente. Embora não seja um limite de segurança com respeito à manutenção da integridade do revestimento, estabelece uma margem operacional que preserva o combustível de grandes variações de volume.

### 3.4.2 - Limitações de Temperatura no Revestimento

O revestimento serve como uma barreira de contenção para prevenir que os produtos de fissão radioativos produzidos no combustível sejam liberados no refrigerante. Assim, a integridade do revestimento precisa ser mantida em todas as condições normais e anormais de

operação. Apesar de o revestimento do combustível em condições normais de operação raramente experimentar temperaturas próximas ao seu ponto de fusão, o comportamento térmico do material do revestimento impõe limitações na densidade de potência do núcleo. O crescimento da pressão exercida pelos gases de fissão pode causar estresse no revestimento. Além disso, o revestimento está sujeito a um alto estresse térmico devido ao enorme gradiente térmico através de sua espessura.

A fonte de energia em reatores nucleares tem origem nos processos de fissão dentro dos elementos combustíveis. A energia depositada no combustível é transferida para o refrigerante por condução, convecção e radiação (Todreas e Kazimi, 1990). A limitação térmica mais importante é o fluxo de calor que pode ser transferido do revestimento para o refrigerante em reatores refrigerados com refrigerante líquido. Acima de certas magnitudes do fluxo de calor, a transferência do calor para o refrigerante se tornará instável podendo haver formação de um filme de vapor cobrindo a superfície do elemento combustível. Quando isto acontece, a temperatura do revestimento cresce rapidamente podendo levar à sua ruptura, fato que não pode ocorrer. Esta limitação térmica conhecida como fluxo de calor crítico (fenômeno de ruptura do contato entre o líquido e a superfície aquecida, com a formação de uma camada isolante de vapor sobre a superfície) é uma das primeiras limitações em núcleos de reatores refrigerados a água nos quais é permitida a temperatura do refrigerante se aproximar do ponto de ebulição.

## 4- **DESCRIÇÃO DO MODELO TERMO HIDRÁULICO**

Neste capítulo é descrita a modelagem termo-hidráulica do reator TRIGA IPR-R1 para o código RELAP5. Foram feitas diversas simulações para análise de sensibilidade, cada uma utilizando um número específico de canais termo-hidráulicos (3, 7, 13 e 91). Os resultados encontrados para os diversos parâmetros de interesse foram comparados aos experimentais sempre que possível, apresentando boa concordância, mas diferindo na faixa de erro.

### 4.1- **Aspectos Gerais da Simulação Termo-Hidráulica – Descrição do Modelo**

Um diagrama esquemático do sistema físico é mostrado na Figura 26. O esquema geral da nodalização do modelo utilizado no código RELAP5-MOD3.3 para simular o reator TRIGA IPR-R1 é mostrado na Figura 27.

Para representar a piscina do reator no código RELAP5, foram utilizados dois componentes do tipo PIPE divididos, cada um, em 10 volumes com 9 junções internas. Estes dois componentes foram conectadas com 10 junções simples para caracterizar o fluxo transversal.

As alturas de cada volume foram descritas de modo a que cada volume apresentasse as mesmas características. As áreas de cada volume foram calculadas, descontado, no caso do volume 2, a área ocupada pelo reator e pelo refletor. Para o cálculo da pressão, foi considerada para cada volume, a pressão atmosférica mais a pressão exercida pela coluna de água no respectivo centro geométrico. O fluido dentro da piscina foi definido como água leve desmineralizada e sem boro. A temperatura inicial da água para as simulações de regime permanente foi considerada como sendo 300 K.

As áreas de cada volume das piscinas foram definidas para a entrada do código RELAP5 conforme a Tabela 5, sendo iguais as áreas correspondentes nas duas piscinas.

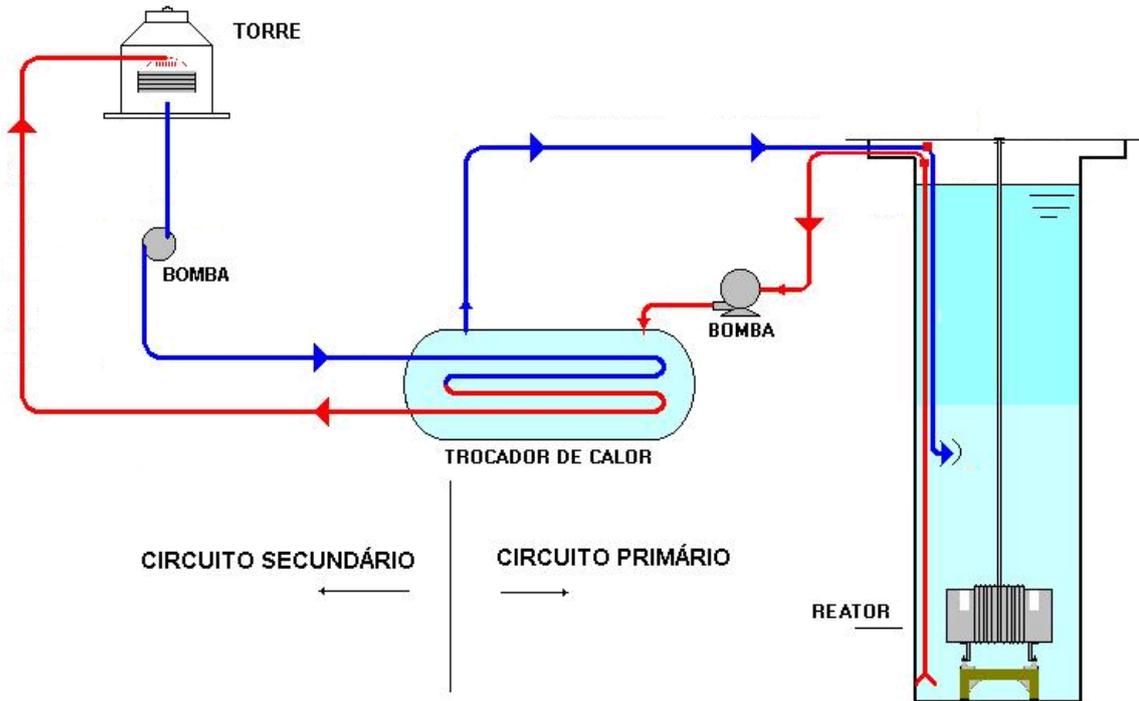


Figura 26 - Modelo esquemático do reator IPR-R1 (Mesquita, 2005)

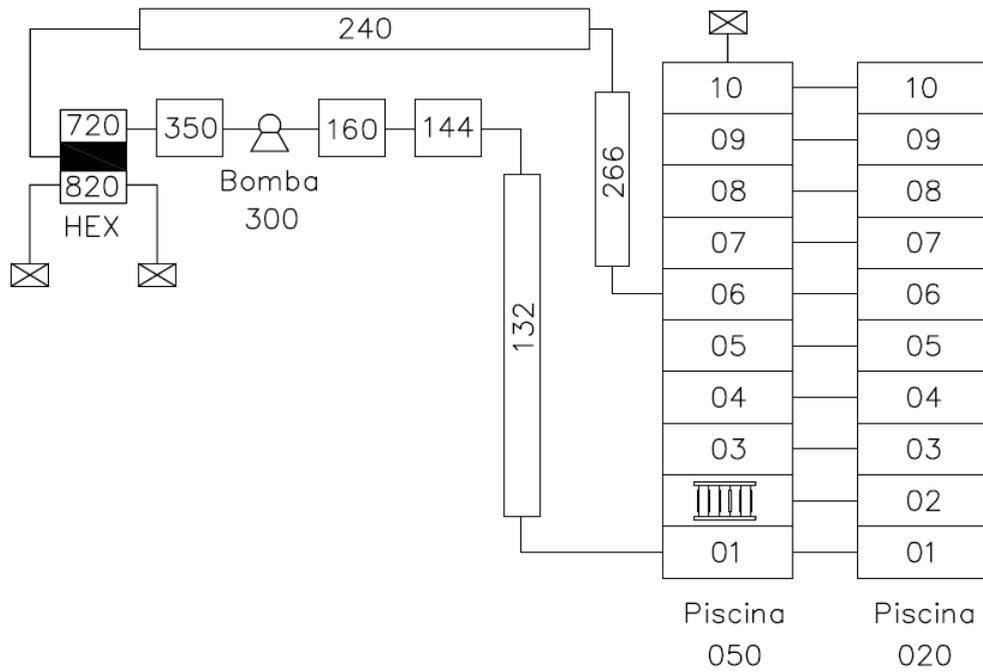


Figura 27 - Nodalização do reator IPR-R1 - Piscina, Circuito Primário e Núcleo, para o código RELAP5

**Tabela 5 - Caracterização dos 10 volumes adotados para o poço do reator IPR-R1 para o código RELAP5**

Nº do volume	Área (m <sup>2</sup> )
1	1,447645
2	0,980935
3	1,447645
4	1,447645
5	1,447645
6	1,447645
7	1,447645
8	1,447645
9	1,447645
10	1,447645

Um volume dependente do tempo (TDV), conectado por uma junção à saída do volume 10 da piscina, foi utilizado para simular a pressão atmosférica.

O circuito de refrigeração primário foi modelado utilizando componentes tipo PIPE, bomba de circulação e trocadores de calor. O circuito secundário, composto principalmente pela torre externa de refrigeração, não foi modelado porque o circuito primário foi suficiente para garantir a remoção do calor do refrigerante.

O núcleo do reator TRIGA IPR-R1 tem 91 posições que são ocupadas por elementos combustíveis, barras de controle, segurança e regulação, elementos falsos de grafita, elemento fonte e tubo central. As características gerais de tais elementos são descritas na Tabela 6. As posições de cada tipo de elemento podem ser visualizadas na Figura 28.

Tabela 6 - Áreas e diâmetros dos elementos do núcleo do TRIGA IPR-R1

Elemento	Diâmetro (m)	Área, seção reta (m <sup>2</sup> )
Combustível Revestimento Al 1100	$3,73 \times 10^{-2}$	$1,09272 \times 10^{-3}$
Combustível Revestimento AISI 304	$3,76 \times 10^{-2}$	$1,11036 \times 10^{-3}$
Tubo Central	$3,81 \times 10^{-2}$	$1,11401 \times 10^{-3}$
Elementos de grafita	$3,73 \times 10^{-2}$	$1,09272 \times 10^{-3}$
Elemento fonte	$3,70 \times 10^{-2}$	$1,07521 \times 10^{-3}$
Barras de controle (tubos guia)	$3,80 \times 10^{-2}$	$1,13411 \times 10^{-3}$

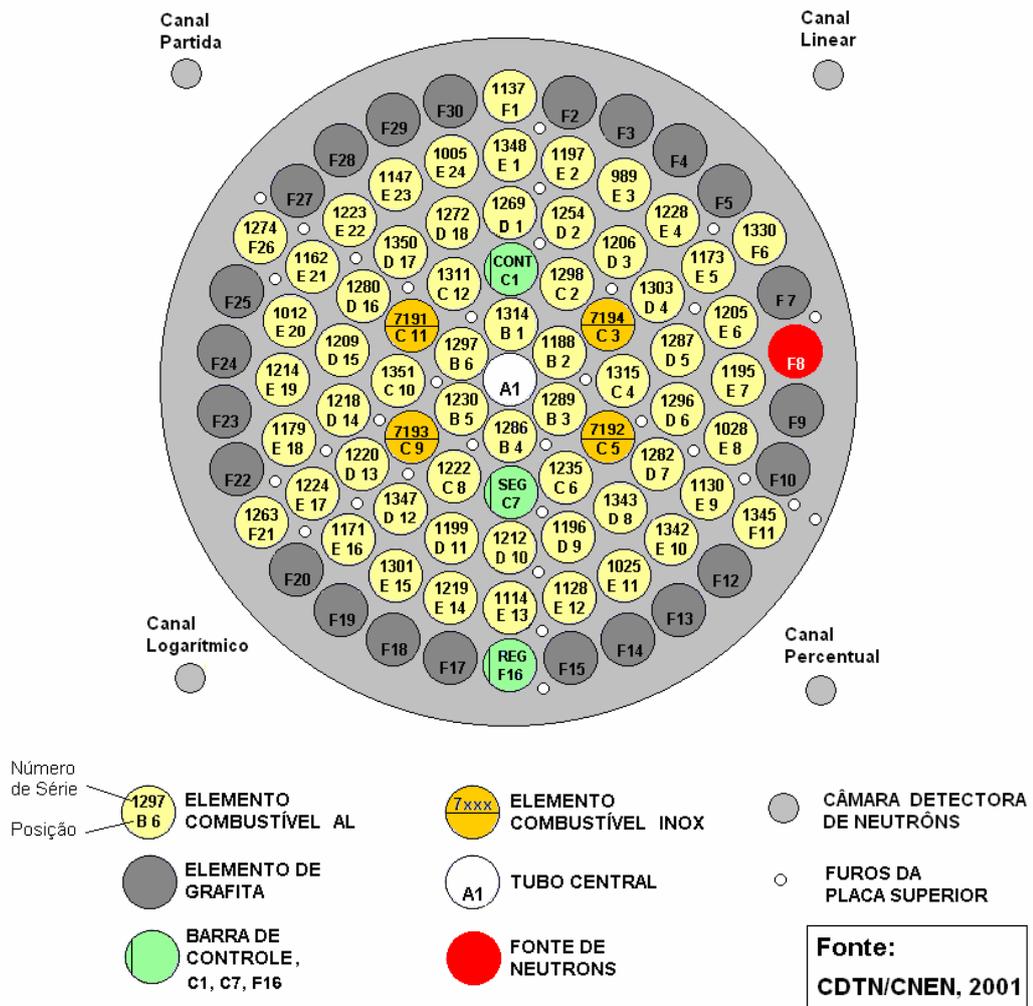


Figura 28 - Configuração do núcleo do reator IPR-R1 (CDTN/CNEN, 2001)

Conforme pode ser visualizado pela Figura 28, tem-se:

- 63 elementos combustíveis:
  - 59 elementos combustíveis com revestimento de alumínio e
  - 04 elementos combustíveis com revestimento de aço inoxidável
- 23 elementos falsos de grafita
- 3 tubos-guia de barras de controle
- 1 tubo central
- 1 fonte de nêutrons

A altura de todos os elementos do núcleo foi considerada como sendo 0,5842 m (Figura 20). Cada um dos 63 elementos combustíveis foi modelado separadamente formando 63 estruturas de calor. Cada uma destas estruturas de calor foi subdividida axialmente em 21 volumes, cada um com  $2,7819 \times 10^{-2}$  m de altura.

Na simulação com o código RELAP5, o modelo de cinética pontual foi adotado. Em reatores críticos, para os pequenos desvios do equilíbrio, um modelo de cinética pontual pode ser usado. Este modelo assume a forma do fluxo neutrônico constante. Assim, o pressuposto básico de cinética pontual é:

$$\Phi_{(x,t)} = N_{(t)}\Psi_{(x)}$$

ou seja, o fluxo de nêutrons  $\Phi_{(x,t)}$  (x representa posição, a energia e o ângulo) é um produto de amplitude (N) e forma ( $\Psi$ ), que é independente do tempo. Para perturbações significativas no reator decorrentes de consideráveis variações de reatividade, o modelo de cinética pontual não é adequado para descrever o comportamento da potência.

Entretanto, uma detalhada representação de cada elemento é essencial para levar em conta apropriadamente a distribuição radial de potência associada com a posição dos elementos combustíveis. A distribuição axial de potência foi calculada considerando o perfil co-senoidal. Embora seja este um procedimento aproximado, ele foi utilizado neste trabalho para manter as distribuições co-senoidais de potência axial e radial fixas.

#### 4.1.1- Distribuições Radial e Axial de Potência

A densidade linear local de potência (potência local por unidade de comprimento) de uma vareta combustível pode ser expressa como o produto dos fatores radial e axial de

potência da vareta pela densidade linear média de potência do núcleo, ou seja,

$$q'_{\text{vareta}} = f_{\text{radial}} f_{\text{axial}} \bar{q}'_{\text{nucleo}} \quad (4.1)$$

O fator radial é definido como a razão entre a densidade linear média de potência da vareta e a densidade linear média de potência do núcleo,

$$f_{\text{radial}} = \frac{\bar{q}'_{\text{vareta}}}{\bar{q}'_{\text{nucleo}}} \quad (4.2)$$

A distribuição radial de potência dos elementos combustíveis no núcleo do reator TRIGA IPR-R1 adotada no cálculo termo-hidráulico foi aquela determinada por Dalle (2003) com os códigos WIMSD4C e CITATION. Esta distribuição é mostrada na Figura 29.

O fator axial de potência de uma vareta combustível é definido como

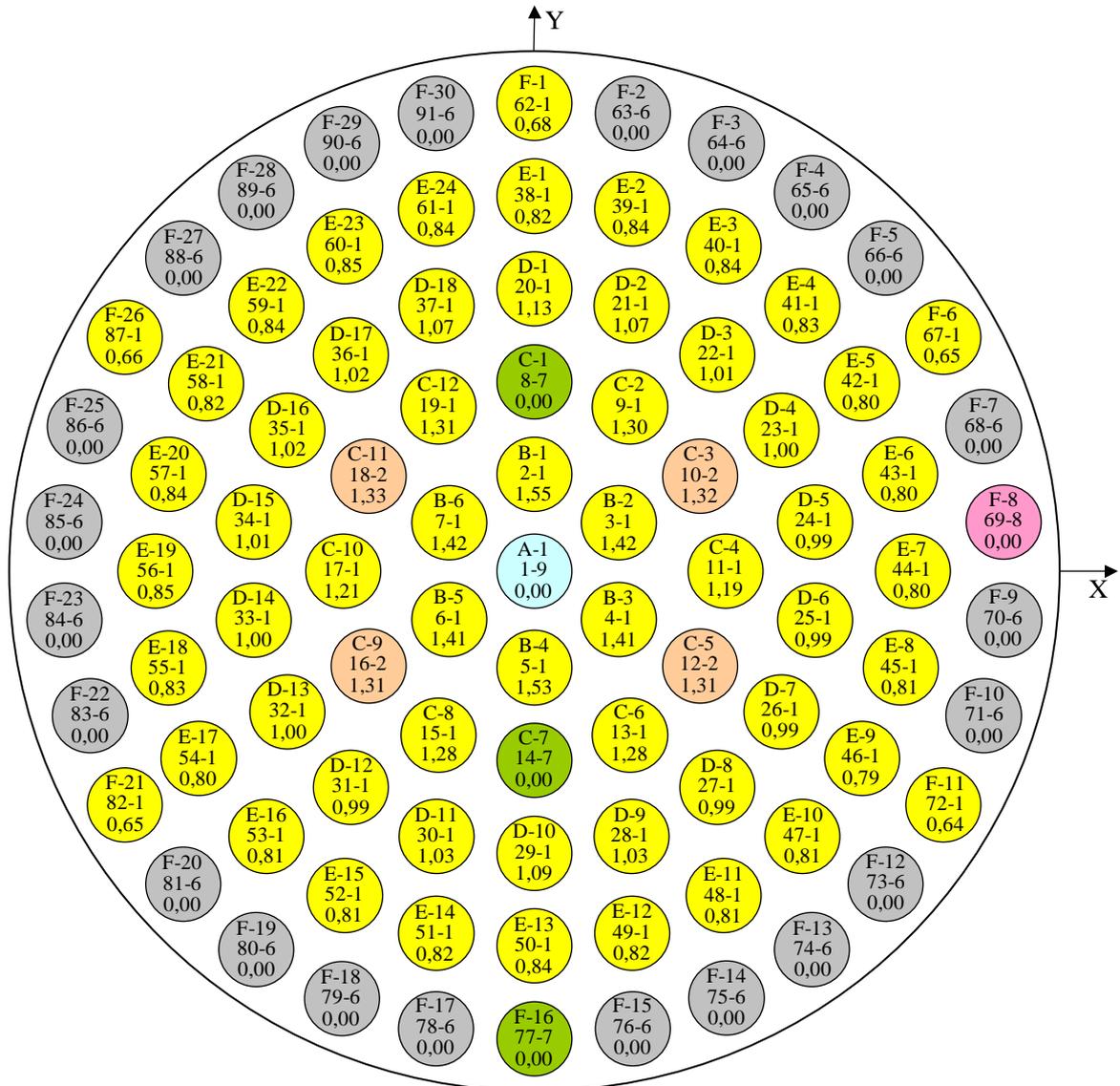
$$f_{\text{axial}} = \frac{q'_{\text{vareta}}(z)}{\bar{q}'_{\text{vareta}}} \quad (4.3)$$

onde  $z$  é a coordenada axial. Levando-se em conta que a distribuição axial do fluxo de nêutrons na posição da vareta combustível possa ser descrita por uma função senoidal e considerando-se que a densidade de potência seja proporcional ao fluxo de nêutrons, então:

$$q'(z') = q'_{\text{max}} \text{sen}\left(\frac{\pi z'}{L'}\right) \quad (4.4)$$

em que  $q'_{\text{max}}$  é a densidade linear máxima em  $z' = L'/2$ , e  $L'$  é comprimento do semiciclo do seno. A função  $q'(z')$  encontra-se representada na Figura 30, sendo:

- $L_0$ , comprimento ativo da vareta;
- $\ell$ , distância de extrapolação do fluxo de nêutrons;
- $a$ , comprimento não-ativo inferior;
- $b$ , comprimento não-ativo superior;
- $L$ , comprimento total da vareta sem os terminais inferior e superior;
- $z$ , coordenada axial cuja origem coincide com a entrada dos canais TH.



- a – Identificação do anel
- i – Número do elemento no anel
- m – Número do elemento no núcleo
- n – Tipo de elemento
- f – Fator radial de potência

Tipo de Elemento	DESCRIÇÃO
●1	Elemento combustível com alumínio
●2	Elemento combustível com aço inox
●6	Elemento de grafita
●7	Elemento de controle
●8	Elemento com fonte de nêutrons
●9	Tubo central

Figura 29 - Distribuição radial de potência normalizada do núcleo (Veloso, 2005)

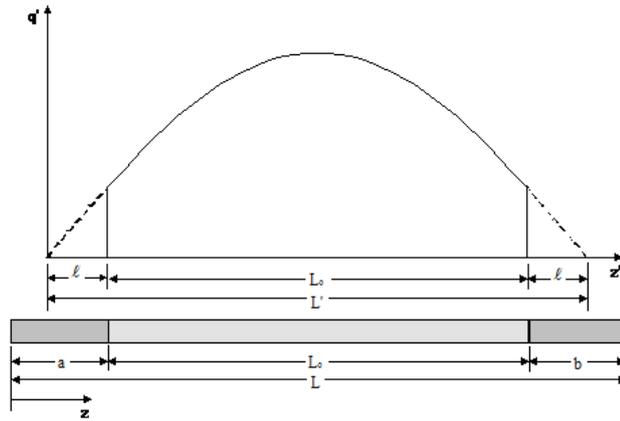


Figura 30 - Distribuição axial de potência

O valor médio da função no comprimento ativo é

$$\bar{q}' = \frac{1}{L_0} \int_{\ell}^{\ell+L_0} q'_{\max} \operatorname{sen}\left(\frac{\pi z'}{L'}\right) dz', \quad (4.5)$$

Efetuando a integração, obtém-se

$$\bar{q}' = q'_{\max} \frac{\operatorname{sen} \alpha}{\alpha}, \quad (4.6)$$

onde ,

$$\alpha = \frac{\pi L_0}{2L'} \quad (4.7)$$

A razão pico-média da distribuição é, portanto

$$F_z = \frac{q'_{\max}}{\bar{q}'} = \frac{\alpha}{\operatorname{sen} \alpha} \quad (4.8)$$

Conhecendo-se  $F_z$  o valor de  $\alpha$  pode ser obtido com o método iterativo de Newton-Raphson.

Como  $L' = L_0 + 2l$ , a relação entre a distância de extrapolação e o parâmetro  $\alpha$  é

$$l = \frac{L_0}{2} \left( \frac{\pi}{2\alpha} - 1 \right). \quad (4.9)$$

A substituição da equação (4.4) na equação (4.3) resulta em

$$f_{fonte} = \begin{cases} F_z \text{sen}\left(\frac{\pi z'}{L'}\right) & l \leq z' \leq L_0 + l \\ 0 & z' < l \text{ ou } z' > L_0 + l \end{cases} \quad (4.10)$$

Com a mudança de variáveis  $z' = z - a + l$ , obtém-se a expressão

$$f_{axial}(z) = \begin{cases} F_z \cos\left[\frac{2\alpha}{L_0}(z - a) - \alpha\right] & a \leq z \leq L_0 + a \\ 0 & 0 \leq z < a \text{ ou } L_0 + a < z \leq L \end{cases} \quad (4.11)$$

que descreve a distribuição axial normalizada de potência da vareta combustível em função da coordenada axial. Esta expressão foi usada para determinar o fator axial de potência da vareta combustível em função da coordenada axial de cada canal termo-hidráulico.

Os dados geométricos utilizados na determinação da distribuição axial de potência encontram-se listados na Tabela 7 em que  $L = a + L_0 + b = 58,42$  cm

**Tabela 7 - Parâmetros da distribuição axial de potência**

Tipo de elemento	Nº de elementos	a (cm)	b (cm)	$L_0$ (cm)	L (cm)
U-ZrH <sub>1,0</sub>	59	11,43	11,43	35,56	58,42
U-ZrH <sub>1,6</sub>	04	10,16	10,16	38,10	58,42

Associando-se a cada elemento uma distribuição axial com razão pico-média igual ao valor indicado pela *General Atomics Company* (1959), isto é,  $F_z = 1,25$ , o valor de  $\alpha = 1,1311$  é encontrado através da solução da Equação (4.8).

#### 4.1.2- Estruturas de Calor

Os elementos combustíveis (estruturas de calor) foram considerados conforme descritos na Tabela 3. Axialmente, no modelo, cada elemento combustível foi subdividido em 21 volumes de  $2,7819 \times 10^{-2}$  m. A altura total da estrutura de calor é de 0,5842 m, sendo a parte ativa diferente nos dois tipos de combustíveis. Cada segmento axial na região ativa de cada elemento combustível foi dividido em 17 anéis radiais concêntricos (*meshes*), sendo 11 no combustível, 5 no revestimento e 1 para representar a folga radial (*gap*), conforme a Figura 31.

Combustível tipo I → Revestimento de alumínio:  
A =  $1,78 \times 10^{-2}$  m → Combustível U-ZrH<sub>1,0</sub>  
B =  $9,0 \times 10^{-5}$  m → Folga radial - *gap* - (hélio)  
C =  $7,6 \times 10^{-4}$  m → Revestimento de Alumínio

Combustível tipo II → Revestimento de aço Inoxidável:  
D =  $1,815 \times 10^{-2}$  m → Combustível U-ZrH<sub>1,6</sub>  
E =  $1,4 \times 10^{-4}$  m → Folga radial - *gap* - (hélio)  
F =  $5,1 \times 10^{-4}$  m → Revestimento de Aço Inoxidável

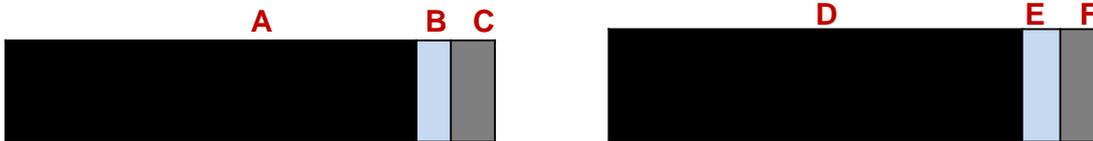


Figura 31 - Representação radial dos elementos combustíveis

#### 4.1.3 - Nodalização

O núcleo foi dividido em 91 regiões representando os canais termo-hidráulicos e a cada uma destas regiões foram associadas estruturas de calor, como mostra a Figura 32.

No cálculo das áreas da seção reta de cada região foram descontadas as áreas seccionais ocupadas por elementos combustíveis ou por outros como elementos falsos de grafita ou barras de controle.

Da mesma forma que as estruturas de calor, os canais hidrodinâmicos, foram subdivididos axialmente em 21 volumes. Estes volumes foram associados aos 21 volumes axiais das estruturas de calor. Os 91 canais termo-hidráulicos foram interconectados por junções tipo *cross-flow* de forma a representar a transferência transversal de massa entre o fluido refrigerante. Este fluxo transversal se torna importante em algumas situações tais como bloqueio superior ou inferior de alguns ou todos os canais termo-hidráulicos.

A temperatura da piscina foi tomada como constante e não foram consideradas perdas de calor através da água da piscina. Considerou-se a piscina do reator como um sistema

isolado. De fato, em razão de as temperaturas envolvidas serem próximas da temperatura ambiente, pode-se considerar a piscina do reator como termicamente isolada.

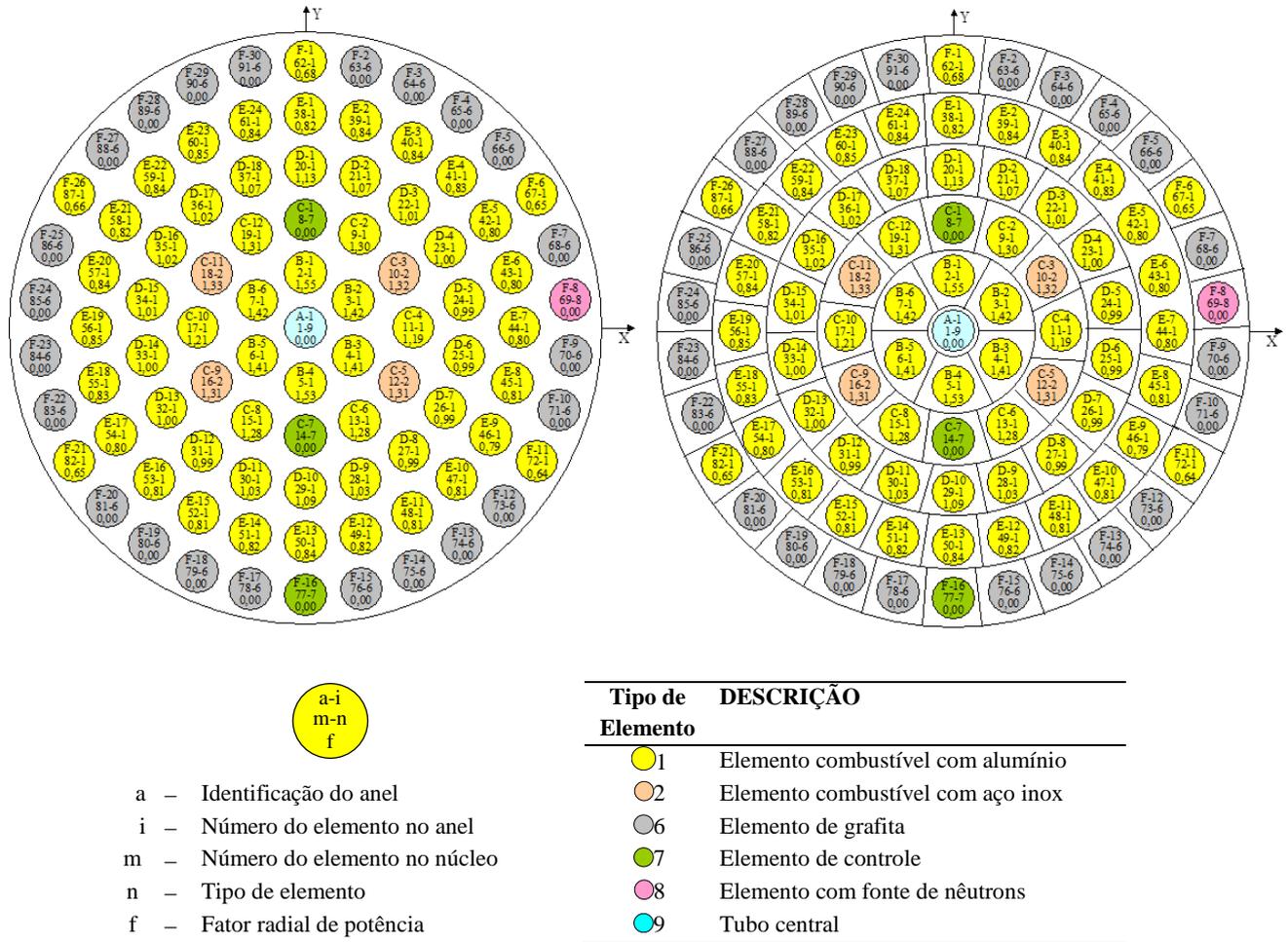


Figura 32 - Representação dos 91 canais termo-hidráulicos do núcleo

#### 4.2- Resultados para Estado Estacionário

Os resultados dos cálculos termo-hidráulicos em regime estacionário considerando-se 3, 7, 13 e 91 canais de escoamento apresentaram boa concordância com os valores medidos experimentalmente. Na tabela 8, são comparados os valores experimentais e os calculados para a temperatura do refrigerante na saída dos canais termo-hidráulicos nos pontos Ea, Eb e Ec (ver Figura 33), para as nodalizações com 91 e com 13 canais termo-hidráulicos, potência de 100 kW. Nota-se que os valores calculados pelo código estão em boa concordância com os valores obtidos experimentalmente.

Tabela 8 – Comparação entre valores experimentais e calculados pelo código RELAP5 da temperatura do refrigerante à saída dos canais considerando 13 e 91 canais termo hidráulicos, a 100 kW

Posição	Temperatura do Refrigerante na Saída (K)				
	Referência (Veloso, 2004)	91 CTH	Erro (%)*	13 CTH	Erro (%)*
Ea	304,00	303,6	0,1	301,4	0,9
Eb	300,05	301,1	0,2	298,1	0,6
Ec	301,5	301,8	0,1	300,9	0,2

\*Erro = 100 X (Calc.-Exp)/Exp

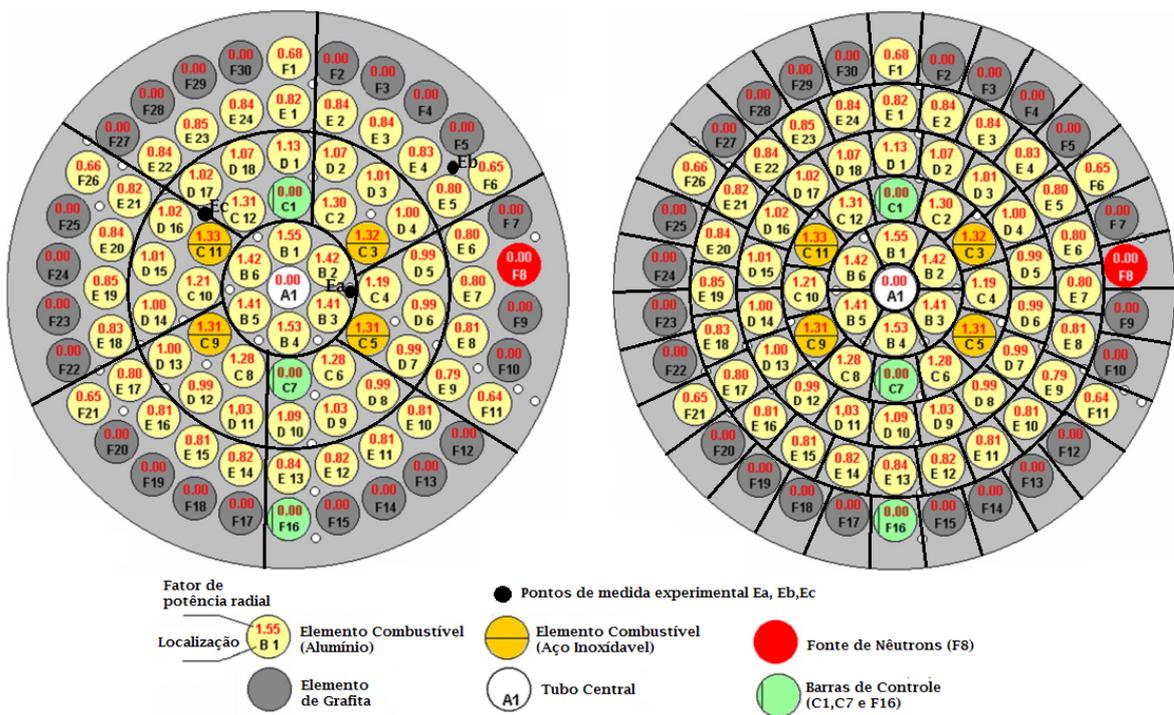


Figura 33 - Visão radial do núcleo do reator mostrando as divisões para a nodalização de 13 canais TH (esquerda) e 91 canais TH (direita). Na figura da esquerda, estão marcadas as localizações de medida dos dados experimentais Ea, Eb e Ec

Nas nodalizações em que foram utilizados 3 e 7 canais termo-hidráulicos, a comparação direta com os dados experimentais não foi possível devido à discordância geométrica entre a possibilidade de obtenção de valores calculados e a posição dos dados experimentais disponíveis.

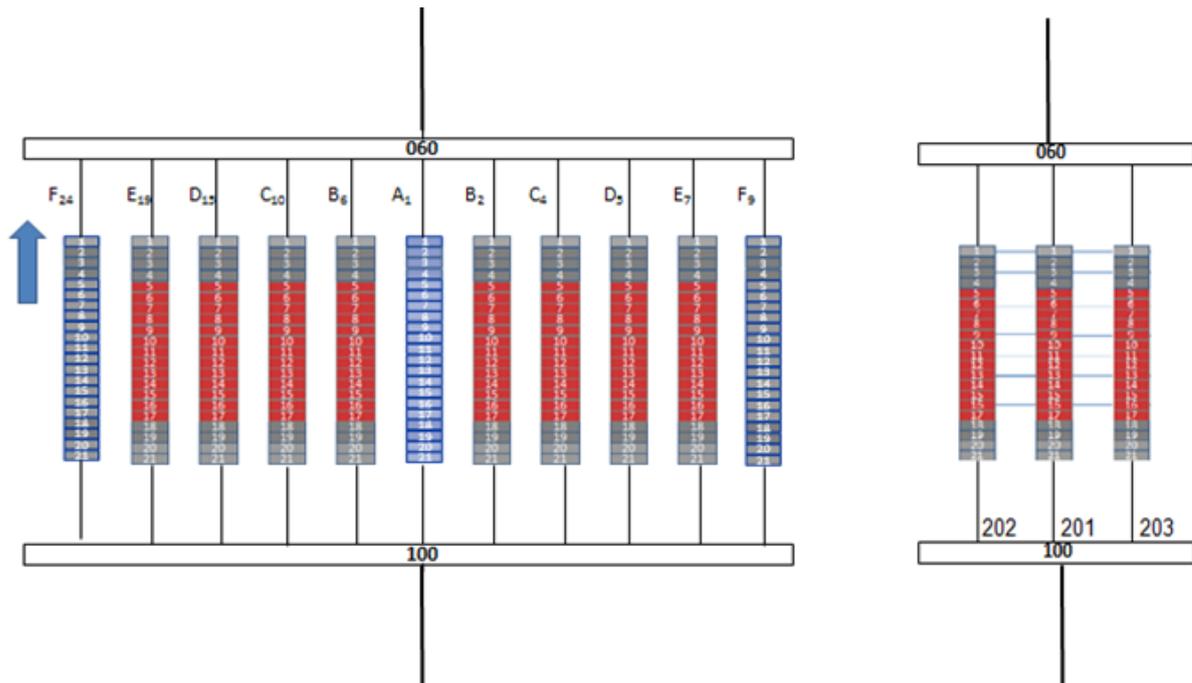


Figura 34 - Nodalizações com 91 canais termo-hidráulicos (esquerda) e 3 canais (direita), evidenciando as posições de tomada de dados (volumes 100 e 060 ).

Nas nodalizações com 3 e com 7 canais foram feitas duas suposições: canais termo-hidráulicos com e sem junções do tipo *cross-flow*. A Figura 35 mostra o esquema do núcleo do reator TRIGA IPR-R1 dividido em 7 canais termo-hidráulicos com junções para a caracterização do fluxo transversal em todos os axiais. Os resultados das nodalizações com 3 e 7 canais termo-hidráulicos podem ser visualizados na tabela 9 e em (Mòl, 2011).

Tabela 9 - Valores de temperatura do refrigerante calculados pelo código RELAP5 considerando 3 e 7 canais TH a 100 kW, onde CTH = Canal Termo-Hidráulico - FC = Fluxo Cruzado

Posição	Temperatura do Refrigerante (K)			
	3 CTH FC	3 CTH	7 CTH FC	7 CTH
60	298.352	298.328	298.856	298.814
100	295.645	295.646	295.610	295.602

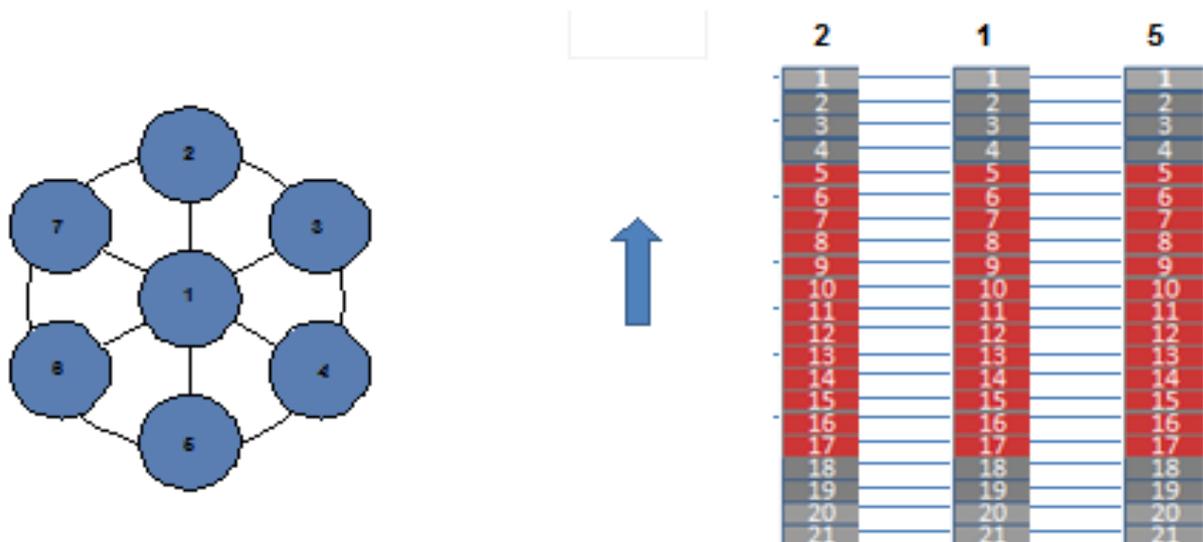


Figura 35- Visualização em corte (esquerda) e perfil (direita) da nodalização com 7 canais termo-hidráulicos com fluxo cruzado em todos os volumes axiais dos sete canais termo-hidráulicos do núcleo do reator TRIGA IPR-R1

### 4.3 - Análise de Transitórios

Nas simulações termo-hidráulicas foram feitas diversas análises de situações transitórias, dentre elas:

- 1- Falha da bomba de recirculação (Reis et al., 2010),
- 2- Perda de refrigeração, como resultado do bloqueio parcial e total dos CTH (Reis et al., 2011),
- 3- Perda de refrigerante, causado por rompimento no fundo da piscina do reator (Reis et al., 2012).

Os esquemas, localização das falhas e resultados são descritos a seguir.

#### 4.3.1. Falha da Bomba de Recirculação

Depois de atingir a condição estacionária a 100 kW de potência, a válvula, componente n<sup>o</sup> 600 nesta nodalização, é fechada (ver Figura 36), impedindo o funcionamento do sistema de refrigeração forçada. Como consequência há um aquecimento gradual da água da piscina. A taxa de aquecimento determinada experimentalmente por Mesquita (2009b) foi de  $(4,8 \pm 0,2) ^\circ\text{C/h}$ .

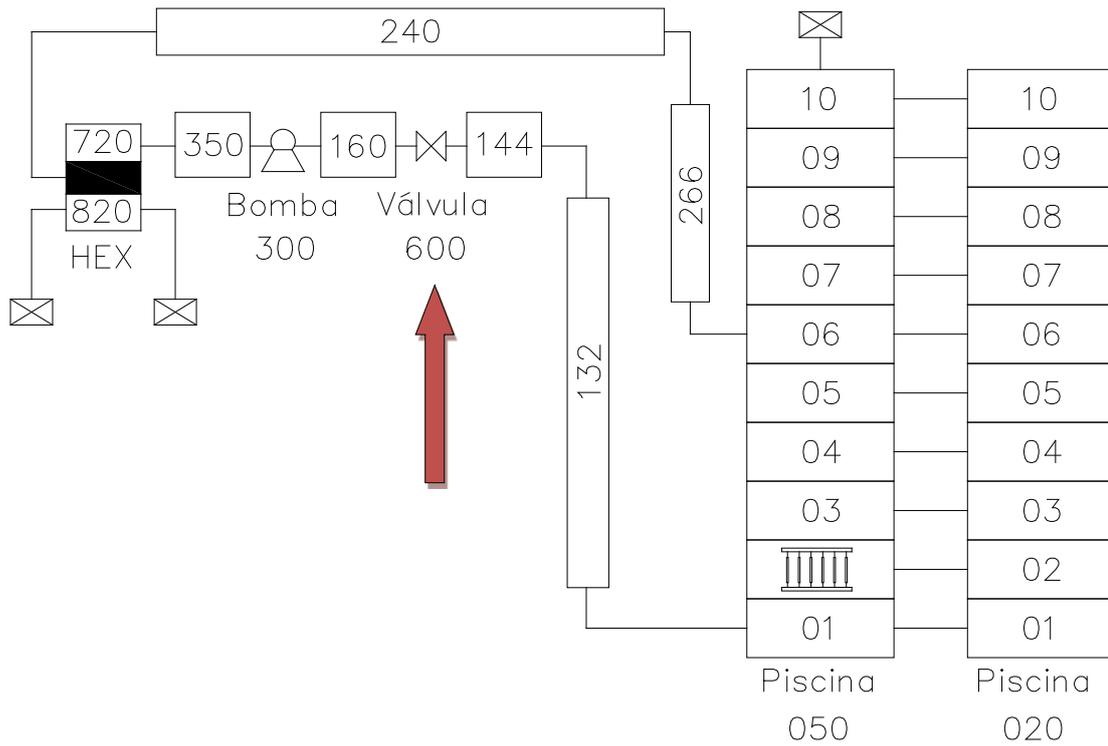


Figura 36 - Esquema da modelagem do reator TRIGA IPR-R1, mostrando a localização da válvula utilizada na simulação “falha na bomba de recirculação”

Nesta análise, o código RELAP5 produziu as evoluções da temperatura do refrigerante mostradas na Figura 37, apresentando, para ambas as nodalizações taxas de aquecimento praticamente iguais àquela de  $(4,8 \pm 0,2) \text{ } ^\circ\text{C/h}$  medida por Mesquita (2009b), conforme pode ser visualizado na Figura 38.

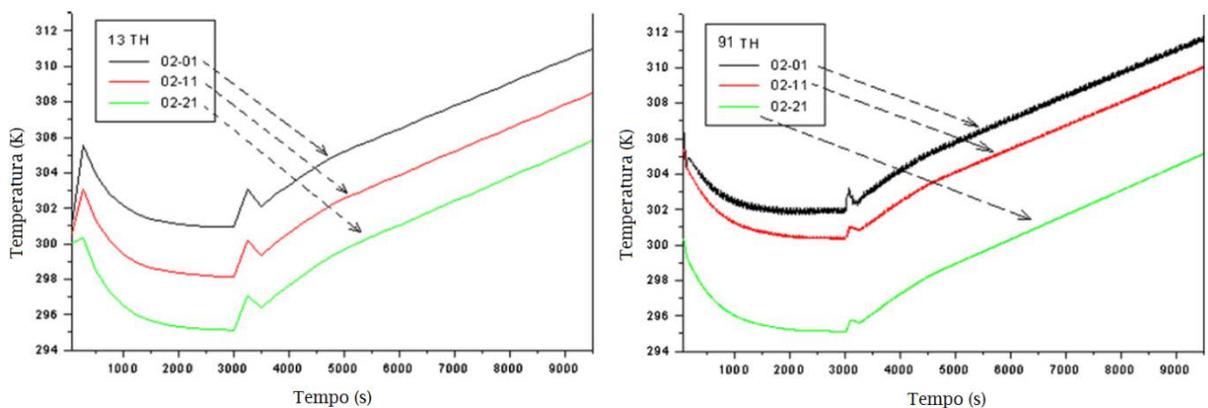
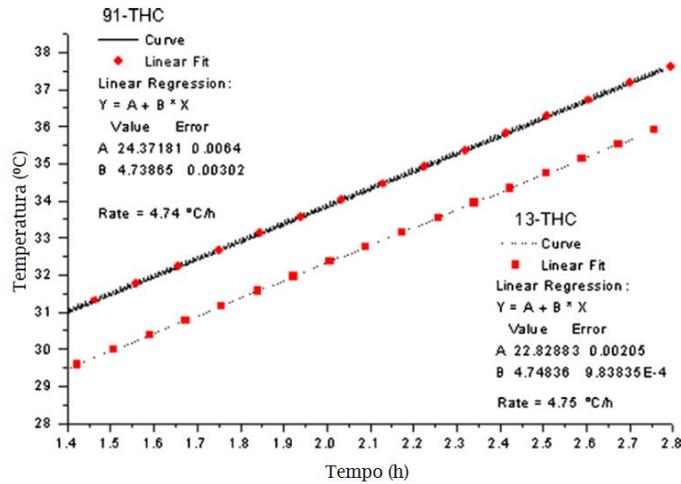


Figura 37 - Evolução da temperatura do refrigerante a 100 kW de potência, calculada pelo RELAP5 depois de a recirculação forçada ser impedida em  $t = 3000 \text{ s}$



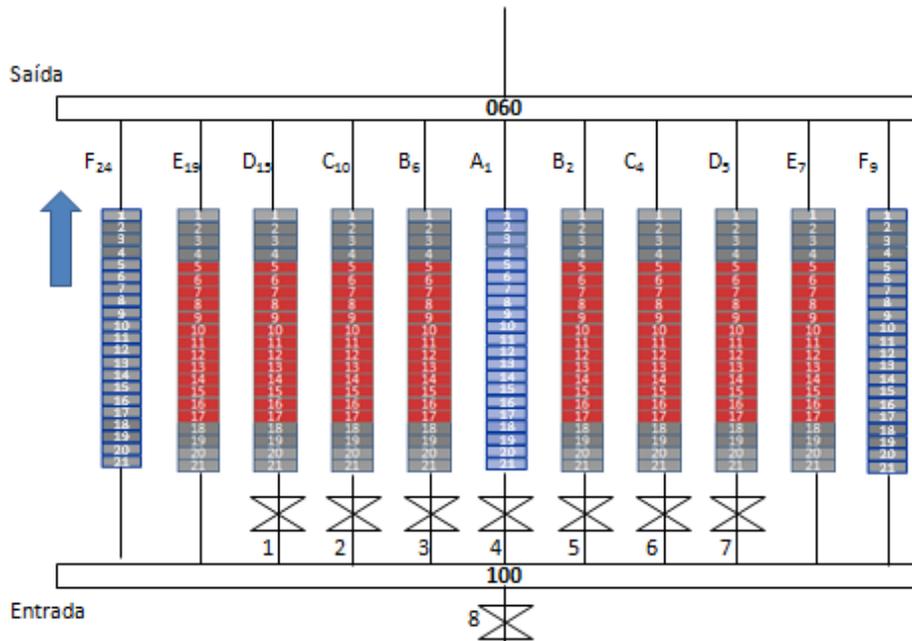
**Figura 38 - Evolução da temperatura do refrigerante a 100 kW de potência, calculada pelo RELAP5, mostrando também a regressão linear para ambas nodalizações e suas respectivas taxas de aumento de temperatura no tempo**

#### 4.3.2. Acidente de Perda de Refrigeração – Simulação de LOFA

O acidente de perda de vazão de refrigerante no núcleo do reator (LOFA - *Loss of Flow Accident*) constitui um dos mais severos eventos que podem ocorrer durante a operação tanto de reatores de potência quanto de reatores de pesquisa (IAEA, 2008; Suresh et al., 2005). Para reatores tipo piscina aberta, a probabilidade de um bloqueio na parte superior do núcleo é maior que na parte inferior (Adorni et al., 2005). Esta situação pode ser causada, por exemplo, pelo inchamento do combustível, queda de algum material na piscina do reator, levando ao bloqueio de um ou mais canais (Lu et al., 2009).

A nodalização utilizada foi a que representa o núcleo do reator TRIGA IPR-R1 através de 91 canais termo-hidráulicos. Foram feitas duas simulações: na primeira foi considerado o bloqueio em canais selecionados (parcial) e na segunda, o bloqueio de todos os canais termo-hidráulicos. O código RELAP5-MOD3.3 foi utilizado nas modelagens. No bloqueio parcial, a entrada dos canais termo-hidráulicos centrais foi bloqueada, através de componentes do tipo válvula, após o sistema alcançar o estado estacionário em  $t = 3000$  s. Nesta simulação, foram inseridas 37 válvulas bloqueando a entrada de água nos canais dos anéis A, B, C e D (ex.:

válvulas 1, 2, 3, 4, 5,6 e 7 na Figura 39). No caso do bloqueio total, apenas uma válvula foi utilizada para bloquear toda e qualquer entrada de água no núcleo (válvula 8 na Figura 39).



**Figura 39- Parte da nodalização do núcleo evidenciando as posições de algumas das válvulas utilizadas nas simulações de bloqueio**

No transitório de bloqueio parcial, foi observado no núcleo do reator um aumento na temperatura do refrigerante nos canais bloqueados, mudança na direção do fluxo e formação de vazio. Apesar disto, o reator apresentou um comportamento seguro, alcançando um novo estado estacionário, conforme pode ser visualizado nos gráficos de evolução temporal da temperatura do refrigerante (Figura 40), da vazão (Figura 41) e fração de vazio (Figura 42).

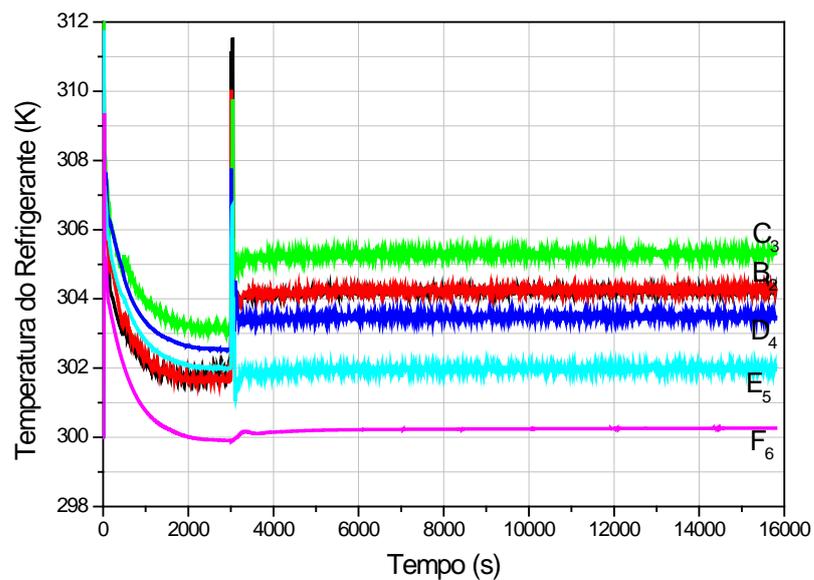


Figura 40 - Evolução temporal da temperatura do refrigerante dos CTH B<sub>2</sub>, C<sub>3</sub>, D<sub>4</sub>, E<sub>5</sub> e F<sub>6</sub>. Após o bloqueio, a temperatura do refrigerante alcança uma nova condição estacionária - 100 kW de potência

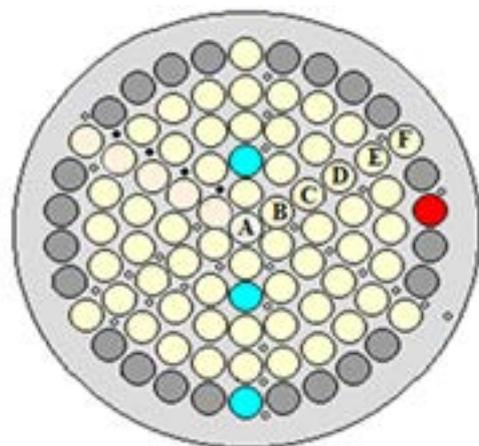
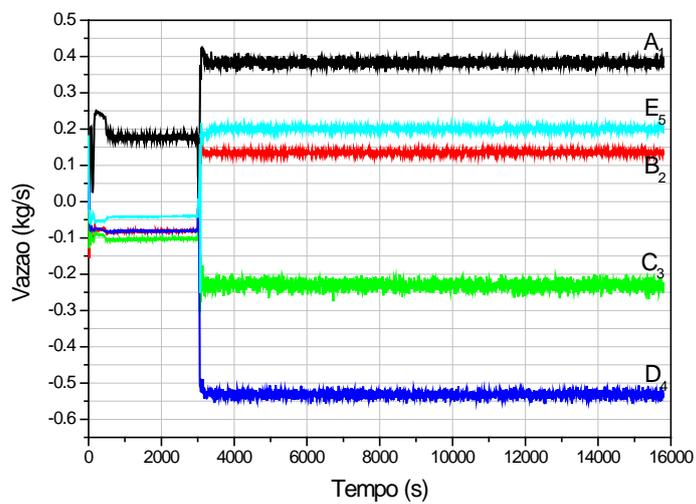


Figura 41- Evolução temporal da vazão (esquerda) na saída dos CTH bloqueados (A<sub>1</sub>, B<sub>2</sub>, C<sub>3</sub> e D<sub>4</sub>) e do não bloqueado (E<sub>5</sub>). Na figura da direita pode-se visualizar as posições nas quais foram tomadas as medidas - 100 kW

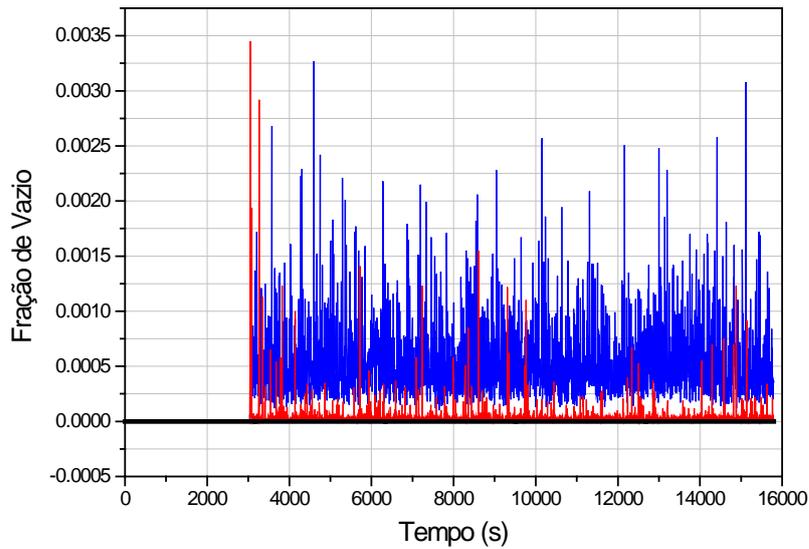


Figura 42 - Fração de vazio em 3 níveis axiais do CTH B<sub>2</sub>. A cor preta representa a fração de vazio da entrada do canal, a cor vermelha o meio do CTH (axial 11) e a cor azul a saída do CTH.

Entretanto, no caso do bloqueio total, de acordo com os cálculos do RELAP5, a temperatura de saturação do refrigerante é alcançada dentro do núcleo (Reis et al., 2011). A água entra em ebulição poucos minutos após o início do transitório, levando o reator a uma situação de risco. Na Figura 43, é possível visualizar a evolução temporal da temperatura do refrigerante e da fração de vazio previstas pelo código RELAP5 para o canal D<sub>4</sub>. Neste caso, o transitório tem início em 4000 s.

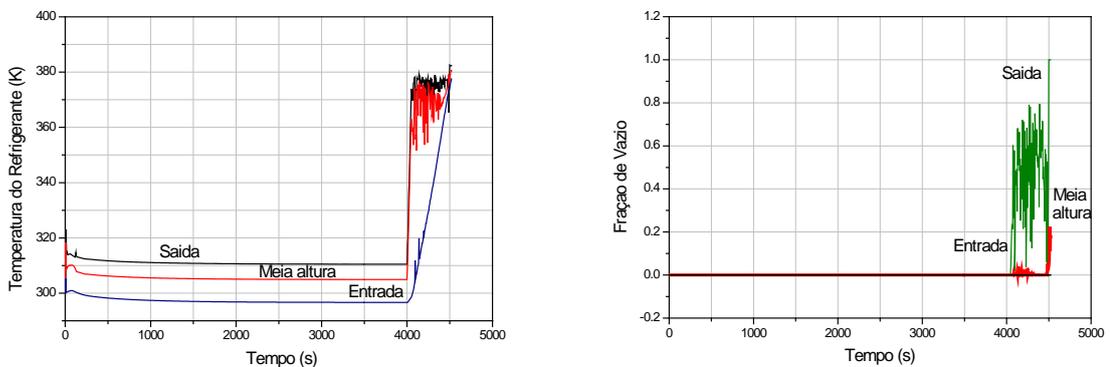


Figura 43 - Evolução temporal da temperatura do refrigerante (esquerda) e evolução da fração de vazio (direita), ambos para o canal termo hidráulico D<sub>4</sub> a 100 kW

Uma vez que a variação de densidade fornece a força de movimentação do fluido, é possível considerarmos o escoamento em cada canal como independente do escoamento dos canais vizinhos (Mesquita e Souza, 2008). Entretanto, para este tipo de transitório, a interação entre os canais obstruídos e todos os canais adjacentes deve ser considerada. A modelagem com a utilização de fluxo cruzado é usada para representar fenômenos multidimensionais de fluxo, interconectando canais termo-hidráulicos através da utilização de componentes tipo “single junctions” (RELAP5/MOD3.3 Code Manual, 2001). Neste tipo de incidente, a modelagem que inclui o fluxo transversal é muito importante por fornecer a redistribuição do refrigerante no núcleo após o bloqueio dos canais, aproximando mais a simulação ao comportamento do sistema real.

Foi observado que o bloqueio total perturba significativamente o núcleo, tornando possível o aparecimento de efeitos de realimentação de reatividade. Deste modo, supõe-se que o uso do acoplamento entre simulações termo-hidráulicas e neutrônicas será mais adequado na obtenção de análises mais realistas do comportamento do reator neste tipo de incidente.

#### 4.3.3. Acidente de Perda de Refrigerante - Simulação de LOCA

A simulação de acidente extremo de perda de refrigerante (LOCA - *Loss of Coolant Accident*) no reator TRIGA IPR-R1 também foi considerada usando o modelo qualificado para estado estacionário do RELAP5. Nesta simulação, como o desligamento (*scram*) não foi considerado, as temperaturas do combustível e revestimento excederam os limites de segurança em poucos minutos.

A Figura 44 mostra a nodalização para a simulação do acidente. No tempo  $t = 4000$  s a válvula 325 é aberta, fazendo com que a água da piscina escoe para o volume dependente do tempo número 327, mantido a uma menor pressão.

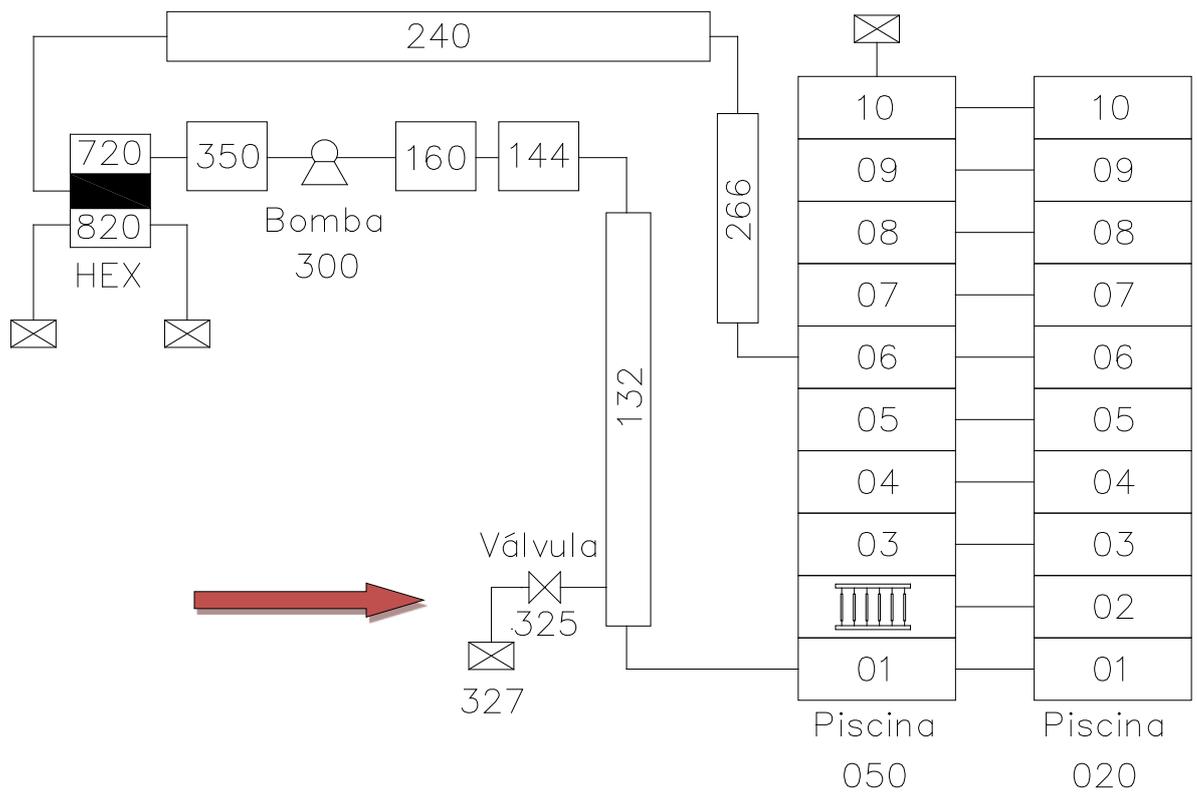


Figura 44 - Esquema da modelagem do reator TRIGA IPR-R1, mostrando a localização da válvula 325 utilizada na simulação de “perda de refrigerante”

Como consequência, o nível da piscina diminui e, após aproximadamente 150s, praticamente toda a água da piscina é perdida, conforme evidenciado pela Figura 45.

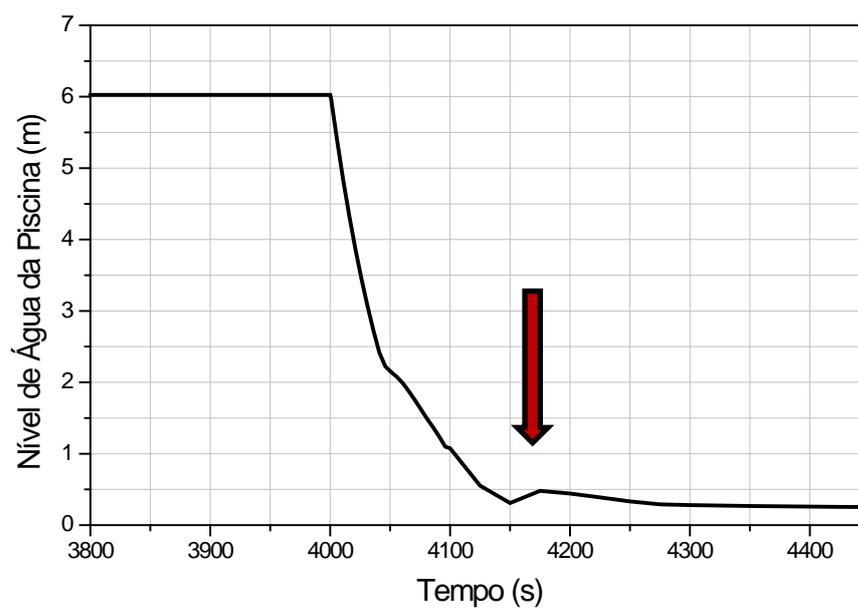


Figura 45 - Nível de água da piscina em função do tempo. Início do transitório: 4000 s

A Figura 46 mostra as evoluções temporais da fração de vazio na entrada e saída do núcleo. Nota-se que depois de aproximadamente 150 s após o início do evento o núcleo fica totalmente descoberto com a fração de vazio alcançando aproximadamente 100%.

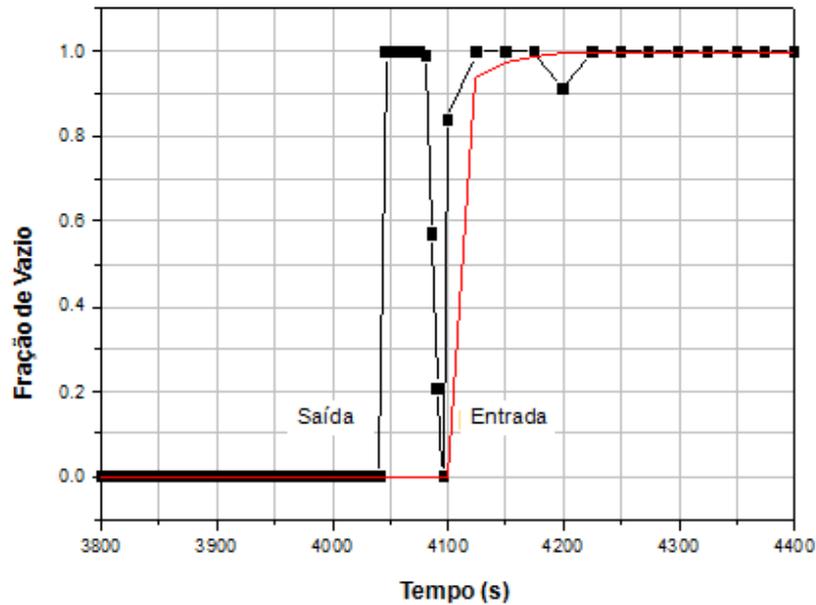


Figura 46 - Evolução da fração de vazio à entrada e saída do núcleo

Com o núcleo descoberto, o calor gerado pelo combustível não é mais removido pelo refrigerante. Como consequência, as temperaturas do combustível e do revestimento aumentam drasticamente, ultrapassando os limites de projeto.

Também neste caso, a utilização de um modelo de cálculo neutrônico/termo-hidráulico acoplado seria mais indicado, conduzindo à respostas mais realistas, visto que, mesmo sendo pouco prováveis situações de rompimento da estrutura do poço e das tubulações que permitam a perda de água de refrigeração, as consequências ao reator não seriam as informadas pelos resultados previstos pelo código RELAP5.

Segundo Veloso (2005), o acidente de perda da água de refrigeração no reator TRIGA IPR-R1 somente poderia ocorrer como resultado do rompimento da tubulação a jusante da bomba principal ou da ruptura do tanque do reator. Na primeira hipótese, mesmo que a bomba não seja desligada pelo sistema de segurança, a entrada de ar através

de um orifício existente na linha de sucção, a aproximadamente 25 cm abaixo do nível normal da água, interrompe o bombeamento e limita a fuga de água a uma pequena fração do volume total. O sistema de desligamento automático da bomba consiste de um pressostato instalado na linha de recalque que atua quando a pressão da água atinge um valor próximo da pressão atmosférica. A perda de estanqueidade do tanque do reator é muito pouco provável, uma vez que sua estrutura de concreto foi projetada para suportar forças naturais de grande intensidade, incluindo terremotos. A inclusão posterior de uma camisa de alumínio com 10 mm de espessura contribui ainda mais para reduzir os riscos de fuga.

Portanto, para que fosse possível perda total de refrigerante, além do rompimento da tubulação, seria necessária também a falha do pressostato.

Apesar de a possibilidade de ocorrência do acidente de perda de refrigerante ser bastante remota, estudos foram realizados pela *General Electric* a fim de avaliar os riscos associados a este tipo de acidente em um reator TRIGA Mark II de 100 kW (General Atomic, 1958). Os resultados de cálculos, obtidos sob a hipótese de que o reator estivera operando a 100 kW por um longo período de tempo antes de perder toda a água de refrigeração, conduziram às seguintes conclusões:

- 1) As temperaturas manter-se-iam bem abaixo daquelas que poderiam levar à fusão do revestimento de alumínio.
- 2) A blindagem de concreto do reator forneceria uma proteção adequada contra a radiação no instante do acidente.
- 3) Não existiria dispersão de produtos de fissão como resultado direto da perda de refrigerante.
- 4) Um dia após o desligamento do reator, a blindagem seria suficiente para permitir reparos de emergência.
- 5) Os riscos ao público associados ao acidente seriam insignificantes.

Outra análise de acidente de perda de refrigerante realizada para o reator TRIGA Mark I do *Reed College, Portland, Oregon*, são relatadas por Hawley e Kathren (1982). O estudo indicou que, se uma operação infinita a 250 kW fosse terminada por uma perda instantânea de água, a temperatura máxima do combustível seria menor que 150 °C. A esta temperatura, a pressão de equilíbrio dos gases de fissão, do hidrogênio dissociado e do ar

aprisionado produziria no revestimento uma tensão de apenas 4,6 MPa, que é bem inferior ao limite de escoamento ( $\approx 27$  MPa) do revestimento de alumínio a 150°C.

#### **4.4 – Comentários Finais**

Este capítulo apresentou a modelagem do reator TRIGA IPR-R1 no código RELAP5-MOD3.3 e os resultados dos cálculos para situações de regime permanente e de estado transitório. As principais conclusões pertinentes a este capítulo estão resumidas a seguir:

1 – O reator TRIGA IPR-R1 foi devidamente modelado e simula, além do núcleo do reator, o sistema de recirculação externo e de troca de calor;

2 – Os resultados obtidos em estado estacionário com a nodalização com 91 canais TH concordaram com os dados experimentais com erros na faixa de 0,1 – 0,2% para temperaturas do refrigerante na entrada e saída dos canais analisados, considerando 0,5% o erro máximo aceitável sugerido para temperatura de refrigerante pelos usuários do código RELAP5. Outros resultados deste estudo podem ser vistos em (Costa, 2010; Costa, 2011; Reis, 2009; Reis, 2010; Reis, 2011 e Reis, 2012);

3 – As nodalizações com 3 e 7 canais TH apresentaram resultados aceitáveis, porém com erros acima de 1% para a temperatura do refrigerante quando comparada à nodalização de 91 canais. Através da análise de sensibilidade em relação ao número de canais, observou-se que o erro aumenta com o decréscimo do número de canais. Desta forma, a simplificação na nodalização do núcleo implica em um aumento no erro. Entretanto, para uma análise rápida, os modelos simplificados disponibilizam os resultados em um tempo computacional muito menor.

4 – Em relação à análise de transitórios, foram considerados: a falha na bomba de recirculação, perda de refrigeração através do bloqueio parcial e total do núcleo e perda extrema de refrigerante. A falha da bomba de recirculação durante a operação do reator leva a um aumento da temperatura do refrigerante no núcleo. Os resultados obtidos através do cálculo transitório de falha da bomba foram analisados e comparados ao resultado experimental obtido por (Mesquita, 2009b) e apresentaram excelente concordância, tanto quando é considerada a nodalização de 91 canais quanto a de 13 canais. Os outros transitórios não foram comparados com resultados experimentais. Porém de acordo com

(Veloso, 2005; General Atomic, 1958 e Hawley e Kathren, 1982), como explicado anteriormente, os resultados obtidos não representam o comportamento esperado, pois nos casos de perda de vazão ou refrigeração extrema no núcleo o alto coeficiente prouto-negativo característico do reator TRIGA, automaticamente proveria a inserção de reatividade negativa impedindo o aumento excessivo na temperatura do combustível e consequentemente do revestimento e do refrigerante.

5 – Portanto, os últimos transitórios descritos não são possíveis de serem simulados devidamente através de um modelo com cinética pontual, pois é essencial o cálculo da difusão de nêutrons com realimentação das seções de choque para a obtenção de um resultado mais próximo do comportamento real. Dessa forma, torna-se fundamental o uso do cálculo acoplado neutrônico/termo-hidráulico 3D para a simulação de transitórios com grande variação da reatividade.

## 5- CÁLCULO DAS SEÇÕES DE CHOQUE MACROSCÓPICAS

Neste capítulo, descreve-se a metodologia utilizada para a obtenção das seções de choque macroscópicas para o reator TRIGA IPR-R1. Como mencionado no capítulo 1, a geração das seções de choque macroscópicas para alimentar o código de análise neutrônica faz parte do desenvolvimento da metodologia de acoplamento neutrônico/termo-hidráulico. As seções de choque macroscópicas foram geradas através do código WIMSD-5B com base nos dados da exposição do IPR-R1 no ano de 2004.

### 5.1 - Definição da Célula no WIMSD-5B

Os parâmetros utilizados no cálculo das seções de choque macroscópicas, tais como as temperaturas do refrigerante e do combustível devem abranger todas as situações possíveis, considerando-se operação em estado estacionário e situações de acidentes. As situações limitantes para a temperatura do combustível bem como os limites operacionais foram descritas na seção 3.4 do Capítulo 3. O valor limitante para a temperatura do refrigerante foi considerado como sendo o da temperatura de saturação da água. Desta forma, a temperatura do refrigerante utilizada na simulação variou desde a temperatura ambiente (potência zero), até a temperatura de saturação da água que à pressão de 1,5 bar corresponde a 384,54 K (Reis et al., 2011). Esta pressão corresponde aproximadamente ao valor presente no núcleo do reator TRIGA IPR-R1.

A variação da temperatura do combustível obedeceu aos mesmos critérios utilizados na definição da temperatura do refrigerante. Como limite inferior a temperatura ambiente, e, como limite superior, 890 K, que corresponde aproximadamente à temperatura para a qual ocorre dissociação do hidrogênio, fator limitante no que diz respeito à segurança operacional do reator, conforme seção 3.4.1.

Inicialmente, o núcleo foi simulado como um *cluster*, através de um anel (ANNULUS) com raio igual ao raio do núcleo do reator. Dentro deste anel, seguindo coordenadas cartesianas, foram dispostos todos os elementos do núcleo, tais como barras combustíveis, barras de controle, barras refletoras, etc. Foram considerados as diferentes composições de combustíveis presentes no núcleo do TRIGA e também composições não combustíveis correspondentes a cada elemento (absorvedores, refletores, água).

Uma representação da geometria obtida na saída do código WIMSD-5B pode ser visualizada na Figura 47.

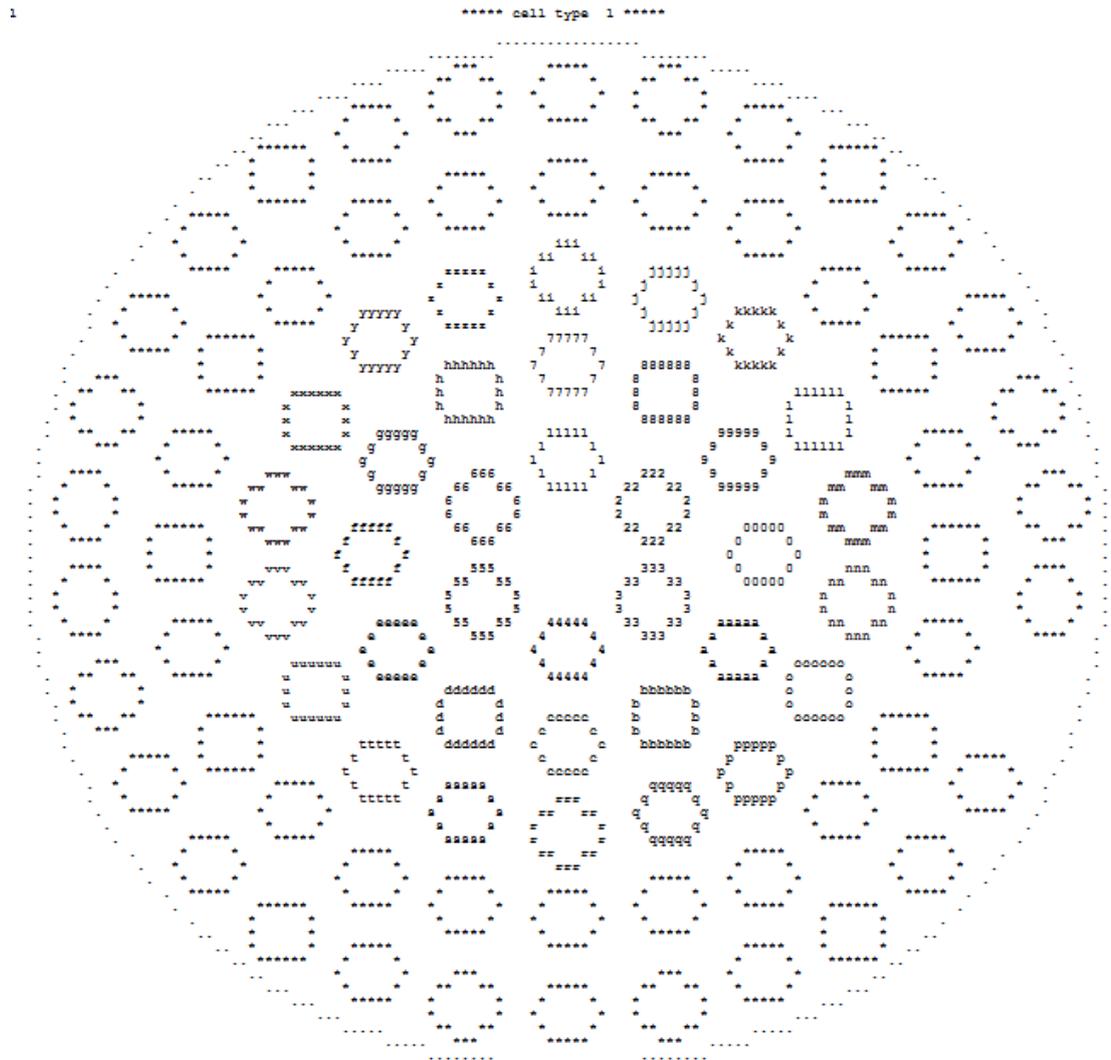


Figura 47 - Representação geométrica do núcleo do reator TRIGA IPR-R1 no código WIMSD-5B

Dentro das faixas de temperaturas escolhidas, foram definidas 6 temperaturas de refrigerante e 6 temperaturas de combustível de acordo com as requisições do código PARCS, como, por exemplo, pode ser visto em (Costa, 2007). Foram geradas 72 entradas, correspondendo a 36 combinações temperatura refrigerante/temperatura combustível para barras de controle fora do núcleo, e 36 combinações considerando as barras de controle inseridas no núcleo. A densidade do refrigerante correspondente à temperatura também foi considerada nos cálculos. Para o cálculo da densidade da água em função da temperatura

foi considerada a pressão atmosférica média em Belo Horizonte ( $0,914 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ ) e a altura da coluna de água de 5,165 m, desde o nível do solo até o nível médio do núcleo do reator. Estes valores podem ser vistos na Tabela 10.

**Tabela 10- Densidade da água em função da temperatura à pressão constante ( $p = P_{\text{atm}} + \rho gh = 1,418263 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ )**

<b>Temperatura (K)</b>	<b>Densidade da água (<math>\text{kg/m}^3</math>) *</b>
<b>290</b>	<b>998,80</b>
<b>300</b>	<b>996,51</b>
<b>310</b>	<b>993,44</b>
<b>350</b>	<b>973,71</b>
<b>380</b>	<b>953,20</b>
<b>390</b>	<b>0,80</b>
<b>Temperatura de saturação</b>	<b>382,85</b>

O núcleo do reator TRIGA IPR-R1 possui configuração cilíndrica, com os elementos arranjados em seis anéis concêntricos A, B, C, D, E e F, conforme descrito no Capítulo 3. Porém o código PARCS e o NESTLE admitem somente geometrias hexagonal ou quadrada. Por isso, foi realizada uma análise de sensibilidade utilizando o código WIMD-5B para verificar se a simulação utilizando hexágonos ou retângulos responde da mesma forma que a simulação de um cluster cilíndrico, desde que mantida a razão  $\frac{V_m}{V_f}$ . Algumas modificações foram necessárias para adequar a geometria real do reator à geometria de hexágonos regulares permitida pelos códigos PARCS e NESTLE, dentre elas as posições dos elementos combustíveis. A Figura 48 mostra a representação da geometria obtida na saída do código WIMSD-5B na configuração hexagonal.

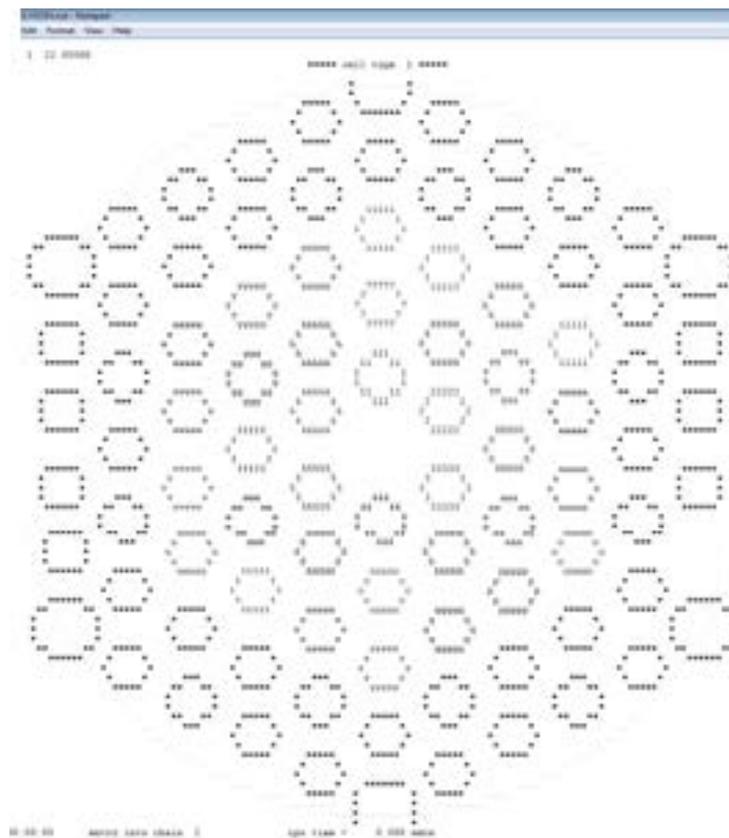


Figura 48 - Visualização da representação geométrica do reator TRIGA IPR-R1, utilizando geometria hexagonal

Nesta análise, utilizaram-se as temperaturas de 543 K e 300 K para o combustível e refrigerante, respectivamente.

Apesar de alteradas as posições dos elementos combustíveis, o valor encontrado para o fator de multiplicação do sistema ( $k_{\infty}$ ) nesta nova configuração foi  $k_{\infty} = 1,119800$ . Este valor é idêntico ao valor calculado pelo código WIMSD-5B na configuração cilíndrica,  $k_{\infty} = 1,119800$ , desde que mantida a mesma temperatura. Desta forma concluímos que se alterarmos a geometria, mas mantivermos a mesma razão  $\frac{V_m}{V_f}$ , não haverá mudança significativa no valor das seções de choque geradas. Ou seja, é possível utilizar as seções de choque geradas com geometria cilíndrica em simulações neutrônicas com outras geometrias correspondentes.

## 5.2 - Ajustes no Modelo

Foram utilizadas 9 composições diferentes para os combustíveis. Estas composições são os resultados encontrados por (Dalle, 2005), que utilizou o Código Monteburns (MCNP-ORIGEN) para, seguindo o histórico de queima do reator TRIGA IPR-R1, estimar as composições dos combustíveis que representariam o suposto estado do núcleo do IPR-R1 em 06 de novembro de 2004 (geração de 1892 MWh).

Foram necessárias modificações na lista de elementos fornecida por (Dalle, 2005), visto que na composição dos combustíveis constavam alguns isótopos que não apareciam na relação de isótopos do WIMSD-5B, apresentada abaixo:

- Itrio-89,
- Zircônio-93,
- Iodo-129,
- Césio-137,
- Bário-138
- Praseodímio-141,
- Plutônio-243 e plutônio-244,
- Cúrio-241, cúrio-245, cúrio-246 e cúrio-247.

Análises de decaimento, meia vida e seção de choque microscópica nêutron-gama e nêutron-total para cada um dos isótopos não constantes determinaram a escolha dos núclídeos que melhor substituiriam os núclídeos da relação anterior levando em consideração as suas propriedades neutrônicas. A biblioteca usada foi a ENDF/B-VI. Algumas das análises são descritas a seguir:

### 5.2.1. Análise dos Isótopos do plutônio

#### 5.2.1.1 - Plutônio-244

##### 1- Seção de choque microscópica

Na Figura 49 estão esboçadas as seções de choque microscópicas nêutron-gama e nêutron-total do plutônio-244. Podemos visualizar que ambas apresentam valores menores que 100 barns para nêutrons térmicos.

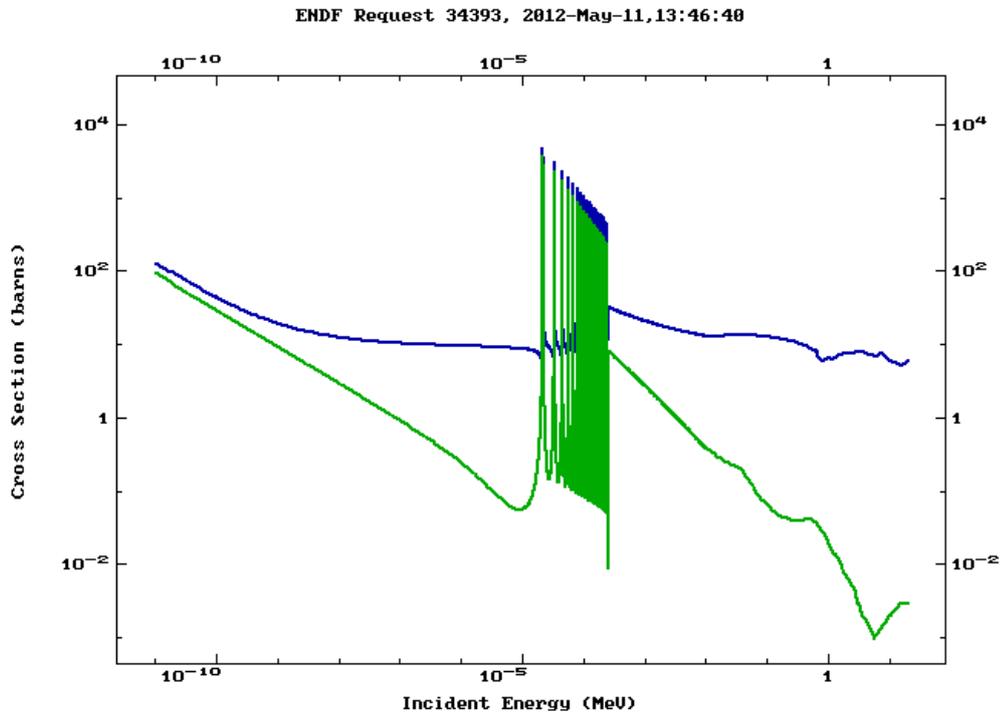
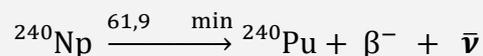
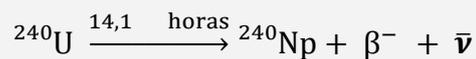
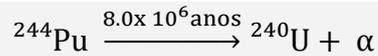


Figura 49 - Seções de choque microscópicas (N,TOT) em azul, e (N,G) em verde do plutônio-244 - ENDF/B-VI

## 2- Decaimento

O plutônio-244 decai por alfa para urânio-240, com meia vida de  $8 \times 10^6$  anos que é grande em relação ao tempo de operação do reator. As reações de decaimento para este isótopo são as que se seguem:



Além disto, as concentrações deste isótopo são pequenas (em torno de  $10^{-17}$  átomos/barn.cm) e, por estes motivos, este nuclídeo será desprezado.

### 5.2.1.2 - Plutônio-243

#### 1- Decaimento:

O plutônio-243 decai por beta menos, com meia vida de 4,956 horas, para o amerício-243, seguindo a reação:



#### 2- Seções de Choque Microscópica:

Podemos visualizar, nas Figuras 50 e 51, que as seções de choque microscópicas do plutônio-243 se assemelham às seções de choque microscópicas do amerício-243, tanto nêutron-gama, quanto nêutron-total.

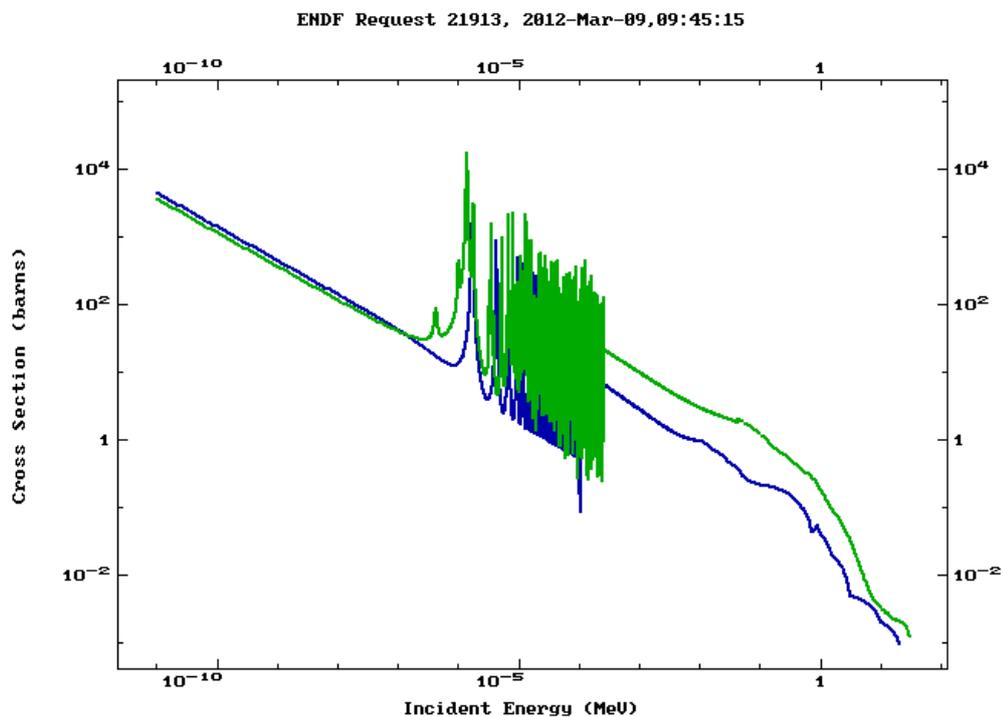


Figura 50 - Seções de choque microscópicas (N-G) do plutônio-243 (azul) e do amerício-243 (verde)- ENDF/B-VI

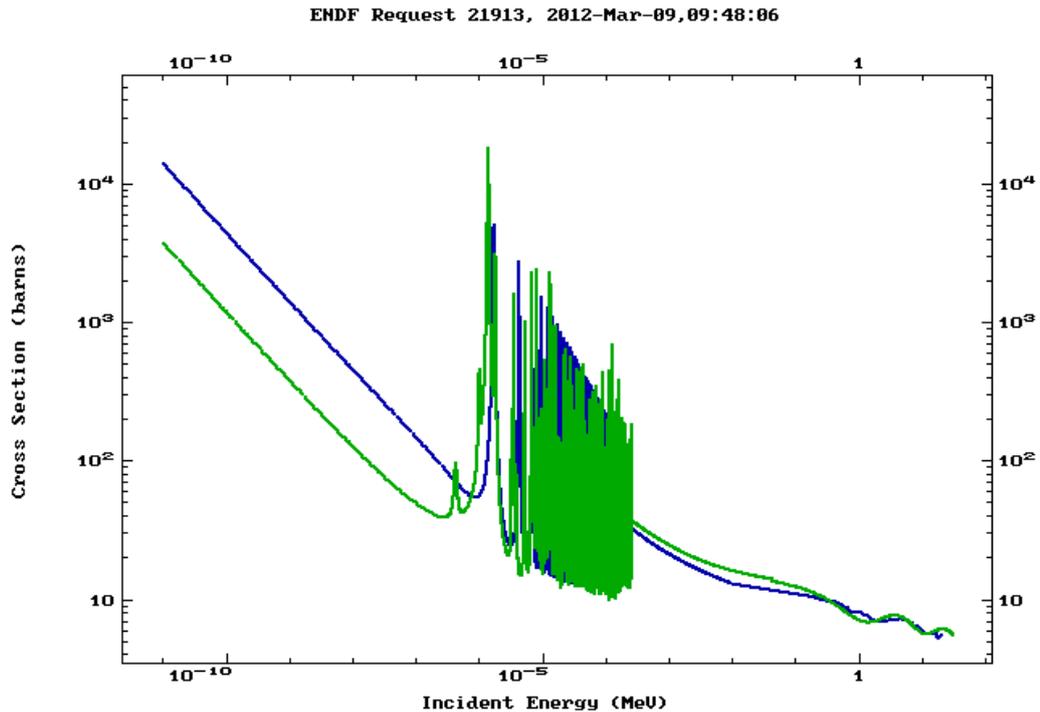


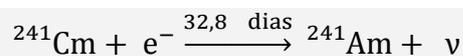
Figura 51 - Seção de choque microscópicas (N,TOT) do plutônio-243 (azul) e do amerício-243 (verde)- ENDF/B-VI

Apesar do pico de absorção na faixa térmica do amerício-243 na seção de choque microscópica neutron-gama e da diferença na seção de choque microscópica nêutron-total, a meia vida do plutônio-243 é pequena (4,956 horas) em relação ao tempo analisado. Desta forma, como existe o amerício-243 na relação de nuclídeos do código WIMSD-5B, é razoável tal substituição.

### 5.2.1.3 - Cúrio-241

#### 1- Decaimento:

A meia vida do cúrio-241 é de 32,8 dias, decaindo para o amerício-241, conforme reação a seguir, que é representado pelo número 951 na tabela de nuclídeos do WIMSD-5B.



O cúrio-241 também decai por alfa no plutônio-237, mas este também não consta da tabela de nuclídeos do WIMSD-5B, portanto não foi considerado.

## 2- Seção de Choque Microscópica:

Na Figura 52, podemos observar as seções de choque microscópicas nêutron-gama do cúrio-241 e do amerício-241. Apesar de o amerício apresentar comportamento ressonante na faixa térmica, a ordem de grandeza das seções de choque microscópicas destes dois nuclídeos é aproximada. Sendo assim, o cúrio-241 será substituído pelo amerício-241.

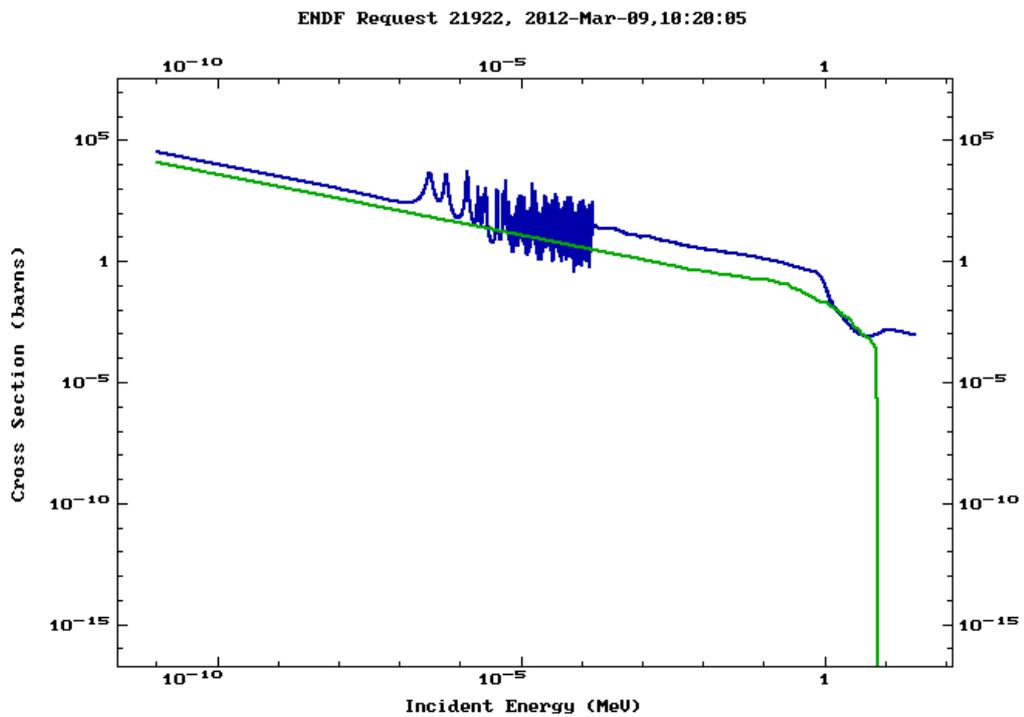


Figura 52 - Seções de choque microscópicas (N-G) do cúrio-241 (verde) e do amerício-241 (azul)- ENDF/B-VI

### 5.2.1.4 – Cúrio 246 e 247.

#### 1- Seções de Choque Microscópicas

Nas Figuras 53 e 54, estão esboçadas as seções de choque microscópicas dos isótopos do cúrio respectivamente para as reações (N,G) e (N, TOT). O cúrio-241, o cúrio-243 e o cúrio 244 constam da tabela de nuclídeos do WIMSD-5B.

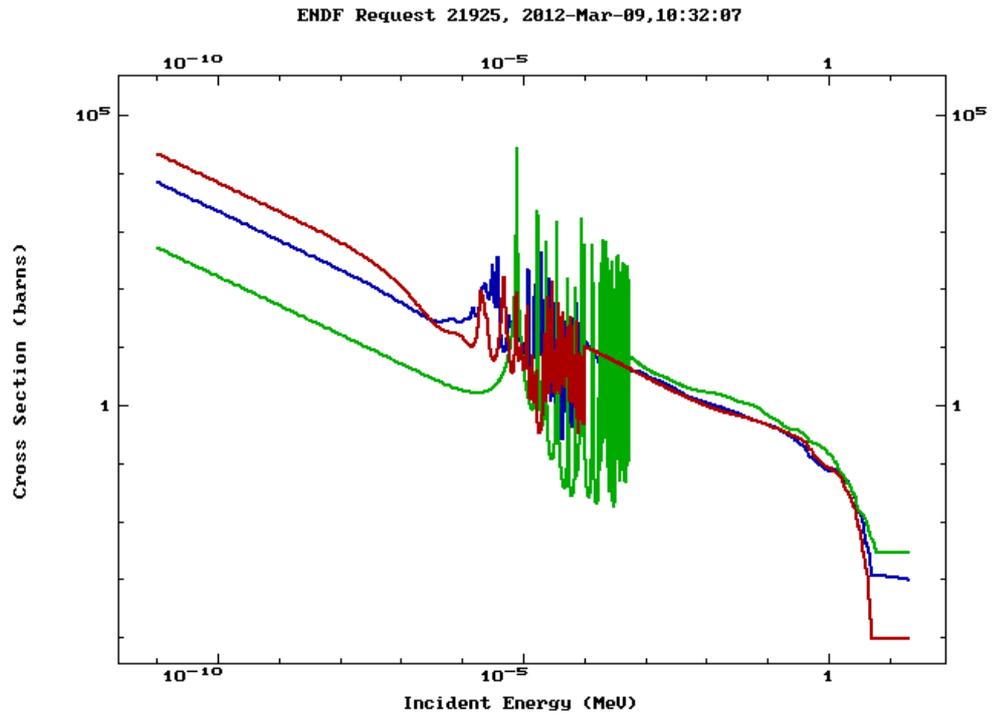


Figura 53 - Seções de choque microscópicas (N,G) do cúrio-246 (azul), cúrio-241 (verde) e cúrio-247 (vermelho)-  
ENDF/B-VI

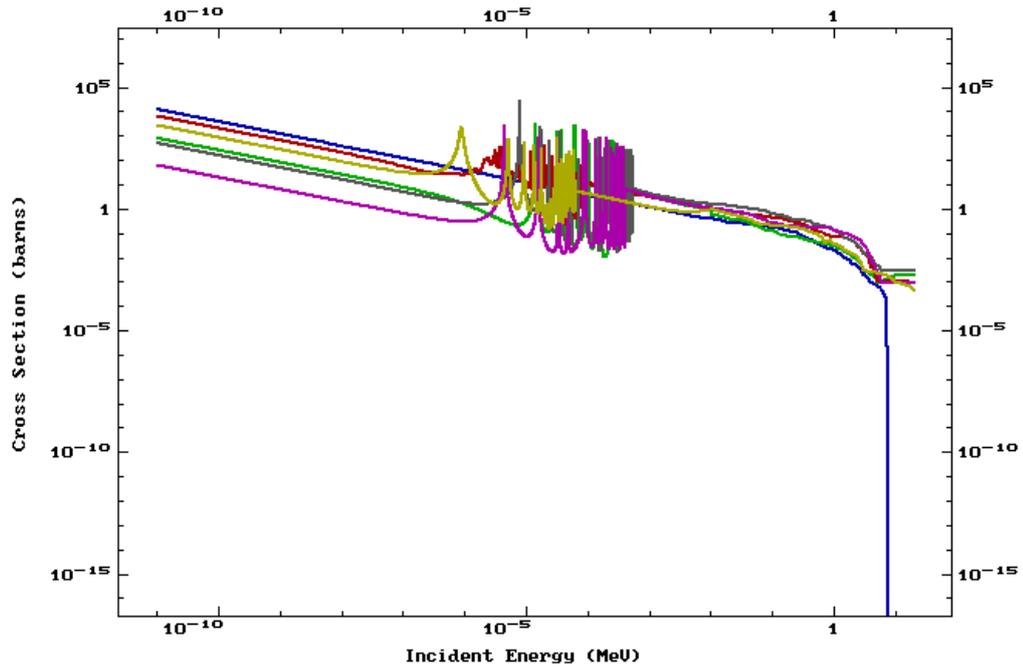


Figura 54 - Seções de choque de microscópicas (N,TOT) dos isótopos do cúrio: 241 (azul), 242 (verde), 243 (vermelho), 244 (cinza), 246 (roxo) e 247 (amarelo)- ENDF/B-VI

Fazendo uma análise das seções de choque microscópicas dos isótopos do cúrio, chegou-se à conclusão que a substituição do cúrio-246 pelo cúrio-244, e do cúrio-247 pelo cúrio-241 constitui uma aproximação razoável.

Nas condições geométricas e de materiais descritas, o valor de  $k_{\infty}$  calculado pelo WIMSD-5B variou de 1,137 até 1,094, dependendo da combinação de temperatura do refrigerante/temperatura do combustível utilizada, considerando as barras de controle totalmente fora do núcleo, conforme pode ser visualizado na Tabela 11. Este valor é razoável para uma primeira aproximação visto que não foram consideradas nestes cálculos as fugas de nêutrons.

Para finalizar esta etapa do trabalho, ainda é necessária a verificação destes resultados. Isto será feito, provavelmente em trabalhos futuros, através da comparação do valor do  $k_{\infty}$  obtido em simulação com o código MCNP. Uma nova simulação é necessária, pois os valores publicados referem-se ao fator de multiplicação efetivo (Silva, 2011; Dalle, 2003).

Tabela 11 - Combinação de valores de temperatura de refrigerante e de combustível utilizados nos cálculos de  $k_{\infty}$ .

Barras Fora Nome	Temp. Comb (K)	Temp. Refrig. (K)	$k_{\infty}$	Barras Dentro Nome	Temp. Comb. (K)	Temp. Refrig. (K)	$k_{\infty}$
T1	290	290	1.137239	TB1	290	290	0.0807436
T2	290	300	1.137070	TB2	290	300	0.08063418
T3	290	310	1.136894	TB3	290	310	0.0805290
T4	290	340	1.136397	TB4	290	340	0.0802372
T5	290	380	1.135841	TB5	290	380	0.07988212
T6	290	390	1.135717	TB6	290	390	0.07980044
T7	390	290	1.131790	TB7	390	290	0.08056787
T8	390	300	1.131707	TB8	390	300	0.08046203
T9	390	310	1.131633	TB9	390	310	0.08036038
T10	390	340	1.131389	TB10	390	340	0.08007816
T11	390	380	1.131121	TB11	390	380	0.07973450
T12	390	390	1.131075	TB12	390	390	0.07965548
T13	590	290	1.115522	TB13	590	290	0.08009158
T14	590	300	1.115738	TB14	590	300	0.07999652
T15	590	310	1.115945	TB15	590	310	0.0799516
T16	590	340	1.116467	TB16	590	340	0.07965118
T17	590	380	1.117090	TB17	590	380	0.07934168
T18	590	390	1.117236	TB18	590	390	0.07927046
T19	690	290	1.106332	TB19	690	290	0.07984419
T20	690	300	1.106909	TB20	690	300	0.0795489
T21	690	310	1.107062	TB21	690	310	0.07966904
T22	690	340	1.108000	TB22	690	340	0.0793041
T23	690	380	1.109119	TB23	690	380	0.07913923
T24	690	390	1.109376	TB24	690	390	0.07907224
T25	790	290	1.097275	TB25	790	290	0.07961252
T26	790	300	1.097799	TB26	790	300	0.07952856
T27	790	310	1.098298	TB27	790	310	0.07944789
T28	790	340	1.099622	TB28	790	340	0.07922336
T29	790	380	1.101205	TB29	790	380	0.07894050
T30	790	390	1.101656	TB30	790	390	0.07888648
T31	890	290	1.088458	TB31	890	290	0.07939762
T32	890	300	1.089125	TB32	890	300	0.07931854
T33	890	310	1.089747	TB33	890	310	0.07924254
T34	890	340	1.0914429	TB34	890	340	0.07903089
T35	890	380	1.093440	TB35	890	380	0.07877257
T36	890	390	1.093905	TB36	890	390	0.07871307

### 5.3 - Cálculo das Seções de Choque Macroscópicas

O núcleo do reator é composto por diferentes arranjos de materiais tais como elementos combustíveis, barras de controle, dispositivos de irradiação, refletores, etc. Para cada um destes arranjos define-se uma célula representativa (Dalle, 2003). No caso do reator TRIGA cada uma das 91 posições do núcleo pode ser considerada como uma célula. Uma célula de elemento combustível é formada pelo combustível, *gap*, revestimento e refrigerante em torno de elemento. A influência das células vizinhas sobre a célula de interesse pode ser levada em conta através da elaboração de um *cluster*.

As seções seguintes descrevem metodologias para a geração das seções de choque macroscópicas para os códigos de análise neutrônica PARCS e NESTLE. Cada um desses códigos utiliza formatos diferentes para a entrada das seções de choque macroscópicas, porém as seções de choque geradas representam o mesmo sistema, ou seja, o núcleo do reator. Como estudo inicial adotou-se para o reator TRIGA IPR-R1 o modelo tipo *cluster* e variações de temperatura dentro dos limites operacionais possíveis. Os valores das seções de choque macroscópicas encontrados dessa forma foram fornecidos para o código PARCS de acordo com o formato requerido pelo mesmo. Para o código NESTLE, outra metodologia foi adotada. Para este caso, as seções de choque foram geradas separadamente para cada anel do núcleo do IPR-R1, porém, utilizando sempre as mesmas temperaturas de estado estacionário.

#### 5.3.1 Geração de Seções de Choque Macroscópicas para o Código PARCS

Os valores de seção de choque macroscópicas obtidos na simulação considerando o reator TRIGA IPR-R1 como um *cluster*, foram utilizados como entrada na simulação neutrônica do núcleo para o código de análise neutrônica PARCS. Os diferentes dados obtidos com os valores de temperatura do refrigerante e temperatura do combustível selecionados (Tabela 11) foram dispostos no formato adequado de entrada do código PARCS. Apesar da simulação na forma de *cluster*, a saída do código WIMSD-5B fornece valores de coeficiente de difusão ( $D$ ), seções de choque macroscópica de absorção ( $\Sigma_a$ ) e seções de choque macroscópicas de fissão ( $\Sigma_f$ ) multiplicadas pelo número de nêutrons

produzidos por evento de fissão,  $v$ , ( $v\Sigma_f$ ) para cada composição fornecida na entrada. Conforme seção 5.2, a composição utilizada nesta simulação corresponde à suposta composição do núcleo em 06 de novembro de 2004. Desde que no código WIMS o espalhamento é tratado como isotrópico, a seção de choque macroscópica de espalhamento ( $\Sigma_s$ ) somente é fornecida para o *cluster*. Foram gerados 2 grupos de seções de choque, o primeiro considerando barras totalmente inseridas no núcleo e o segundo considerando barras totalmente retiradas, para 8 composições diferentes, sendo elas:

- Composição 1 → Correspondente à grafita,
- Composição 2 → Correspondente ao combustível dos anéis E e F,
- Composição 3 → Correspondente ao combustível do anel D,
- Composição 4 → Correspondente ao combustível com revestimento de alumínio do anel C,
- Composição 5 → Correspondente ao combustível com revestimento de aço inoxidável do anel C,
- Composição 6 → Correspondente ao combustível do anel B,
- Composição 7 → Correspondente à água e
- Composição 8 → Correspondente ao material das barras de controle, carboneto de boro.

### 5.3.2 - Geração de Seções de Choque para o Código NESTLE

Na geração das seções de choque para entrada no código NESTLE, foram definidas células para a determinação das composições (seções de choque macroscópicas) considerando cada elemento combustível/barra de controle/refletor como uma célula. Como, a princípio, considerou-se apenas situações de estado estacionário, a temperatura do refrigerante foi considerada de 300 K, e a do combustível 543 K.

As células foram definidas levando em consideração a geometria, posição, composição e, com relação ao refrigerante, foi considerada a área do anel em questão dividida pelo número de elementos. Esta área foi igualada à do círculo. A seguir são descritas, como exemplo, algumas das células modeladas. Também neste caso, a

composição dos combustíveis utilizada corresponde à composição estimada do núcleo em 06/11/2004 (Dalle, 2005).

### 1- Célula do Anel B – Tubo Central

Neste caso foi definido um “cluster”. A parte central da célula (correspondente ao tubo central) foi definida como água. A Figura 55 traz o esquema deste *cluster*, bem como detalhe da geometria. O anel (*Anullus*) com raio de 6,0175 cm está preenchido com água. Dentro dele, um *array*, com 6 elementos combustíveis, nos quais estão definidos os materiais: U-ZrH<sub>1,0</sub> com raio de 1,780 cm, *gap* com raio de 1,789 cm, revestimento de alumínio com raio de 1,865 cm. Nestas condições, o valor do fator de multiplicação infinito encontrado foi  $k_{\infty} = 1,188779$ .

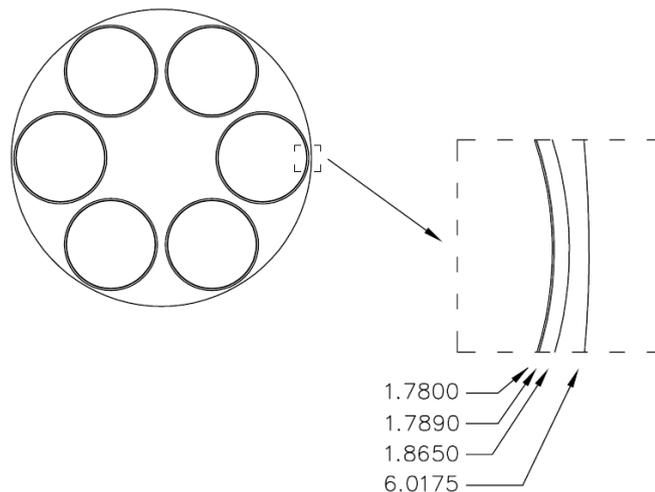
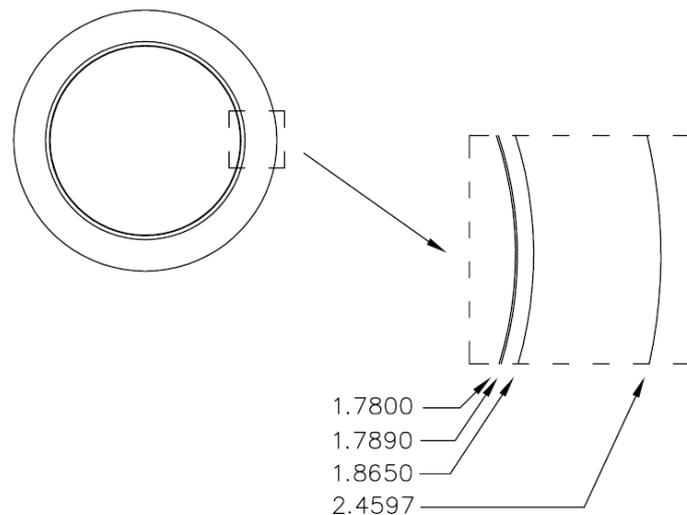


Figura 55 - Representação esquemática da célula que mostra o anel B /tubo central no código WIMSD-5B

### 2- Célula do Elemento Combustível do Anel B

Célula composta de combustível (composição Anel B – conforme Dalle, 2005) + *gap*, revestimento e área de água igual à 1/6 da área de água do círculo que vai desde zero até 6,025 cm (dimensão = raio do anel B + raio do elemento B + 1/2 da água entre B e C). A Figura 56 mostra o esquema desta célula. O valor encontrado para  $k_{\infty} = 1,022505$ .

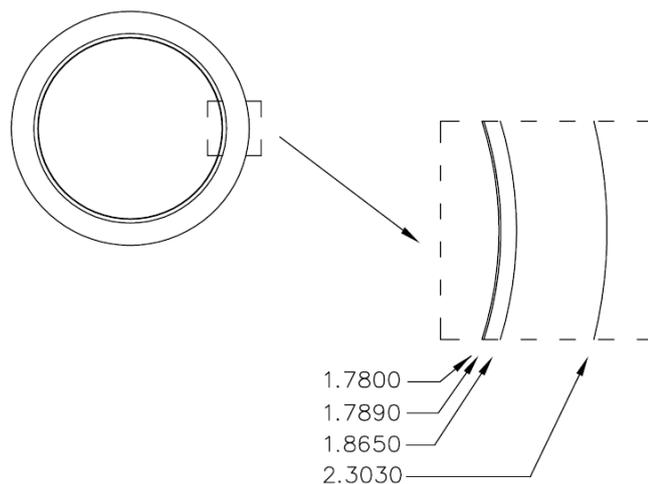


**Figura 56 - Representação esquemática da célula que mostra o elemento combustível do anel B no código WIMSD-5B**

### 3- Células dos Elementos Combustíveis do Anel C

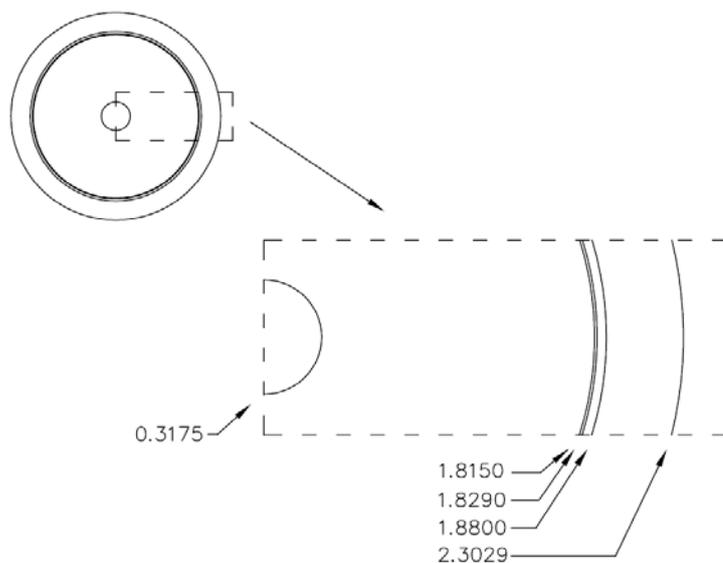
No Anel C estão presentes dois tipos de elementos combustíveis: os com revestimento em alumínio e composição  $U-ZrH_{1,0}$  e aqueles revestidos com aço inoxidável e composição  $U-ZrH_{1,6}$ . Desta forma foram definidos dois tipos de células:

3.1- Célula composta de combustível tipo  $U-ZrH_{1,0}$ , revestimento de alumínio: (composição Anel C - Alumínio) + *gap* + revestimento e área de água igual à  $1/12$  da área de água do círculo que vai desde 6,025 cm até 9,975 cm (dimensão = raio do anel C + raio do elemento C/Al +  $1/2$  da água entre C e D) menos a área do combustível. A Figura 57 mostra a célula corresponde ao elemento combustível revestido de alumínio do anel C. O valor encontrado para  $k_{\infty}$  foi de 1,150948, considerando a temperatura do combustível igual a 543 K e a do refrigerante de 300 K.



**Figura 57 - Representação esquemática da célula que mostra o elemento combustível do anel C com revestimento em alumínio no código WIMSD-5B**

3.2- Célula composta de combustível tipo  $U-ZrH_{1.6}$ , revestimento em aço inoxidável (composição Anel C - INOX) + *gap* + revestimento e área de água igual à 1/12 da área de água do círculo que vai desde 6,025 cm até 9,975 cm (dimensão = raio do anel C + raio do elemento C/SS + 1/2 da água entre C e D) menos a área do elemento combustível. A Figura 58 mostra o esquema desta célula. O valor encontrado para  $k_{\infty}$  foi 1,25653.



**Figura 58 - Representação esquemática da célula que mostra o elemento combustível do anel C (aço inoxidável) no código WIMSD-5B**

Da mesma forma foram feitas simulações para os elementos combustíveis dos anéis D, E e F.

## 6- SIMULAÇÃO DO TRIGA IPR-R1 COM O CÓDIGO RELAP5-3D

Os resultados obtidos com a utilização do código RELAP5-3D, inicialmente utilizando cinética pontual e, posteriormente, cinética nodal estão descritos nas próximas subseções.

### 6.1- Simulação com o Código RELAP5-3D – Cinética Pontual

No modelo de cinética pontual, a nodalização utilizando 13 canais TH foi utilizada (Reis, 2009). Apesar de ambos os códigos serem muito similares em relação à entrada de dados para a parte termo-hidráulica, existem algumas diferenças que devem ser consideradas. Desta forma, a entrada de dados foi adaptada do código RELAP5 para o código RELAP5-3D.

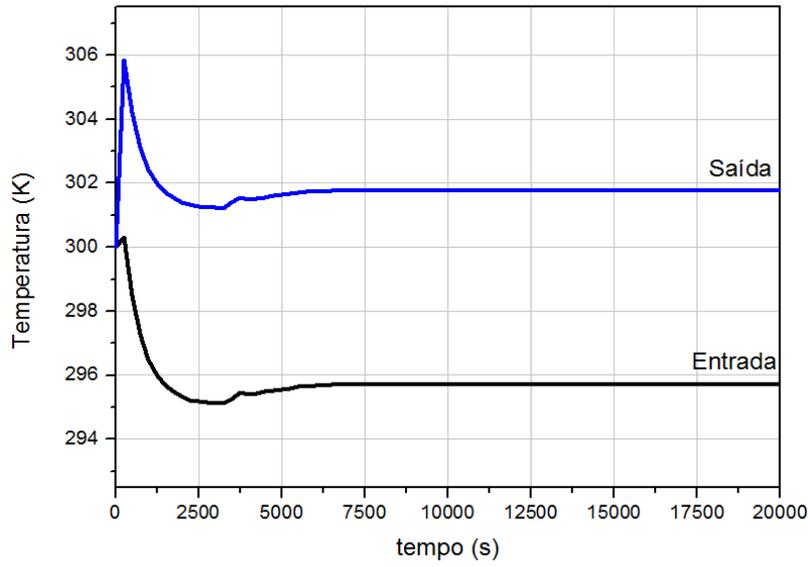
Os valores encontrados para os parâmetros de interesse foram comparados com os obtidos anteriormente com o código RELAP5, apresentando boa concordância. A Tabela 12 mostra uma comparação dos valores de temperatura do refrigerante à entrada e saída do canal termo-hidráulico central (CTH-01), calculados pelo RELAP5/MOD3.3. Os cálculos em estado estacionário do RELAP5/MOD3.3 e RELAP5-3D foram feitos para a potência de 100 kW.

Tabela 12 - Resultados calculados pelas duas versões do código RELAP5, considerando a temperatura do refrigerante no canal termo-hidráulico 01

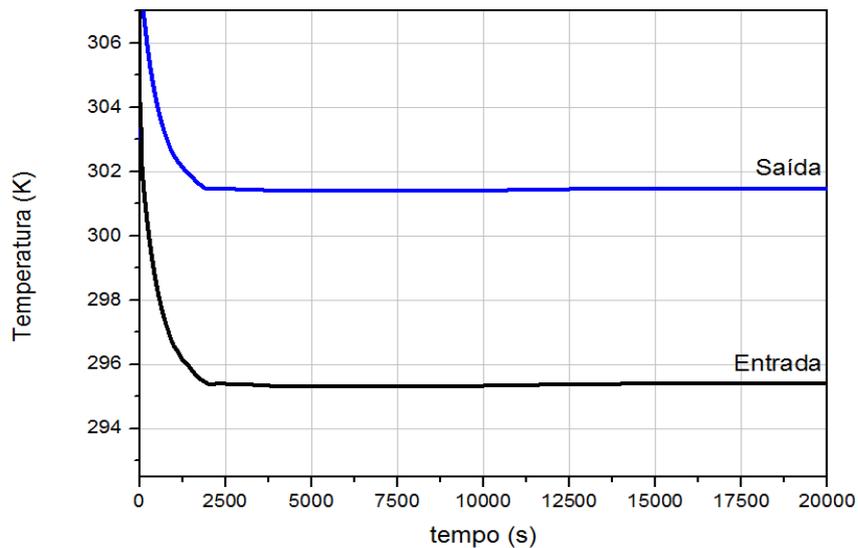
<b>Canal TH 01</b>	<b>Temperatura Calculada(K) RELAP5/MOD3.3</b>	<b>Temperatura Calculada (K) RELAP5-3D</b>
Saída	301.9	301.8
Entrada	295.6	295.4

As Figuras 59 e 60 representam a temperatura do refrigerante à entrada e saída do CTH 01 para a nodalização do reator TRIGA IPR-R1 calculada pelos dois códigos RELAP5-MOD3.3 e RELAP5-3D, respectivamente. Comparando os gráficos, é possível

verificar que ambos os códigos atingem valores muito próximos de estado estacionário. Entretanto, os códigos têm comportamentos diferentes no início dos cálculos, com o código RELAP5-3D apresentando maior variação inicial de valores de temperatura nos primeiros intervalos de tempo. Por outro lado, este último alcança o comportamento estacionário mais rapidamente que o primeiro.



**Figura 59 - Temperatura do refrigerante à saída do canal TH 01, na nodalização utilizando 13 canais termo-hidráulicos para o código RELAP5**



**Figura 60 - Temperatura do refrigerante à saída do canal TH 01, na nodalização utilizando 13 canais termo-hidráulicos RELAP5-3D**

Uma situação transitória foi investigada utilizando os dois códigos. No tempo  $t = 4000$  s, após o sistema atingir o regime permanente a bomba de recirculação (número 300 no diagrama de nodalização) teve sua velocidade levada a zero. O objetivo desta simulação foi verificar o efeito na temperatura do núcleo após perda de refrigeração forçada. A figura 61 mostra a nodalização para este evento.

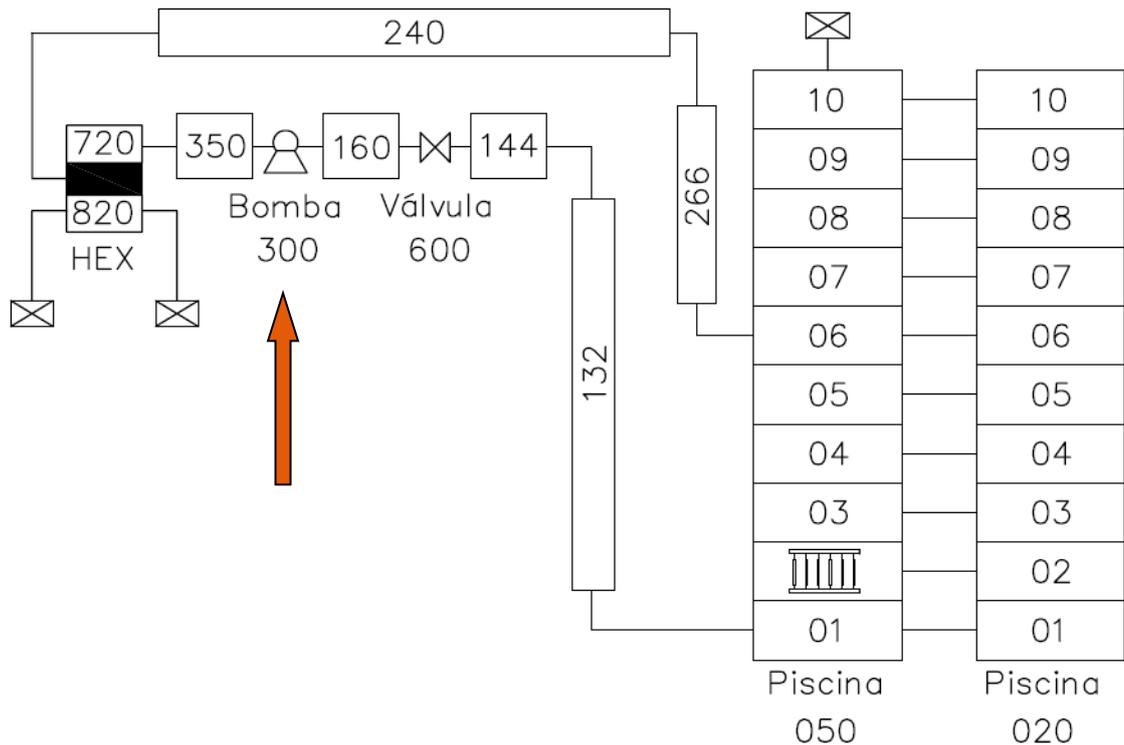
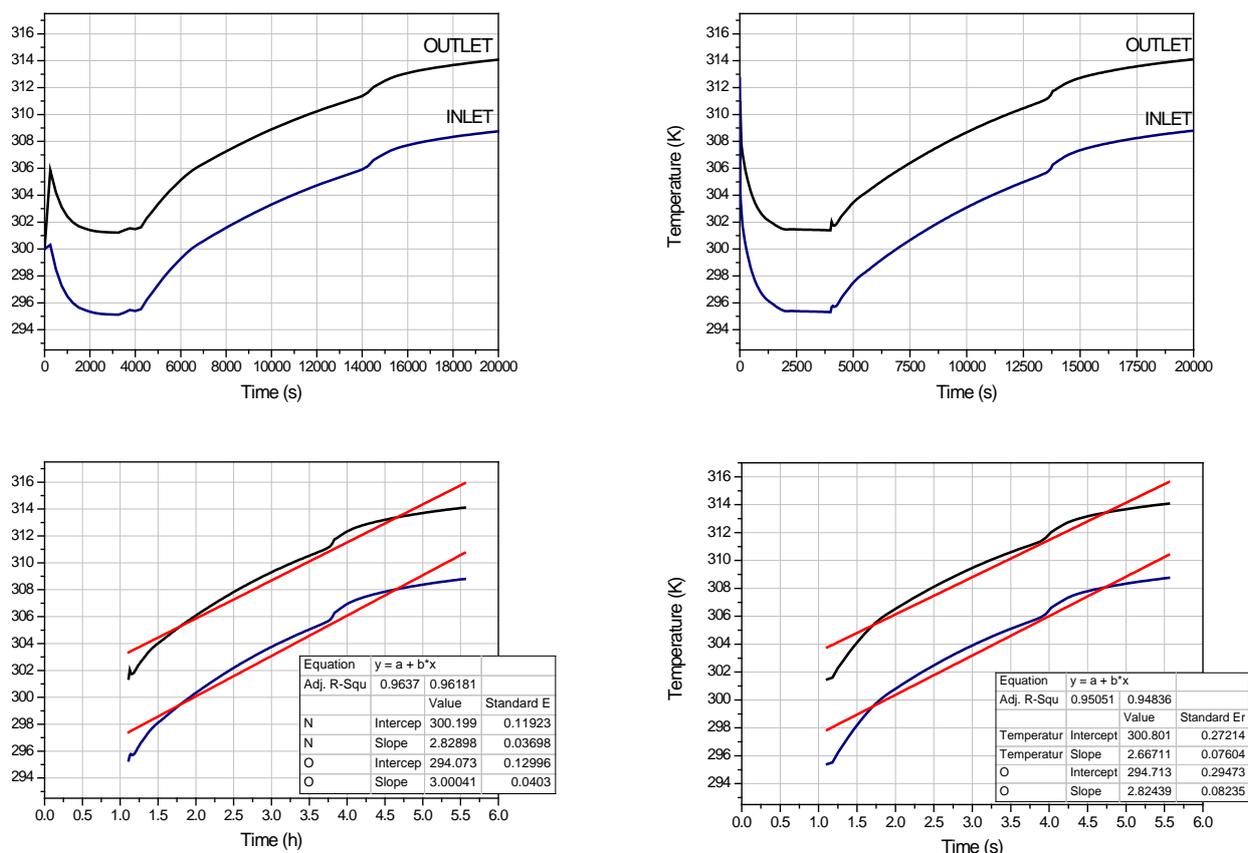


Figura 61 - Nodalização evidenciando a bomba de recirculação número 300

A Figura 62 mostra gráficos da evolução temporal da temperatura do refrigerante na entrada e saída do CTH 01. Os cálculos para esta situação transitória foram feitos utilizando o código RELAP5 e também o código RELAP5-3D. Os resultados de ambos os cálculos estão em boa concordância. Na parte inferior da Figura 62 foi inserido o cálculo da taxa de aumento da temperatura do refrigerante à saída do CTH 01 através de regressão linear com o programa ORIGINPRO 8.0. Novamente, os valores alcançados pelas duas nodalizações apresentam boa concordância. No caso da nodalização utilizando o código RELAP5, a taxa de aumento da temperatura do refrigerante na saída do canal termo-hidráulico 01 foi  $2,83^{\circ}\text{C/h}$ , e no caso da nodalização com o código RELAP5-3D, foi  $2,67^{\circ}\text{C/h}$ .



**Figura 62 - Evolução temporal da temperatura do refrigerante na entrada e saída do canal TH01  
Esquerda: RELAP5 MOD3.3; Direita: RELAP5-3D**

Os resultados obtidos com o código RELAP5-3D, com utilização de cinética pontual mostraram-se satisfatórios tanto para o cálculo de estado estacionário quanto para o cálculo de transitório em comparação com os resultados obtidos com o código RELAP5 verificado anteriormente. O passo seguinte foi então inserir dados para o cálculo neutrônico nodal ao código RELAP5-3D, através do código NESTLE adaptado ao mesmo, para obter uma simulação 3D termo-hidráulica/neutrônica acoplada, neste caso utilizando a nodalização do TRIGA IPR-R1 de 13 CTH.

A próxima subseção, 6.2, descreve as fases de preparação da entrada no código RELAP5-3D para a simulação TH/NK 3D do reator. Além disso, resultados de regime permanente são apresentados.

## 6.2 - Simulação com o Código RELAP5-3D – Cinética Nodal

### 6.2.1 - Modelagem

O modelo de cinética neutrônica no código NESTLE, embebido no código RELAP5-3D, utiliza a equação da difusão de poucos grupos. Para a simulação do modelo do IPR-R1, foram utilizados dois grupos de energia e o núcleo foi modelado utilizando geometria hexagonal. O núcleo inteiro foi simulado utilizando 21 planos axiais com 91 nós em cada plano, totalizando 1911 nós.

As regiões termo-hidráulicas e neutrônicas são mostradas na Figura 63, na geometria hexagonal, as quais correspondem à geometria apresentada na Figura 28. Ou seja, a geometria hexagonal apresenta a mesma área que a geometria circular. Para simplificar, os 63 elementos combustíveis foram colapsados para representar somente 13 estruturas de calor as quais foram associadas aos 13 CTH correspondentes.

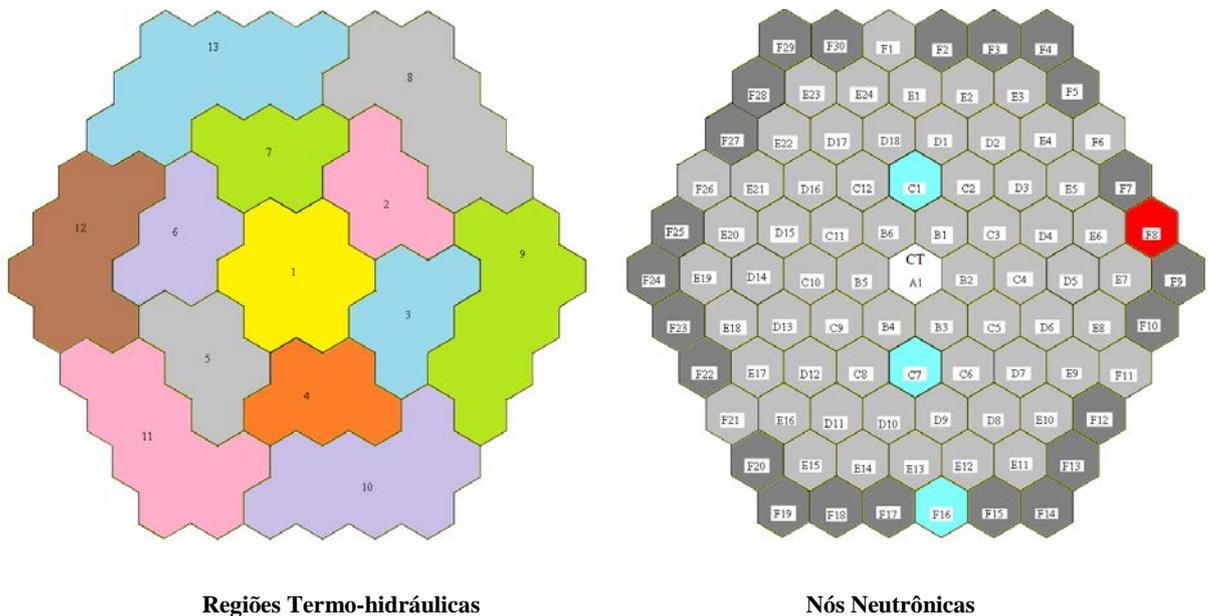


Figura 63 - Visão planar das regiões termo-hidráulicas (esquerda) e distribuição dos nós neutrônicos (direita) para o reator IPR-R1 no código RELAP5-3D

Neste estudo inicial, para a preparação das seções de choque, poucas composições foram consideradas, sendo 6 tipos de composições para o combustível e um tipo de composição para o refletor de grafita. Aos nós correspondentes às barras de controle

(posições C1, C7 e F16 na Figura 28), ao tubo central (A1) e à fonte de nêutrons (F8) foram atribuídas inicialmente composições correspondentes à mesma que o refletor de grafita.

A execução do código RELAP5-3D produz três arquivos de saída de dados sendo uma com extensão OUT, outra com extensão PLT e outra com extensão RST. O arquivo PLT possui informação gráfica e, portanto, através de uma ferramenta acessória adequada, é possível gerar os gráficos das evoluções temporais. Os programas para análise gráfica podem ser o WinGraf e/ou o AptPlot. Por outro lado, o arquivo OUT pode ser aberto diretamente utilizando um editor de texto ASCII.

A Figura 64 apresenta parte dos dados da saída do arquivo com extensão OUT do RELAP5-3D para este modelo, sendo uma representação da distribuição das composições para os três primeiros planos superiores cuja composição atribuída é grafita (composição 2) e a distribuição do plano 4 com composições de grafita (2) e de combustível (1, 3, 4 e 6). A distribuição do plano 4 se repete ao longo dos planos 4 a 18. Os últimos 3 planos, 19 ao 21, apresentam composição de grafita como os três primeiros planos.

0Composition figure 1																					
y/x	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
1						2		2		2		2		2		2		2		2	
2					2			2		2		2		2		2		2		2	
3				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
4			2		2		2		2		2		2		2		2		2		2
5		2			2		2		2		2		2		2		2		2		2
6			2		2		2		2		2		2		2		2		2		2
7				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
8				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
9				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
10				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
11				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
0Composition figure 2																					
y/x	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
1					2		2		2		2		2		2		2		2		2
2					2		2		2		2		2		2		2		2		2
3				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
4			2		2		2		2		2		2		2		2		2		2
5		2			2		2		2		2		2		2		2		2		2
6			2		2		2		2		2		2		2		2		2		2
7				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
8				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
9				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
10				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
11				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
0Composition figure 3																					
y/x	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
1					2		2		2		2		2		2		2		2		2
2					2		2		2		2		2		2		2		2		2
3				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
4			2		2		2		2		2		2		2		2		2		2
5		2			2		2		2		2		2		2		2		2		2
6			2		2		2		2		2		2		2		2		2		2
7				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
8				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
9				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
10				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
11				2		2		2		2		2		2		2		2		2	
0Composition figure 4																					
y/x	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
1				4		2		2		2		2		2		2		2		2	
2					2		1		1		1		1		1		2				
3				1		1		3		3		3		3		1		2			
4			2		1		3		4		8		4		3		1		1		2
5		2			1		3		4		6		6		4		3		1		2
6			2		1		3		4		6		6		4		3		1		2
7				1		3		4		6		6		4		3		1		2	
8				1		3		3		4		6		4		3		1		2	
9				2		1		3		3		3		3		1		1			
10					2		1		1		1		1		1		2				
11						2		2		8		2		2		2					

Figura 64 - Saída do RELAP5-3D mostrando a distribuição das composições ao longo de 4 dos 21 planos axiais utilizados no modelo

As seções de choque foram geradas através do código WIMSD-5B sendo calculadas de acordo com dados da exposição do IPR-R1 no ano de 2004, conforme descrito no capítulo anterior. As seções de choque foram então devidamente inseridas na entrada do RELAP5-3D através de blocos de dados para cada tipo de composição para dois grupos de energia de acordo com os requerimentos do mesmo. Os blocos são divididos em seções de choque do tipo *controlled* e *uncontrolled* para indicar presença ou ausência de barras de controle no núcleo, respectivamente. Para esta simulação inicial em regime permanente, todas as barras foram consideradas fora do núcleo. Além disso, somente as seções de choque geradas à temperatura de estado estacionário, 300 K para a temperatura do refrigerante e 543 K para a temperatura do combustível foram consideradas.

### 6.2.2 Resultados do Cálculo de Estado Estacionário

O cálculo considerando o acoplamento TH/NK do núcleo para o estado estacionário foi realizado. Os resultados apresentam comportamento estável e valores aceitáveis dos parâmetros termo-hidráulicos de acordo com dados experimentais e dados obtidos inicialmente com o código RELAP5. A Figura 65 apresenta o comportamento da potência ao longo do tempo para a simulação a 100 kW de potência. A Figura 66 apresenta valores de temperatura à saída dos canais TH 01, 02 e 12 e entrada do canal 01. As outras temperaturas de entrada não foram apresentadas no gráfico, pois todas as curvas se sobrepõem. A Figura 67 apresenta a pressão à entrada e saída do canal 02 e a Figura 68 apresenta o comportamento da vazão à saída do canal TH 02. Como é possível observar pelos gráficos, todos os parâmetros TH alcançam a estabilidade.

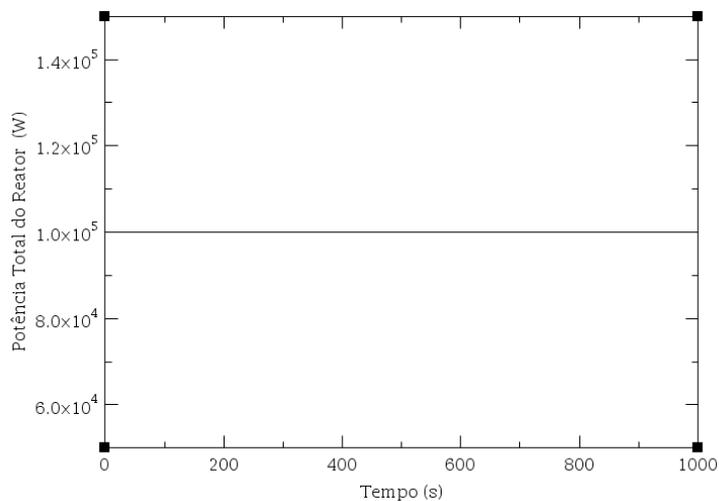
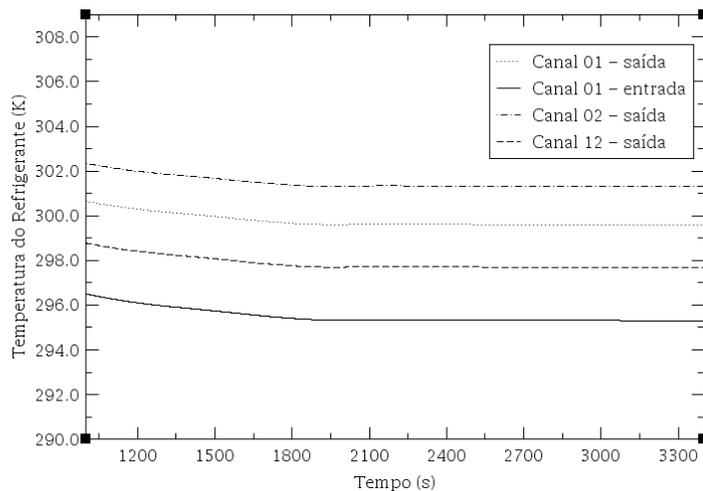
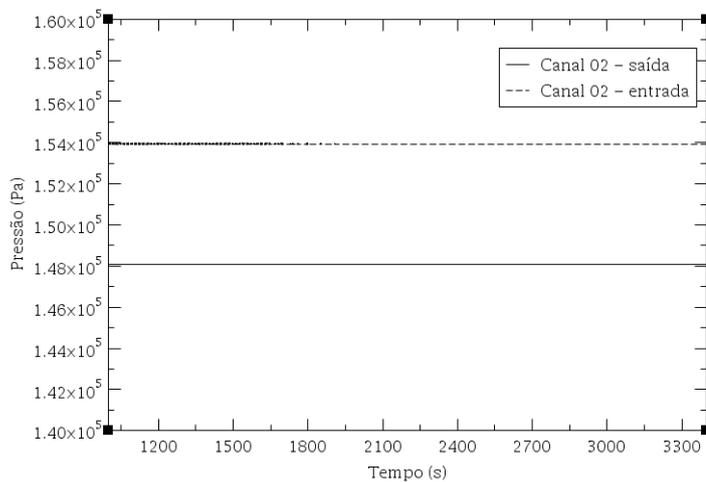


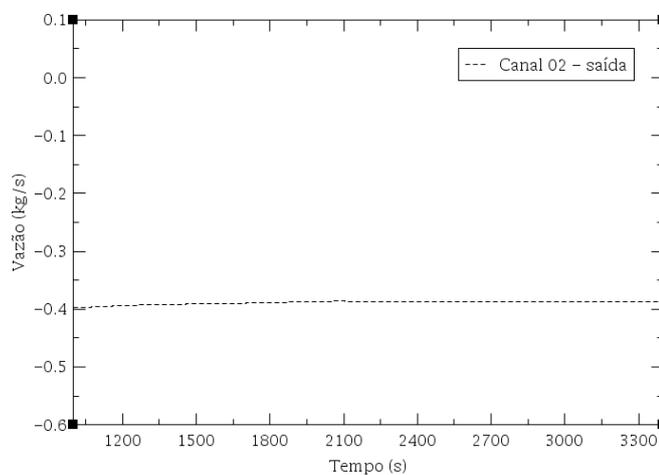
Figura 65 - Evolução temporal da potência



**Figura 66 - Temperatura do refrigerante à saída dos canais TH 01, 02 e 12 e entrada do canal 01**



**Figura 67 - Pressão do refrigerante à entrada e saída do canal TH 02**



**Figura 68 - Vazão à saída do canal TH 02**

A Tabela 13 apresenta uma comparação de resultados para a temperatura do refrigerante à entrada e saída do CTH 01 para os três modelos estudados (RELAP5-MOD3.3, RELAP5-3D com cinética pontual e RELAP5-3D com cinética nodal). Apesar de o terceiro modelo apresentar boa concordância para a temperatura de entrada, o mesmo apresenta um valor ligeiramente subestimado para a temperatura de saída em relação aos outros dois modelos. O modelo de cinética nodal apresenta as estruturas de calor colapsadas para todos os canais, mas a causa dessa diferença possivelmente está conectada à definição de seções de choque para o tubo central as quais, como explicado anteriormente, foram estabelecidas como sendo as mesmas para a grafita. Para o CTH 02, por exemplo, o valor de temperatura do refrigerante à saída do canal é 301.3 K, ou seja, mais próximo aos valores encontrados para os outros dois primeiros modelos.

**Tabela 13 - Resultados calculados pelos três modelos considerando a temperatura do refrigerante no CTH 01**

Canal TH 01	Temperatura do Refrigerante (K)		
	RELAP5/MOD3.3	RELAP5-3D – Pontual	RELAP5-3D – Nodal
Saída	301.9	301.8	299.6
Entrada	295.6	295.4	295.3

O arquivo de saída OUT do RELAP5-3D apresenta a distribuição relativa de potência por plano axial e o valor médio do núcleo. A Figura 69 mostra a distribuição 2D e 3D média da potência relativa no núcleo utilizando os dados do RELAP5-3D. Neste caso, os dados de saída para cada nó foram lançados em uma matriz de dados em programa gráfico e a distribuição foi esboçada de forma planar e em 3D. Não foi possível reproduzir exatamente a distribuição hexagonal na figura tendo sido a mesma esboçada a partir da geometria cartesiana da matriz.

A Figura 70 apresenta a distribuição do fluxo térmico no plano axial 12, obtida através do cálculo com o modelo RELAP5-3D, que se encontra aproximadamente à metade da altura do núcleo. Os valores obtidos pelo cálculo estacionário têm a mesma ordem de grandeza de valores experimentais. Para o tubo central, por exemplo, o valor medido recentemente foi cerca de  $2,8 \times 10^{12}$  n/(cm<sup>2</sup>s) (Zangirolami, 2009).

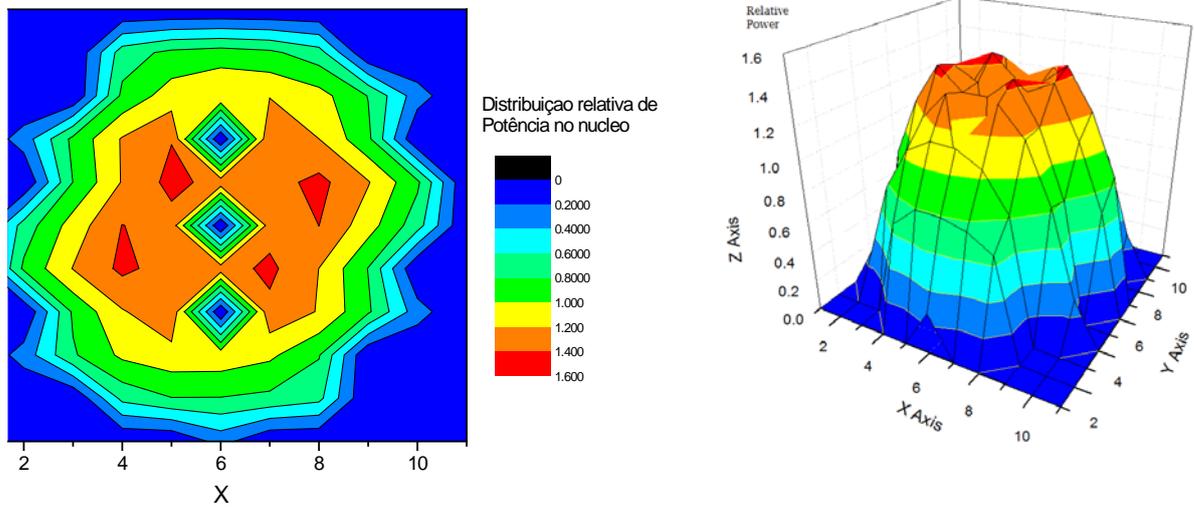


Figura 69 - Distribuição relativa de potência no núcleo – modelo RELAP5-3D

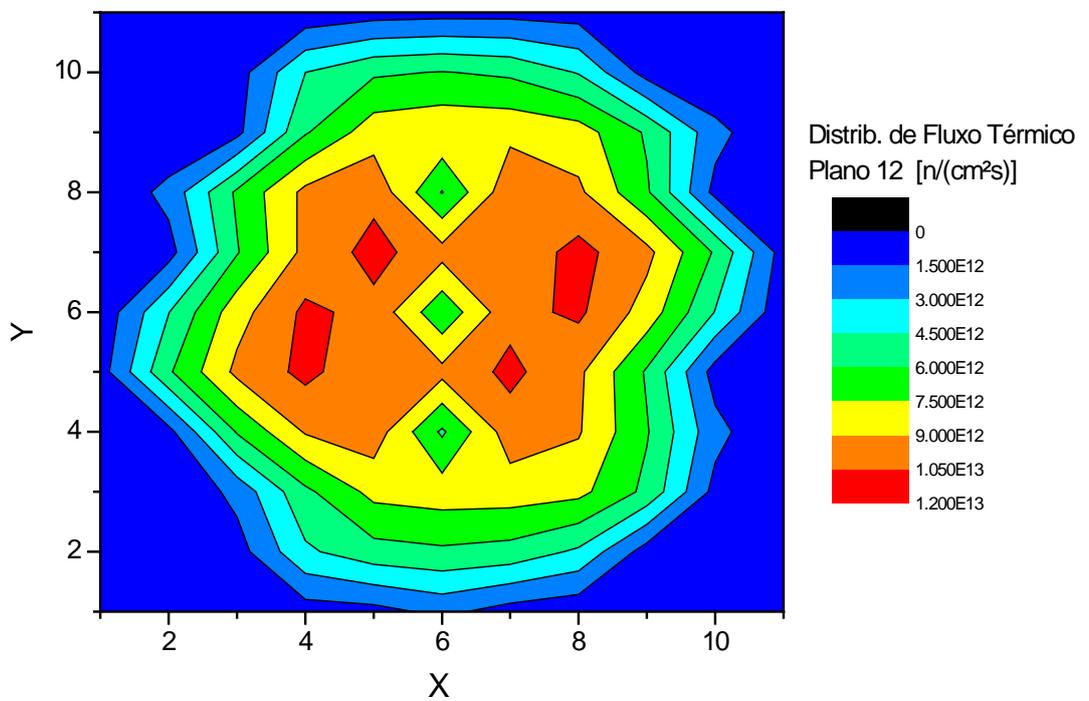


Figura 70 - Distribuição de fluxo térmico no plano axial 12 – modelo RELAP5-3D

Concluindo, os resultados e análises apresentados nesta subseção mostram que o modelo funciona bem na reprodução termo-hidráulica do núcleo do IPR-R1, mas necessita ainda de refinamentos em relação à entrada de dados relativos à parte de cinética nodal. Por exemplo, para o modelo em questão, o código fornece um valor ainda baixo do fator de multiplicação efetivo de nêutrons ( $k_{\text{eff}} = 0,9167035$ ). Outros pontos a serem investigados em trabalhos futuros para aprimorar e adequar o modelo são:

- inserir maior número de composições com seus respectivos valores de seções de choque, inclusive considerando os diferentes níveis axiais do núcleo. Porém isso somente é possível refazendo todo o cálculo a partir da queima inicial do combustível para a obtenção de dados da distribuição axial da composição do núcleo;

- inserir conjuntos de seções de choque para uma faixa mais ampla de temperaturas do combustível e moderador essenciais para o cálculo de determinados eventos transitórios;

- inserir conjuntos de seções de choque considerando as barras de controle inseridas no núcleo.

## **7- DESCRIÇÃO DO MODELO NEUTRÔNICO COM O CÓDIGO PARCS**

### **7.1- Introdução**

O principal objetivo da simulação neutrônica de um reator nuclear é a determinação da distribuição do fluxo de nêutrons e do fator de multiplicação de nêutrons efetivo. As demais variáveis de interesse tais como distribuição de potência, coeficientes de reatividade, valor de reatividade, são obtidos diretamente a partir do fator de multiplicação de nêutrons ou da distribuição do fluxo. A determinação destes parâmetros é fundamental no projeto de reatores nucleares e permite otimizar e analisar vários aspectos relativos à operação dos reatores além de ajudar a identificar e prevenir possíveis violações das condições seguras de operação (Duderstadt, 1976; Lamarsh, 1966).

O código de análise neutrônica PARCS admite geometria do tipo retangular ou hexagonal. Para representar o reator TRIGA IPR-R1, com o código PARCS estão sendo desenvolvidas duas modelagens, nas duas geometrias admitidas pelo código. Em ambas, a versão do código PARCS utilizada para as simulações foi a 2.7.

Os códigos que resolvem a equação da difusão como, por exemplo, o código PARCS, necessitam que sejam fornecidas como entrada informações sobre as composições dos materiais constituintes. Tais informações são realizadas através de cálculos com códigos como o HELIOS, NEWT, CASMO, WIMS ou qualquer outro código de cálculo de célula. Como dito anteriormente, neste trabalho, o código WIMSD-5B foi utilizado para gerar as seções de choque para o PARCS.

### **7.2- Modelagem Hexagonal**

Em uma primeira modelagem, o núcleo foi representado em geometria hexagonal. A razão desta escolha foi que esta geometria se assemelha mais à geometria cilíndrica do reator TRIGA. Desta forma, o reator foi representado através de oito anéis de hexágonos concêntricos, representando, respectivamente, os anéis A, B, C, D, E e F da geometria circular, seguidos de dois anéis de grafita. Nesta simulação foram descritos 8 tipos de elementos, sendo o de número 1 utilizado para simular as barras de grafita, número 2 - os elementos combustíveis dos anéis E e F, número 3 - para os elementos combustíveis do

anel D, número 4 - os elementos combustíveis revestidos com alumínio do anel C, número 5 - os elementos combustíveis revestidos com aço inoxidável do anel C, número 6 - os elementos combustíveis do anel B, número 7 - as posições ocupadas por água e 8 - as barras de controle. A geometria utilizada e a distribuição das composições podem ser visualizadas na Figura 71 (dados retirados do arquivo de saída do PARCS).

Algumas modificações nos valores das áreas e nas posições dos elementos combustíveis no núcleo foram necessárias para adequar a geometria real do reator à geometria de hexágonos regulares permitida pelo código PARCS. Por este motivo, fez-se uma análise de sensibilidade utilizando o código WIMSD-5B, e verificou-se que a simulação utilizando hexágonos responde da mesma forma que a simulação de um cilindro, desde que mantida a razão  $V_m/V_f$ , isto é, o valor encontrado para  $k_\infty$  foi o mesmo. O formato de seções de choque utilizado nesta simulação foi o formato original, considerando as barras de controle totalmente extraídas.

```

00:00.02 Input Processing Completed.
00:00.02 Performing Steady-State Eigenvalue Calculation...

*****
Problem Description
*****

Core Geometry
=====

Radial Core Configuration and Assembly Types

      1 1 1 1 1 1 1 1 1
    1 1 1 1 1 1 1 1 1 1
  1 1 1 1 2 2 2 2 2 1 1 1
1 1 1 1 2 2 3 3 3 3 2 1 1 1
1 1 1 1 2 3 4 6 6 4 3 2 1 1 1
1 1 1 1 2 3 4 6 6 4 3 2 1 1 1
  1 1 1 1 2 3 5 7 5 3 2 2 1 1
    1 1 1 1 2 3 3 3 2 1 1 1
      1 1 1 1 2 2 2 2 1 1 1
        1 1 1 1 7 1 1 1 1
          1 1 1 1 1 1 1 1
            1 1 1 1 1 1

Core Symmetry Angle (Condition)      360 (rotational)
Number of Assemblies                  169
Number of Rings                       7
Number of Axial Planes                7
Number of Triangles per Hexagon       6
Number of Corner Points per Plane     384
Number of Assembly Rows               15

```

Figura 71 - Representação planar do núcleo do reator TRIGA IPR-R1 no código de análise neutrônica PARCS

Axialmente, foram determinados 7 níveis, cada um com 8,346 cm, totalizando a altura do elemento combustível utilizado no código RELAP5 (parte ativa e refletores axiais). A Figura 72 mostra o *pitch* dos hexágonos, as dimensões dos planos axiais dos elementos combustíveis utilizados na simulação e os tipos de composições correspondentes (dados retirados do arquivo de saída do PARCS).

```

Assembly Pitch(Flat to Flat) = 4.402500000000000
(Side Length ) = 2.54178456010733

Axial Mesh Structure
Plane Mesh Mid
Number Size Point
1 8.346 4.173
2 8.346 12.519
3 8.346 20.864
4 8.346 29.210
5 8.346 37.556
6 8.346 45.901
7 8.346 54.247

Assembly types
=====
Plane # Assembly Type ID
1 1 2 3 4 5 6 7 8
2 1 2 3 4 5 6 7 8
3 1 2 3 4 5 6 7 8
4 1 2 3 4 5 6 7 8
5 1 2 3 4 5 6 7 8
6 1 2 3 4 5 6 7 8
7 1 1 1 1 1 1 1 8

= Control Rod Description
Core Type : PWR (control rod traveling from top to bottom)
Number of control rod banks : 3
Fully inserted position
from the bottom reflector (cm) : 50.000
Step Size (cm) : 1.000

```

**Figura 72 - Dimensões dos planos axiais dos elementos combustíveis utilizados na simulação hexagonal do núcleo do IPR-R1 no código PARCS e tipos de composições correspondentes**

Nas Figuras 73 e 74 são mostradas a distribuição da potência relativa média do núcleo e a distribuição do fluxo térmico no plano médio (plano 4). Os valores encontrados foram, em ordem de grandeza, adequados. Entretanto, o modelo necessita de refinamentos, pois o valor do  $k$  obtido nesta simulação foi de  $k_{\text{eff}} = 1,33049$ .

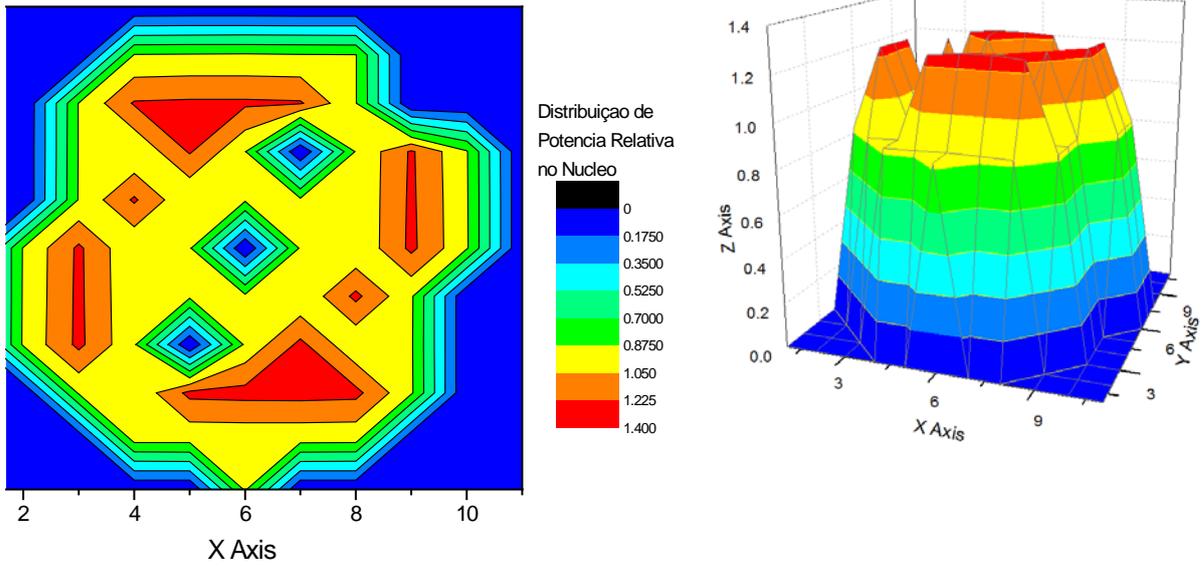


Figura 73 - Distribuição relativa de potência no núcleo – modelo PARCS

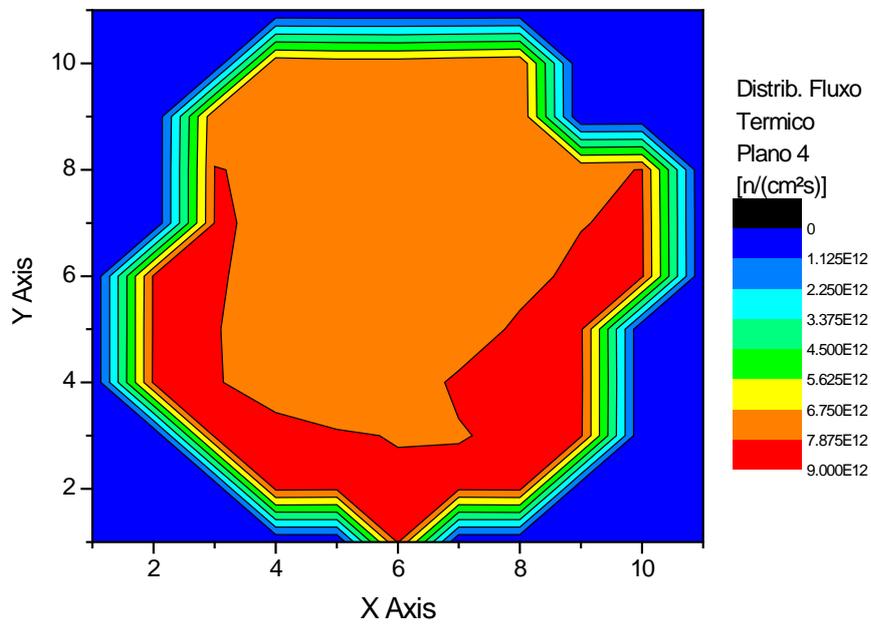


Figura 74- Distribuição de fluxo térmico no plano axial 4 – modelo PARCS

### 7.3 - Modelagem Retangular

Nesta segunda nodalização utilizando o código PARCS, a geometria utilizada foi a retangular. As posições dos elementos do núcleo foram deslocadas de forma a adequar essa geometria o mais próximo possível da geometria circular. Na figura 75 pode-se visualizar a geometria fornecida na saída do código PARCS.

```
!*****:
GEOM
!      file      GEOM_QUADRADO
! -----
geo_dim  15  15  7  1  1
Rad_Conf
0 0 0 1 1 1 1 1 1 1 1 0 0 0 0
0 0 0 1 1 1 1 1 1 1 1 1 0 0 0
0 0 1 1 1 1 2 1 1 1 1 1 0 0 0
0 0 1 1 1 2 2 2 2 2 1 1 1 0 0
0 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 1 1 0 0
0 1 1 2 2 2 2 1 2 2 2 1 1 1 0
1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 2 1 1 1 0
1 1 1 2 2 2 2 1 2 2 2 2 1 1 1
0 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 2 1 1 1
0 1 1 1 2 2 2 1 2 2 2 2 1 1 0
0 0 1 1 2 2 2 2 2 2 2 1 1 1 0
0 0 1 1 1 2 2 2 2 2 1 1 1 0 0
0 0 0 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 0 0
0 0 0 1 1 1 1 1 1 1 1 1 0 0 0
0 0 0 0 1 1 1 1 1 1 1 1 0 0 0
!
grid_x      15*4.09695
neutmesh_x  15*1
grid_y      15*4.09695
neutmesh_y  15*1
grid_z      7*8.346
```

Figura 75 - Representação do núcleo do IPR-R1 na geometria retangular

Assim como o modelo utilizando geometria hexagonal, este modelo com geometria retangular (quadrada ou cartesiana) ainda necessita de ajustes, pois também apresenta valor alto de  $k_{eff}$ . Como os valores obtidos para a distribuição relativa de potência do núcleo e a distribuição do fluxo térmico de nêutrons foi similar ao primeiro modelo, as mesmas não serão apresentadas.

Um teste inicial de acoplamento foi realizado, utilizando o modelo retangular desenvolvido para o código PARCS, mapa de interligações de nós neutrônicos/termo-hidráulicos para permitir a realimentação e parte termo-hidráulica com nodalização com 3 canais termo-hidráulicos.

## 8 - CONCLUSÕES

Neste trabalho de tese, foram apresentadas diversas etapas necessárias ao desenvolvimento de uma metodologia de acoplamento neutrônico/termo-hidráulico para análise de transitórios em reatores nucleares. O reator utilizado como modelo foi o reator de pesquisa TRIGA IPR-R1 e os códigos utilizados nas várias etapas foram RELAP5-MOD3.3, RELAP5-3D 3.0.0, PARCS 2.7 e WIMSD-5B além de várias interfaces gráficas e ferramentas computacionais acessórias.

O desenvolvimento de uma detalhada modelagem termo-hidráulica no código RELAP5 foi o início de todo o processo. Dessa forma, este modelo foi verificado a partir dos vários dados experimentais disponibilizados através de documentos técnico-científicos do Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear. O modelo foi desenvolvido inicialmente com 13 canais TH e, posteriormente, cálculos de sensibilidade foram feitos usando o mesmo modelo com 3, 7 e 91 canais. Todos os modelos apresentaram bons resultados.

O modelo TH foi utilizado para a análise de transitórios tais como falha na bomba de recirculação, perda de vazão de refrigerante através do bloqueio parcial e total dos canais TH e perda de refrigerante, classificados pela Agência Internacional de Energia Atômica. O caso de transitório de falha da bomba, proporcionando corte da circulação forçada de refrigerante, apresentou excelente concordância com dados experimentais disponíveis para o evento durante a operação normal do reator à potência de 100 kW.

Demonstrou-se que, para certos eventos transitórios com grande variação de reatividade como no caso de perda extrema de refrigerante do reator, torna-se fundamental o uso do cálculo acoplado neutrônico/termo-hidráulico com realimentação das seções de choque para a obtenção de resultados mais realistas.

A modelagem utilizando 13 canais TH desenvolvida para RELAP5-MOD3.3 foi devidamente adaptada para o código RELAP5-3D usando também cinética pontual. Os resultados obtidos com os dois códigos foram comparados e apresentaram boa concordância.

Para realizar a simulação neutrônica do reator com o código PARCS é necessário fornecer dados de seções de choque de acordo com a composição do núcleo. Dessa forma,

como foi descrito em detalhes no Capítulo 5, uma metodologia foi utilizada para gerar as seções de choque através do código WIMSD-5B considerando uma faixa adequada de valores de temperatura do combustível e do moderador que abrangem a variação desses parâmetros em determinados casos transitórios. Paralelamente, também foram geradas seções de choque para alimentar o código de análise neutrônica NESTLE (acoplado internamente ao código RELAP5-3D) para o caso de cálculo de regime estacionário.

Para a modelagem 3D no código de análise neutrônica PARCS, foram desenvolvidas duas modelagens, nas duas geometrias admitidas pelo código, ambas correspondendo em termos de área à geometria circular do reator.

O código RELAP5-3D utilizando cinética nodal foi implementado através da inserção das seções de choque geradas pelo código WIMSD-5B e pelo mapeamento de correspondência entre os nós neutrônicos e os volumes termo-hidráulicos para o cálculo tridimensional acoplado do reator TRIGA. Os resultados obtidos para o cálculo de estado estacionário foram satisfatórios, embora seja ainda necessário verificar alguns pontos para melhorar o modelo conforme foi descrito ao final do Capítulo 6 e, portanto finalizar o processo de verificação dessa modelagem. Além disso, seções de choque mais detalhadas deverão ser adotadas para a análise de transitórios em que ocorra considerável realimentação entre a neutrônica e a termo-hidráulica.

Finalmente, é possível verificar que várias etapas foram concluídas para a complexa metodologia de acoplamento proposta, tendo sido a parte de modelagem termo-hidráulica totalmente consolidada e devidamente verificada. Os diversos resultados obtidos foram publicados em revistas indexadas e em congressos da área de reatores. A grande experiência adquirida com este trabalho é importante para os trabalhos futuros.

Para trabalhos futuros, há diversas propostas:

- inserir maior número de composições com seus respectivos valores de seções de choque, inclusive considerando os diferentes níveis axiais do núcleo. Para isso, é necessário refazer todo o cálculo a partir da queima inicial do combustível para a obtenção de dados da distribuição axial da composição do núcleo (para PARCS e NESTLE);

- inserir conjuntos de seções de choque para uma faixa mais ampla de temperaturas do combustível e moderador essenciais para o cálculo de determinados eventos transitórios (somente NESTLE);

- inserir conjuntos de seções de choque considerando as barras de controle inseridas no núcleo (somente NESTLE);

- automatizar o processo de geração de seções de choque para os códigos neutrônicos através do desenvolvimento de programas adequados a este fim;

- verificar as modelagens acopladas RELAP5/PARCS e RELAP5/NESTLE para a simulação de transitórios.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Adorni, M., *Accident Analysis in Research Reactors*, Laurea Thesis, University of Pisa, 2007.
- Adorni, M. et al., *Analysis of partial and total flow blockage of a single fuel assembly of an MTR research reactor core*, *Annals of Nuclear Energy*, v.32, pp. 1679 – 1692, 2005.
- ANL Reactor Homepage website, Argonne National Laboratory, <http://www.anl.gov>, 2013.
- Antariksawan, M. Q., Huda, T., Liu, J., Zmitkova, C. M., Hohorst, A. and J. K., *Validation of RELAP/SCAPSIM/MOD3.4 for Research Reactor Application*, 13th International Conference on Nuclear Engineering, Beijing, China, 2005.
- ASME, “*Boiler & Pressure Vessel Code. Part 2– Materials, part D: properties*”, The American Society of Mechanical Engineers, 1962.
- Barber, D. A. and Downar, T. J., *Modifications to PARCS/PDMR to Accommodate Restart and Steady-state Initialization in the Couple Code*, School of Nuclear Engineering, Purdue University, PU/NE-98-30, 1998.
- Barrand, P. & Gadeau, R. *Metalurgia estructural del aluminio, fusion y colada de placas y tochos, fabricaciones anexas*. In: Enciclopedia del aluminio, vol. 2, Ediciones Urmo, Bilbao, 1969. p. 19-23.
- Bowen, D. B. et al., *Reactor materials*. In: Etherington, H. Nuclear Engineering Handbook, Section 10, McGraw-Hill Book Company, New York, NY, 1958.
- Brandt, J. L., *Properties of pure aluminum*. In: Van Horn, K.R. Aluminum, vol. I, chap. 1, American Society for Metals, Metal Park, Ohio, p. 1-30, 1967.
- Bush, S. H., *Aluminium and its alloys*. In: TIPTON, JR., C.R. Reactor Handbook, 2<sup>nd</sup> Ed., vol. I, chap. 19, Interscience Publishers, Inc., New York, NY, 1960, p. 482-501.
- Centro de Desenvolvimento de Tecnologia Nuclear, CDTN/CNEN, *Manual de operação do reator TRIGA IPR-R1*. Belo Horizonte, MO/TRIGA-IPR-R1/CDTN, 2001.
- Costa, A. L., *BWR Instability Analysis by Coupled 3D Neutron-Kinetic and Thermal-Hydraulic Codes*, Ph.D. thesis, Dipartimento di Ingegneria Meccanica, Nucleare e della Produzione, University of Pisa, Italy, 2007.
- Costa, A. L. *Tópicos Especiais: Introdução ao Código de Análise Termo-Hidráulica RELAP5*. Apostila da disciplina ENU-868- Tópicos especiais em Engenharia Nuclear, Curso de Pós-graduação em Ciências e Técnicas Nucleares- Departamento de Engenharia Nuclear- UFMG, 2008.
- Costa, A. L., Reis, P. A. L., Silva, C. A. M., Pereira, C., Veloso, M. A. F., Soares, H. V., Mesquita, A. Z., *Thermal Hydraulic Analysis of the IPR-R1 TRIGA Research Reactor Using a RELAP5 Model*. Nuclear Engineering and Design, v. 240, p. 1487-1494, 2010.
- Costa, A. L., Reis, P. A. L., Silva, C. A. M., Pereira, C., Veloso, M. A. F., Gerra, B. T., Soares, H. V., Mesquita, A. Z., *Chapter 2: Safety Studies and General Simulations of Research Reactors Using Nuclear Codes* In: *Nuclear Power - System Simulations and Operation*. Ed. InTech, Rijeka, Croatia. ISBN: 978-953-307-506-8, Vol. 2, p. 21-42, 2011.
- Cota, S. D. S., *Estudo Neutrônico Preliminar da Reciclagem de Combustíveis Alternativos em Reatores PWR*, Dissertação, Pós-Graduação em Ciências e Técnicas Nucleares, Departamento de Engenharia Nuclear, Universidade Federal de Minas Gerais, 1996.
- Dalle, H. M. *Avaliação neutrônica do reator TRIGA IPR-R1 – Configuração com 63 elementos combustíveis e barra de regulação em F16*. CDTN/CNEN, Belo Horizonte, (NI-EC3-01/03), 2003.

Dalle, H. M., *Simulação do Reator TRIGA IPR-R1 Utilizando Métodos de Transporte por Monte Carlo*, Tese apresentada à Faculdade de Engenharia Química da Universidade Estadual de Campinas, SP, 2005.

Dean, W. A., *Effects of alloying elements and impurities on properties*. In: Van Horn, K. R. Aluminum, vol. I, chap. 6, American Soc. for Metals, Metal Park, Ohio, p. 163-208, 1967.

Downar, T., Xu, Y., V. Seker, PARCS v2.7 U.S. NRC *Core Neutronics Simulator USER MANUAL*, School of Nuclear Engineering Purdue University, 2006.

Duderstadt, J. J., Hamilton, L. J., *Nuclear Reactor Analysis*, Department of Nuclear Engineering – The University of Michigan, 1976.

Feltus, M. A. and Miller, W. S., *Three-dimensional coupled kinetics/thermal-hydraulic benchmark TRIGA experiments*” Annals of Nuclear Energy, Vol. 27, pp. 771-789, 2000.

General Atomics Company. *Hazard report for 100-kW TRIGA Mark II reactor*. General Atomic, San Diego, CA, (GA-573), 1958.

General Atomics Company, GA-952, *TRIGA Mark I reactor description*, San Diego, CA, 1959.

General Atomics Company, GA-9864, *Safeguards Summary Report for the New York University TRIGA Mark I Reactor*, San Diego, 1970.

General Atomics Company, [http://triga.ga.com/about\\_triga.html](http://triga.ga.com/about_triga.html), 2003.

Haque, M. M., Zulquarnain, M. A., Salam, M. A., *Strengthening Operational Safety of the 3 MW TRIGA Mark-II Research Reactor of Bangladesh Atomic Energy Commission Through Modification and Upgrade of Its Water System*. IAEA-CN-82/35. Savar, Dhaka, Bangladesh, 2000.

Hawley, S. C. & Kathren, R. L., *Credible accident analysis for TRIGA and TRIGA-fueled reactor*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, D.C., (NUREG/CR-2387, PNL-4028), 1982.

Hoyt, S. L., *Metal properties*. McGraw-Hill Book Company, Inc., New York, NY, 1954.

Huda, M. Q. et al., *Thermal-hydraulic analysis of the 3MW Triga Mark-II research reactor under steady-state and transient conditions*- Nuclear Tecnology, vol. 135, July, p. 51-66, 2001.

IAEA, International Atomic Energy, *Safety of Research Reactors*, IAEA Safety Standards Series N° NS-R-4, IAEA, Vienna, 2005a.

IAEA, NUCLEUS for Nuclear Knowledge and Information – *Training Material on TRIGA Research Reactors*, 2005b.

IAEA, International Agency Energy Atomic, TRS-446, *Decommissioning of Research Reactors : Evolution, state of the art, open issues*, 2006.

IAEA, Safety Report Series, n° 55 – *Safety Analysis for Research Reactors* – Vienna, 2008.

IAEA, *Research Reactor Database* – RRDB, 2010.

IAEA, *EPR – TRIGA Research Reactor, Generic Procedures for Response to a Nuclear or Radiological Emergency at TRIGA Research Reactors*, 2011.

Ivanov, K. and Avramova, M., *Challenges in coupled thermal–hydraulics and neutronics simulations for LWR safety analysis*, Annals of Nuclear Energy, 34, pp. 501-513, 2007.

Joo, H. G. et al., *PARCS: A Multi-Dimensional Two-Group Reactor Kinetics Code Based on Non-linear Analytic Nodal Method*, PU/NE-98-26, PURDUE University, 1998.

- Jonsson, A., *THESEUS – A One Group Collision Probability Routine for Annular Systems*, AEEW-R 253, 1964.
- Khedar, A., Adorni, M., D’Auria, F., *The Effect of Code User and Boundary Conditions on RELAP Calculations of MTR Research Reactor Transient Scenarios*, *Nuclear Technology & Radiation Protection*, vol. 1, pp. 16-22, 2005.
- Kulikowska, T., *Reactor Lattice Codes*, Institute of Atomic Energy, Swierk, Poland – Workshop on Nuclear Data and Nuclear Reactors: Physics, Design and Safety, Trieste, 13 March – 14 April 2000.
- Kozłowski, T., Miller, R. M., Downar, T. J., Barber, D. A. and Joo, H. G., *Consistent comparison of the codes RELAP5/PARCS and TRAC-M/PARCS for the OECD MSLB coupled code benchmark*, *Nuclear Technology*, Vol. 146, pp. 15-28, 2004.
- Lamarsh, J. R. and Baratta, A. J., *Introduction to Nuclear Engineering*, 3<sup>rd</sup> Edition, page 308, Ed. Hardcover, 1966.
- Lu, Q. et al., *Development of a thermal-hydraulic analysis code for research reactors with plate fuels*, *Annals of Nuclear Energy*, 36, pp. 433-447, 2009.
- McCall, J. L. et al., *Aluminum. In: Metal handbook* ninth edition, vol.2 – Properties and selection: nonferrous alloys and pure metals”, American Society for Metals, Metal Park, Ohio, p. 1-236, 1979.
- Meloni, P., Bandini, G. and Polidori, M., 2008. *EFIT reactor simulation coupling neutronics/thermal-hydraulics with the RELAP5/PARCS code*, Proceedings of ICAPP, Anaheim, CA, USA, 2008.
- Mesquita, A. Z., *Investigação experimental de temperaturas no reator nuclear de pesquisa TRIGA IPR-R1*. Tese de doutorado apresentada à Faculdade de Eng. Química da Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2005.
- Mesquita, A. Z. and Rezende, H. C., *Experimental Investigation of Temperature Patterns in the IPR-R1 TRIGA Nuclear Reactor*, 3rd World TRIGA Users Conference – Brazil, 2006.
- Mesquita, A. Z. and Souza, R. M. G. P., *On-Line Measurement of the Reactivity Temperature Coefficient of the IPR-R1 TRIGA Nuclear Research Reactor*, Proceedings of 12th Brazilian Congress of Thermal Engineering and Sciences, November 10-14, 2008, Belo Horizonte, Brasil, 2008.
- Mesquita, A. Z., and Souza, R. M. G. P., *On-line monitoring of the IPR-R1 TRIGA reactor neutronic parameters*, *Progress in Nuclear Energy*, , doi: 10.1016/j.pnucene.2009.05.006, 2009a.
- Mesquita, A. Z., Rezende, H. C. and Souza, R. M. G. P., *Thermal Power Calibration of the IPR-R1 TRIGA Nuclear Reactor*, Proceedings of: 20<sup>th</sup> International Congress of Mechanical Engineering – COBEM, Gramado, RS, 2009b.
- Miller, R. M. and Downar, T. J., *Completion report for the coupled TRAC-M/PARCS code*, School of Nuclear Engineering, Purdue University, PU/NE-99-20, 1999.
- Mol, L.R.M., Reis, P. A. L., Costa, A.L., Pereira, C., Veloso, M. A. F., Mesquita, A. Z., *Thermal-Hydraulic Sensitivity Analysis of an IPR-R1 TRIGA Reactor Modeling in the RELAP5 Code*. Anais do International Nuclear Atlantic Conference (INAC 2011), Belo Horizonte, 2011.
- Mousseau, V. A., *Application of a generalized interface module to the coupling of PARCS with both RELAP5 and TRAC-M*, American Nuclear Society, Annual Meeting 1999, Boston, MA, USA, 1999.
- NEA, *Neutronics/thermal-hydraulics coupling in LWR technology*, Vol.2 CRISSUE-S - WP2: State-of-the-art Report, Nuclear Energy Agency, France, 2004.
- NRC, RELAP5/Mod3.3 Code Manuals, Idaho National Engineering Laboratory, US NRC, 2001.

Pautz, A. and Birkhofer, A., *Coupling of time-dependent neutron transport theory with thermal hydraulics code ATHLET and application to the research reactor FRM-II*, Nuclear Science and Engineering, vol. 145, n<sup>o</sup>3, pp. 320-341, 2003.

Reis, P. A. L., *Avaliação Termo-hidráulica do Reator TRIGA IPR-R1 Utilizando o Código RELAP5*, Dissertação, Programa de Pós-graduação em Ciências e Técnicas Nucleares, Universidade Federal de Minas Gerais, 2009.

Reis, P.A.L., Costa, A. L., Pereira, C., Veloso, M. A. F., Mesquita, A. Z., Soares, H. V., Barros, G.P., *Assessment of a RELAP5 Model for the IPR-R1 TRIGA Research Reactor*, Annals of Nuclear Energy, v. 37, p. 1341-1350, 2010.

Reis, P.A.L., Costa, A.L., Pereira, C., Silva, C.A.M., Veloso, M. A. F., Mesquita, A. Z., *Simulation of a Channel Blockage Transient in the IPR-R1 Research Reactor Using the RELAP5 Code*. In: European Research Reactor Conference, Rome. Transactions of RRFM 2011, Brussels: European Nuclear Society - ENS, 2011, p. 529-535, 2011.

Reis, P. A. L., Costa, A.L., Pereira, C., Veloso, M. A. F., Mesquita, A. Z., *Analysis of Hypothetical Core Blockage Cases in a Research Reactor Using the Thermal-Hydraulic Code RELAP5*. In: International Nuclear Atlantic Conference, Belo Horizonte, 2011.

Reis, P. A.L., Costa, A. L., Pereira, C., Silva, C. A. M., Veloso, M. A. F., Mesquita, A. Z., *Sensitivity analysis to a RELAP5 nodalization developed for a typical TRIGA research reactor*, Nuclear Engineering and Design, v. 242, p. 300-306, 2012.

Reis, P.A.L., Soares, H. V., Costa, A.L., Pereira, C., Veloso, M. A. F., Mesquita, A. Z., *Analysis of an Extreme Loss of Coolant in the IPR-R1 TRIGA Reactor Using a RELAP5 Model*. In: 14<sup>th</sup> Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering (ENCIT2012), 2012, Rio de Janeiro. Anais do ENCIT 2012. Rio: Brazilian Society of Engineering and Mechanical Sciences (ABCM), 2012.

RELAP5/MOD3.3 Code Manual Volume I: *Code Structure, System Models and Solution Methods*; Nuclear Safety Analysis Division; Idaho U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, 2001.

Santos, R. H., *A standardized methodology for the linkage of computer codes – application to RELAP5 / Mod3.2*, Consejo de Seguridad Nuclear, Madrid, ODE-04.21, 2004.

Schmidt, E., *Properties of water and steam in SI-units*. Springer-Verlag, München,, 1981.

Silva, C. A. M., Pereira, C., Guerra, B. T., Veloso, M. A. F., Costa, A. L., Dalle, H. M., Menezes, A. B. C., *MCNP5 modeling of the IPR-R1 TRIGA reactor for criticality calculation and reactivity determination*, Nuclear Engineering and Design, 2011.

Simnad, M. T., Foushee, F. C., West, G. B., *Fuel elements for pulsed TRIGA research reactors*, Nuclear Technology, 28, 31-56, 1976.

Simnad, M. T., *The U-ZrH<sub>x</sub> alloys: its properties and use in TRIGA fuel*. Nuclear Engineering and Design, 64, 403-422, 1981.

Stosic, Z., *Enhancing the scope of applications of standard thermal hydraulic codes by linking with others*, Proceedings of the ASME International Conference on Nuclear Engineering, New Orleans, Vol. 1, part. B, 1996.

Suresh, Ch. S.Y et al., *Heat transfer from a totally blocked fuel subassembly of a liquid metal fast breeder reactor: Part I, Experimental investigation and Part II Numerical simulation*, Nuclear Engineering and Design, **235**, pp. 885 – 912, 2005.

The RELAP5-3D© Code Development Team, *RELAP5-3D© Code Manual*, INL, 2009.

- Todreas, N. E. and Kazimi, M. S., *Nuclear Systems I – Thermal Hydraulic Fundamentals*, Ed. Taylor & Francis, Massachusetts Institute of Technology, 2<sup>a</sup> ed., 1990.
- Touloukian, Y.S. & Buyco, E.H., *Specific heat – metallic elements and alloys*, vol. 4, IFI/Plenum, New York, NY, 1970.
- US NRC– United States Nuclear Regulatory Commission, *RELAP5/MOD3.3 Code Manuals*, Idaho National Engineering Laboratory, NUREG/CR-5535, 2001.
- User Manual for the PARCS Neutronics Core Simulator - PARCS v2.7 U.S. NRC Core Neutronics Simulator User Manual August, 2006.
- Veloso, M. A. F., *Análise Termofluidodinâmica de Reatores Nucleares de Pesquisa Refrigerados a Água em Regime de Convecção Natural*. Tese de doutorado, Faculdade de Eng. Química da Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2004.
- Veloso, M. A., *Avaliação Termo-hidráulica do Reator TRIGA IPR-R1 a 250 kW CNEN – CDTN*, Nota Interna NI-EC3-05/05, 2005.
- Wallace, W. P. & Simnad, M. T., *Metallurgy of Triga fuel elements*. General Atomic, San Diego, CA, 1961 GA-1949.
- Weaver, W. L., *The application programming interface for the PVMEXEC program and associated code coupling system*, Idaho National Laboratory, INL/EXT-05-00107, 2005a.
- Weaver, W. L., *Programmers manual for the PVM coupling interface in the RELAP5-3D code*, Idaho National Laboratory, INL/EXT-05-00203, 2005b.
- WIMSD – *A Neutronics Code for Standard Lattice Physics Analysis* – AEA Technology – NEA Data Bank Documentation, No 1507, 1996.
- WIMSD-5B, 2007 - *RSICC Computer Code Collection WIMSD-5B.12 – Deterministic Code System for Reactor-Lattice Calculations* – Oak Ridge National Laboratory, 2007.
- Zangirolami, D. M., *Fluxo Neutrônico a 100 kW nos Terminais de Irradiação do Reator TRIGA IPR-R1*, Dissertação, Pós-Graduação em Ciências e Técnicas Nucleares, Universidade Federal de Minas Gerais, 2009.