

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA
SISTEMAS DE PROCESSOS QUÍMICOS E INFORMÁTICA

**Investigação Experimental da Distribuição de
Temperaturas no Reator Nuclear de Pesquisa
TRIGA IPR-R1**

Autor: Amir Zacarias Mesquita

Orientador: Elias Basile Tambourgi

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia Química como parte dos requisitos exigidos
para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Química.

Campinas - São Paulo

Abril de 2005

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

200511485

UNIDADE	BC
Nº CHAMADA	J/Unicamp
	M562i
V	EX
TOMBO BC/	64293
PROC.	16-P-0008605
C ☐	D ☒
PREÇO	11,00
DATA	13/06/05
Nº CPD	

Bibrid: 352939

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

M562i

Mesquita, Amir Zacarias

Investigação experimental da distribuição de temperaturas no reator nuclear de pesquisa TRIGA IPR-R1 / Amir Zacarias Mesquita. --Campinas, SP: [s.n.], 2005.

Orientador: Elias Basile Tambourgi.

Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Química.

1. Energia nuclear. 2. Tecnologia nuclear. 3. Reatores nucleares. 4. Calor transmissão. I. Tambourgi, Elias Basile. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Química. III. Título.

Título em Inglês: Experimental investigation on temperatures distributions in a research nuclear reactor TRIGA IPR-R1

Palavras-chave em Inglês: Nuclear energy, Nuclear technology, Nuclear reactors, Heat transfer

Área de concentração: Sistemas de Processos Químicos e Informática

Titulação: Doutor em Engenharia Química

Banca examinadora: Vanderley de Vasconcelos, Luiz Machado, José Vicente Hallak d'Angelo e Flávio Vasconcelos da Silva

Data da defesa: 29/04/2005

Tese de Doutorado defendida por *Amir Zacarias Mesquita* em 29 de abril de 2005
e aprovada pela banca examinadora constituída pelos doutores:



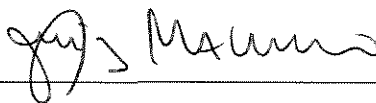
Prof. Dr. - Orientador *Elias Basile Tambourgi*

Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP



Prof. Dr. *Vanderley de Vasconcelos*

Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear – CDTN



Prof. Dr. *Luiz Machado*

Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG



Prof. Dr. *José Vicente Hallak d'Angelo*

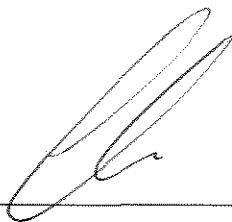
Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP



Prof. Dr. *Flávio Vasconcelos da Silva*

Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP

Esta cópia corresponde à versão final da Tese de Doutorado: **“Investigação Experimental da Distribuição de Temperaturas no Reator Nuclear de Pesquisa TRIGA IPR-R1”**, defendida por Amir Zacarias Mesquita em 29 de abril de 2005.



Prof. Dr. - Orientador *Elias Basile Tambourgi*

Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP

Em memória de minha mãe
Maria Amália

Ao meu pai
Geraldo Mesquita

Aos meus filhos
Aline, Amir e Alice

À minha amiga e companheira
Tânia Mesquita

AGRADECIMENTOS

Várias pessoas contribuíram para o êxito deste trabalho, destaco minha gratidão:

Ao Prof. Dr. Elias Basile Tambourgi pela orientação e aos demais professores da Faculdade de Engenharia Química da Universidade Estadual de Campinas.

À direção da Comissão Nacional de Energia Nuclear e do Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear, representada pelo seu Diretor Dr. Sérgio Figueiras, que permitiram que este trabalho fizesse parte do programa de pesquisa da instituição.

Ao Pesquisador Hugo Cesar Rezende, amigo e parceiro de vários trabalhos em termo-hidráulica experimental.

Ao colega Paulo Fernando de Oliveira, Operador do Reator Nuclear TRIGA IPR-R1, não só pela ajuda durante as experiências, como também pelas instruções passadas durante meu treinamento para obtenção da licença de Operador Sênior do Reator, ocorrido durante o transcorrer deste trabalho de tese.

Ao colega Tecnologista Fausto Maretti Júnior, com o qual compartilha, atualmente, comigo a responsabilidade de supervisionar as operações do Reator TRIGA IPR-R1.

Ao colega Tecnologista Zildete Rocha, pelo constante encorajamento e apoio.

Ao Tecnologista Dr. Antônio Carlos Lopes da Costa pelas valiosas sugestões.

Ao Tecnologista Hugo de Moura Dalle, pelo cálculo neutrônico.

Ao Pesquisador Dr. Marcelo Veloso, pela ajuda em termo-hidráulica teórica.

Ao Pesquisador Márcio Tadeu Pereira, Chefe do Serviço de Reator e Irradiações do CDTN, pela confiança manifestada na realização dos experimentos.

Ao Pesquisador Dr. Carlos Malamut, Chefe da Divisão de Tecnologia das Radiações do CDTN pela autorização dos experimentos no núcleo do reator.

Ao Engenheiro Elétrico Marco Antônio Cândido pelas sugestões no desenvolvimento do programa de aquisição de dados.

As colegas Lenira, Nívia e Virgínia da Biblioteca do CDTN, pela presteza e ajuda na pesquisa bibliográfica.

RESUMO

O Reator Nuclear de Pesquisa TRIGA IPR-R1 completou em novembro de 2004, 44 anos de operação. Inicialmente sua potência máxima era de 30 kW térmicos, posteriormente acrescentaram-se mais elementos combustíveis ao núcleo aumentando a potência para 100 kW, sendo esta a atual potência licenciada. Novos combustíveis foram acrescentados recentemente permitindo que a potência atinja níveis de 250 kW.

O TRIGA IPR-R1 é um reator de piscina com o núcleo refrigerado por circulação natural. Apesar dos vários trabalhos de pesquisa realizados nesta instalação, notadamente em ativação neutrônica, existe uma carência de dados termo-hidráulicos teóricos e experimentais sobre seu funcionamento. Sendo assim realizou-se-se uma série de testes experimentais dando enfoque a medidas de temperatura no centro do elemento combustível, no núcleo e no poço, com o reator operando em vários níveis de potência. As experiências aqui relatadas fazem parte da programação de pesquisas do CDTN/CNEN, que têm como objetivo comissionar o Reator TRIGA IPR-R1 para a operação rotineira a 250 kW.

Este trabalho descreve os estudos analíticos e experimentais realizados com o intuito de determinar a distribuição das temperaturas no reator. Desenvolveu-se uma metodologia para a calibração e monitoração da potência dissipada pelo núcleo, implantando assim novos canais de medida de potência por processo térmico. A condutividade térmica do elemento combustível e o coeficiente de transferência de calor de seu revestimento para o refrigerante foram avaliados experimentalmente. Foi proposta uma formulação para a determinação do valor da condutância na interface entre combustível e seu revestimento (*gap*). Os resultados experimentais foram comparados com valores teóricos encontrados na literatura.

Como subsídio às experiências, desenvolveu-se um sistema e um programa de coleta e processamento de dados para o reator, capaz de acompanhar em tempo real e registrar seus principais parâmetros operacionais. As experiências realizadas permitiram uma melhor compreensão do comportamento termofluidodinâmico do reator, ajudando no aperfeiçoamento de sua modelagem e contribuindo para a sua segurança operacional.

Palavras chave: elemento combustível instrumentado, temperatura, transferência de calor, termo-hidráulica, potência, reator nuclear TRIGA.

ABSTRACT

The TRIGA-IPR-R1 Research Nuclear Reactor has completed 44 years in operation in November 2004. Its initial nominal thermal power was 30 kW. In 1979 its power was increased to 100 kW by adding new fuel elements to the reactor. Recently some more fuel elements were added to the core increasing the power to 250 kW.

The TRIGA-IPR-R1 is a pool type reactor with a natural circulation core cooling system. Although the large number of experiments had been carried out with this reactor, mainly on neutron activation analysis, there is not many data on its thermal-hydraulics processes, whether experimental or theoretical. So a number of experiments were carried out with the measurement of the temperature inside the fuel element, in the reactor core and along the reactor pool. During these experiments the reactor was set in many different power levels. These experiments are part of the CDTN/CNEN research program, and have the main objective of commissioning the TRIGA-IPR-R1 reactor for routine operation at 250 kW.

This work presents the experimental and theoretical analyses to determine the temperature distribution in the reactor. A methodology for the calibration and monitoring the reactor thermal power was also developed. This methodology allowed adding others power measuring channels to the reactor by using thermal processes. The fuel thermal conductivity and the heat transfer coefficient from the cladding to the coolant were also experimentally valued. It was also presented a correlation for the gap conductance between the fuel and the cladding. The experimental results were compared with theoretical calculations and with data obtained from technical literature.

A data acquisition and processing system and a software were developed to help the investigation. This system allows on line monitoring and registration of the main reactor operational parameters. The experiments have given better comprehension of the reactor thermal-fluid dynamics and helped to develop numerical models, contributing to operational safety improvements.

Key words: instrumented fuel rod, temperature, heat transfer, thermal analysis, power, thermal-hydraulic, TRIGA research reactors.

SUMÁRIO

NOMENCLATURA

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Justificativa e Relevância	4
1.2	Objetivos	6
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	7
2.1	Descrição do Reator	7
2.1.1	Núcleo.....	7
2.1.2	Elemento Combustível-Moderador.....	10
2.1.3	Elemento Falso de Grafta.....	14
2.1.4	Refletor.....	14
2.1.5	Circuito de Refrigeração.....	14
2.2	Limites Básicos do Projeto do Reator TRIGA IPR-R1	17
2.2.1	Coefficiente de Temperatura Pronto-Negativo.....	19
2.2.2	Temperatura do Combustível.....	19
2.3	Potência do Reator	22
2.3.1	Calibração da Potência.....	23
2.3.2	Calibrações de Potência no Reator TRIGA IPR-R1.....	26
2.4	Utilização de Combustíveis Instrumentados.....	27
2.5	Trabalhos Teóricos e Experimentais de Termo-Hidráulica em Reatores de Pesquisa.....	28
2.5.1	Análise Termo-Hidráulica do Reator TRIGA da Universidade de Nova Iorque.....	31
2.5.2	Análise Termo-Hidráulica do Reator TRIGA da Universidade da Pennsylvania.....	31
2.5.3	Análise Termo-Hidráulica do Reator TRIGA McClellan Nuclear Radiation Center.....	32
2.5.4	Análise Termo-Hidráulica para o Reator ITU TRIGA Mark-II	34
2.5.5	Análise Termo-Hidráulica para o TRIGA Mark-II de Bangladesh.....	36
3	METODOLOGIA	39
3.1	Distribuição de Potência pelo Cálculo Neutrônico.....	39
3.2	Transferência de Calor em Reatores Nucleares	41
3.2.1	Coefficiente de Transferência de Calor por Convecção Livre Monofásica.....	45
3.2.2	Coefficiente de Transferência de Calor por Ebulição Nucleada.....	45
3.2.3	Fluxo de Calor Crítico e DNBR.....	46
3.3	Cálculo Termo-Hidráulico	47
3.4	Metodologia Experimental.....	48
3.4.1	Calibração da Potência pelo Balanço Térmico.....	49
3.4.2	Medida de Temperatura no Poço	54
3.4.3	Medida de Temperatura no Núcleo	55
3.4.4	Medida da Temperatura no Combustível.....	57
3.4.5	Instrumentação.....	60
3.4.6	Calibração dos Instrumentos e Análise de Incertezas.....	71
4	RESULTADOS.....	75
4.1	Calibração da Potência do Núcleo	75
4.2	Distribuição de Temperaturas no Poço.....	76

4.3	Distribuição de Temperaturas nos Anéis do Núcleo.....	79
4.4	Distribuição de Temperaturas em Função da Potência e do Tempo.....	81
4.4.1	<i>Distribuição da Temperatura do Combustível em Função da Potência.....</i>	<i>83</i>
4.4.2	<i>Distribuição da Temperatura nos Canais em Função da Potência.....</i>	<i>86</i>
4.5	Operação do Reator em Estado Estacionário.....	88
4.6	Perfil Axial de Temperatura no Canal do Núcleo.....	90
4.7	Canal de Medida de Potência por Processo Térmico.....	91
4.8	Condutividade Térmica Global do Elemento Combustível.....	94
4.9	Coefficiente de Transferência de Calor do Revestimento para o Refrigerante.....	95
4.9.1	<i>Coefficiente de Transferência de Calor na Região Monofásica.....</i>	<i>96</i>
4.9.2	<i>Coefficiente de Transferência de Calor na Região de Ebulição Nucleada Sub-Resfriada.....</i>	<i>99</i>
4.10	Coefficiente de Transferência de Calor entre Combustível e Revestimento (Gap).....	101
4.11	Perfil de Temperatura Radial no Elemento Combustível.....	105
4.12	Avaliação do Fluxo de Calor Crítico e DNBR.....	107
4.13	Incertezas nos Resultados Experimentais.....	108
5	CONCLUSÕES E SUGESTÕES.....	111
6	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	115

ANEXO 1	127
<i>Calibração das Linhas de Medida de Temperatura.....</i>	<i>127</i>
ANEXO 2	141
<i>CALIBRAÇÃO DA LINHA DE MEDIDA DA VAZÃO DO PRIMÁRIO.....</i>	<i>141</i>
ANEXO 3	153
<i>ESTIMATIVA DAS INCERTEZAS DOS PARÂMETROS TÉRMICOS.....</i>	<i>153</i>
ANEXO 4	159
<i>Calibração do Rotâmetro do Circuito Secundário.....</i>	<i>159</i>
ANEXO 5	161
<i>Equações Ajustadas para os Parâmetros da Mesa de Controle.....</i>	<i>161</i>

FIGURAS

Figura 1.1 – Sistema de Aquisição de Dados Desenvolvido para Reator TRIGA IPR-R1.....	5
Figura 2.1 – Reator Nuclear de Pesquisa TRIGA IPR-R1	8
Figura 2.2 – Vista em Corte do Reator (CDTN/CNEN, 2001).....	8
Figura 2.3 – Núcleo do Reator: a) Diagrama, b) Maquete e c) Placa Superior.....	9
Figura 2.4 – Configuração do Núcleo do Reator TRIGA IPR-R1.....	10
Figura 2.5 – Elemento Combustível-Moderador com Revestimento de Alumínio	12
Figura 2.6 – Elemento Combustível-Moderador com Revestimento de Aço-Inox	12
Figura 2.7 – Elemento Combustível Instrumentado (GULF GENERAL ATOMIC, 1972).....	13
Figura 2.8 – Circuito de Refrigeração do Reator TRIGA IPR-R1	16
Figura 2.9 – Revestimentos do Poço e Locais de Entrada e Saída do Refrigerante	17
Figura 2.10 – Diagrama de Fase do Hidreto de Zircônio (SIMNAD, 1981).....	20
Figura 2.11 – Pressão de Ruptura do Revestimento em Função da Temperatura.....	21
Figura 2.12 – Pressão no Revestimento em Função da Temperatura no Combustível	22
Figura 2.13 – Distribuição Potência e Temperatura no Combustível após um Pulso	30
Figura 2.14 – Temperaturas Medidas e Valores Calculados com o Código PARET.....	37
Figura 3.1 – Distribuição Radial de Potência no Núcleo	40
Figura 3.2 – Distribuição Axial de Potência no Elemento Combustível.....	41
Figura 3.3 – Regimes de Transferência de Calor no Reator TRIGA.....	44
Figura 3.4 – Localização dos Sensores de Temperatura no Poço e Núcleo.....	55
Figura 3.5 – Posição para Monitoramento da Temperatura no Núcleo (Canal 1).....	57
Figura 3.6 – Locais no Núcleo onde foram Realizadas Medidas de Temperatura	58
Figura 3.7 – Combustível Instrumentado antes de ser Posicionado no Núcleo	59
Figura 3.8 – Núcleo com Combustível Instrumentado em B1 e Termopares no Canal 1	59
Figura 3.9 – Conexão das Placas de Aquisição de Dados.....	61
Figura 3.10 – Tela Principal de Navegação do Programa de Aquisição de Dados.....	67
Figura 3.11 – Tela do Canal de Partida, Controle e Reatividade.....	68
Figura 3.12 – Tela do Circuito de Refrigeração e Temperaturas.....	69
Figura 3.13 – Tela de Monitoração de Radiação	70
Figura 3.14 – Tela dos Canais de Potência.....	71
Figura 4.1 – Evolução das Potências na Refrigeração no Período Total do Teste	75
Figura 4.2 – Potência de Referência do Reator TRIGA IPR-R1	76
Figura 4.3 – Evolução das Temperaturas no Poço em 265 kW	78
Figura 4.4 – Temperaturas no Poço durante o Equilíbrio Térmico (265 kW)	78
Figura 4.5 – Perfil Radial de Temperatura dos Combustíveis no Núcleo em 265 kW	80
Figura 4.6 – Perfil Radial de Temperaturas nos Canais do Núcleo em 265 kW.....	80
Figura 4.7- Combustível Instrumentado em B1, Temperatura na Entrada do Canal 1' e Saída do Canal 1.....	81
Figura 4.8 - Combustível Instrumentado em B6, Temperatura na Entrada do Canal 1' e Saída do Canal 1.....	81
Figura 4.9 - Combustível Instrumentado em C11, Temperatura na Entrada do Canal 2' e Saída do Canal 2.....	82
Figura 4.10- Combustível Instrumentado em D16, Temperatura na Entrada do Canal 3' e Saída do Canal 3.....	82
Figura 4.11 - Combustível Instrumentado em E21, Temperatura na Entrada do Canal 4' e Saída do Canal 4.....	82
Figura 4.12- Combustível Instrumentado em F26, Temperatura na Entrada do Canal 4' e Saída do Canal 5.....	83
Figura 4.13 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA IPR-R1	83

Figura 4.14 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA Mark II (250 kW) da Universidade Técnica de Istambul.....	84
Figura 4.15 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA Mark II (250 kW) do Instituto de Pesquisa Técnica de Helsinki.....	84
Figura 4.16 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA Mark I (250 kW) da General Atomic	85
Figura 4.17 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA Mark III (1 MW) da Universidade do Estado da Pennsylvania.....	85
Figura 4.18 - Valores Calculados para o Reator TRIGA Mark II (250 kW) da Universidade de Columbia em Nova Iorque	86
Figura 4.19 - Temperaturas nas Saídas dos Canais em Função da Potência medidos para o Reator TRIGA IPR-RI	87
Figura 4.20 - Temperaturas nas Saídas dos Canais medidos para o Reator TRIGA de Istambul.....	87
Figura 4.21 - Temperaturas nas Saídas dos Canais medidos para o Reator TRIGA da Universidade da Pensilvânia	88
Figura 4.22 - Temperatura do Combustível Instrumentado, da Entrada do Canal 1' e da Saída do Canal 1, durante o Equilíbrio Térmico em 265 kW.....	89
Figura 4.23 - Influência do Desligamento da Refrigeração Forçada do Poço nas Temperaturas.....	89
Figura 4.24 - Comportamento das Temperaturas no Combustível, na Saída do Canal e no Poço, após o Desligamento da Refrigeração Forçada.....	90
Figura 4.25 - Variação da Temperatura ao Longo do Canal 1'	91
Figura 4.26 - Evolução das Temperaturas do Combustível e da Água abaixo do Núcleo	92
Figura 4.27 - Potência do Reator em Função da Temperatura do Combustível.....	93
Figura 4.28 - Potência Medida pelo Canal Linear e Potência Medida pela Temperatura do Combustível.....	93
Figura 4.29 - Canais mais Aquecidos do Núcleo	97
Figura 4.30 - Regimes de Transferência de Calor na Superfície do Elemento Combustível.....	100
Figura 4.31 - Condutividade Térmica Global do Elemento Combustível e Coeficiente de Transferência de Calor do Revestimento para o Refrigerante	100
Figura 4.32 - Configuração do Elemento Combustível	103
Figura 4.33 - Coeficiente de Transferência de Calor do <i>Gap</i> em Função da Potência.....	105
Figura 4.34 - Perfil Radial de Temperatura no Combustível na Posição B1 em 265 kW	106
Figura 4.35 - Perfis Radiais de Temperatura do Combustível B1 em várias Potências	106
Figura 4.36 - Fluxo Crítico em Função da Temperatura de Entrada no Canal.....	107
Figura 4.37 - <i>DNBR</i> em Função da Temperatura de Entrada no Canal.....	108

TABELAS

Tabela 2.1 – Características dos Elementos Combustíveis (CDTN/CNEN, 2000)	11
Tabela 2.2 - Calibrações de Potência do Reator TRIGA IPR-R1	27
Tabela 2.3 – Análise Termo-Hidráulica do Reator TRIGA da Universidade de Nova Iorque (GENERAL ATOMIC, 1970)	31
Tabela 2.4 – Resultados utilizando o Código RELAP para o Reator TRIGA McClellen (JENSEN e NEWELL, 1998)	33
Tabela 2.5 – Resultados do Reator TRIGA de Istambul utilizando o Código <i>TRIGLAV</i> (BÜKE e YAVUZ, 2003)	35
Tabela 3.1 - Propriedades do Ar Atmosférico na Sala do Reator (MILLER, 1989)	53
Tabela 3.2 – Distribuição dos Sinais na Placa 1, Ganho = 50.....	62
Tabela 3.3 – Distribuição dos Sinais na Placa 2, Ganho = 1.....	62
Tabela 3.4 – Distribuição dos Sinais na Placa 3, Ganho = 50.....	63
Tabela 4.1 - Potência Térmica do Reator	76
Tabela 4.2 - Temperaturas Médias no Poço e Núcleo no Equilíbrio Térmico, em 265 kW	77
Tabela 4.3 – Distribuição Radial de Temperaturas no Núcleo em 265 kW	79
Tabela 4.4 – Dados do Elemento Combustível	95
Tabela 4.5 – Dados do Canal 0 e do Canal 1'	97
Tabela 4.6 - Propriedades do Refrigerante e Coeficiente de Convecção Monofásico.....	98
Tabela 4.7 – Parâmetros Térmicos do Elemento Combustível na Posição B1	99
Tabela 4.8 – Resistências Térmicas à Condução	102
Tabela 4.9 – Condutividade Térmica em Função da Temperatura	103

NOMENCLATURA

Símbolo	Descrição	Unidade do SI
A	Área	m^2
c	Calor específico	J/kgK
c_p	Calor específico à pressão constante	J/kgK
C	Concentração de vapor no ar	kg/kg
D	Diâmetro	m
D_h	Diâmetro hidráulico aquecido	m
D_w	Diâmetro hidráulico molhado	m
E	Energia, calor	$W.s$
G	Fluxo de massa	kg/m^2s
g	Aceleração da gravidade	m/s^2
h	Coefficiente de transferência de calor	W/m^2K
h_D	Coefficiente de transferência de massa	m^3/m^2s
k	Condutividade térmica	W/mK
L	Comprimento característico da superfície de troca de calor	m
ℓ	Comprimento	m
m	Massa	kg
$\dot{m}$	Vazão de massa	kg/s
p	Pressão	Pa
P_h	Perímetro aquecido	m
P_w	Perímetro molhado	m
q	Potência, taxa transferência de calor	W
q'	Densidade linear de potência	W/m
q''	Fluxo de calor na superfície	W/m^2
q'''	Potência térmica por unidade de volume	W/m^3
R, r	Raio, coordenada radial	m
R	Resistência térmica à transmissão de calor	K/W
R^2	Coefficiente de determinação	
S	Desvio Padrão	
T	Temperatura	$^{\circ}C, K$
U	Incerteza	

Símbolo	Descrição	Unidade do SI
ΔT_{sat}	Superaquecimento da parede	°C
t	Tempo	s
u	Velocidade	m/s
UR	Umidade relativa do ar	%
v	Tensão elétrica	V
x	Distância, comprimento	m

Letras Gregas

α	Coeficiente de escoamento	-
β	Coeficiente de expansão volumétrica	K ⁻¹
Δ	Diferença	
θ	Ângulo	graus
λ	Calor latente de vaporização	J/kg
μ	Viscosidade dinâmica	kg/ms
ν	Viscosidade cinemática	m ² /s
ρ	Densidade	kg/m ³

Subscritos

$a\grave{c}$	Aço
al	Alumínio
ar	Ar
$B1$	Posição B1 do núcleo
c	Convecção
ce	Parede externa de concreto
ci	Parede interna de concreto
cm	Convecção monofásica
$comb$	Combustível
$cond$	Condução
$conv$	Convecção
$crit$	Crítico

Símbolo	Descrição
<i>en</i>	Ebulição nucleada
<i>ent</i>	Entrada
<i>ev</i>	Evaporação
<i>ext</i>	Externo
<i>f</i>	Fluido
<i>g</i>	Global
<i>gap</i>	Interface combustível-revestimento
<i>h</i>	Aquecido
<i>i</i>	Referente à fonte de calor
<i>int</i>	Interno
<i>núcleo</i>	Núcleo do reator
<i>o</i>	Central
<i>rev</i>	Revestimento
<i>sai</i>	Saída
<i>sat</i>	Saturação
<i>sup</i>	Superfície
<i>UZrH</i>	Combustível-moderador de urânio hidreto de zircônio
<i>w</i>	Superfície molhada
∞	Relativo ao ambiente da sala do reator

Números Adimensionais

Grashof	$Gr = g\beta(T_{sup} - T_{\infty})L^3 / \nu^2$
Nusselt	$Nu = 0,14(Gr \cdot Pr)^{1/3}$
Prandtl	$Pr = c_p\mu / k$
Reynolds	$Re = G D_w / \mu$
Schmidt	$Sc = \mu / \rho D$

Siglas

<i>AI</i>	Analog Input
<i>BWR</i>	Boiling Water Reactor
<i>CDTN</i>	Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear
<i>CHF</i>	Critical Heat Flux
<i>CI</i>	Combustível Instrumentado
<i>CNEN</i>	Comissão Nacional de Energia Nuclear
<i>DNB</i>	Departure from Nucleate Boiling
<i>DNBR</i>	Departure from Nucleate Boiling Ratio
<i>IPEN</i>	Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares
<i>IPR-R1</i>	Instituto de Pesquisas Radioativas, Reator nº 1
<i>PWR</i>	Pressurized Water Reactor
<i>SCRAM</i>	Safety Control Rod (desligamento rápido do reator)
<i>TMP</i>	Thermocouple
<i>TRIGA</i>	Training, Research, Isotopes, General Atomic

1 INTRODUÇÃO

O Reator Nuclear TRIGA IPR-R1, do Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear – CDTN, é um modelo *Mark I*, fabricado pela *General Atomic* de San Diego – Califórnia, refrigerado por água leve desmineralizada e tendo como combustível urânio enriquecido a 20% em U^{235} . Foi projetado para treinamento, pesquisa e ativação neutrônica de materiais e produção de radioisótopos. Os reatores TRIGA (*Training, Research, Isotopes, General Atomic*) são caracterizados pela sua segurança intrínseca devido, principalmente, ao grande coeficiente negativo de temperatura/reactividade. Isto significa que um aumento da potência leva a um conseqüente aumento da temperatura da mistura combustível-moderador, causando o aparecimento de uma reatividade negativa que amortece gradualmente a taxa de aumento de potência e esta tende a se estabilizar. Outra característica de segurança dos reatores TRIGA é a alta retenção dos produtos de fissão no combustível, mesmo que o revestimento venha a sofrer falha, e um sistema passivo de remoção de calor no núcleo durante as operações. O IPR-R1 é um reator nuclear de pesquisa do tipo piscina, refrigerado por circulação natural. O calor acumulado na água do poço pode, entretanto, ser removido por circulação forçada por um sistema de refrigeração dotado de circuito primário e circuito secundário.

Foram construídos 69 reatores TRIGA nos últimos 46 anos (GENERAL ATOMIC, 2005), sendo 24 nos EUA e 45 distribuídos em 24 países; do total 18 já foram descomissionados. Os níveis de potência térmica estacionária dos reatores TRIGA variam de 0,1 a 16 MW. Operando em pulsos, podem atingir até 22 000 MW. Do total dos reatores TRIGA construídos no mundo 16 são do tipo *Mark I*, 24 são do tipo *Mark II*, 6 são do tipo *Mark III* e 4 são do tipo *Mark F*. Os 19 restantes são modelos denominados: Conversão, LOPRA, ACPR e MPR 10. A principal diferença entre o modelo *Mark I* (igual ao IPR-R1) e os outros modelos é que neste o poço fica abaixo do nível do solo e nos outros modelos o poço fica acima deste, facilitando o acesso ao núcleo. Os modelos *Mark I* e *Mark II* correspondem a mais da metade dos reatores TRIGA instalados, possuem o mesmo reticulado no núcleo (91 posições) e dissipam normalmente uma potência estacionária máxima de 250 kW. Os modelos *Mark III* e *Mark F* operam em potências estacionárias máximas acima de 1 MW.

A primeira criticalidade do Reator TRIGA IPR-R1 ocorreu em 06 de novembro de 1960 com uma potência máxima de 30 kW. Posteriormente adicionaram-se novos elementos combustíveis ao núcleo, passando sua potência para 100 kW. O projeto de aumento da potência do reator, ao qual este trabalho de pesquisa se insere, permitiu sua operação até 250 kW. Atualmente, seu núcleo está configurado para operar a 250 kW, mas tem-se operado à potência de 100 kW, aguardando autorização do setor de licenciamento da CNEN para operar em definitivo na nova potência. Aumento de potência em reatores de pesquisa significa aumento do fluxo neutrônico, menor tempo para irradiação de amostras e novas possibilidades de pesquisa.

A energia gerada até o momento (fevereiro/2005) totaliza cerca de 1900 MWh, o que corresponde a um consumo aproximado de 83 g de U^{235} , considerando que para gerar 23 MWh consome-se 1 g de U^{235} (CDTN/CNEN, 2001). Cada elemento combustível possui cerca de 37 g de U^{235} , o que dá um total aproximado de 2,3 kg de U^{235} no núcleo (63 elementos combustíveis); portanto, foram queimados até o momento apenas cerca de 3,6 % do combustível, em 45 anos de operação.

A principal utilização do Reator TRIGA IPR-R1 é a ativação neutrônica e a produção de radioisótopos sendo, pois, otimizado para a utilização dos fluxos de nêutrons. Várias pesquisas na área de neutrônica já foram realizadas em suas instalações, mas existe uma carência de dados, principalmente experimentais, sobre seu comportamento termo-hidráulico.

A maioria dos códigos computacionais para análise termo-hidráulica em condições estacionárias e transitórias foi desenvolvida para reatores de potência. Alguns códigos foram adaptados e desenvolvidos para reatores de pesquisa. Existem vários tipos de reatores de pesquisa e mesmo entre os do tipo TRIGA, existem algumas diferenças entre eles como a geometria do núcleo, distribuição dos elementos, canais de irradiação, etc. Portanto o levantamento de dados experimentais é de extrema importância para a melhoria dos códigos computacionais. A maioria dos modelos e correlações utilizados nos cálculos termo-hidráulicos dos reatores TRIGA foram desenvolvidos pela *General Atomic* há mais de 30 anos a partir de dados experimentais então disponíveis. Atualmente com os novos instrumentos de medidas, as novas tecnologias para coleta de dados e as facilidades computacionais para tratamento e análises das informações, as correlações devem ser

revistas. Programou-se então uma série de experimentos dando enfoque a medidas de temperatura no centro do elemento combustível, nos canais de refrigeração do núcleo e no poço do reator.

Normalmente as experiências para definição de parâmetros termo-hidráulicos em reatores nucleares são realizadas em dispositivos experimentais, onde os combustíveis são simulados utilizando-se resistores elétricos (COSTA, 2004), (MESQUITA, 1991, 1992 e 2003a). Um dos objetivos deste trabalho é a avaliação da condutividade térmica global do elemento combustível e os coeficientes de transferência de calor na interface entre o combustível e seu revestimento (*gap*) e entre este revestimento e o refrigerante. Estes parâmetros são funções da irradiação e da queima do combustível, portanto são muito difíceis de serem simulados, tanto experimentalmente como teoricamente. Pretende-se assim desenvolver uma formulação para o cálculo destes parâmetros, contribuindo na criação de um modelo de transmissão de calor no núcleo, utilizando nos experimentos os próprios combustíveis nucleares.

Para uma correta avaliação do comportamento termo-hidráulico do reator é essencial a realização de medidas confiáveis. O parâmetro mais relevante a ser avaliado é a potência térmica fornecida pelas fissões nucleares no núcleo. Sendo assim a primeira iniciativa desta investigação foi desenvolver uma metodologia para a calibração da potência do reator. Assim, além dos quatro canais neutrônicos de medida de potência, o reator TRIGA é hoje dotado de mais três canais para avaliação de sua potência, ou seja: potência dissipada no circuito de refrigeração primário, potência dissipada no circuito de refrigeração secundário e, potência fornecida pela medida da temperatura no centro do combustível, fornecido pelo combustível instrumentado, que foi adicionado ao núcleo como consequência deste projeto. Com este último canal, o reator ficou com uma excelente ferramenta para garantir a segurança de sua operação, podendo dotar a instalação de mais um dispositivo automático de desligamento, caso a temperatura do combustível ultrapasse o limite de segurança.

Como subsídio às experiências realizadas, desenvolveu-se um programa e um sistema de aquisição e tratamento de dados para o reator que, através de interfaces gráficas de suporte ao operador, permitem acompanhar em tempo real os parâmetros operacionais da mesa de controle. Alguns parâmetros que até então não eram medidos, como as

potências do circuito de refrigeração e principalmente a temperatura do combustível, são agora monitorados no vídeo do computador através de curvas e valores.

1.1 Justificativa e Relevância

O calor gerado pelas fissões dentro dos elementos combustíveis é conduzido para o refrigerante através da interface combustível/revestimento (*gap*) e do revestimento para o refrigerante. O objetivo do projeto térmico e hidrodinâmico dos reatores é remover com segurança o calor gerado, sem produzir uma temperatura excessiva nos combustíveis ou levar à formação de película de vapor no revestimento e sem aproximar muito do fluxo de calor crítico (*CHF*), nas operações em estado estacionário ou transitório (MESQUITA, 2003a). Sendo assim são desenvolvidos e empregados os códigos computacionais de segurança, que são validados por medidas experimentais. Por outro lado alguns parâmetros, hipóteses e aproximações adotadas nos códigos podem ser melhoradas a partir do conhecimento de valores experimentais.

Reatores de potência em geral utilizam óxido de urânio como combustível, sendo as propriedades térmicas desta liga amplamente estudadas (TONG e WEISMAN, 1996). Nos reatores TRIGA o combustível é uma liga de urânio e hidreto de zircônio. Os poucos dados encontrados na literatura sobre esta liga são originados da *General Atomic*, fabricante do reator e, na maioria, são publicações antigas. A condutividade térmica das ligas metálicas depende de vários fatores como o valor da temperatura. No caso de combustíveis nucleares a situação é mais complicada porque torna-se, também, uma função da irradiação, como resultado da mudança na composição química e física (mudança na porosidade devido à temperatura e aos produtos de fissão). Nos combustíveis as ligas de urânio podem desenvolver algumas trincas e até mesmo vazios, sendo esta mais uma fonte de incerteza para o valor real da condução de calor no combustível (EL-WAKIL, 1962), sendo normalmente avaliado experimentalmente.

Depois da liga combustível, a maior resistência à condução de calor na vareta combustível é devido ao *gap*. Existem várias correlações para avaliar o seu valor em combustíveis de reatores de potência (TODREAS e KAZIMI, 1990). Para os combustíveis dos reatores TRIGA a única referência encontrada é da GENERAL ATOMIC (1970), que recomenda a utilização de três hipóteses para o coeficiente de transferência de calor do *gap*, para serem utilizados nos cálculos. Estes valores são fixos e defasados entre eles em cerca

50%. Como este parâmetro depende de vários fatores, principalmente da composição química do meio, que varia com o aparecimento de gases produto das fissões, seu valor só pode ser encontrado experimentalmente.

O valor mais exato possível da potência do núcleo é importante não só para a correta avaliação do fluxo neutrônico, como também para o cálculo da energia dissipada no reator. A energia dissipada, por sua vez, é essencial para se calcular com precisão a queima dos combustíveis ao longo do tempo, que depende linearmente da potência térmica do núcleo (RAVNIK et al., 1999). A caracterização do combustível, ou seja, a determinação da massa dos diferentes isótopos que são criados e destruídos, dos produtos de fissão, da atividade, do calor de decaimento e radiotoxicidades, é função da queima do U^{235} .

Com o sistema de coleta de dados desenvolvido para o TRIGA IPR-R1 (Figura 1.1), a maioria dos parâmetros operacionais do reator podem ser acompanhados por varreduras a partir de 1,0 ms (frequência de amostragem igual a 1 kHz). Todos os dados são agora arquivados para posterior consulta, tratamento e análise.

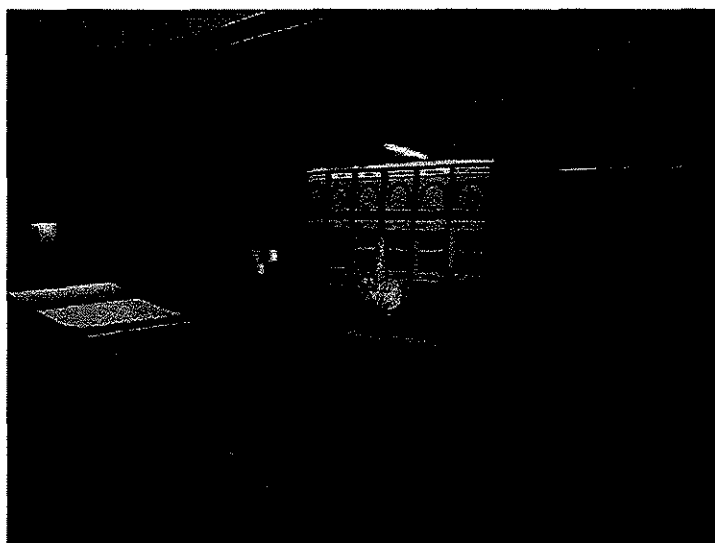


Figura 1.1 – Sistema de Aquisição de Dados Desenvolvido para Reator IPR-R1

As experiências para levantamento da distribuição das temperaturas no reator e avaliação dos parâmetros térmicos do combustível foram realizadas utilizando o próprio núcleo do reator nuclear (*in-pile*). Por envolver manipulação de combustíveis nucleares irradiados, os trabalhos foram aprovados previamente por comitês de segurança e radioproteção da CNEN.

A avaliação termohidráulica, experimental e teórica, é de importância fundamental para garantir que o Reator TRIGA IPR-R1 irá operar com segurança com o aumento de sua potência de 100 para 250 kW.

1.2 Objetivos

O objetivo geral deste estudo foi uma melhor compreensão, através de metodologia experimental, do comportamento termofluidodinâmico do Reator Nuclear TRIGA IPR-R1. Como objetivos específicos do trabalho podem-se citar:

- Desenvolvimento de um sistema e um programa de aquisição e tratamento de dados para o reator.
- Desenvolvimento de uma metodologia para a calibração da potência térmica fornecida pelo núcleo.
- Levantamento das temperaturas no poço, no interior do combustível e nos canais de refrigeração do núcleo, com o reator operando em várias potências.
- Desenvolvimento de novos canais para a medida da potência do reator, por processo térmico.
- Avaliação da condutividade térmica global do elemento combustível.
- Avaliação do coeficiente de transferência de calor do revestimento do elemento combustível para o refrigerante.
- Avaliação do coeficiente de transferência de calor na interface entre o combustível e seu revestimento (*gap*).
- Avaliação do fluxo de calor crítico na superfície da vareta combustível.

Espera-se que este trabalho comprove a eficiência da remoção de calor no núcleo do reator e contribua para a segurança e confiabilidade de sua operação na nova potência de 250 kW. No desenvolvimento desta investigação, resultados experimentais e analíticos não disponíveis na literatura foram encontrados, conferindo-lhe originalidade.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

É apresentada a seguir a descrição do reator e seus mais importantes sistemas e componentes. Alguns trabalhos teóricos e experimentais sobre temperatura e potência, assim como análises termo-hidráulicas de reatores tipo TRIGA e utilização de combustíveis instrumentados, são também descritos.

2.1 Descrição do Reator

A configuração atual do núcleo do reator compreende 63 elementos combustíveis. A reatividade do núcleo, isto é, a medida de quanto ele está afastado da criticalidade é controlada por três barras absorvedoras de nêutrons, de carboneto de boro. A medida da potência é feita por quatro detectores de nêutrons posicionados ao redor do núcleo. Cada detector fornece a leitura para quatro canais de medidas. Os canais de medida de potência são denominados: Partida, Logarítmico, Linear e Percentual. O canal Linear é a referência de medida da potência do reator. Na Figura 2.1 tem-se uma foto do reator e na Figura 2.2 tem-se um desenho em corte do seu poço com os componentes principais.

2.1.1 Núcleo

O núcleo do reator, ilustrado nas Figuras 2.3 e 2.4, forma um reticulado cilíndrico com 91 posições, onde estão instalados 63 elementos combustíveis-moderadores (59 com revestimento de alumínio e 4 com revestimento de aço inoxidável), 23 elementos falsos de grafita, uma fonte de nêutrons, um tubo central de irradiação e três barras de controle. Esses componentes são dispostos formando anéis concêntricos e são mantidos em posição vertical suportados por duas grades circulares. O núcleo é circundado por um refletor de grafita. Uma coluna d'água de aproximadamente 5 m faz a blindagem em relação ao topo do poço.

A grade superior do núcleo apóia-se no topo do revestimento do refletor e possui furos circulares que permitem a passagem dos elementos combustíveis, cujas cabeças com espaçadores possibilitam a circulação da água de refrigeração através dos vazios existentes. A grade inferior apóia-se na parte inferior do revestimento do refletor. A grade inferior sustenta o peso completo do núcleo, possui orifícios para o apoio dos componentes do núcleo e furos para a entrada da água de refrigeração.

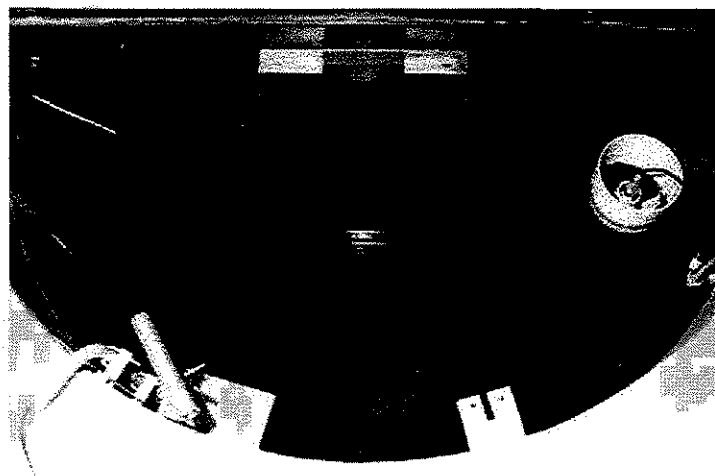


Figura 2.1 – Reator Nuclear de Pesquisa TRIGA IPR-R1

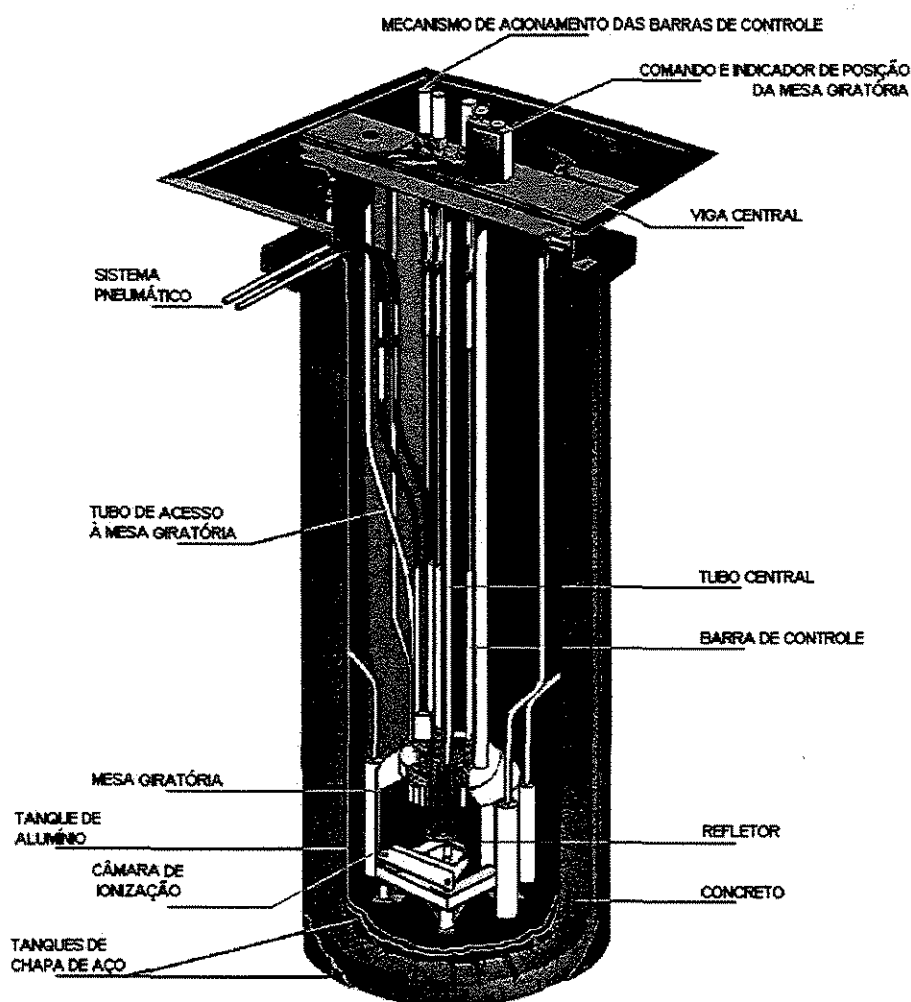


Figura 2.2 – Vista em Corte do Reator (CDTN/CNEN, 2001)

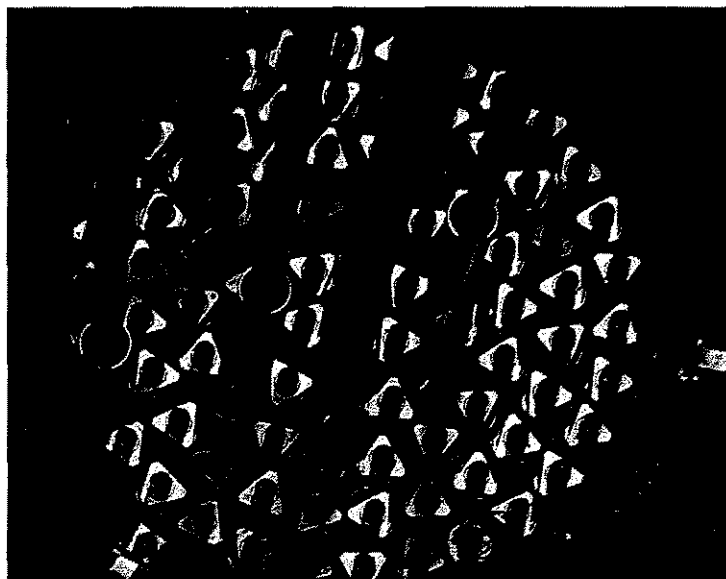
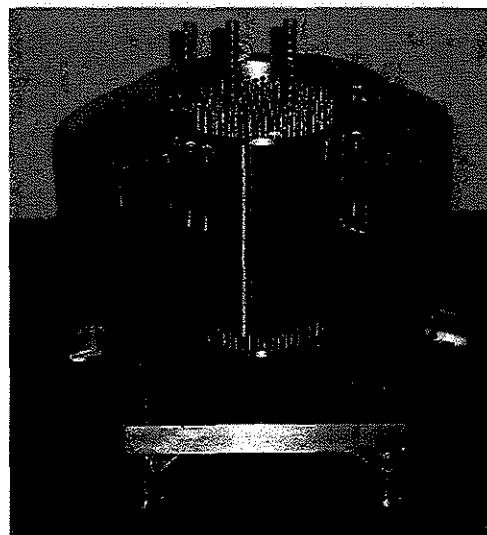
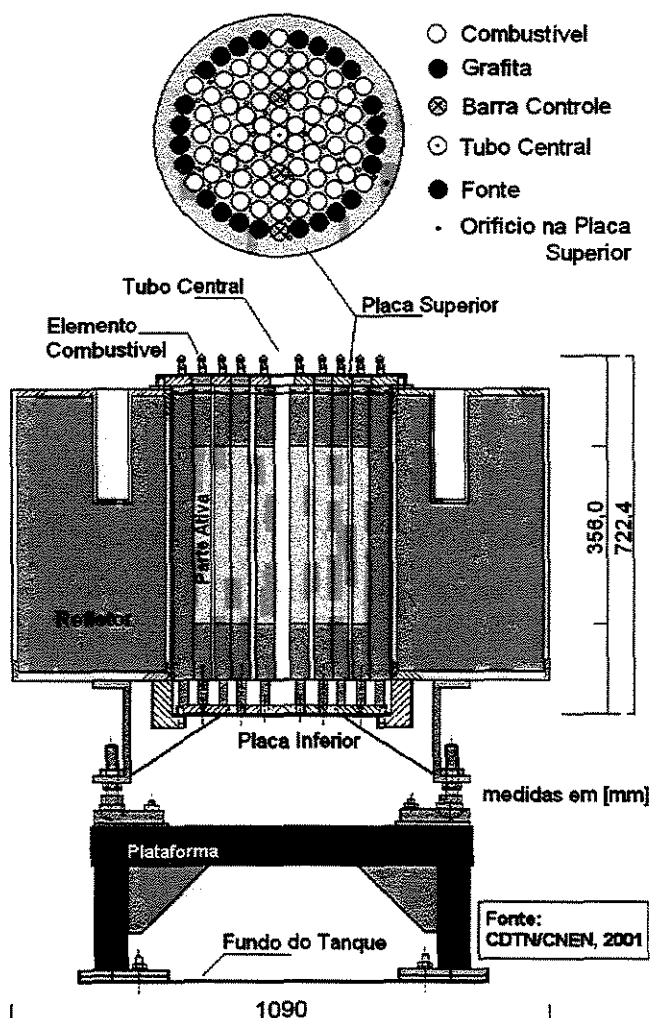


Figura 2.3 – Núcleo do Reator: a) Diagrama, b) Maquete e c) Placa Superior

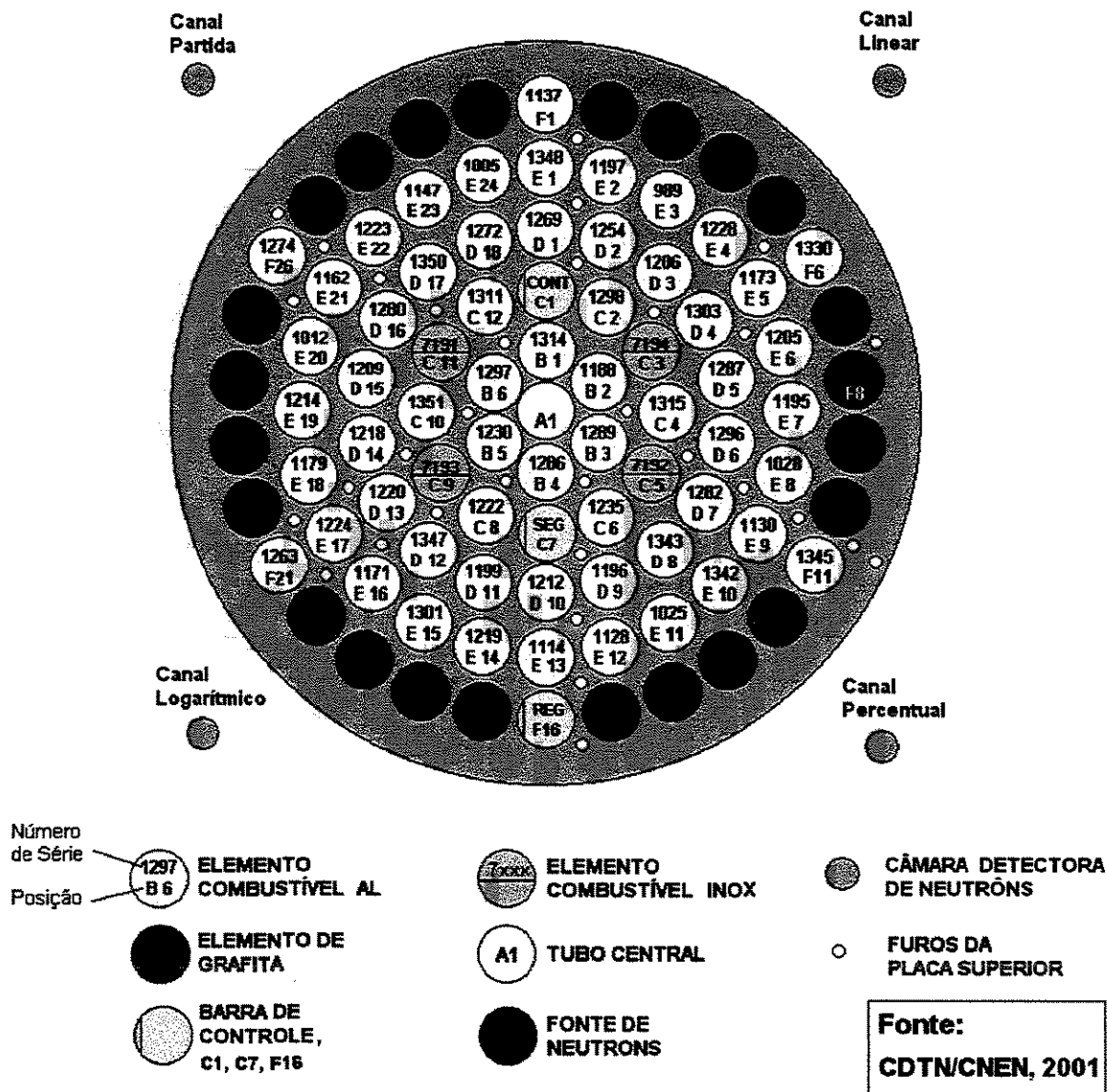


Figura 2.4 – Configuração do Núcleo do Reator TRIGA IPR-R1

2.1.2 Elemento Combustível-Moderador

O núcleo do Reator IPR-R1 encontra-se carregado com dois tipos de elemento combustível-moderador. Elementos com revestimento de alumínio 1100-F e elementos com revestimento de aço inoxidável AISI 304. Cada elemento é constituído por uma mistura homogênea de urânio (combustível) e hidreto de zircônio (moderador de nêutrons). A mistura combustível no elemento com revestimento de alumínio contém 8,0% em peso de urânio, 91% de zircônio e 1,0% de hidrogênio; no elemento com revestimento de aço, estas

percentagens são 8,5%, 89,9% e 1,6%. Estes dois compostos são caracterizados pelas fórmulas $\text{U-ZrH}_{1,0}$ e $\text{U-ZrH}_{1,6}$, respectivamente. O enriquecimento em U^{235} é de 20% em ambas as misturas combustíveis.

O elemento combustível tem a forma cilíndrica e é revestido por alumínio ou por aço inoxidável. Entre o combustível e o revestimento existe um pequeno espaço (*gap*) preenchido com hélio (HARBONNIER, 1997). Completando o elemento, existe em cada extremidade um tarugo de grafita que atua como refletor axial de nêutrons. O elemento combustível de aço inoxidável possui em seu centro uma vareta de zircônio de 6,35 mm de diâmetro.

Cada elemento combustível-moderador possui cerca de 37 g de U^{235} , sendo seu peso total de 3 kg. Na Tabela 2.1 e nas Figuras 2.5 e 2.6 são mostradas as características principais dos combustíveis.

Tabela 2.1 – Características dos Elementos Combustíveis (CDTN/CNEN, 2000)

Característica	Revestimento Al	Revestimento Aço
Quantidade	59	4
Comprimento total, mm	722,4	720,6
Diâmetro externo do revestimento, mm	37,3	37,6
Espessura do revestimento, mm	0,76	0,51
Material do revestimento	Al 1100-F	Aço AISI-304
Diâmetro do combustível, mm	35,6	36,3
Largura do <i>gap</i> , mm	0,09	0,14
Comprimento ativo do combustível, mm	355,6	381,0
Composição do combustível	$\text{U-ZrH}_{1,0}$	$\text{U-ZrH}_{1,6}$
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 U^{235} , %	20	20
Massa de U^{235} , g	~37	~38
Comprimento do refletor de grafita, mm	101,6	88,1
Diâmetro do refletor de grafita, mm	35,6	36,3
Espessura dos discos de samário, mm	1,3	-
Diâmetro do pino central de zircônio, mm	-	6,35
Área do espaçador, cm^2	6,84	4,65
Área total de transferência de calor, m^2	2,46	0,18

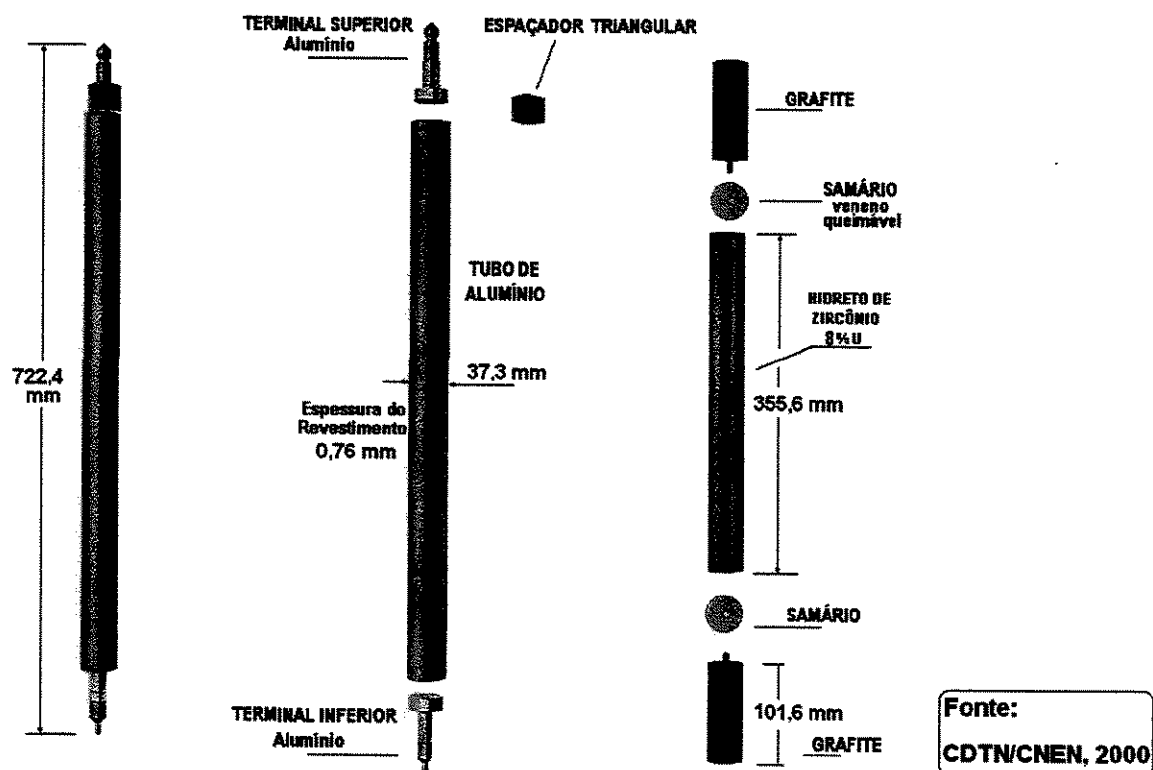


Figura 2.5 – Elemento Combustível-Moderador com Revestimento de Alumínio

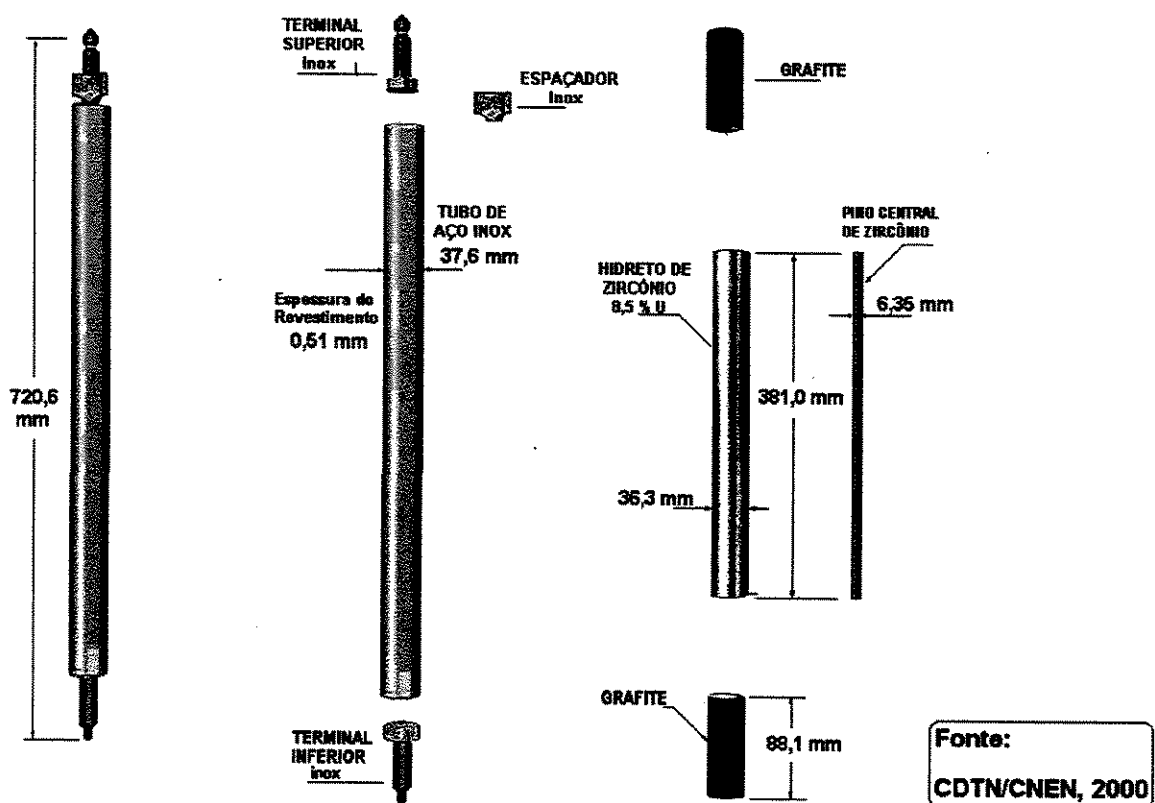


Figura 2.6 – Elemento Combustível-Moderador com Revestimento de Aço-Inox

Nove elementos combustíveis com revestimentos de aço inoxidável foram adquiridos, para compensação de perda da reatividade do reator com o tempo (queima). Quatro destes combustíveis foram colocados no núcleo, para aumentar a potência máxima do reator de 100 kW para 250 kW. Entre os elementos novos encontra-se um elemento combustível instrumentado (Figura 2.7). Este elemento possui três termopares tipo K (chromel-alumel) com as juntas quentes localizadas no seu eixo central. O diâmetro dos termoelementos é de 0,14 mm e o isolamento é feito com MgO. O combustível instrumentado, a não ser pelos termopares, possui as mesmas características nucleares do combustível normal revestido de aço inox.

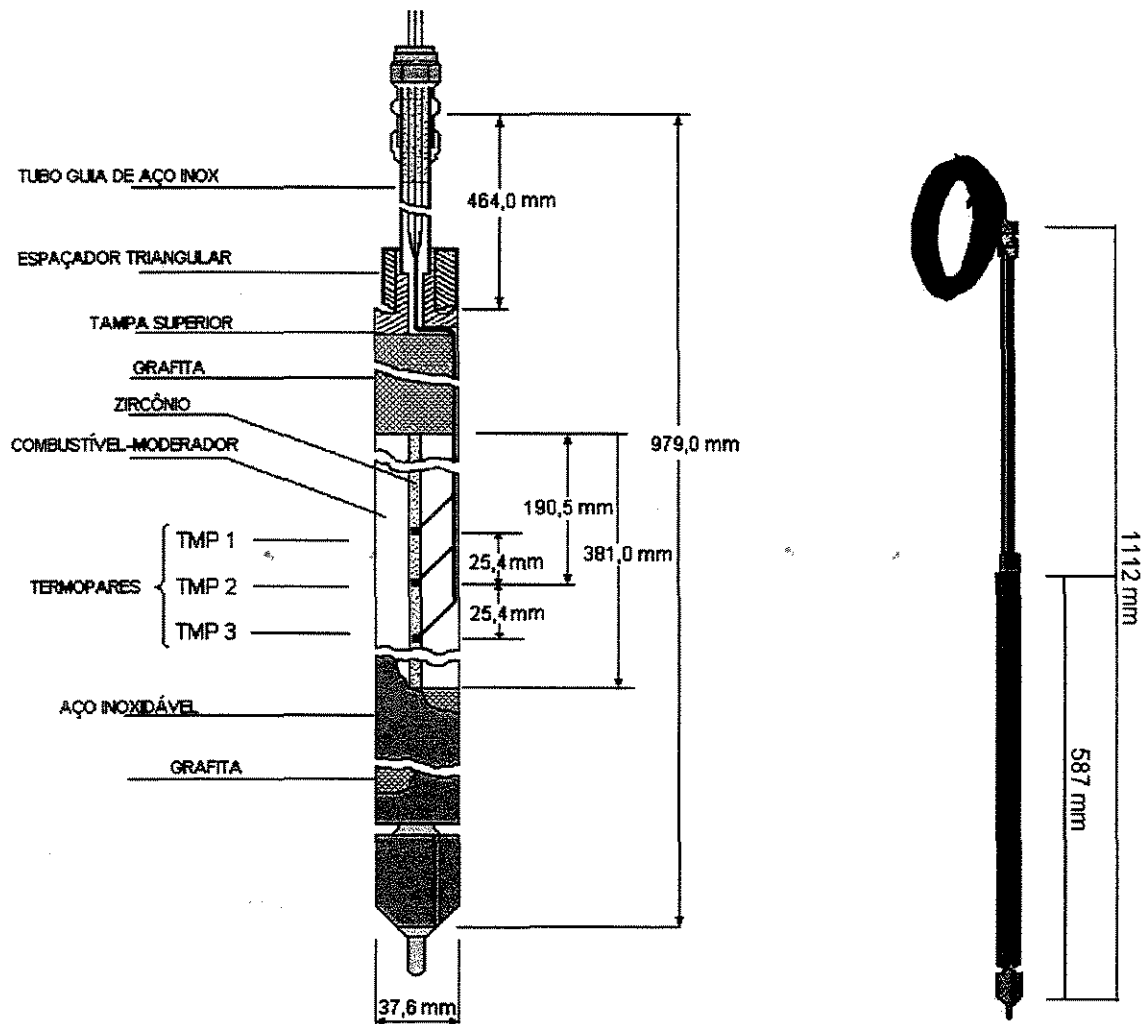


Figura 2.7 – Elemento Combustível Instrumentado (GULF GENERAL ATOMIC, 1972)

2.1.3 Elemento Falso de Grafita

Os elementos falsos de grafita destinam-se a ocupar as posições do reticulado do núcleo que não são preenchidas por elementos combustíveis, barras de controle e fonte de nêutrons, funcionando como refletor radial de nêutrons. Quando substituído pelo combustível, permite aumentar o excesso de reatividade do núcleo e o nível da potência do reator.

2.1.4 Refletor

O refletor instalado no núcleo do reator é composto de duas unidades, sendo uma de reflexão axial e outra de reflexão radial. A reflexão axial de nêutrons é devida à grafita que está acoplada em cada uma das extremidades dos elementos combustíveis. O sistema de reflexão radial é formado pelo anel de grafita que circunda o núcleo. Para impedir o contato entre a grafita e a água de refrigeração do reator, o cilindro é revestido com alumínio anodizado que possui uma abertura anular na parte superior para colocação dos tubos porta-amostras da mesa giratória.

2.1.5 Circuito de Refrigeração

A refrigeração no núcleo do reator é mantida pela diferença de densidade da água entre o fundo e o topo do núcleo, devido ao calor gerado nos elementos combustíveis pelas fissões nucleares. A remoção de calor por este processo é mais que suficiente, no nível atual de potência do reator. Entretanto, a água do poço pode ser resfriada por meio de um circuito de refrigeração (circuito primário) que bombeia a água desmineralizada através de um trocador de calor. A água do poço é coletada junto ao fundo do mesmo e retorna a 228 cm acima do núcleo. No trocador de calor a água do circuito primário é resfriada, transferindo seu calor ao circuito secundário, o qual cede calor para o ar atmosférico na torre externa de refrigeração.

Na circulação natural a força hidráulica que movimenta a água, é fornecida pelo combustível nuclear que transfere o calor para o refrigerante, que aquecido sobe pelos canais do núcleo. Contra esta força atuam as perdas por contração e expansão do fluido na entrada e na saída do canal, as perdas de energia cinética e potencial do fluido, e as perdas

por atrito. HUDA et al. (2001) e HAQUE et al. (2000) recomendam a utilização de circulação natural em reatores TRIGA até potências máximas de cerca de 500 kW, sendo todo o calor dissipado na água da piscina. MANNAN et al. (1988) descreve que o reator TRIGA de 3 MW de Bangladesh pode operar até a potência de 1 MW só com refrigeração livre. O Relatório de Análise de Segurança do reator TRIGA da Universidade de Nova Iorque (GENERAL ATOMIC, 1970), similar ao TRIGA IPR-R1, descreve que com a refrigeração forçada desligada a temperatura da água do poço aumenta 6,5 °C após uma hora de operação a 250 kW. O valor da potência máxima de operação em circulação natural varia em função da temperatura da água na entrada dos canais do núcleo. Os reatores TRIGA são projetados de modo que a refrigeração mantém continuamente a água do tanque sub-resfriada, evitando a formação significativa de vapor, restringindo as possíveis bolhas de vapor à vizinhança da superfície do elemento combustível. O espaço entre os elementos combustíveis é selecionado não só por considerações neutrônicas como também termo-hidráulicas. A refrigeração forçada faz com que o equilíbrio térmico da água do poço seja atingido em uma temperatura bem abaixo da temperatura de equilíbrio que se atinge só com a circulação natural.

Outros tipos de reatores de pesquisa também utilizam a circulação natural para refrigeração do núcleo como, por exemplo, o reator de piscina *HANARO* (*Hi-flux Advanced Neutron Application Reactor*) da Coreia, de 30 MW de potência. Neste reator, nas experiências realizadas por CHAE et al. (1997), a circulação natural foi utilizada até a potência de 1,2 MW em estado estacionário. Segundo BOTELHO (1991), um sistema passivo de remoção de calor residual em um reator *PWR*¹ de pequeno porte permite dissipar 2% da potência nominal, respeitando-se os limites térmicos dos elementos combustíveis.

O limite de potência para se trabalhar só com a circulação natural nos reatores TRIGA é baseado na taxa de dose de nitrogênio-16 (¹⁶N) no topo da piscina e no rápido aquecimento da água da piscina em potências acima de 100 kW. O aparecimento do ¹⁶N é devido à ativação do oxigênio-16 (¹⁶O) dissolvido na água. Na refrigeração natural o ¹⁶N sobe rapidamente para a superfície da piscina. A refrigeração forçada é feita de modo que a água retorne ao poço a uma altura de 228 cm acima do núcleo (Figuras 2.8 e 2.9). Deste

¹ *Pressurized water reactor* (reator a água pressurizada).

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}N e outros isótopos que, eventualmente, possam ser ativados pelo núcleo. No trocador de calor a água do poço é resfriada transferindo seu calor à água comum de um circuito secundário, sendo então resfriado pelo ar atmosférico na torre externa. Na Figura 2.8 tem-se um diagrama simplificado do circuito de refrigeração com os pontos de medida de temperatura e vazão que são enviados para a mesa de controle e para o sistema de coleta de dados.

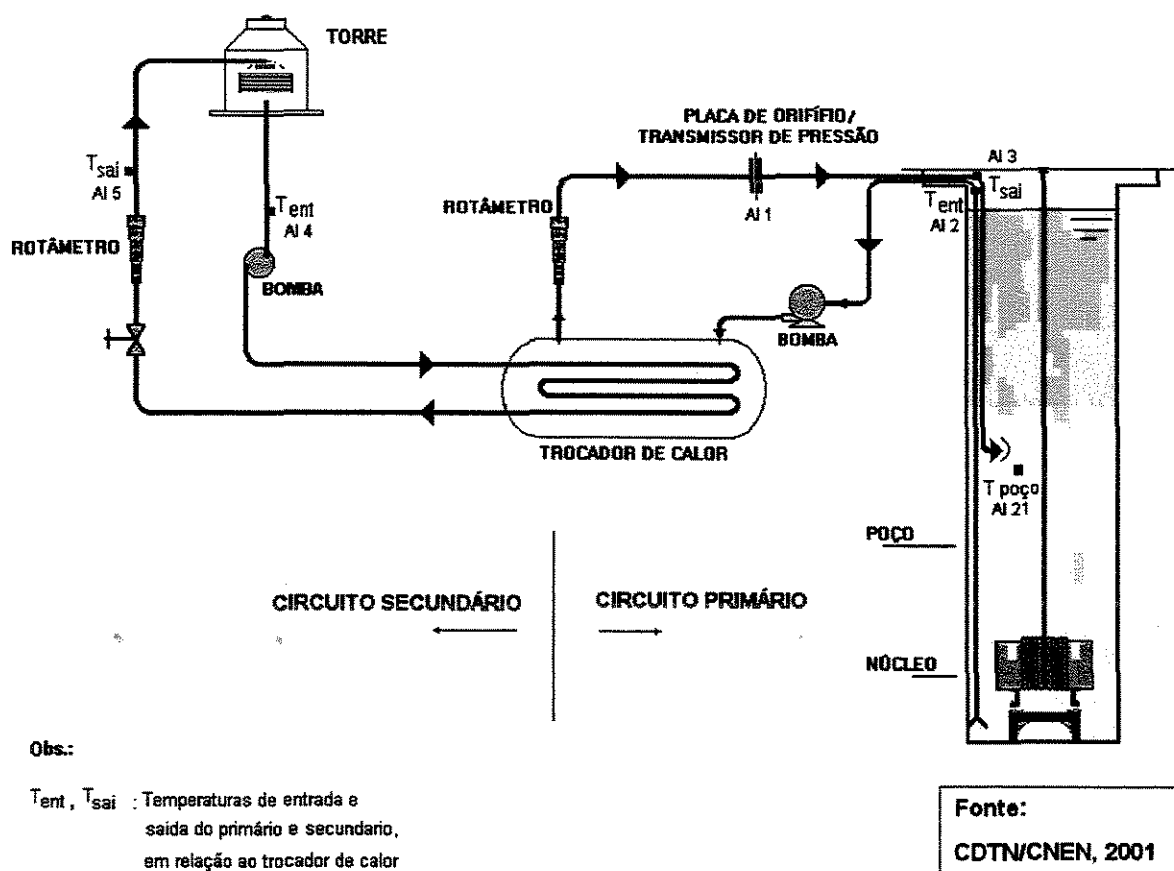


Figura 2.8 - Circuito de Refrigeração do Reator TRIGA IPR-R1

O poço do reator é formado por três cilindros coaxiais: dois cilindros de chapa de aço separados por uma camada de concreto, e um cilindro interno de liga especial de alumínio separado do cilindro de aço por uma camada também de concreto. A água desmineralizada que ocupa o volume do poço, além de atuar como refrigerante do reator ajuda no processo de moderação e reflexão dos nêutrons e serve como blindagem biológica

às radiações provenientes do núcleo. Na Figura 2.9 tem-se os revestimentos do tanque com suas dimensões.

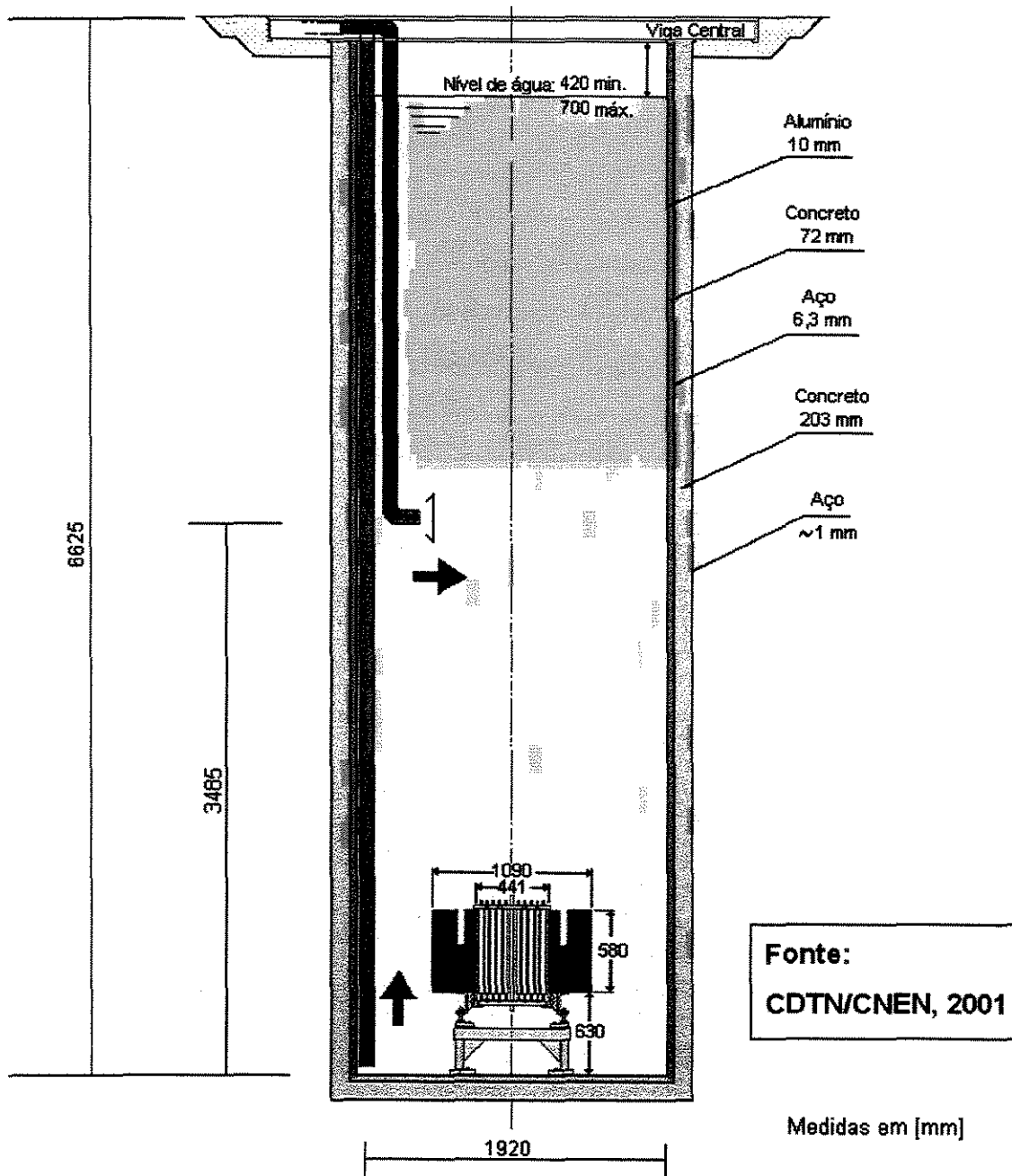


Figura 2.9 – Revestimentos do Poço e Locais de Entrada e Saída do Refrigerante

2.2 Limites Básicos do Projeto do Reator TRIGA IPR-R1

O principal limite do projeto termo-hidráulico de reatores nucleares refrigerados a água é a condição na qual o coeficiente de transferência de calor por ebulição no núcleo

deteriora. O fluxo de calor pouco antes desta deterioração é denominado Fluxo de Calor Crítico (*Critical Heat Flux - CHF*). Neste momento um pequeno aumento no fluxo de calor ou na temperatura de entrada do refrigerante no núcleo, ou pequena diminuição na vazão de entrada do refrigerante, resulta em mudança no mecanismo de transferência de calor, levando ao aumento brusco de temperatura na superfície das varetas combustíveis, causando a falha de seu revestimento (*burn-out*) (MESQUITA, 2003a).

A crise de ebulição que leva ao fluxo crítico é normalmente classificada em dois tipos: *dryout* (secagem) e *DNB - Departure from Nucleate Boiling* (afastamento da ebulição nucleada). O *dryout* ocorre quando a espessura da camada de água cai a zero, o que normalmente se dá em regiões de alto título de vapor e baixo fluxo de calor. O *DNB* ocorre na região de baixo título de vapor quando há formação nucleada de bolhas. Uma película de vapor adere à parede do canal, afastando-se do processo normal de ebulição que é o desprendimento das bolhas. No *DNB* os fluxos de calor são altos.

Durante a operação em regime estacionário, a integridade do elemento combustível é garantida pela limitação da potência do reator a valores que sejam menores que a potência que poderia causar a ultrapassagem da ebulição nucleada e o início da ebulição de película. Este critério é geralmente estabelecido em termos da razão limite de ebulição nucleada ou *DNBR (Departure from Nucleate Boiling Ratio)* que é definida como a razão entre o fluxo de calor crítico e fluxo de calor local. Mantendo-se o fluxo de calor local máximo do núcleo abaixo do fluxo de calor crítico, assegura-se uma adequada transferência de calor entre a superfície do elemento combustível e a água de refrigeração. Com fluxos de calor maiores que esse limite ocorre uma degradação no processo de transferência de calor, produzindo altas temperaturas no combustível e no revestimento, cujas consequências poderiam ser a ruptura do revestimento e a liberação de produtos de fissão.

Os parâmetros principais que definem as bases de projeto para o Reator TRIGA IPR-R1 são:

- coeficiente de temperatura pronto-negativo;
- temperatura do combustível;
- potência do reator.

2.2.1 Coeficiente de Temperatura Pronto-Negativo

O coeficiente pronto de temperatura é a razão entre a variação da reatividade (afastamento da criticalidade) e a variação da temperatura do combustível. O parâmetro básico que permite ao Reator TRIGA IPR-R1 operar com inserções de reatividade relativamente elevadas, proporcionando um fator de segurança apreciável, é o coeficiente de temperatura pronto-negativo, isto é, o aumento da temperatura do combustível leva a uma diminuição da reatividade, causando uma diminuição da taxa de crescimento da potência.

Este coeficiente é função da composição e da geometria do núcleo. O combustível-moderador a base de hidreto de zircônio e urânio foi concebido, segundo MERTEN et al. (1959), para atender os requisitos de um núcleo intrinsecamente seguro. Se todo o excesso de reatividade disponível fosse subitamente inserido no núcleo do reator TRIGA (retirada total das barras de controle), o aumento de temperatura do combustível causaria imediata redução na reatividade e o término da excursão de potência, evitando assim a ocorrência de danos ao núcleo. Como não existe tempo de atraso no aquecimento do moderador, a energia média dos nêutrons térmicos segue prontamente a temperatura instantânea dos elementos combustíveis. O decréscimo na reatividade com o aumento da temperatura do combustível decorre da redução na seção de choque de fissão do ^{235}U com o aumento da energia dos nêutrons. Além disso, a presença de grande quantidade de ^{238}U no núcleo contribui para um pronto decréscimo na reatividade, como resultado de uma grande absorção parasítica de nêutrons causada pelo alargamento *Doppler* das seções de choque de ressonância do ^{238}U .

2.2.2 Temperatura do Combustível

O limite de temperatura é imposto pela liberação de hidrogênio da liga U-ZrH e o subsequente esforço produzido no material de revestimento do elemento combustível. A variação da resistência mecânica do revestimento com a temperatura estabelece um limite superior para a temperatura do combustível. De acordo com a GENERAL ATOMIC (1970), a temperatura máxima é de 1150 °C para o combustível U-ZrH_{1,6} com revestimento de aço inoxidável e de 900°C para o U-ZrH_{1,0} com revestimento de alumínio.

Experiências realizadas pela GENERAL ATOMIC (1970) e por SIMNAD (1981), mostraram que a liga de urânio e hidreto de zircônio, com uma relação H/Zr igual ou maior que 1,0, tem uma elevada resistência à lixiviação e à corrosão, além de possuir baixa reatividade em água, vapor e ar. Até mesmo combustíveis de U-ZrH completamente sem revestimento retêm a quase totalidade dos produtos de fissão (99,99%).

Na determinação do limite superior de operação para os combustíveis, são de interesse duas temperaturas:

- Temperatura em que ocorre uma transformação de fase da liga U-ZrH. Acima da temperatura de 550 °C (Figura 2.10) ocorre uma distorção progressiva do elemento combustível, provocando alterações significativas no seu volume. Esta temperatura constitui um limite de segurança para a operação do reator com combustível com baixa hidretação (H/Zr menor que ~1,6, revestimento de Al).
- Temperatura na qual o hidrogênio gasoso formado a partir do ZrH exerce uma pressão elevada no revestimento de alumínio. O valor desta temperatura é função do valor da relação H/Zr.

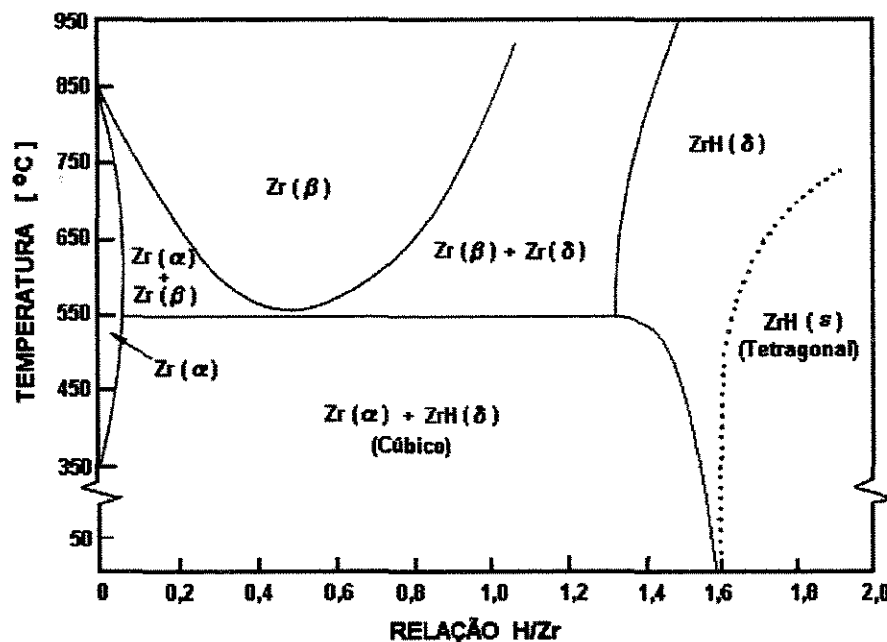


Figura 2.10 – Diagrama de Fase do Hidreto de Zircônio (SIMNAD, 1981)

Para determinar a pressão aplicada ao revestimento pelo hidrogênio liberado do combustível, usa-se a seguinte fórmula (GENERAL ATOMIC, 1970):

$$p = \left(\frac{\text{raio}}{\text{espessura}} \right) \cdot \text{pressão interna}, \quad (2.1)$$

onde: p é a pressão imposta ao revestimento em [kPa], *raio* interno do revestimento em [cm], *pressão interna* do hidrogênio em [kPa], *espessura* do revestimento em [cm]. Para o caso do combustível do Reator TRIGA IPR-R1 com revestimento de alumínio e de aço inoxidável, a fórmula se reduz a (CDTN/CNEN, 2000); $p = 25$ vezes a pressão interna (Al) e $p = 36$ vezes a pressão interna (inox).

Na Figura 2.11 tem-se a pressão de ruptura dos dois tipos de revestimentos em função da temperatura e na Figura 2.12 tem-se a pressão aplicada ao revestimento em função da temperatura do combustível (CDTN/CNEN, 2000).

Análises experimentais e estudos teóricos realizados pela GENERAL ATOMIC (1960), mostraram que a máxima temperatura para o revestimento (alumínio ou aço inox conforme os utilizados pelo IPR-R1) durante um transiente de potência, que provoque um pico de temperatura adiabática no combustível de 1000°C, é estimada conservativamente em 470°C. Na prática, a temperatura limite do combustível com o revestimento de alumínio deverá ser 550 °C (transformação de fase). Embora nesta temperatura não ocorra a perda de integridade do revestimento, ela é um limite operacional, pois acima dela o combustível sofrerá alterações significativas no seu volume.

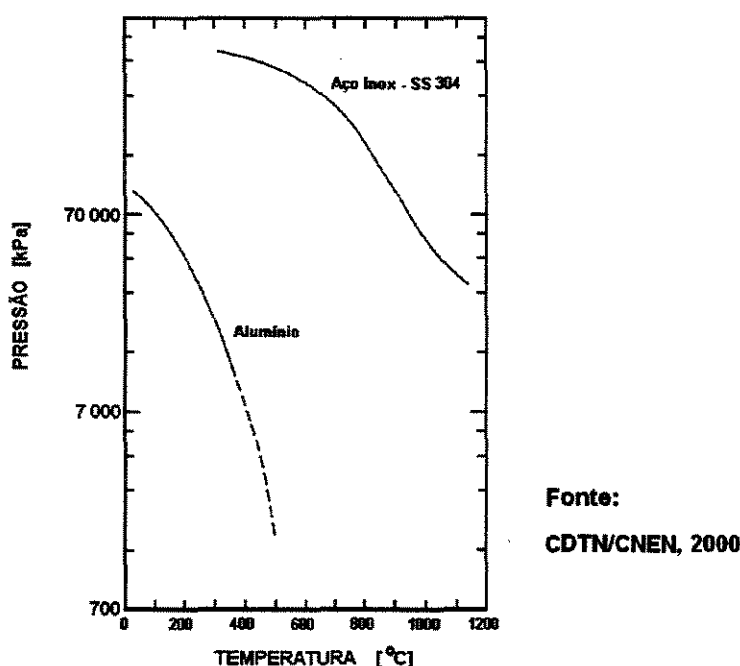
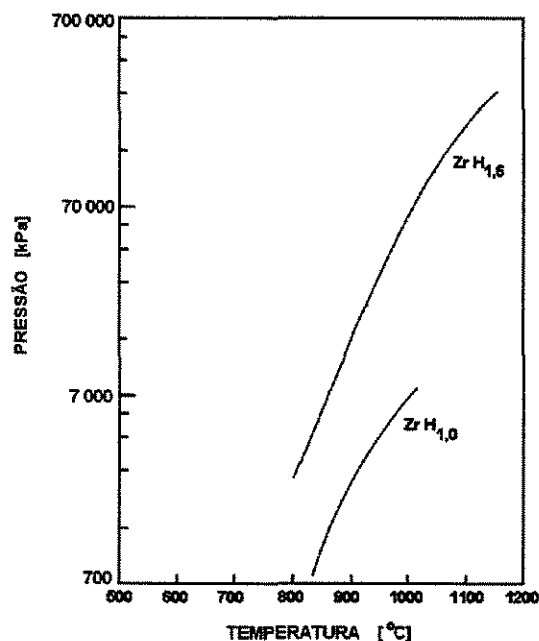


Figura 2.11 – Pressão de Ruptura do Revestimento em Função da Temperatura



Fonte:
CDTN/CNEN, 2000

Figura 2.12 – Pressão no Revestimento em Função da Temperatura no Combustível

2.3 Potência do Reator

O projeto do reator também estabelece um limite básico para o nível de potência abaixo do qual a circulação natural assegura que a temperatura do combustível permanecerá dentro dos seus limites. O limite de potência para o Reator IPR-R1, segundo seu Relatório de Análise de Segurança (CDTN, 2000), na sua configuração atual, é de 250 kW. A potência do reator TRIGA é atualmente indicada na mesa de controle por indicadores que recebem os sinais dos canais nucleares de monitoração de potência (detectores de nêutrons). São os canais: Partida, Logarítmico, Linear e Percentual. Estes canais neutrônicos sofrem deterioração de sua medida com o tempo e são sensíveis a mudanças da configuração do núcleo, principalmente mudança de posição das barras de controle. Isto é particularmente importante nos reatores de pesquisa, nos quais não se tem o material absorvedor para o controle da reatividade uniformemente distribuído no núcleo e o controle da criticalidade é feito pela inserção das barras de controle. Com o Reator TRIGA IPR-R1 crítico, mas com as barras de controle e regulação estando em alturas muito diferentes, pode-se observar que a leitura do canal Logarítmico indica um valor cerca 5% abaixo da indicação do canal linear.

Para o novo canal de medida de potência aqui proposto, baseado na medida da temperatura do combustível, também é prevista a mudança do valor da medida com o tempo, conforme constatou BOYLE e LEVINE (1997). VILLASEÑOR (1994), em seu trabalho sobre a degradação da resposta dos termopares em combustíveis instrumentados, calcula que os termopares dos combustíveis instrumentados só começaram a ter problema depois de cerca de 10 anos de utilização no reator TRIGA de 1 MW do México, sendo que este reator utiliza também pulsos de potência. O Manual de Operação do Reator TRIGA IPR-R1 estipula que a calibração da potência deve ser realizada anualmente (CDTN/CNEN, 2001).

2.3.1 Calibração da Potência

A medida da potência fornecida pelos reatores nucleares, tanto nos de geração de energia, quanto nos de pesquisa, é feita normalmente pelos medidores de nêutrons e vários métodos são utilizados para aferir esta potência. O nível de potência do reator pode ser determinado medindo-se a distribuição do fluxo de nêutrons térmicos através do núcleo, nos planos horizontal e vertical. A distribuição do fluxo é medida através da irradiação de folhas de ouro com e sem blindagem de cádmio, com a potência do reator fixa (SOUZA et al., 2002). Segundo SHAW (1969) este método não é muito preciso e sua utilização é recomendável somente em reatores de potência zero (reator que só fica crítico a baixa potência). Conforme relata HOAG (1958) este é um método complexo e requer um bom conhecimento da distribuição do fluxo neutrônico em todas as direções. As metodologias mais empregadas baseiam-se em processos térmicos. Esses métodos variam, mas sempre são tomados como padrão para aferição da potência (ZAGAR et al., 1999) e (JONES e ELLIOTT, 1974).

O método calorimétrico, que consiste no cálculo da potência como função da taxa de aumento da temperatura da água do poço, é o método de calibração mais empregado. VERRI (1974) e BREYMESSER et al. (1995) utilizaram resistores elétricos para simular os combustíveis em reatores TRIGA. Estes resistores, cuja potência dissipada está calibrada, são confeccionados com o mesmo formato do combustível nuclear e colocados no lugar de alguns deles no núcleo. As temperaturas da água do poço, do ar da sala e da blindagem de concreto do reator devem ser colocadas o mais próximo possível e a

refrigeração forçada deve estar desligada. A energia desprendida pelos resistores ao longo de algumas horas e a taxa de aumento da temperatura da água do poço são monitoradas. Após a retirada dos resistores, os combustíveis nucleares são colocados em seus lugares e o reator é operado para se ter a mesma taxa de aumento de temperatura. Sendo assim, tem-se a potência fornecida pelos combustíveis nucleares. Os resistores utilizados têm valores de potência da ordem de 10 a 15 kW para reatores TRIGA do tipo Mark I e Mark II, sendo que o maior valor de potência encontrado foi de 90 kW usado no reator TRIGA de 1 MW da *Armed Forces Radiological Research Institute (AFRRI)* (WHITTEMORE et al., 1988). Na calibração do reator TRIGA de Viena de 250 kW, BREYMESSER et al. (1995) utilizou 5 aquecedores elétricos de 4 kW cada, distribuídos no núcleo, e encontrou-se o valor de 19,2 kWh de energia para cada aumento de 1 °C na temperatura da água. Este método é utilizado principalmente na calibração inicial do reator. BENEDICT (1970) realizou calibrações periódicas durante cinco anos no Reator TRIGA Mainz (Alemanha) de 100 kW, utilizando dois resistores elétricos de 5 kW cada, instalados perto do núcleo, e encontrou uma queda média de 7% da potência total por ano de operação.

Passados hoje mais de 30 anos depois da criticalidade inicial da maioria dos reatores TRIGA, o método apresenta vários inconvenientes. A remoção dos elementos combustíveis e sua substituição por resistores elétricos é trabalhosa, devido ao grande número de equipamentos já posicionados no poço do reator, acima do núcleo. Neste tipo de calibração é necessária a realização de uma boa homogeneização da água do poço, para aumentar a precisão dos resultados. Na maioria dos casos a potência dos resistores é somente uma pequena fração da potência máxima do reator (1,2% a 5%), faz-se assim a extrapolação para encontrar-se o valor máximo da potência. Esta extrapolação é feita linearmente, o que nem sempre é o correto.

Nos reatores de pesquisa com refrigeração forçada, como no reator de pesquisa IEA-R1 do IPEN/CNEN (HIROMOTO e PASQUALETTO, 1995), a medida da vazão é bastante facilitada, tornando o cálculo da potência pelo balanço térmico mais simples.

Experiências de mapeamento da temperatura do Reator TRIGA IPR-1 foram realizadas por MESQUITA et al. (2000, 2002a). Observaram-se que com o reator trabalhando com a refrigeração forçada do poço desligada, em potências de 100 kW, o fluxo de água quente proveniente do núcleo sobe em uma coluna quente até cerca da

metade do poço, se curva expandindo e retornando para o fundo do tanque abaixo do núcleo. Esta mesma observação foi descrita por WHITTEMORE et al. (1988), para potências entre aproximadamente 100 kW e 200 kW. Como se pode notar, a taxa de aumento da temperatura é diferente nos vários locais do poço. Sendo assim, torna-se necessária a agitação da água acionada por um motor, para que toda a água do tanque participe das medidas. Naturalmente a coluna de água imediatamente acima do núcleo irá permanecer sempre mais aquecida que a água do resto do poço. A taxa de energia adicionada pelo motor é tipicamente da ordem de menos de 1 kW e pode ser desprezada para calibrações de potência da ordem de 250 kW.

Conhecendo-se a capacidade térmica do sistema, que é devida principalmente à contribuição do grande volume de água do poço, pode-se encontrar a potência, sem a utilização de resistores elétricos para produzir calor, conforme a expressão:

$$Potência = \frac{dE}{dt} = mc \frac{dT}{dt} \quad , \quad (2.2)$$

onde:

E = energia de todo o sistema;

$\frac{dE}{dt}$ = taxa de produção de energia;

m = massa efetiva do sistema;

c = calor específico do sistema;

$\frac{dT}{dt}$ = taxa de aumento da temperatura da massa m .

O aquecimento será devido aos próprios combustíveis nucleares. Colocando-se o reator a funcionar com uma potência constante, a taxa de aumento de temperatura pode ser medida. Para os reatores TRIGA a massa m é principalmente da água do tanque, devido à sua grande capacidade térmica com relação à massa de metal dos outros componentes do poço. Portanto, a capacidade térmica dos outros componentes presentes no tanque é desprezada e utiliza-se somente o valor da capacidade térmica da água. A maior imprecisão deste método de calibração está na estimativa do volume exato de água do sistema. Deve-se deduzir o volume ocupado pelos outros componentes do poço, ou incluí-los com o valor de

sua capacidade térmica. A temperatura nos vários pontos do poço deve ser homogênea. Utiliza-se um agitador e desprezam-se as perdas de calor para o ambiente. Neste tipo de calibração os erros são da ordem de $\pm 5\%$ (WHITTEMORE et al., 1988). A vantagem deste método é permitir a calibração até a máxima potência do reator

ZAGAR et al. (1999) em sua análise sobre a calibração pelo método calorimétrico do reator TRIGA da Eslovênia (250 kW), encontrou cerca de 2 % de perda, no equilíbrio térmico. Este mesmo trabalho relata que as calibrações de potência em reatores de geração de energia, assim como nos reatores de pesquisa, as incertezas são em torno de 10 % e que nos reatores TRIGA a diferença nas indicações nas câmaras de ionização pode chegar a 30 %, devido principalmente às deformações no fluxo causado pela posição das barras de controle na proximidade dos detectores.

2.3.2 Calibrações de Potência no Reator TRIGA IPR-R1

Apesar da necessidade do levantamento periódico da potência dissipada no núcleo, nos seus 45 anos de operação o Reator TRIGA IPR-R1 teve sua potência calibrada apenas em três ocasiões antes de 1996, conforme mostrado na Tabela 2.2. Na primeira calibração realizada por MELLO (1960), juntamente com técnicos da *General Atomic*, foram utilizados resistores elétricos para provocar a elevação da temperatura da água do poço. Em todas as outras calibrações utilizou-se o balanço térmico. Até o ano de 1979 a potência máxima em regime permanente era 30 kW. Neste ano acrescentaram-se mais elementos combustíveis, passando a potência máxima em regime permanente para 100 kW. No ano de 2000 adicionaram-se mais quatro elementos combustíveis ao núcleo, atingindo-se níveis de potência de 250 kW.

Na calibração realizada durante os testes para o aumento de potência do reator de 100 kW para 250 kW (MESQUITA et al., 2002c, d), foram irradiados também (SOUZA et al. 2002) três conjuntos de folha de ouro nú e sob cádmio na mesa giratória (método de ativação de folhas de ouro). Encontrou-se por este método uma potência de 250 kW, quando pelo método térmico tinha-se 248 kW. Estes resultados são coincidentes levando-se em consideração os valores de incerteza nas medidas.

Tabela 2.2 - Calibrações de Potência do Reator TRIGA IPR-R1

Autor/Data	Potência Indicada pelo Canal Neutrônico Linear [kW]	Potência Térmica Encontrada Exp. [kW]
MELLO (1960)	30	30
FERREIRA (1962)	30	24
LADEIRA (1976)	30	28
REZENDE (1996)	100	80
MESQUITA e REZENDE (2000)	100 (configuração p/ 250 kW)	105
MESQUITA e REZENDE (2000)	250	234
MESQUITA e REZENDE (2000)	100 (configuração p/ 100 kW)	115
MESQUITA et al. (2002b)	250	220
MESQUITA et al. (2002c,d)	250	248

2.4 Utilização de Combustíveis Instrumentados

A utilização de um combustível instrumentado como mais um dispositivo de segurança para o Reator TRIGA IPR-R1 foi previsto por ANDRADE (1971) quando se iniciou o estudo para o aumento da potência deste reator. KOLB (1974) em seu trabalho sobre a utilização de medidas de temperatura do combustível, para avaliação da potência do reator nuclear do navio Otto Hahn, descreve as vantagens e desvantagens da utilização deste método em comparação com os outros métodos de medidas, como as câmaras de fissão, câmaras de ionização e os *SPD – self-power detector* (ativados pelos nêutrons). Como pontos favoráveis à avaliação da potência utilizando termopares ele destaca: o pequeno tamanho dos detectores, a baixa constante de tempo, a não influência da “queima” por nêutrons e o pequeno custo. Como desvantagem ele cita a presença dos cabos de conexão que dificulta o manuseio do elemento combustível.

AARRESTAD (1996) relata que em reatores de potência tipo *BWR*² utilizam-se termopares dentro de elementos combustíveis, para monitorar a mudança das propriedades térmicas (principalmente condutividade) dos componentes do combustível em função de sua queima. BLANC et al. (1993) descreve a utilização do código computacional *2D/3D TOUTATIS*, para correção dos erros provenientes da perturbação causada por termopares,

² *Boiling water reactor* (reator a água fervente).

fixados no revestimento de elementos combustíveis em reatores de teste de materiais. Este código leva em consideração também a degradação dos termoelementos.

VILLASEÑOR (1994) descreve a utilização de combustíveis instrumentados, no reator TRIGA pulsado do Instituto Nacional de Investigações Nucleares do México. Neste trabalho é enfatizada a ativação neutrônica que sofre o termopar tipo K, levando à transmutação dos termoelementos ao longo do tempo. A mudança na composição química é insignificante sendo da ordem de 0,05 % a 0,1 % e, segundo este estudo, o principal motivo da degradação dos termoelementos neste reator não é a radiação, mas os pulsos de potência. Estes pulsos criam gradientes de temperatura, que repercutem de maneira decisiva no arranjo cristalino do metal, levando a danos permanentes nas suas propriedades elétricas e mecânicas.

ZHA et al. (2002) utilizaram termopares tipo K blindados para medidas de temperatura no núcleo do reator *HTR* de 10 MW (*High Temperature Gás-cooled Reactor*), da Universidade de Tsinghua na China. Neste reator a vida útil dos termopares foi de 5 anos, estando submetidos a severas condições de trabalho, isto é, temperatura elevada, alta pressão e presença de radiação.

2.5 Trabalhos Teóricos e Experimentais de Termo-Hidráulica em Reatores de Pesquisa

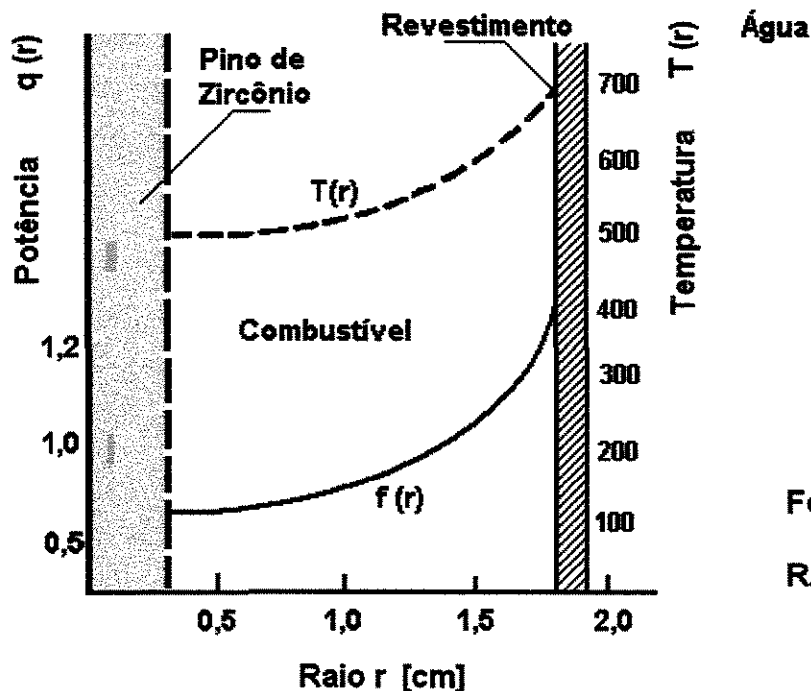
A maioria dos códigos computacionais para análise termo-hidráulica foi desenvolvida para reatores de potência. Alguns dos códigos desenvolvidos ou adaptados para reatores de pesquisa e alguns trabalhos experimentais em termo-hidráulica encontrados na literatura, são descritos a seguir.

RAO et al. (1988), utilizando técnicas numéricas, desenvolveram para o reator TRIGA *ACRR* - *Anular Core Research Reactor* de 4 MW da *Sandia National Laboratories*, equações de energia onde relacionou massa, momento e energia. O modelo previu o aumento de temperatura no canal central do núcleo *ACRR* dentro de $\pm 10\%$ de concordância com as medidas experimentais. O modelo foi também usado para estimar a vazão do refrigerante e a distribuição axial de temperatura na superfície externa do revestimento dos combustíveis em função da potência de operação. Os resultados indicam

que ocorre ebulição sub-resfriada na superfície do revestimento para potências acima de 500 kW.

LIM et al. (1990) desenvolveram um código de condução de calor em duas dimensões para análise de combustíveis com aletas. Esse código foi aplicado no reator de pesquisa de 30 MW do *Korea Atomic Energy Research Institute*. O programa computacional *TRISTAN* foi desenvolvido por MELE e ZEFRAN (1992) para calcular parâmetros de circulação natural em núcleos de reatores TRIGA, que operam em potências abaixo de 1 MW.

MELE e RAVNIK (1992) desenvolveram o código *TEMPUL* para calcular a distribuição radial de temperatura no elemento combustível imediatamente após um pulso de potência, para o reator TRIGA *Mark II* de 250 kW do Instituto Jozef Stefan em Ljubljana, Eslovênia. Embora nem todos os reatores TRIGA sejam dotados de mecanismo para realizar pulsos de potência, como no caso do TRIGA IPR-R1, a análise dos transitórios deve ser levada em consideração no projeto do núcleo, devido a um possível acidente de reatividade (afastamento brusco da criticalidade). O código é baseado na equação de condução unidimensional de calor em coordenadas cilíndricas, o qual é resolvida pelo método de diferenças finitas. A partir de uma distribuição radial de temperatura no combustível, o qual é proporcional à distribuição de potência, o código *TEMPUL* calcula após um pulso, a distribuição de temperatura em função do tempo no combustível, na superfície interna e externa do revestimento e no canal de refrigeração do núcleo. Entre as aproximações utilizadas assumiu-se que durante o pulso é desprezada a transferência de calor para o refrigerante. Assim o valor máximo de temperatura ocorre na parede do combustível, ao contrário do que ocorre normalmente no estado estacionário onde o maior valor de temperatura ocorre no centro. Na Figura 2.13 tem-se a distribuição de temperatura e potência encontrada para o combustível (RAVNIK e ZAGAR, 2002). Os resultados da utilização do programa *TEMPUL* mostraram que a temperatura máxima do combustível após um pulso será de 700°C, e que o combustível e seu revestimento manterão sua integridade, embora apareça ebulição nucleada no refrigerante após o pulso.



Fonte:

RAVNIK e ZAGAR, 2002

Figura 2.13 - Distribuição Potência e Temperatura no Combustível após um Pulso

EL-MESSIRY (2000) utilizou o código *TRAP22* para análises de transientes durante operações com resfriamento por circulação natural no reator *ETRR-2* (*Egyptian Test and Research Reactor Number 2*). O código *THMOD2* foi desenvolvido para a análise termo-hidráulica em estado estacionário de reatores de pesquisa que adotam elementos combustíveis do tipo coaxial ou do tipo placa (BSEBSU e BEDE, 2002).

Todos os modelos analíticos mencionados foram desenvolvidos para diferentes tipos de reatores de pesquisa. Sendo assim, é difícil aplicar algum dos códigos citados ao Reator TRIGA IPR-R1, ainda mais que os núcleos dos reatores TRIGA têm geometrias complicadas (alguns com núcleo com combustíveis de enriquecimento diferentes, vazios na água, canais de irradiação, etc). A seguir são descritos, com maiores detalhes, alguns trabalhos de análise termo-hidráulica encontrados para reatores TRIGA.

2.5.1 *Análise Termo-Hidráulica do Reator TRIGA da Universidade de Nova Iorque*

A análise termo-hidráulica do reator TRIGA da Universidade de Nova Iorque foi realizada pela GENERAL ATOMIC (1970), para a edição de seu Relatório de Análise de Segurança. Este reator é do tipo Mark 1 que é o mesmo tipo do Reator TRIGA IPR-R1, possuindo também combustíveis com revestimento de aço inox juntamente com combustíveis revestidos de alumínio e sua potência máxima é 250 kW. Os principais resultados do cálculo termo-hidráulico do Reator da Universidade de Nova Iorque são mostrados na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 – Análise Termo-Hidráulica do Reator TRIGA da Universidade de Nova Iorque (GENERAL ATOMIC, 1970)

Número de combustíveis	62
Temperatura de entrada do refrigerante no núcleo	32,2 °C
Temperatura média de saída do refrigerante no núcleo	45,5 °C
Fluxo de massa do refrigerante	3,75 kg/s
Velocidade média do fluxo	9,0 cm/s
Temperatura média do combustível	184 °C
Temperatura externa máxima do revestimento	130 °C
Temperatura máxima do combustível	297 °C
Fluxo de calor médio	9,0 W/cm ²
Fluxo de calor máximo	18,0 W/cm ²
DNBR mínimo	6,7

2.5.2 *Análise Termo-Hidráulica do Reator TRIGA da Universidade da Pennsylvania*

HAAG (1971) executou um programa experimental e analítico para estudar a distribuição de temperatura em função da potência no reator TRIGA Mark III da Universidade da Pensilvânia. Este reator tem a potência máxima de 1 MW, seu núcleo possui um reticulado em forma retangular localizado dentro de um poço também retangular. As experiências mostraram que ocorre ebulição nucleada sub-resfriada para potências acima de cerca de 200 kW. Para este mesmo reator, FELTUS e MILLER (2000) realizaram um trabalho experimental com o intuito de encontrar, entre outros propósitos, valores de parâmetros termo-hidráulicos em função da potência. Nas experiências foram medidas as temperaturas do combustível e do refrigerante. Encontrou-se uma expressão

linear relacionando a condutividade térmica global do combustível k_g em [W/mK], com a potência q em [kW], conforme a seguinte equação:

$$k_g = 1,10 + (0,006) q \quad (2.3)$$

Os trabalhos foram feitos com o reator operando em pulsos de potência e desconsiderou-se a existência do *gap* entre o combustível e o revestimento.

2.5.3 *Análise Termo-Hidráulica do Reator TRIGA McClellan Nuclear Radiation Center*

A análise termo-hidráulica do reator TRIGA McClellan Nuclear Radiation Center (MNRC) foi feita por JENSEN e NEWELL (1998), utilizando o programa computacional RELAP5/MOD3.1, com o intuito de garantir que sua operação será segura quando sua potência for aumentada de 1,1 MW para 2 MW. O código RELAP5 (*Reactor Excursion and Analysis Program*) (CARLSON et al., 1990), foi desenvolvido para a USNRC (*United Stated Nuclear Regulatory Commision*) pelo Idaho National Engineering Laboratory (INEL). É um programa para análise de transientes e acidentes em reatores a água leve, utilizado para simulações como suporte à normalização e auditorias em licenciamento de centrais nucleares, na avaliação dos procedimentos operacionais e na verificação das estratégias de mitigação de acidentes. O código RELAP5 é o programa mais amplamente difundido entre os pesquisadores para análise de reatores de potência. É um programa altamente genérico, podendo ser utilizado para uma grande variedade de transientes termo-hidráulicos em instalações nucleares e não nucleares.

A referência aqui utilizada foi a única encontrada com aplicação do código RELAP para análise de reator tipo TRIGA, com potência abaixo de 2 MW. NEGUT e MLADIN (1999) utilizou o código RELAP4 para o Reator SSR TRIGA (*Steady State Reactor*) do Instituto de Pesquisas Nucleares, em Pitesti (Romênia). Este reator possui uma potência de 14 MW, que é bem acima dos reatores TRIGA aqui mostrados. Encontrou-se na literatura aberta (ISS, 2005) referência de utilização deste código para análise de muitos sistemas diferentes. Muitas das análises de transientes dos sistemas foram para baixas pressões e fluxo com circulação natural.

Os resultados obtidos por JENSEN e NEWELL (1998), utilizando o código RELAP5, foram comparados com medidas de temperatura no combustível. Os dados

experimentais foram obtidos através da General Atomic, do reator TRIGA de Bangladesh que é similar no projeto ao reator TRIGA do *MNRC*. O código *RELAP* calculou uma temperatura de 425 °C para o combustível, o que concorda bem com o valor de 415 °C medido. Os valores encontrados também concordam com os dados do Relatório de Análise de Segurança do reator TRIGA de Torrey Pines, que é também similar ao reator do *MNRC*.

Na Tabela 2.4 tem-se os principais dados do reator e os resultados encontrados na análise em estado estacionário para as condições mais severas de uso. As barras de controle estão cerca de 1/3 de seu percurso abaixo da posição superior. O fator axial de distribuição de potência foi de 1,33. Supôs-se o núcleo carregado com 101 elementos combustíveis com o elemento mais quente dissipando 33,2 kW e um fator de pico radial de 1,68. O fator de pico total (axial x radial) foi de 2,23. As propriedades dos materiais foram retiradas da publicação de SIMNAD (1981). Foram feitas duas simulações, onde se supôs que o limite de operação e a temperatura de entrada no núcleo são, respectivamente, 35 °C para a potência de 2,3 MW e 32,2 °C para a potência de 2,0 MW.

Tabela 2.4 – Resultados utilizando o Código *RELAP* para o Reator TRIGA McClellen (JENSEN e NEWELL, 1998)

Parâmetro	Potência de 2,3 MW	Potência 2,0 MW
Temperatura de Entrada do Refrigerante	35,0 °C	32,2 °C
Diâmetro do Combustível	3,75cm	3,75cm
Comprimento do Combustível	38,1 cm	38,1 cm
Área de Fluxo	546 cm ²	546 cm ²
Diâmetro Hidráulico	1,86 cm	1,86 cm
Área de Transferência de Calor	4,53 m ²	4,53 m ²
Temperatura de Saída do Refrigerante	106 °C	103 °C
Temperatura na parte Superior do Poço	66 °C	57 °C
Fluxo de Massa do Refrigerante	7,7 kg/s	6,7 kg/s
Temperatura Média do Combustível	373°C (no maior fluxo) 273 °C (fluxo médio)	341°C (no maior fluxo) 254 °C (fluxo médio)
Temperatura Máxima do Revestimento do Combustível	146 °C	144 °C
Temperatura Máxima do Combustível	705 °C	630 °C
Fluxo de Calor Médio	50,8 W/cm ²	44,2 W/cm ²
Fluxo Máximo de Calor	113 W/cm ²	98 W/cm ²
Sub-resfriamento na Saída do Núcleo	8 °C	11 °C
<i>DNBR</i>	2,51	2,94

O *DNBR* de 2,51 é muito mais alto do que o valor calculado no Relatório de Análise de Segurança, porque no passado eram utilizadas correlações muito mais conservativas. O valor encontrado indica que existe uma margem significativa entre a potência proposta (2 MW) e a potência que poderia resultar em um fluxo de calor crítico. A mudança no valor do *CHF* (fluxo de calor crítico) com o aumento da potência não é linear e a correlação do *CHF* não pode ser utilizada diretamente para determinar o *DNBR* (razão entre fluxo crítico e fluxo local). Não é prático realizarem-se numerosas análises com o *RELAP5* para determinar o nível de potência ao qual o *DNBR* será exatamente igual a 1,0. Os cálculos resultaram que para 3,0 MW dará um *DNBR* de 2,0 e a temperatura máxima do combustível será de 870 °C.

2.5.4 Análise Termo-Hidráulica para o Reator ITU TRIGA Mark-II

BÜKE e YAVUZ (2000 e 2003) realizaram estudos experimentais e analíticos para levantamento da distribuição de temperatura em função da potência, para o Reator ITU TRIGA Mark-II de 250 kW da Universidade Técnica de Istambul. O código *TRIGLAV* (PERSIC et al., 1998), foi utilizado para resolver equações de condução de calor utilizando o método das diferenças finitas para condições estacionárias em duas dimensões (r, θ).

A distribuição de temperatura no interior do elemento combustível é determinada pela equação geral de condução de calor no sistema de coordenadas cilíndricas (TODREAS e KAZIMI, 1990). Supôs-se a condutividade térmica constante, o coeficiente de transferência de calor uniforme em torno do elemento combustível e a condução axial de calor foi desprezada. Os termopares estão no eixo central do combustível instrumentado. A expressão para esta região é dada por:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} = - \frac{q'''(\bar{r})}{k_{comb}} \quad , \quad (2.4)$$

onde: T é a temperatura; $q'''(\bar{r})$ = taxa volumétrica de calor e posição $\bar{r}$ dentro do elemento combustível; k_{comb} = condutividade térmica da mistura combustível moderador.

O código *TRIGLAV* é baseado na difusão de quatro grupos de nêutrons retardados com relação ao tempo em coordenadas cilíndricas. A equação de difusão é resolvida utilizando-se o método das diferenças finitas com interação da densidade de fissão. As

constantes dos materiais são supostas funções das variáveis locais r e θ . Cada posição de elementos combustíveis e não combustíveis no núcleo é tratada como célula unitária. As seções de choque macroscópicas e os coeficientes de difusão para todas as células unitárias são calculadas com o código de transporte *WIMS-D/4*, que é integrado ao pacote do programa. A biblioteca de dados do programa *WIMS-TRIGA* é usada no código *WIMS-D/4* onde os isótopos específicos do combustível TRIGA são adicionados (Er-166, Er-167, Sm e hidrogênio no ZrH). Seções de choque macroscópicas e os coeficientes de difusão são calculados para cada célula unitária, dependendo se o elemento é combustível ou não combustível, composição do material, queima atual do elemento, temperatura do elemento, densidade e temperatura da água, temperatura do revestimento e concentração de xenônio.

O fluxo de nêutrons utilizado para calcular a taxa de geração de calor volumétrico é uma função numérica, por isso a equação de condução é escrita usando o método de diferenças finitas em forma de matriz. Assim as equações de diferenças finitas e as necessárias condições de contorno são resolvidas iterativamente.

Um valor empírico do coeficiente da transferência de calor foi usado na análise termo-hidráulica. BÜKE e YAVUZ (2003) relatam a necessidade de utilização de valores mais confiáveis para o coeficiente de transferência de calor. Na Tabela 2.5 tem-se alguns resultados encontrados para a potência de 250 kW. O canal de refrigeração escolhido foi o situado o mais próximo da posição onde está o combustível instrumentado.

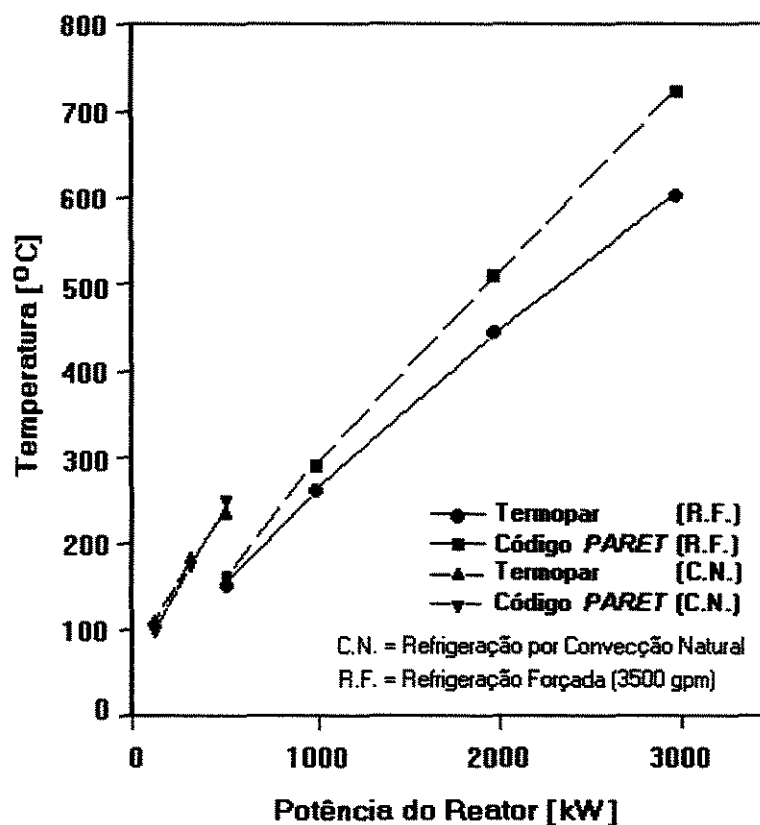
Tabela 2.5 – Resultados do Reator TRIGA de Istambul utilizando o Código *TRIGLAV* (BÜKE e YAVUZ, 2003)

Localização do Combustível Instrumentado	Temperatura do Combustível [°C]		Temperaturas Medidas no Canal de Refrigeração [°C]	
	Calculado	Experimental	Entrada	Saída
B1	255	244	25	49
B3	247	238	25	49
C1	227	219	25	46
C5	217	210	25	46
D1	211	205	25	43
D7	186	179	25	43
E1	182	177	25	43
E9	158	152	25	43
F1	145	141	25	29
F28	138	134	25	29

2.5.5 Análise Termo-Hidráulica para o TRIGA Mark-II de Bangladesh

A análise termo-hidráulica do reator TRIGA Mark II de 3 MW do Instituto de Tecnologia Nuclear de Bangladesh em Dhaka, foi realizada por HUDA et al. (2001) e (2004), utilizando o código *PARET*, que é um programa para análise termo-hidráulica de transientes em reatores (OBENCHAIN, 1969). Os resultados da análise neutrônica, que foi feita utilizando o código *CITATION* e o código Monte Carlo *MCNP4B2*, foram utilizados como dados de entrada para a análise termo-hidráulica. O Código *PARET* é capaz de prever o curso e as consequências de acidentes de inserção de reatividade e de perda de vazão em reatores não pressurizados, através de uma análise que considera os efeitos acoplados de termo-hidráulica e neutrônica no núcleo e um contínuo efeito de realimentação de reatividade. Este código simula acidentes em reatores com refrigeração forçada tanto no sentido ascendente como descendente, bem como acidentes durante o regime de circulação natural (MARAGNI e SILVA, 1993). Os valores de temperatura do combustível calculados por HUDA et al. (2001), utilizando o código *PARET*, foram comparados com valores medidos pelo combustível instrumentado, dando boa concordância.

O reator TRIGA de Bangladesh pode operar até à potência de 1 MW só com refrigeração natural do núcleo (MANNAN et al., 1988). Para potências maiores (3 MW máximo), a refrigeração forçada deve ser ligada. Como nos outros reatores TRIGA, esta refrigeração forçada é contrária ao fluxo de convecção natural do núcleo. Na Figura 2.14 tem-se uma comparação entre os valores medidos com os termopares do combustível instrumentado e os obtidos com o código *PARET*, para condições estacionárias em diferentes níveis de potência. Estes dados foram obtidos para o combustível instrumentado colocado na posição C1 do núcleo (anel C, posição 1).



Fonte:
HUDA et al. (2001)

Figura 2.14 - Temperaturas Medidas e Valores Calculados com o Código PARET

Todos os códigos mencionados anteriormente, apesar de terem sido desenvolvidos para reatores TRIGA, são difíceis de serem aplicados no TRIGA IPR-R1. As configurações dos núcleos são diferentes em cada reator, havendo, pois, a necessidade de se fazer adaptações ou desenvolvimento de códigos específicos para cada reator.

3 METODOLOGIA

Um trabalho experimental envolve a combinação de esforço analítico e prático. A utilização de modelos teóricos para previsão e entendimento dos resultados experimentais é essencial para a realização de experimentos bem sucedidos. O estudo do comportamento térmico de reatores nucleares divide-se em duas áreas. A primeira considera a distribuição de temperatura dentro do combustível e a segunda a distribuição no refrigerante. Conhecendo-se os parâmetros térmicos, as equações de transferência de calor são resolvidas para as duas áreas.

Os modelos teóricos utilizados para a distribuição de potência e temperatura no núcleo, assim como dispositivos e metodologias experimentais utilizados, são descritos a seguir.

3.1 Distribuição de Potência pelo Cálculo Neutrônico

O cálculo da distribuição de potência no núcleo do reator foi feito baseado na determinação da distribuição dos valores de reatividade dos elementos combustíveis. O valor de reatividade de elemento combustível para um núcleo pequeno, compacto, uniforme e bem termalizado é aproximadamente proporcional ao quadrado do fluxo térmico integrado sobre todo o volume fissil do elemento combustível (MELE, 1994). Desse modo, o exame do valor de reatividade dos elementos combustíveis nas diferentes posições do núcleo fornece informações sobre a distribuição do fluxo de nêutrons no núcleo e, conseqüentemente, da distribuição de potência, pois o fluxo de nêutrons térmicos e a potência são diretamente proporcionais (LAMARSH e BARATTA, 2001). Admite-se então que os cálculos dos valores de reatividade dos elementos combustíveis, com erros inferiores a 20%, podem ser extrapolados para a potência dissipada por esses elementos (DALLE, 1999).

Utilizou-se para o cálculo neutrônico os códigos *WIMSD4* (DALLE, 2003) e *CITATION* (FOWLER et al., 1969). A distribuição radial de potência no núcleo foi calculada com o programa auxiliar *TRIGPOW* (DALLE, 2003). Utilizaram-se também na análise dados experimentais neutrônicos fornecidos por SOUZA (1999). A descrição da

metodologia de cálculo da reatividade dos elementos combustíveis, os resultados e os erros associados ao cálculo podem ser encontrados em DALLE (1999).

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. Na Figura 3.1 tem-se a distribuição radial encontrada para uma potência total de 250 kW.

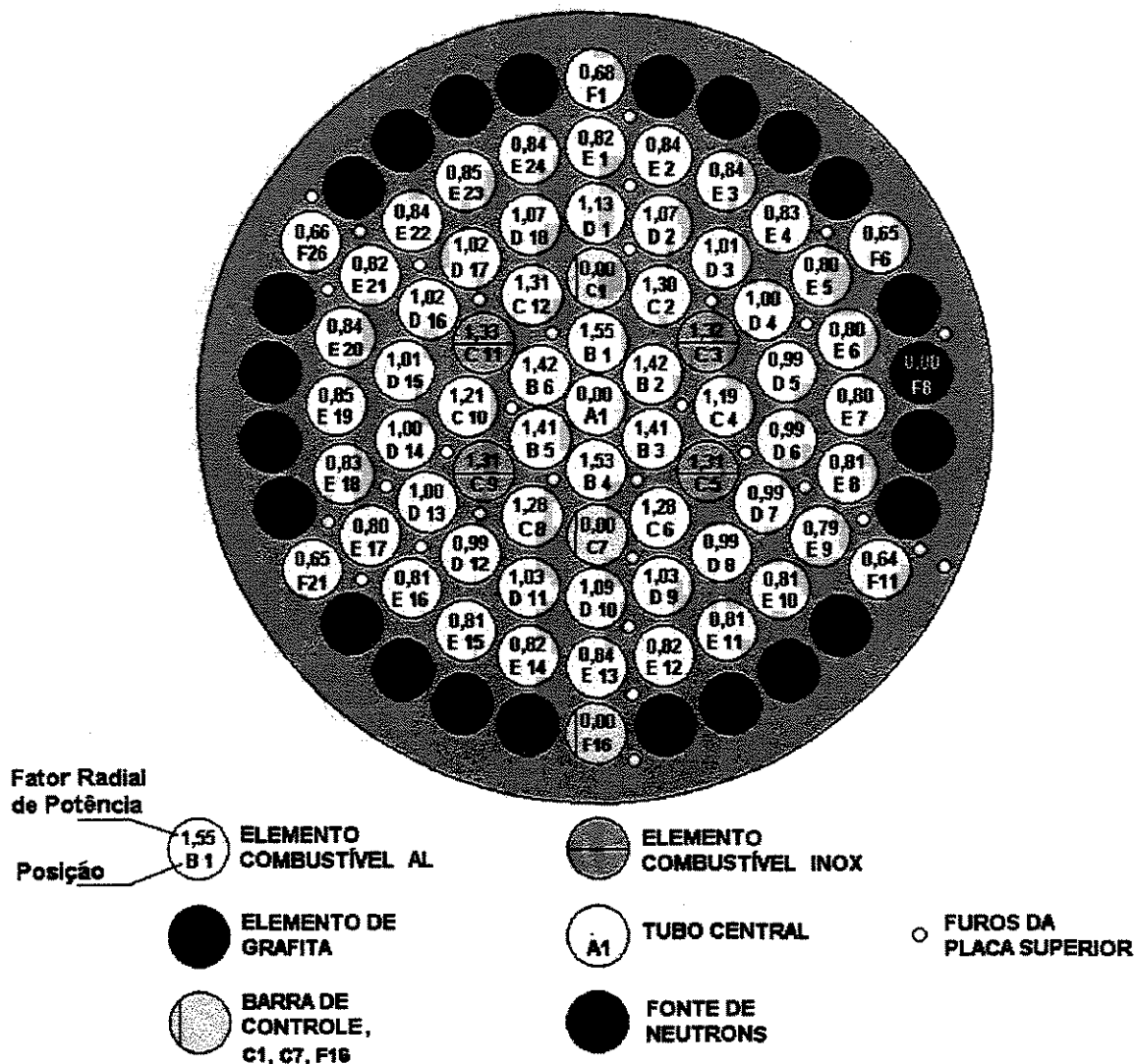


Figura 3.1 - Distribuição Radial de Potência no Núcleo

Pode-se notar que na posição B1 ocorre a máxima dissipação de potência. Os elementos combustíveis do anel B contribuem com cerca de 13,7% da potência total dissipada. O anel C com 20,8%; anel D, 29,2%; anel E, 30,0% e anel F, 6,3%.

A distribuição axial do fluxo de nêutrons em varetas combustíveis é descrita por uma função senoidal (EL-WAKIL, 1962). Para reatores TRIGA esta distribuição é descrita por uma função senoidal truncada nas extremidades devido ao refletor de grafite, com razão pico-média de 1,25 a 1,30 (GENERAL ATOMIC, 1970). Este modelo será também utilizado na distribuição axial de potência dos elementos combustíveis do Reator TRIGA IPR-R1 (Fig.3.2).

A densidade máxima de potência em cada elemento combustível corresponde ao produto do **fator radial** de distribuição no núcleo pelo **fator axial** na vareta, multiplicado pela densidade média de potência do núcleo.

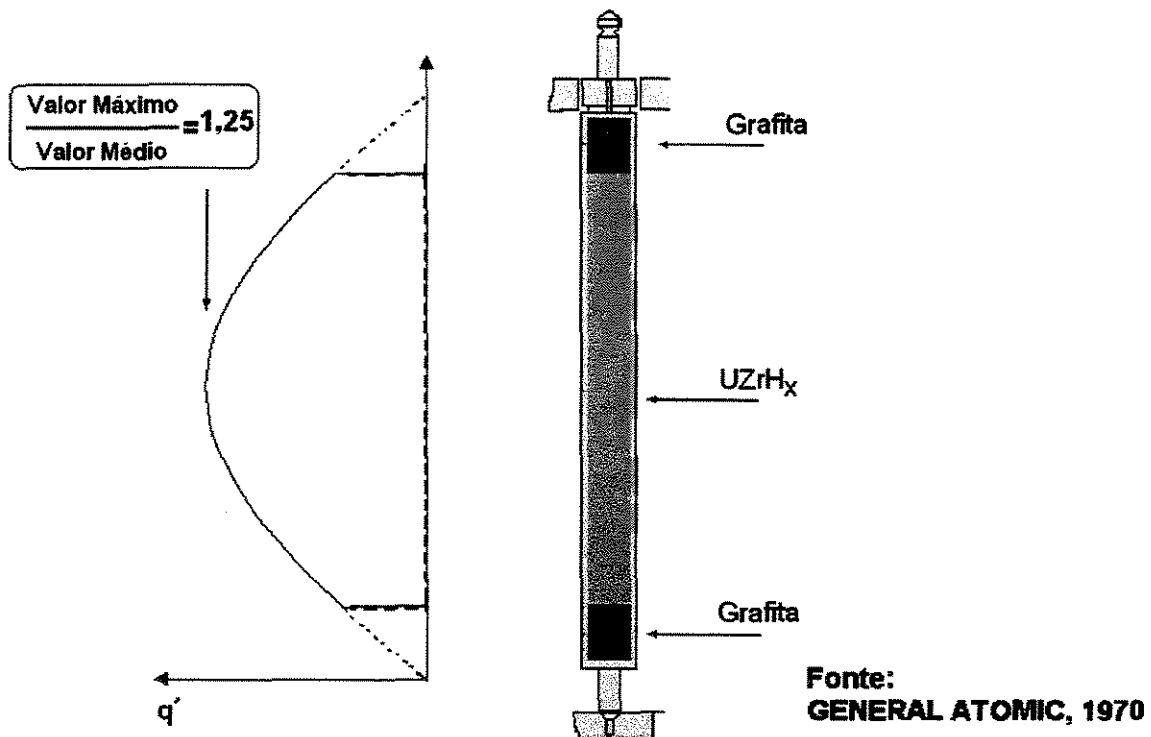


Figura 3.2 - Distribuição Axial de Potência no Elemento Combustível

3.2 Transferência de Calor em Reatores Nucleares

A energia liberada em um reator é produzida por reações nucleares exotérmicas, quando parte da massa do núcleo é transformada em energia. A energia é removida por dois processos fundamentais, condução e convecção. A transferência de calor por radiação em reatores nucleares é normalmente desconsiderada (MURRAY, 2001), a não ser em reatores refrigerados a gás (LAMARSH e BARATTA, 2001).

A transferência de calor por condução, que ocorre predominantemente na mistura combustível e no seu revestimento metálico, é governada pela equação de Fourier. A expressão elementar para a condução unidimensional em regime permanente em um meio isotrópico é dada por:

$$q_x = -kA \frac{dT}{dx} \quad , \quad (3.1)$$

onde q_x é a taxa na qual o calor é conduzido na direção x através da área A normal a esta direção, num ponto cujo gradiente de temperatura é dT/dx e k é a condutividade térmica do material.

Em um meio isotrópico com respeito à condução de calor k é uma propriedade escalar que depende do material, temperatura e pressão do meio. O valor de k varia de praticamente zero, para os gases em uma pressão extremamente baixa, para cerca de 4000 W/mK para o cobre natural em temperaturas muito baixas. Nos gases k depende consideravelmente da pressão e nos sólidos este efeito é desprezível, mas por outro lado depende da temperatura e normalmente é determinado experimentalmente (TODREAS e KAZIMI, 1990). Para os combustíveis nucleares k torna-se também uma função da irradiação, que muda sua composição física e química (EL-WAKIL, 1962).

A transferência de calor por convecção ocorre na interface entre o combustível e o revestimento e entre a superfície externa do revestimento e o refrigerante. Ela é expressa pela conhecida Lei de Newton da refrigeração:

$$q = h A (T_{sup} - T_f) \quad , \quad (3.2)$$

onde q é a taxa de transferência de calor por convecção de uma superfície de área A com temperatura T_{sup} , para um fluido com temperatura T_f e h é o coeficiente de transferência de calor.

O coeficiente de transferência de calor é uma propriedade particular do sistema em estudo, isto é, depende das propriedades do fluido e também da forma e dimensões da interface, da natureza, direção e velocidade do fluido. Existe uma ampla literatura sobre a convecção que discute a dependência do coeficiente de convecção com os parâmetros do escoamento e os valores a adotar para T_{sup} e T_f . Pode-se antever a complexidade da determinação de h que depende da condutividade térmica, da densidade, da viscosidade, da

velocidade, das dimensões e do calor específico. Quase todos estes parâmetros são dependentes da temperatura. Deste modo, à medida que o fluido troca calor com a parede, os valores mudam. A complexidade do problema justifica as aproximações relativamente grosseiras nos cálculos de transmissão por convecção, que andam pela casa dos 10% a 20% (FERREIRA, 1977). A maioria dos problemas de engenharia em convecção térmica se reduzem em encontrar um valor razoável para h (HAAG, 1971). Na prática o valor do coeficiente de transferência de calor é calculado empiricamente correlacionando dados experimentais (GLASSTONE e SESONSKE, 1994).

Nos combustíveis nucleares existe um pequeno espaço anular entre o combustível e o revestimento (*gap*) que dificulta a transferência de calor. Nos combustíveis TRIGA, à base de hidreto de urânio e zircônio (U-ZrH), este *gap* está preenchido inicialmente com hélio, mas durante as irradiações aparecem outros gases produtos das fissões tal como xenônio e criptônio. A liga combustível pode também trincar mudando seu volume. Ocorre também expansão térmica de materiais diferentes podendo ocorrer contato entre o combustível e o revestimento (GLASSTONE e SESONSKE, 1994). Portanto o estudo de transferência de calor no *gap* é um mecanismo físico muito complexo e uma solução analítica muito difícil (LAHEY Jr, 1993). Existem vários modelos semi-empíricos utilizados para estimar os efeitos dos parâmetros da interface no valor da condutância do *gap*, desenvolvidos para os combustíveis de dióxido de urânio (UO₂) utilizados nos reatores de potência (TODREAS e KAZIMI, 1990), (TONG e WEISMAN, 1996).

Para os combustíveis de hidreto de urânio e zircônio a única referência encontrada para o valor da condutância do *gap*, foi no Relatório de Análise de Segurança do reator TRIGA de Nova Iorque (GENERAL ATOMIC, 1970), que sugere nos cálculos a utilização de três valores: 500, 375 e 250 Btu/h ft²°F (2,84, 2,13 e 1,42 kW/m²K).

O modelo de transferência de calor na superfície dos elementos combustíveis do reator TRIGA, operando até no máximo 275 kW é mostrado na Figura 3.3. Inclui a região de **convecção monofásica** e a região de **ebulição nucleada sub-resfriada** em vaso aberto. No gráfico tem-se o aspecto geral da curva de ebulição em vaso aberto com água à pressão de 1 bar (100 °C de temperatura de saturação), utilizando um fio de platina aquecido eletricamente (HOLMAN, 2002). Os valores mostrados em escalas logarítmicas são só uma referência, valores exatos dependem das propriedades do fluido, do material e

características superficiais, das condições de operação, etc. Devido ao grande número de variáveis envolvidas não existem nem equações gerais que descrevem o processo de ebulição, nem correlações gerais de dados sobre transmissão de calor por ebulição (KREITH, 2002).

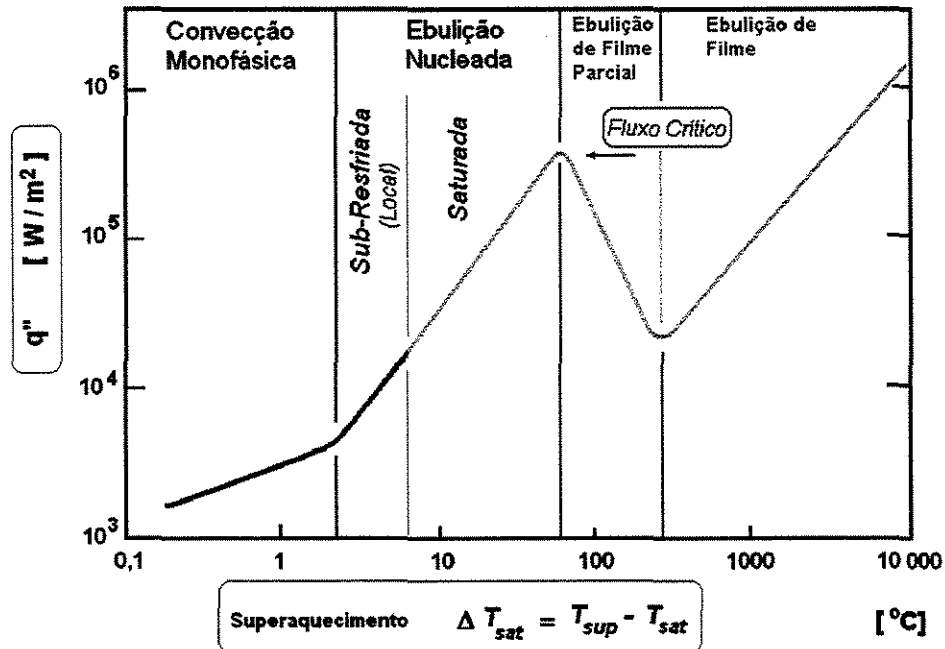


Figura 3.3 – Regimes de Transferência de Calor no Reator TRIGA

Até a temperatura da superfície exceder a temperatura de saturação por um pequeno valor, o calor é transferido por convecção monofásica. A partir de um determinado valor de ΔT_{sat} , inicia-se o regime de ebulição nucleada local ou sub-resfriada, isto é, formam-se bolhas de vapor na superfície do revestimento que se desprendem e se condensam no meio líquido sub-resfriado. Aquecendo-se mais a parede, as bolhas se desprendem e sobem até a superfície do poço, é o regime de ebulição nucleada saturada. Pode-se notar pela curva que na região de ebulição nucleada existe uma acentuada melhoria do coeficiente de transferência de calor. Devido ao movimento das bolhas, grandes fluxos de calor são atingidos com pequenas diferenças de temperatura. Um máximo é atingido quando as bolhas tornam-se tão densas que se aglutinam e formam um filme de vapor isolando a superfície. Este é o ponto crítico da ebulição nuclear ou de crise hidrodinâmica, também conhecido pela sigla *DNB* (*departure from nucleate boiling*). Esta condição deve ser evitada, sendo uma limitação de projeto.

3.2.1 Coeficiente de Transferência de Calor por Convecção Livre Monofásica

Na **região monofásica** o coeficiente de transferência de calor (h_{cm}) é calculado com a correlação de Dittus-Boelter (GLASSTONE E SESONSKE, 1994) e (COLLIER e THOME, 1994), válido para escoamento turbulento em canais estreitos.

$$h_{cm} = \frac{0,023k Re^{0,8} Pr^{0,4}}{D_w}, \quad (3.3)$$

onde, Re = número de Reynolds e Pr = número de Prandtl.

Ou:

$$h_{cm} = 0,023 \frac{k}{D_w} \left(\frac{GD_w}{\mu} \right)^{0,8} \left(\frac{c_p \mu}{k} \right)^{0,4}, \quad (3.4)$$

sendo: $D_w = 4A/P_w$ o diâmetro hidráulico do canal baseado no perímetro molhado, onde A é a área de escoamento em $[m^2]$; P_w é o perímetro molhado em $[m]$. G é o fluxo de massa em $[kg/m^2s]$, c_p é o calor específico isobárico em $[J/kgK]$, k é a condutividade térmica em $[W/mK]$ e μ é a viscosidade dinâmica do fluido em $[kg/ms]$.

Para o núcleo do TRIGA IPR-R1, as propriedades são estimadas à temperatura local média do fluido sub-saturado a 1,5 bar.

3.2.2 Coeficiente de Transferência de Calor por Ebulição Nucleada

O coeficiente de transferência de calor na região de **ebulição nucleada** (h_{en}) é obtido da relação:

$$h_{en} = \frac{q''}{T_{sup} - T_f}, \quad (3.5)$$

onde: q'' é o fluxo de calor na superfície da vareta em $[W/m^2]$; T_f é a temperatura local média do fluido em $[^\circ C]$; T_{sup} é a temperatura da superfície $[^\circ C]$, dado pela expressão:

$$T_{sup} = T_{sat} + \Delta T_{sat} \quad (3.6)$$

O superaquecimento da parede é calculado com a correlação proposta por McAdams (TONG e WEISMAN, 1996), (HUDA, 2004), (COLLIER e THOME, 1994) e

(HAAG 1971):

$$\Delta T_{sat} = 0,81(q'')^{0,259}, \quad (3.7)$$

com q'' em $[W/m^2]$ e ΔT_{sat} em $[^\circ C]$. Esta correlação reproduz dados experimentais para água sub-resfriada entre 11 a 83 $^\circ C$, pressão de 2 a 6 bar; velocidade entre 0,3 a 11 m/s e diâmetro hidráulico de 0,43 cm a 1,22 cm.

3.2.3 Fluxo de Calor Crítico e DNBR

Existem várias correlações para o cálculo do fluxo de calor crítico (*CHF*). Optou-se pela correlação de Bernath (LAMARSH e BARATTA, 2001), por ser a que fornece os menores valores, sendo assim mais conservativa. Esta equação foi também utilizada por TANAKA et al. (2001) e por HUDA (2004) para cálculo de fluxo crítico em experimentos com condições semelhantes aos relatados aqui. A correlação é dada pelo seguinte expressão:

$$q''_{crit} = h_{crit}(T_{crit} - T_f) \quad , \quad (3.8)$$

onde,

$$h_{crit} = 61,84 \frac{D_w}{D_w + D_i} + 0,01863 \frac{23,53}{D_w^{0,6}} u \quad , \quad (3.9)$$

e

$$T_{crit} = 57 \ln(p - 54) \frac{p}{p + 0,1034} + 283,7 - \frac{u}{1,219} \quad , \quad (3.10)$$

q''_{crit} é o fluxo de calor crítico em $[W/m^2]$, h_{crit} é o coeficiente crítico de transferência de calor em $[W/m^2K]$, T_{crit} e T_f são respectivamente a temperatura superficial crítica e a temperatura local do fluido em $[^\circ C]$, p é a pressão em $[MPa]$, u é a velocidade do fluido em $[m/s]$, D_w é o diâmetro hidráulico molhado em $[m]$, D_i é o diâmetro da fonte de calor em $[m]$. Esta correlação é válida para ebulição sub-resfriada em canais circulares, anulares e retangulares, nos intervalos de 0,1 a 20,6 MPa, velocidade entre 1 a 16 m/s e diâmetro hidráulico de 0,36 a 1,7 cm.

3.3 Cálculo Termo-Hidráulico

O código PANTERA-1P (VELOSO, 1985), foi desenvolvido para simular o comportamento hidráulico e térmico de núcleos de reatores de potência refrigerados à água. O programa foi adaptado para as condições de circulação natural do TRIGA IPR-R1 (VELOSO, 1999). Sendo utilizado para prever a distribuição de temperatura no combustível e no núcleo, baseado na distribuição radial de potência calculada pelo código *CITATION* mostrado no Item 3.1. O código PANTERA é uma reformulação do código *COBRA-IIIC* (ROWE, 1973) e utiliza a técnica de “análise por subcanais”. Nessa técnica, o feixe é suposto percorrido axialmente pelo fluido refrigerante, sendo dividido em um número finito de canais paralelos e lateralmente abertos, denominados de subcanais. As equações de conservação de massa, energia e momento linear, aplicados a volumes de controle definidos, são resolvidos simultaneamente através de métodos numéricos computacionais. Obtêm-se assim as distribuições dos parâmetros típicos do fluido em cada subcanal.

As distribuições de temperatura dos elementos combustíveis são determinadas a partir da taxa de geração volumétrica de calor e de valores ponderados para as temperaturas do fluido e para os coeficientes de transferência de calor em torno de cada vareta. A equação fundamental de transferência de calor é resolvida através de uma combinação do método dos resíduos ponderados na coordenada radial com o método das diferenças finitas no tempo. No modelo de condução foram utilizadas as seguintes suposições:

- o escoamento de calor é unidirecional na direção radial, a distribuição de temperatura independe das coordenadas axial e angular;
- as propriedades térmicas dos materiais do combustível e do revestimento; condutividade térmica, calor específico e coeficiente linear de expansão térmica – são funções polinomiais da temperatura;
- a taxa de geração volumétrica de calor e a densidade do combustível podem ser radialmente não-uniformes;
- não há geração de energia térmica no revestimento do combustível.

A distribuição de temperatura nas varetas combustíveis pode ser obtida pela equação de transporte de energia, que descreve a distribuição de temperatura em um sólido,

desprezando a compressibilidade e expansão térmica (TODREAS e KAZIMI, 1990). A equação de energia é dada por:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \vec{\nabla} \cdot (k \vec{\nabla} T) + q''' \quad , \quad (3.11)$$

onde T é a temperatura; t é o tempo; q''' é a taxa de geração volumétrica de calor; ρ a densidade, k a condutividade térmica e c o calor específico do material. Considerando-se somente a condução radial, a equação de condução pode ser expressa como:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{R^2 r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r k(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right] + q''' \quad , \quad (3.12)$$

onde $r = r'/R$, r' é a coordenada radial e R é o raio do combustível.

3.4 Metodologia Experimental

O combustível original da posição B1 foi retirado do núcleo e nesta posição foi colocado o combustível instrumentado. A posição B1 é o local de maior dissipação de potência, prevista pelo cálculo neutrônico. Dois termopares foram colocados nos canais do núcleo mais próximo da posição B1. Uma sonda com 9 termopares foi introduzida no poço do reator acima do núcleo. A potência do reator foi elevada em degraus de 50 kW em 50 kW até atingir a potência de 250 kW (indicação do canal neutrônico “Linear”). Em 250 kW foi realizada a calibração de potência do reator, conforme será descrito no próximo item. Após encontrar o valor da potência de referência, o combustível instrumentado, assim como as sondas, foram posicionados consecutivamente em cada anel e canal do núcleo, até a posição da periferia (anel F). Em cada posição a potência foi também elevada em degraus de 50 kW em 50 kW até o valor de 250 kW. Após os testes, as sondas de medida de temperatura foram retiradas do reator, e o combustível instrumentado foi posicionado na posição B1, onde permaneceu. O combustível original desta posição foi colocado em um suporte apropriado dentro do poço.

Todas as medidas são registradas simultaneamente pelo sistema de aquisição de dados. Os testes foram elaborados de modo a cumprir todos os procedimentos de radioproteção e de segurança no manuseio de combustíveis (MESQUITA, 2004a). Todas as linhas de medidas de temperatura e a linha de vazão do primário foram calibradas e os resultados são mostrados nos Anexos 1 e 2, respectivamente. As expressões utilizadas na

análise da propagação das incertezas das cadeias de medidas primárias nos resultados experimentais são mostradas no Anexo 3. A seguir é descrita a metodologia utilizada para a calibração da potência dissipada no núcleo do reator.

3.4.1 Calibração da Potência pelo Balanço Térmico

Desenvolveu-se uma metodologia de calibração da potência do reator (MESQUITA, 2003c, d), baseada no balanço de energia, em estado estacionário, dissipada no circuito primário de refrigeração da água do poço.

A vazão e as temperaturas de entrada e saída do circuito de refrigeração são medidas. As fugas de calor do poço do reator são estimadas e adicionadas ao calor dissipado no circuito de refrigeração. As perdas térmicas do circuito de refrigeração não são consideradas, pois as medidas da temperatura de entrada e saída deste circuito foram tomadas logo acima da superfície da água do poço, de forma que no balanço térmico considera-se o calor dissipado em todo o circuito primário e não só no trocador de calor. A temperatura da água do poço, assim como a temperatura da sala do reator, foram colocadas as mais próximas possíveis da temperatura do lençol freático, para minimizar as perdas de calor. Estas fugas são devidas principalmente à condução através das paredes de concreto e metal do tanque e também devido à evaporação e convecção na superfície do poço do reator. A potência dissipada na refrigeração será mais próxima da potência gerada no reator, quando realizada em condições o mais próximo possível do equilíbrio térmico, isto é, mantendo-se a temperatura da água do poço próxima às temperaturas do meio ambiente, ou seja, do ar atmosférico na sala do reator e do lençol freático. Sendo assim ficam minimizadas as trocas de calor entre poço e solo, poço e ar ambiente e nas tubulações do circuito de refrigeração. Este equilíbrio só tem sido obtido após algumas horas de operação do reator, preferencialmente à noite, quando são menores as flutuações da temperatura ambiente (MESQUITA et al., 2002b, c, d).

A potência do Reator TRIGA IPR-R1 é mostrada na sala de controle por indicadores que recebem os sinais dos canais neutrônicos de monitoração de potência. São quatro canais independentes cujas indicações vêm de câmaras detectoras de nêutrons. A indicação fornecida por estes canais é ajustada em função da calibração térmica, mudando-se as posições das câmaras de ionização em relação ao núcleo do reator.

A potência dissipada no circuito de refrigeração primário, em regime permanente, é dada pela equação:

$$q = \dot{m} \cdot c_p \cdot \Delta T \quad , \quad (3.13)$$

onde; q = potência dissipada, em [kW], $\dot{m}$ = vazão do refrigerante do circuito primário, em [kg/s], c_p = calor específico isobárico do refrigerante em [J/kg °C], obtido por interpolação de valores na tabela fornecida por MILLER (1989), que fornece o calor específico da água em função da temperatura e ΔT = diferença de temperatura entre a entrada e saída (T_{ent} - T_{sai}) do circuito primário de refrigeração, em [°C].

O programa de coleta de dados mede e registra, a cada 1 s, a vazão de água no circuito primário de refrigeração e as temperaturas dos seguintes locais: poço, lençol freático, atmosfera, entrada e saída da água dos circuitos primário e secundário.

Com os dados coletados e utilizando-se a Eq. 3.13, com o valor de $\dot{m}$ e c_p corrigidos em função da temperatura do refrigerante, o programa de aquisição de dados calcula as potências dissipadas no circuito de refrigeração. A incerteza no valor da potência do primário também é calculada, levando em consideração todos os parâmetros que influenciam esta medida, conforme mostrada no Anexo 3.

3.4.1.1 Perdas entre o Poço do Reator e o Meio Ambiente

A troca de calor entre o poço do reator e o meio ambiente dá-se por condução para o solo, pelas paredes laterais e pelo fundo do poço. Pela superfície superior para o ar atmosférico por convecção e evaporação. O Reator TRIGA IPR-R1 (CDTN/CNEN, 2000) tem o núcleo situado abaixo do piso, no fundo de um poço cilíndrico de 6,625 m de profundidade e 1,92 m de diâmetro, cujo topo se encontra a 25 cm abaixo do nível da sala.

O poço do reator é formado por cinco cilindros coaxiais: dois cilindros de chapa de aço separados por uma camada de 20 cm de concreto, e um cilindro interno de liga especial de alumínio AA-5052-H34 separado do cilindro de aço por uma camada de 7,2 cm também de concreto. Na Figura 2.9, mostrada no Capítulo 2, tem-se um desenho em corte do poço do reator com suas dimensões principais.

3.4.1.1.1 A Troca de Calor entre o Poço e o Lençol Freático

A troca de calor pelas paredes laterais, q_l em [W] é dada pela Equação 3.14 (ÖZİŞİK, 1990):

$$q_l = \frac{T_{int} - T_{ext}}{R_{al} + R_{ci} + R_{ac} + R_{ce}} \quad , \quad (3.14)$$

onde, T_{int} é a temperatura média da parede interna do poço, em [°C]; T_{ext} é a temperatura média do solo em torno do reator, em [°C]; R_{al} é a resistência térmica à condução de calor pelo revestimento de alumínio; R_{ci} é a resistência térmica à condução de calor pela parede interna de concreto; R_{ac} é a resistência térmica à condução de calor pela parede de aço inoxidável e R_{ce} é a resistência térmica à condução de calor pela parede externa de concreto. A chapa de aço externa não foi considerada devido a sua pequena espessura.

As resistências térmicas à transmissão de calor por condução, R em [K/W], são obtidas da seguinte equação, para paredes cilíndricas (ÖZİŞİK, 1990):

$$R = \frac{1}{2\pi\ell k} \ln\left(\frac{r_{ext}}{r_{int}}\right) \quad , \quad (3.15)$$

onde, ℓ é a altura média da água do poço (6,417 m); k é a condutividade térmica do material, em [W/mK] e r_{ext} e r_{int} são os raios externos e internos de cada camada de parede, em [m].

Assim, encontram-se as seguintes resistências térmicas para valores de k encontrados em ÖZİŞİK (1990): $R_{al} = 1,51 \times 10^{-6} \text{ K/W}$, $R_{ci} = 1,29 \times 10^{-3} \text{ K/W}$, $R_{ac} = 9,97 \times 10^{-6} \text{ K/W}$ e $R_{ce} = 3,20 \times 10^{-3} \text{ K/W}$.

3.4.1.1.2 A Troca de Calor através do Fundo do Poço

A troca de calor através do fundo do poço, q_2 em [W] é dada por:

$$q_2 = \frac{T_{int} - T_{ext}}{R_{al2} + R_{ci2} + R_{ac2} + R_{ce2}} \quad . \quad (3.16)$$

Os valores das resistências térmicas à transferência de calor por condução, na superfície plana são obtidos da seguinte equação (ÖZİŞİK, 1990):

$$R = \frac{L}{Ak} \quad , \quad (3.17)$$

onde: L é a espessura de cada camada de parede, em [m], e A é a área de sua seção média, em [m²]. Assim: $R_{al2} = 2,01 \times 10^{-5} \text{ K/W}$, $R_{ci2} = 1,64 \times 10^{-2} \text{ K/W}$, $R_{aq2} = 1,23 \times 10^{-4} \text{ K/W}$ e $R_{ce2} = 3,75 \times 10^{-2} \text{ K/W}$.

3.4.1.1.3 Troca de Calor entre o Poço e o Ar Atmosférico

A troca de calor devido à evaporação, q_{ev} em [W] na superfície do poço do reator é calculada de acordo com HOLMAN (2002), pela expressão:

$$q_{ev} = \dot{m} \cdot \lambda \quad , \quad (3.18)$$

onde: λ é o calor latente de vaporização da água à temperatura de bulbo úmido do ar atmosférico, em [J/kg]. $\dot{m}$ é a taxa de transferência de massa de água do poço para o ar, em [kg/s], dado por:

$$\dot{m} = h_D \cdot A \cdot \rho_{ar} (C_{sat} - C_{\infty}) \quad , \quad (3.19)$$

sendo: A a superfície do poço, em [m²]; ρ_{ar} é a densidade do ar, em [kg/m³]; C_{sat} é a concentração de saturação de vapor no ar à temperatura ambiente, em [kg/kg de ar seco]; C_{∞} é a concentração de vapor no ar na sala do reator, em [kg/kg de ar seco]. h_D é o coeficiente de transferência de massa, em [m³/m² s], dado por:

$$h_D = \frac{h_c}{\rho_{ar} \cdot c_p} \left(\frac{Pr}{Sc} \right)^{2/3} \quad , \quad (3.20)$$

sendo: Pr o número de Prandtl, igual a 0,708 para o ar a 25 °C; Sc é o número de Schmidt, igual a 0,60 para vapor d'água difundindo no ar a 25 °C; c_p é o calor específico do ar, em [J/kg·K]. h_c é o coeficiente de transferência de calor por convecção e em [W/m²K], dado por:

$$h_c = \frac{k}{L} Nu \quad , \quad (3.21)$$

onde: k é a condutividade térmica do ar, em [W/mK]; L é o comprimento característico da superfície de troca de calor, equivalente, no caso, a 0,9 vezes o diâmetro do poço, ou seja, 1,728 m e Nu é o número de Nusselt dado por:

$$Nu = 0,14 (Gr \cdot Pr)^{1/3} \quad . \quad (3.22)$$

Gr é o número de Grashof, dado por:

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot (T_{sup} - T_{\infty}) \cdot L^3}{\nu^2} \quad , \quad (3.23)$$

onde: g é a aceleração da gravidade, em $[m/s^2]$; β é o coeficiente de expansão volumétrica do ar, em $[K^{-1}]$; T_{sup} é a temperatura da água do poço na superfície, em $[K]$; T_{∞} é a temperatura do ar na sala do reator em $[K]$ e ν é a viscosidade cinemática do ar, em $[m^2/s]$.

A troca de calor por convecção térmica na superfície do reator considerando a temperatura do poço maior que a temperatura do ar é estimada de acordo com a lei de Newton (HOLMAN, 2002) pela expressão:

$$q_c = h_c \cdot A \cdot (T_{sup} - T_{\infty}) \quad . \quad (3.24)$$

A Tabela 3.1 fornece algumas propriedades do ar (MILLER, 1989) em condições próximas às encontradas na sala do reator e que são utilizados como dados de entrada no programa.

Tabela 3.1 - Propriedades do Ar Atmosférico na Sala do Reator (MILLER, 1989)

Propriedade	Símbolo	Valor	Unidade
Densidade	ρ	1,177	kg/m ³
Calor específico	c_p	1006	J/kg·K
Viscosidade dinâmica	μ	$1,85 \times 10^{-5}$	kg/m·s
Viscosidade cinemática	ν	$1,57 \times 10^{-5}$	m ² /s
Condutividade térmica	k	0,0262	W/m·K
Número de Prandtl	Pr	0,708	-
Coeficiente de expansão volumétrica	β	$3,40 \times 10^{-3}$	K ⁻¹
Umidade relativa (medida ao longo dos testes)	UR	de 40 a 60	%

3.4.1.2 Potência Dissipada no Circuito Secundário

A potência dissipada no circuito secundário foi também avaliada utilizando o mesmo princípio utilizado no circuito primário. A diferença é que a vazão do refrigerante no secundário é fixada no valor nominal de projeto (40 m³/h). A calibração do rotâmetro deste circuito é mostrada no Anexo 4. As perdas de calor do circuito secundário para o ambiente não foram calculadas.

Todas as operações citadas anteriormente são realizadas pelo programa de coleta de dados.

3.4.2 Medida de Temperatura no Poço

A monitoração de temperatura no poço do reator foi realizada por meio de nove termopares e um termoresistor. Nove termopares foram fixados em uma sonda vertical de alumínio, sendo que o primeiro deles (TMP 7) ficou a 143 mm acima da placa superior do núcleo, os outros estão fixados acima deste conforme mostrado na Figura 3.4. Para o valor de temperatura abaixo do núcleo considerou-se a medida do termoresistor (AI 2), que mede a temperatura de entrada no primário. O termoresistor (AI 21) se encontra fixado a 2 m acima do núcleo, e é o sensor que normalmente fornece a temperatura do poço para a mesa de controle.

Um termopar (TMP 4) ficou a cerca de 30 cm acima do nível do poço para medida da temperatura ambiente. Dois termopares (TMP 5 e TMP 18) ficaram a 3 m de profundidade nos poços situados ao lado do tanque do reator, para medida da temperatura do lençol freático. Dois termoresistores (AI 2 e AI 3) estão localizados, respectivamente, na entrada e saída do sistema de refrigeração forçada do poço.

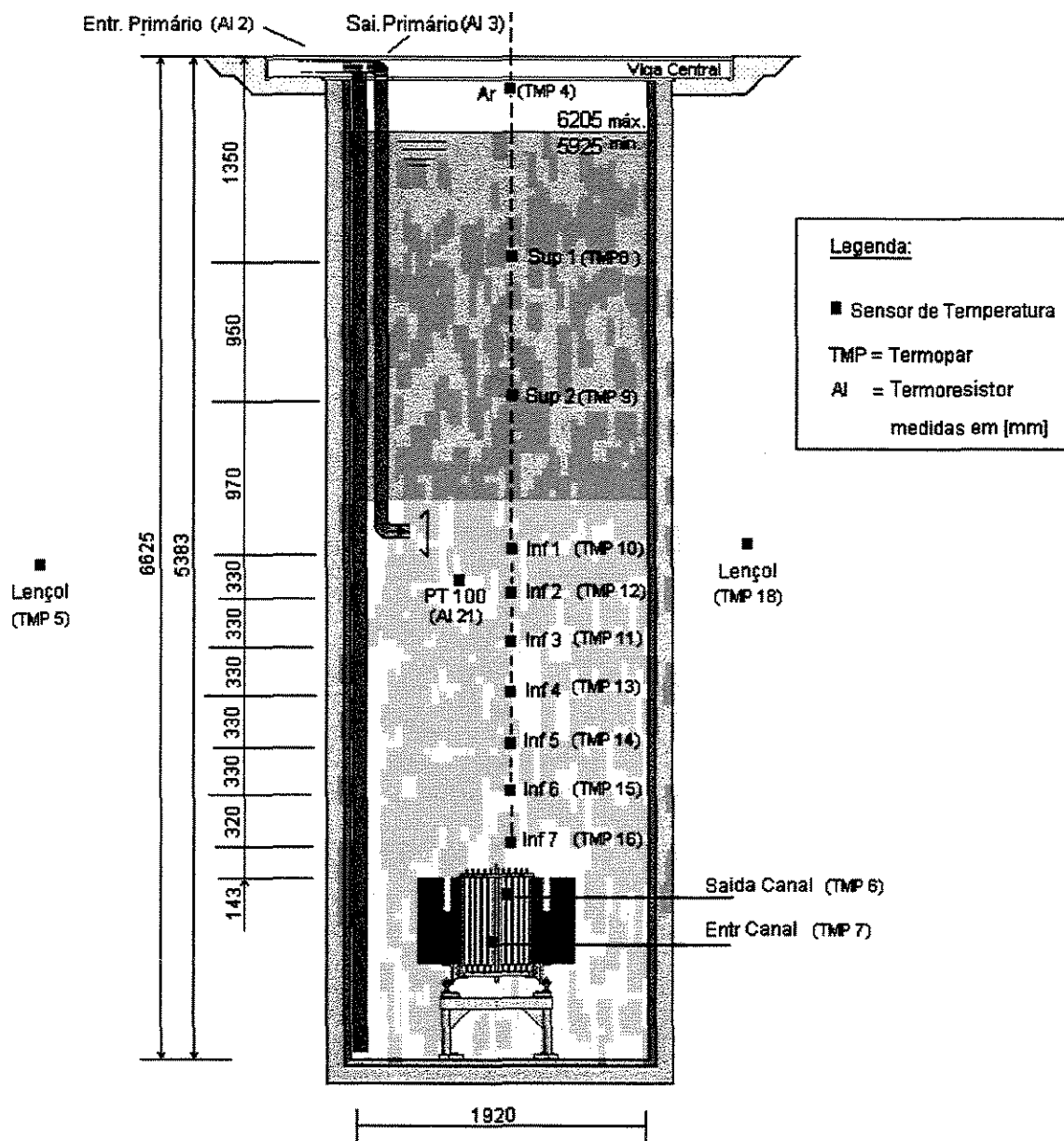


Figura 3.4 - Localização dos Sensores de Temperatura no Poço e Núcleo

3.4.3 Medida de Temperatura no Núcleo

A monitoração de temperatura no núcleo do reator foi feita por meio de dois termopares, posicionados em dois canais distintos, sendo um à entrada (TMP 7) e o outro à saída do canal (TMP 6). Os dois termopares foram fixados em duas sondas de alumínio, que foram apoiados na placa superior do núcleo do reator e desceram através dos furos de 8 mm de diâmetro existentes nesta placa (CDTN/CNEN, 2001). As sondas possuem

diâmetros de 7,9 mm não permitindo sua inclinação dentro do canal de modo a não tocarem as paredes dos combustíveis. A primeira sonda foi construída com um comprimento tal que permite posicionar o termopar logo abaixo do início do comprimento aquecido, atravessando verticalmente toda a extensão do canal. Já a segunda sonda, apresenta um comprimento suficiente, apenas, para posicionar o termopar imediatamente acima do comprimento aquecido. O objetivo deste posicionamento é permitir a obtenção da variação da temperatura da água ao percorrer o núcleo do reator. Os termopares são posicionados em canais distintos para que seja minimizada a interferência na vazão e temperatura do local. Escolheram-se os dois canais equidistantes do tubo central, pois deste modo as temperaturas serão as mais próximas das temperaturas de entrada e saída se os valores fossem em um só canal (Figura 3.5). Nas experiências de mapeamento de temperaturas, as medidas no núcleo foram realizadas deste modo e constatou-se que invertendo as posições dos termopares, isto é, o termopar que estava monitorando a temperatura na entrada do canal sendo trocado pelo termopar que estava na saída, os valores medidos eram os mesmos (MESQUITA, 2000).

Na Figura 3.6 são mostrados os locais onde foram feitas medidas de temperatura no núcleo. Com identificação na cor azul, têm-se os canais onde foram inseridos os termopares para medida da temperatura da água na entrada e na saída (canais simétricos). O combustível instrumentado foi colocado nas posições em amarelo com identificação em azul.

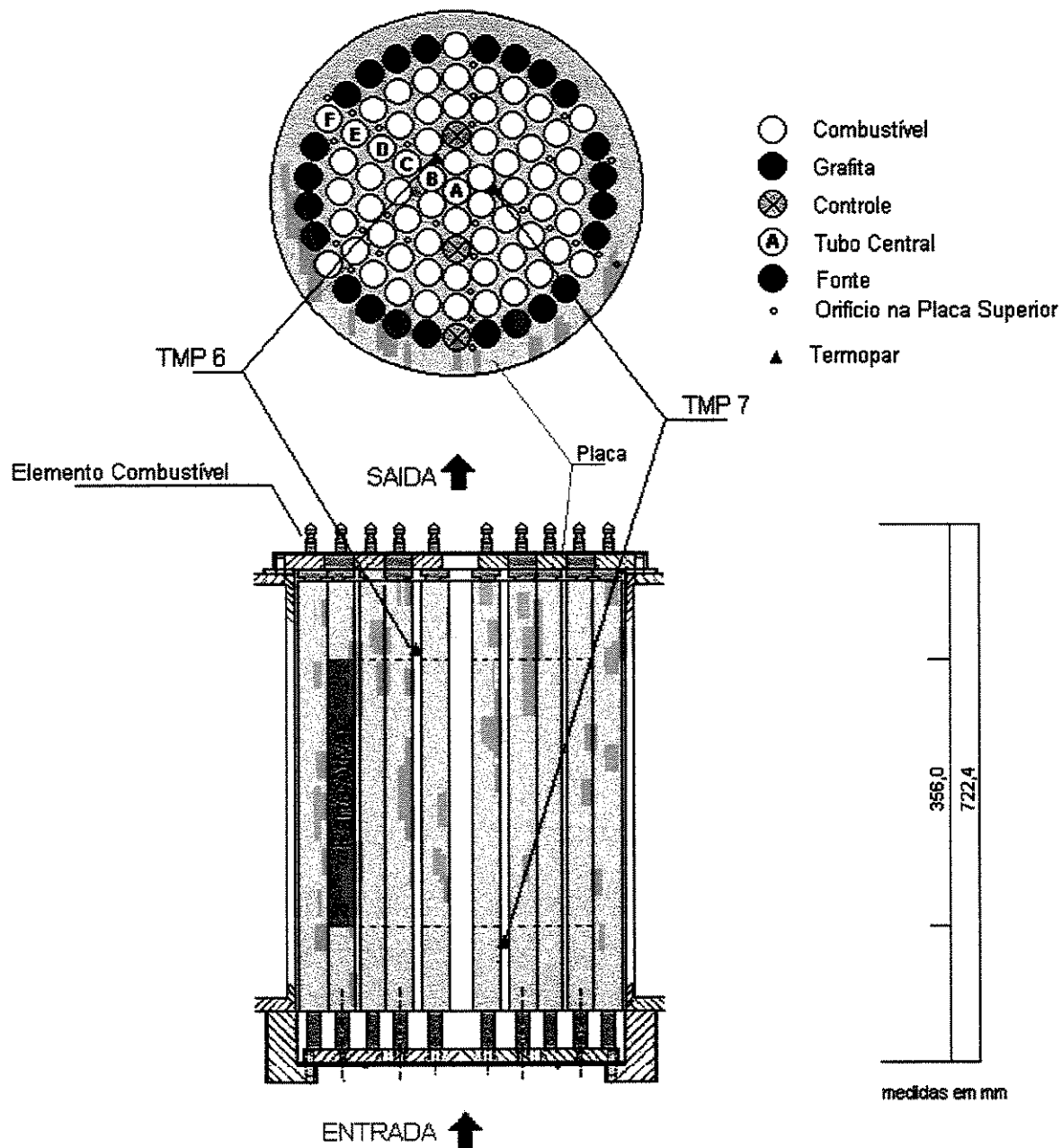


Figura 3.5 – Posição para Monitoramento da Temperatura no Núcleo (Canal 1)

3.4.4 Medida da Temperatura no Combustível

O combustível instrumentado com termopares foi colocado no reticulado do núcleo nas posições indicadas na Figura 3.6, ocupando o lugar do combustível original daquela posição. No final das experiências o combustível instrumentado foi mantido na

posição B1. Na Figura 3.7 tem-se uma foto do combustível instrumentado antes de ser posicionado no núcleo.

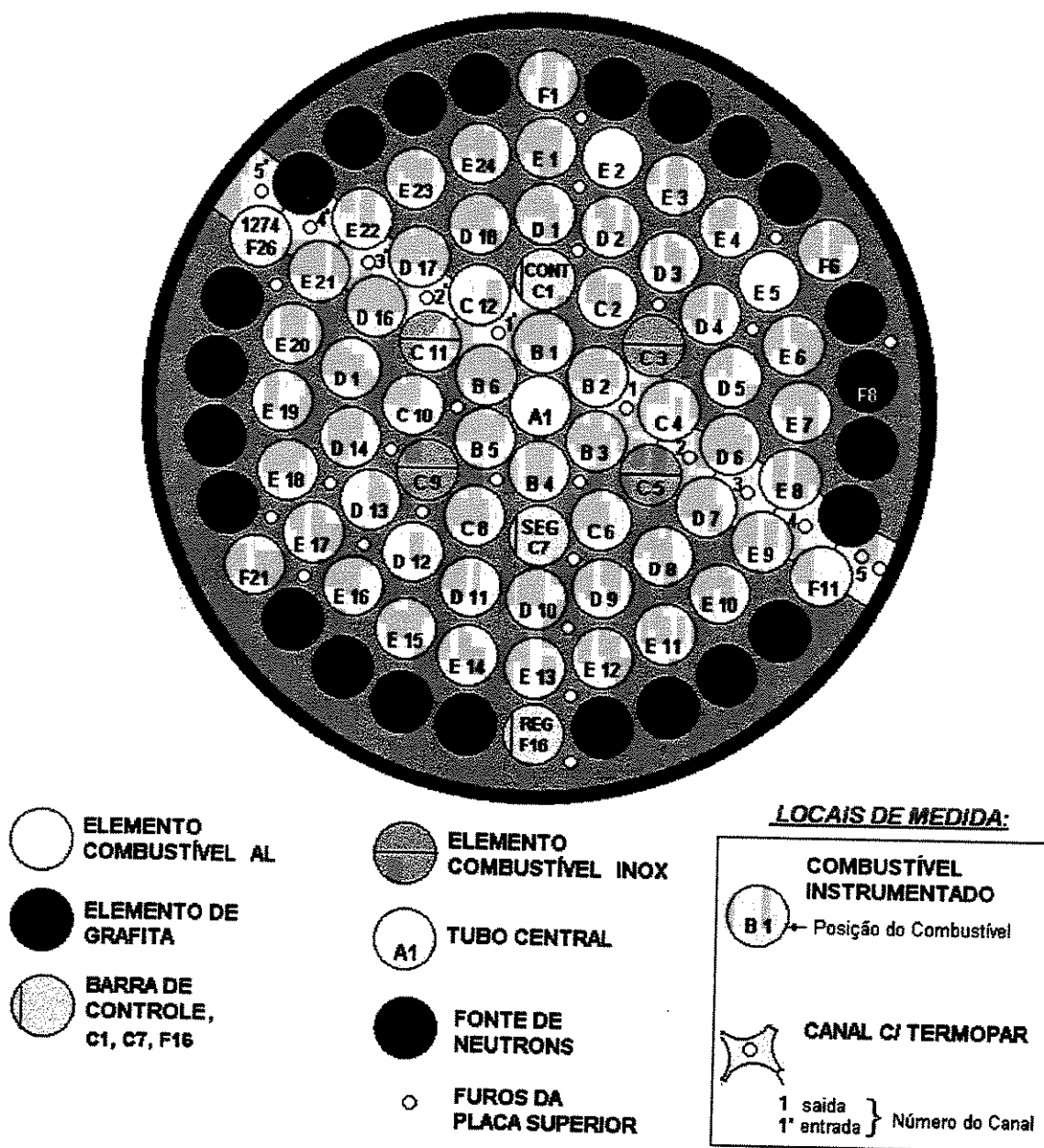


Figura 3.6 – Locais no Núcleo onde foram Realizadas Medidas de Temperatura



Figura 3.7 – Combustível Instrumentado antes de ser Posicionado no Núcleo

Com o combustível instrumentado colocado na posição B1 do núcleo (Figura 3.8), foi realizado o levantamento da curva que relacionou a temperatura do interior do combustível com a potência calibrada do reator, levando-se em consideração a temperatura do poço. A equação obtida foi adicionada ao programa de coleta de dados, ficando o reator com mais este canal de medida de potência.



Figura 3.8 – Núcleo com Combustível Instrumentado em B1 e Termopares no Canal 1

3.4.5 Instrumentação

A instrumentação utilizada nos experimentos termo-hidráulicos é descrita a seguir. O Sistema de Aquisição de Dados (MESQUITA et al., 2004b,c), foi desenvolvido não só para esta investigação, mas para a coleta normal de todos os parâmetros operacionais do Reator TRIGA IPR-R1.

3.4.5.1 Sistema de Aquisição de Dados

Os sinais analógicos coletados são originados dos seguintes locais: do bastidor de instrumentação, da mesa de controle, de saídas de indicadores digitais ou diretamente de termopares. Eles chegam às entradas de três placas condicionadoras, que direcionam os sinais a uma placa conversora analógico/digital, instalada em um computador, sendo visualizados através de um monitor de vídeo. Devido à alta impedância de entrada das placas, estas não causam nenhum distúrbio nas indicações já existentes na mesa de controle. A seguir, tem-se a descrição dos principais componentes do sistema de aquisição de dados e da instrumentação.

3.4.5.2 Placas Condicionadoras e Multiplexadoras

Os sinais analógicos são recebidos em três placas modelo PCLD-789D (ADVANTECH CO., 2003), ligadas em cascata (Figura 3.9), cada uma com 16 canais, dando um total de 48 entradas. Estas placas condicionam os sinais (amplificam e filtram os ruídos) e fazem o chaveamento para uma só saída analógica (multiplexação). As Placas 1 e 3 foram ajustadas para amplificar os sinais com um ganho igual a 50, recebendo diretamente os sinais dos termopares (faixa de ± 100 mV). Elas são dotadas de um sensor que mede a temperatura ambiente e faz a “compensação de junta fria”, ajustando o valor medido. A Placa 2 foi ajustada para amplificar os sinais com um ganho igual a 1 (um) e recebe os sinais provenientes do bastidor de instrumentação e da mesa de controle (faixa de ± 10 V). As principais características das placas condicionadoras são:

- incerteza de 0,0244% da faixa +/- 1 LSB;
- 16 canais diferenciais de entrada;
- proteção máxima contra sobretensão igual a ± 30 V;

- faixa de sinal de entrada de ± 10 V máximo, variável conforme o ganho;
- amplificação de 1 a 1000 vezes;
- compensação de junta fria igual a $+24,4$ mV/°C (0,0 V para 0,0 °C).

Nas Tabelas 3.2, 3.3 e 3.4 têm-se as identificações de cada sinal coletado pelas placas. Na primeira coluna é mostrado o número do canal de entrada em cada placa. Na segunda coluna tem-se a identificação (código) que é utilizada no programa de aquisição de dados para equacionar o sinal coletado, sendo: AI = “*Analog Input*” e TMP = “*Thermocouple*”. Finalmente, na terceira coluna tem-se a descrição e faixa do sinal coletado.

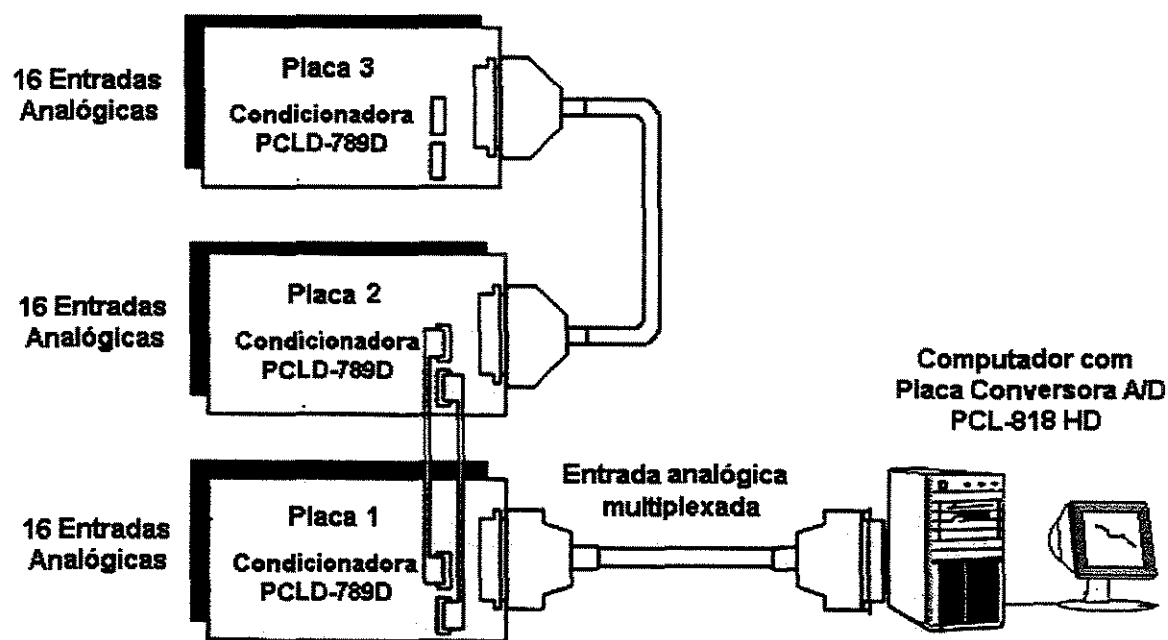


Figura 3.9 – Conexão das Placas de Aquisição de Dados

Tabela 3.2 – Distribuição dos Sinais na Placa 1, Ganho = 50

Canal	Entrada Analógica	Sinal Coletado
0	TMP 10	Temperatura do poço inferior 1, (termopar, -6 a 55 mV)
1	TMP 1	Temperatura do combustível (superior), (termopar, -6 a 55 mV)
2	TMP 2	Temperatura do combustível (médio), (termopar, -6 a 55 mV)
3	TMP 3	Temperatura do combustível (inferior), (termopar, -6 a 55 mV)
4	TMP 4	Temperatura do ar acima do poço, (termopar, -6 a 55 mV)
5	TMP 5	Temperatura do lençol freático 1 (solo), (termopar, -6 a 55 mV)
6	TMP 6	Temperatura saída da água canal núcleo, (termopar, -6 a 55 mV)
7	TMP 7	Temperatura entrada da água canal do núcleo, (termopar, -6 a 55 mV)
8	TMP 8	Temperatura do poço superior 1, (termopar, -6 a 55 mV)
9	TMP 9	Temperatura do poço superior 2, (termopar, -6 a 55 mV)
10	AI 21	Temperatura da água do poço, (PT-100, 4 a 20 mA)
11	AI 4	Temperatura entrada do circuito secundário, (PT-100, 4 a 20 mA)
12	AI 5	Temperatura saída do circuito secundário, (PT-100, 4 a 20 mA)
13	AI 1	Vazão da água no circuito primário, (4 a 20mA)
14	AI 2	Temperatura de entrada do circuito primário, PT-100, (4 a 20 mA)
15	AI 3	Temperatura de saída do circuito primário, PT-100, (4 a 20 mA)

Tabela 3.3 – Distribuição dos Sinais na Placa 2, Ganho = 1

Canal	Entrada Analógica	Sinal Coletado
0	-	Reserva (será utilizada para umidade relativa do ar)
1	AI 6	Potência do Canal Logarítmico, (0 a 10 V)
2	AI 7	Potência do Canal Linear, (0 a 10 V)
3	AI 8	Potência do Canal Percentual, (0 a 10 V)
4	AI 14	Período, (0 a 10 V)
5	AI 15	Reatividade, (-10V a +10 V)
6	AI 16	Contagens do Canal de Partida, (0 a 10 V)
7	AI 18	Posição da Barra de Segurança, (0 a 2,5 V)
8	AI 19	Posição da Barra de Controle, (0 a 2,5 V)
9	AI 20	Posição da Barra de Regulação, (0 a 2,5 V)
10	-	Radiação de Aerossóis (desativado), (0 a 10 V)
11	AI 9	Radiação do Poço, (0 a 10 V)
12	AI 10	Radiação de Área, (0 a 10 V)
13	AI 11	Radiação da Entrada do Circuito Primário, (0 a 10 V)
14	AI 12	Radiação dos Reservatórios de Resinas, (0 a 10 V)
15	AI 13	Radiação da Entrada do Circuito Secundário, (0 a 10 V)

Tabela 3.4 – Distribuição dos Sinais na Placa 3, Ganho = 50

Canal	Entrada Analógica	Sinal Coletado
0	-	-
1	TMP 11	Temperatura do poço inferior 2, (termopar, -6 a 55 mV)
2	TMP 12	Temperatura do poço inferior 3, (termopar, -6 a 55 mV)
3	TMP 13	Temperatura do poço inferior 4, (termopar, -6 a 55 mV)
4	TMP 14	Temperatura do poço inferior 5, (termopar, -6 a 55 mV)
5	TMP 15	Temperatura do poço inferior 6, (termopar, -6 a 55 mV)
6	TMP 16	Temperatura do poço inferior 7, (termopar, -6 a 55 mV)
7	TMP 17	Temperatura do lençol freático 2 (solo), (termopar, -6 a 55 mV)
8	TMP 18	Termopar reserva, (termopar, -6 a 55 mV)
9 a 15	-	Reservas

3.4.5.3 Placa Conversora Analógico Digital

As saídas das três placas condicionadoras são direcionadas à entrada analógica de uma placa de aquisição de dados modelo PCL-818HD (ADVANTECH CO., 2003), instalada no gabinete do computador. Esta placa tem alta velocidade de transferência de dados, converte os sinais de entrada analógicos em sinais digitais e tem as seguintes principais características:

- incerteza de 0,01% da faixa +/- 1 *LSB*;
- resolução de 12 bits;
- taxa de coleta máxima de até 100 kHz no modo *ADM* (acesso direto à memória);
- proteção máxima contra sobretensão igual a $\pm 30V$.

3.4.5.4 Computador

O computador utilizado possui processador Intel Pentium MMX, 220 MHz, 384 Mb de memória, disco rígido com 40 Gb, monitor de vídeo de 17 polegadas e sistema operacional Windows 98 SE.

3.4.5.5 Medidas de Temperaturas

As temperaturas coletadas são originadas de 23 sensores, sendo 18 termopares e 5 termorresistores. No Anexo 1 tem-se o relatório de calibração das linhas de medidas das

temperaturas. As equações encontradas, por regressão, foram inseridas no programa de coleta de dados.

3.4.5.5.1 Termopares

Conforme experiências realizadas (MESQUITA, 2000), o termopar tipo K (cromel/alumel) é o tipo mais adequado para medidas em ambiente radioativo, principalmente na presença de nêutrons, o que concorda com as experiências relatadas por BROWNING (1962), KELLY et al. (1962) e PAPPU et al. (1990).

Os 18 termopares utilizados são do tipo K com isolamento mineral (MgO) e blindagem em aço inox. Três deles (TMP 1, TMP 2 e TMP 3), estão posicionados no eixo central do combustível instrumentado, conforme foi mostrado na Figura 2.7. Estes termopares têm os termoelementos com diâmetro de 0,13 mm e diâmetro de blindagem igual 1 mm. Os 15 termopares restantes são distribuídos de modo a medir a temperatura dos canais do núcleo, a água do poço e do ambiente próximo ao reator. Estes termopares têm o diâmetro da blindagem de 1,5 mm e foram distribuídos conforme indicado nas Tabelas 3.2 e 3.4 e nas Figuras 3.4, 3.5 e 3.6.

Os sinais provenientes dos termopares são conectados por meio de cabos de extensão apropriados, diretamente nas entradas da Placa 1 e Placa 3. O programa de coleta transforma o sinal de mV para °C, através da equação de linearização para termopar tipo K. A placa possui um sensor que mede a temperatura nas entradas e faz a correção (junta fria). As equações de correção encontradas por regressão na calibração de cada linha de medida foram acrescentadas no programa de aquisição de dados.

3.4.5.5.2 Termorresistores

Existem 5 termorresistores de platina (PT-100) distribuídos nos seguintes locais do circuito de refrigeração do reator TRIGA, conforme mostrado na Figura 2.8 do Capítulo 2:

- poço (AI 21);
- entrada do circuito primário de refrigeração (AI 2);
- saída do circuito primário de refrigeração (AI 3);
- entrada do circuito secundário de refrigeração (AI 4);

- saída do circuito secundário de refrigeração (AI 5).

A convenção utilizada aqui é a mesma da documentação do TRIGA (CDTN/CNEN, 2001 e 2000) , isto é, “entrada” e “saída” do circuito em relação ao trocador de calor.

Os termorresistores utilizados são de 3 fios, possuem isolamento mineral, sendo montados em tubo de aço inox de 8 mm de diâmetro. Os sinais dos termorresistores são enviados para os indicadores digitais situados na mesa de controle. Estes indicadores possuem saídas analógicas (4 a 20 mA) que são conectadas aos canais da Placa 1, através da queda de tensão em resistores de $1,00 \Omega$ (1%) soldados nas entradas da placa. A queda de tensão nos resistores é transformada em $^{\circ}\text{C}$ através da curva obtida na calibração das linhas. As principais características dos indicadores digitais de temperatura são:

- marca: Zürich, modelo: N2000;
- precisão: 0,2 % da faixa máxima;
- faixa de indicação do visor: -1999 a 9999;
- saída analógica: 4 a 20 mA;
- curva de PT-100 calibrados de acordo com norma DIN 43760 ;
- impedância de entrada $> 10 \text{ M}\Omega$;
- corrente de excitação de $170 \mu\text{A}$, com compensação da resistência do cabo;
- taxa de amostragem: 5 leituras por segundo;

3.4.5.6 Medida de Vazão

A vazão do circuito primário de refrigeração é medida por meio de um conjunto placa de orifício e transmissor de pressão diferencial, cujo relatório de calibração é mostrado no Anexo 2. A equação ajustada foi adicionada ao programa de coleta de dados. Foram instalados dois indicadores digitais, um no painel da mesa de controle e um na sala do circuito de refrigeração. O sinal de corrente do transmissor de pressão, proporcional à vazão, passa pelos dois indicadores e por um resistor de $1,00 \Omega$ (1%), localizado na Placa 1 (sinal AI 1, canal 13). As principais características do sistema de medida de vazão são:

- placa de orifício com diâmetro de 50,97 mm;

- transmissor de pressão diferencial marca Smar,
- modelo: LD301D21I-TU01-011-0;
- sinal de saída: 4 a 20 mA.

3.4.5.7 Programa de Aquisição de Dados

Desenvolveu-se um programa supervisorio no ambiente de programação *VisiDAQ* da ADVANTECH CO (2003), que utiliza a linguagem “*Microsoft Visual Basic for Applications*”. O programa é capaz de processar todas as operações citadas anteriormente, assim como monitorar todos os parâmetros de operação do reator.

Os sinais dos parâmetros normais de operação do reator são direcionados para a Placa 2. No Anexo 5 tem-se os dados utilizados para obtenção das equações empregadas no programa de aquisição de dados para transformar os sinais de tensão elétrica em unidades de engenharia.

O programa é composto de cinco interfaces, sendo a primeira (Figura 3.10) uma tela de navegação, onde é possível utilizando o *mouse* acessar qualquer uma das quatro interfaces gráficas em que o programa é dividido. A partir desta tela também é possível acionar a tecla de gravação dos dados. Em cada uma das interfaces pode-se acompanhar, em tempo real, a evolução dos parâmetros do reator e receberam as seguintes denominações:

- Controle, Canal de Partida, Período e Reatividade;
- Níveis de Radiação;
- Canais de Potência;
- Circuito de Refrigeração e Temperaturas.

A seguir serão descritos os parâmetros visualizados em cada interface gráfica. As ilustrações mostradas foram capturadas durante a realização dos testes termo-hidráulicos, cujos resultados serão dados no próximo item.

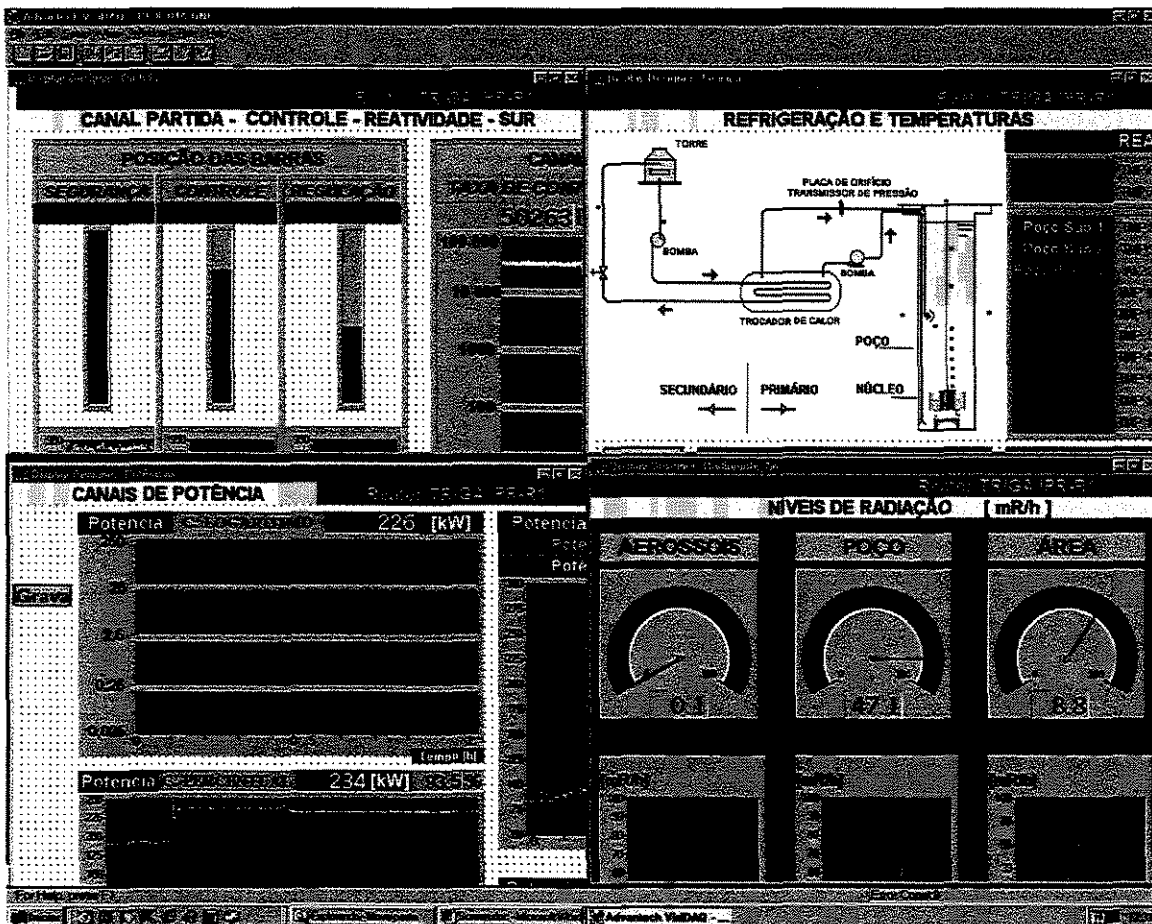


Figura 3.10 – Tela Principal de Navegação do Programa de Aquisição de Dados

3.4.5.7.1 Controle, Canal de Partida, Período e Reatividade

Nesta tela, mostrada na Figura 3.11, pode-se acompanhar a partida do reator através de um gráfico que mostra a evolução da taxa de contagem dos nêutrons com o tempo. Este valor pode ser visto também em um indicador digital. Quando o nível de contagem atinge $1,0 \times 10^5$ cps, este canal atinge o ponto de saturação. As posições das três barras de controle do reator, ou sejam: segurança, controle e regulação, podem ser visualizadas por gráficos de barras ou por indicadores digitais. Três gráficos também mostram a evolução da posição das barras nos últimos 60 minutos. A reatividade do reator em [pcm] e em [dólar] é dada por mostradores digitais. Esta tela mostra também o período³ positivo (T) do reator em [s] e a taxa de crescimento da potência (SUR) em [dpm]. A

³ O período T é definido como o tempo necessário para que a potência varie de um fator igual a e (2,718...)

indicação dos períodos negativos ainda não está sendo feita. Os períodos positivos são muito mais importantes para o controle do reator. O período negativo estabiliza-se em -80s, após os transitórios (SANTOS et al. 1997).

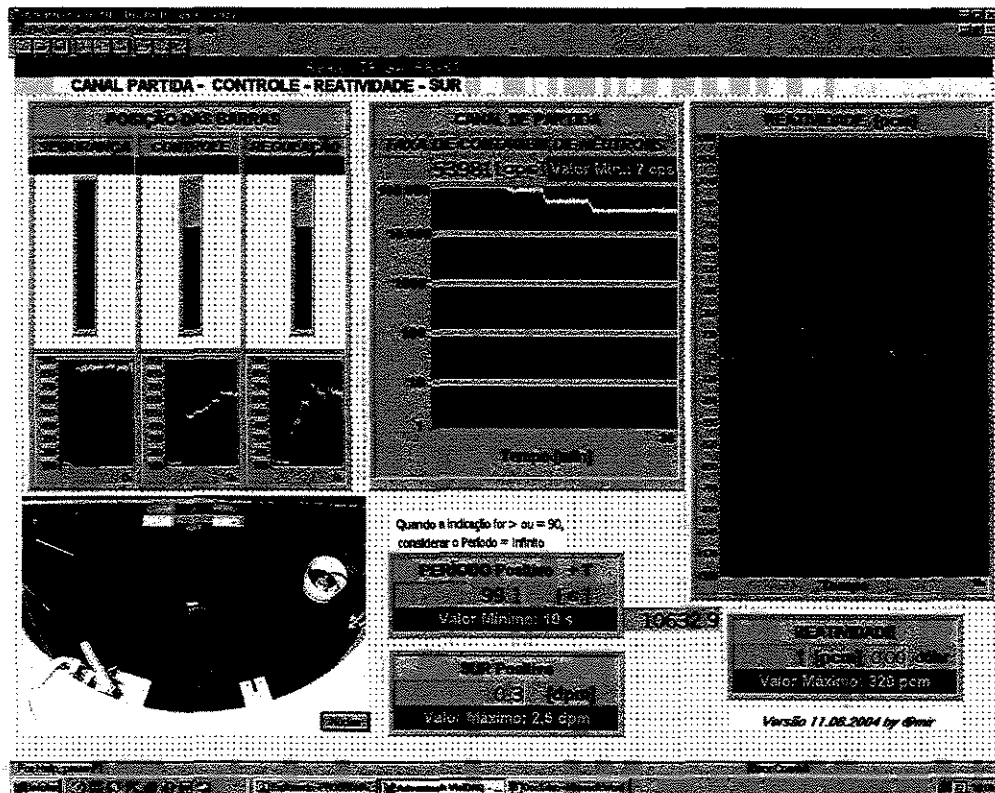


Figura 3.11 – Tela do Canal de Partida, Controle e Reatividade

3.4.5.7.2 Circuito de Refrigeração e Temperaturas

Nesta tela, mostrada na Figura 3.12, são monitorados todos os parâmetros dos circuitos de refrigeração e as temperaturas do combustível, ou sejam:

- O valor médio de 120 leituras das temperaturas de entrada e saída dos circuitos primário e secundário e seus desvios padrões.
- O valor médio de 120 leituras da vazão do primário e seu desvio padrão.
- A potência dissipada nos circuitos primário e secundário de refrigeração.
- O valor médio de 120 leituras das temperaturas do poço em dez locais diferentes e seus desvios padrões.
- O valor médio de 120 leituras das temperaturas de entrada e saída do canal de refrigeração do núcleo e seus desvios padrões.

- A temperatura do ar acima do poço e em dois pontos do lençol freático.
- O valor médio de 120 leituras das temperaturas fornecidas pelos três termopares localizados no centro do combustível instrumentado e seus desvios padrões.
- O tempo decorrido desde o acionamento do programa em [s], [min] e [h].

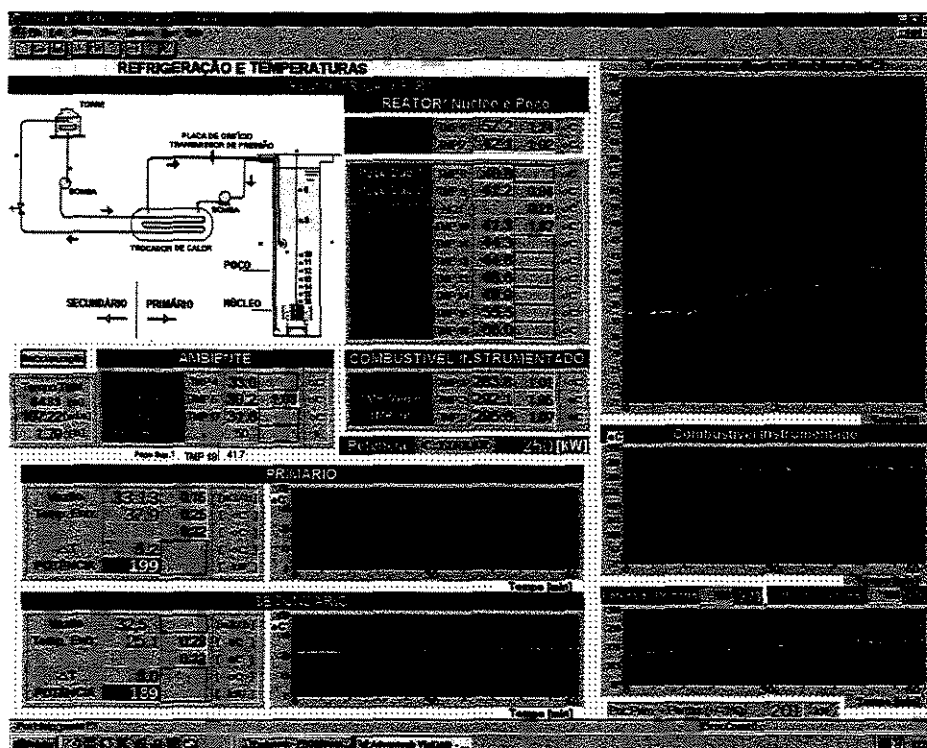


Figura 3.12 - Tela do Circuito de Refrigeração e Temperaturas

3.4.5.7.3 Níveis de Radiação

Os níveis de radiação do reator são medidos nos seguintes locais: sala de controle “AERROSSÓIS”, cerca de 30 cm acima da piscina “POÇO”, 2 m acima da piscina “ÁREA”, tubulação do circuito de refrigeração na entrada do trocador de calor “Entr. PRIMÁRIO”, reservatórios de resinas do sistema de deionização “RESINAS” e na tubulação do circuito secundário de refrigeração na saída do trocador de calor “S. SECUNDÁRIO”. A Figura 3.13 tem-se a tela de monitoração dos níveis de radiação nos locais citados.

Os seis canais de monitoração dos níveis de radiação são visualizados por indicadores analógicos, digitais e por gráficos que mostram a evolução dos níveis de radiação nos últimos 60 minutos.

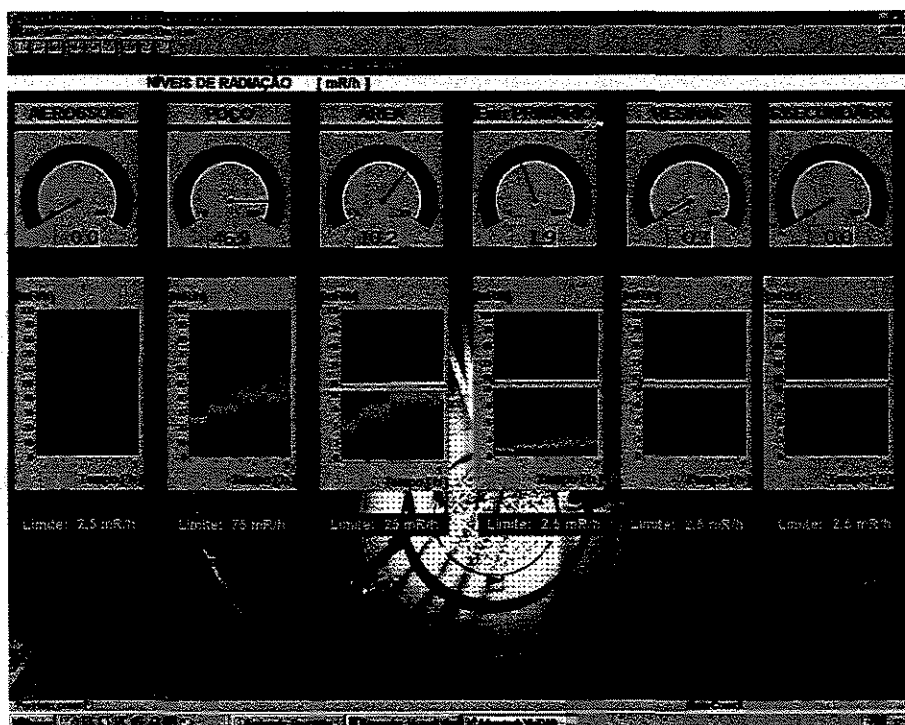


Figura 3.13 – Tela de Monitoração de Radiação

3.4.5.7.4 Canais de Potência

Nesta tela, mostrada na Figura 3.14, tem-se o acompanhamento da potência do reator fornecida por três canais neutrônicos, ou sejam: Canal Logarítmico, Canal Linear e Canal Percentual. Os valores são dados por indicação digital e por gráficos que mostram a evolução nos últimos 60 minutos. É mostrada também a evolução das potências dissipadas nos circuitos de refrigeração primário e secundário. Depois de algumas horas de operação do reator, quando se atinge o equilíbrio térmico com o meio ambiente, a potência do reator será igual à potência dissipada no circuito primário mais a perda térmica, cujo valor é também indicado. A potência do reator é acompanhada também pelo aumento de temperatura do centro do combustível instrumentado, que foi inserido no núcleo em função desta pesquisa.

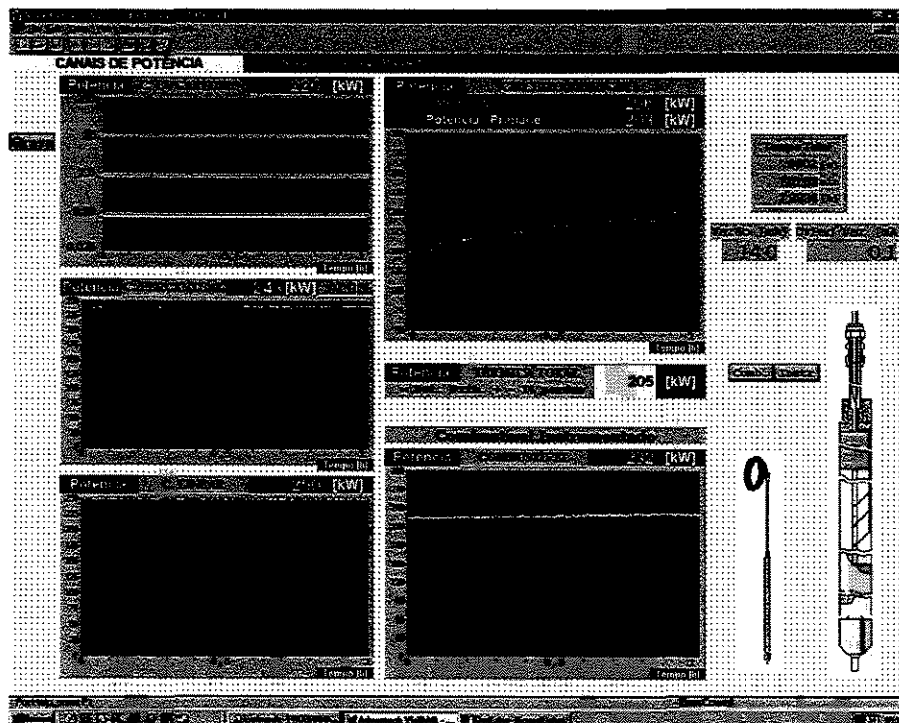


Figura 3.14 – Tela dos Canais de Potência

3.4.5.8 Gravação dos Dados

Os dados são gravados em arquivo texto em forma de tabela num total de cerca de 60 colunas. Na primeira coluna registra-se o tempo em [s]. O tempo entre as varreduras para a coleta e gravação dos dados, pode ser ajustado a partir de 1,0 ms (frequência de 1 kHz).

3.4.6 Calibração dos Instrumentos e Análise de Incertezas

A calibração dos instrumentos primários de medidas foi realizada comparando toda a cadeia de medida (sensor, cabos e sistema de aquisição) com padrões de referência. Foram determinados os desvios padrões das médias das leituras (S_x), as equações de correção, os coeficientes de determinação (R^2) e os erros padrões das curvas ajustadas ($U_{y,x}$). As expressões encontradas na regressão foram adicionadas no programa de aquisição de dados e as incertezas dos parâmetros primários foram utilizadas no cálculo de sua propagação nos resultados experimentais. Os resultados das calibrações, assim como, os

diagramas das cadeias de medidas são apresentados no Anexo 1 (temperaturas) e Anexo 2 (vazão do primário).

A equação utilizada no cálculo do desvio padrão amostral S_x que caracteriza a dispersão dos resultados é mostrada abaixo (INMETRO, 1998):

$$S_x = \sqrt{\frac{\sum (x - \bar{x})^2}{n - 1}} , \quad (3.25)$$

onde: x = valor de cada leitura; $\bar{x}$ = média das leituras; n = número de leituras.

A partir dos dados coletados ajusta-se uma reta, por regressão, para cada linha de medida, expressa por:

$$y = ax + b , \quad (3.26)$$

onde y é o valor da variável física corrigida pela curva de calibração, x é o valor medido da variável física e a e b são os coeficientes da curva de calibração ajustados pelo método dos mínimos quadrados.

O valor do coeficiente de determinação, R^2 (R = coeficiente de correlação), para a curva de regressão é também apresentado. Este coeficiente varia de 0 a 1 e mostra a proximidade dos valores estimados da curva de regressão em correspondência com os dados verdadeiros, quanto mais próximo de 1 mais confiável é a regressão. As equações ajustadas são acrescentadas no programa de aquisição de dados, corrigindo-se assim as leituras enviadas pelos sensores.

O erro padrão da curva de regressão $U_{y,x}$, que é a medida da quantidade de erro na previsão de “ y ” para um “ x ” individual, também é calculado, utilizando-se a equação (HOLMAN, 1998):

$$U_{y,x} = \sqrt{\left[\frac{1}{(n-2)} \left[\sum (y - \bar{y})^2 - \frac{[\sum (x - \bar{x})(y - \bar{y})]^2}{\sum (x - \bar{x})^2} \right] \right]} , \quad (3.27)$$

A consolidação da incerteza associada a cada cadeia de medição U foi realizada utilizando a seguinte expressão (COLEMAN E STEELE, 1999):

$$U = [(U_p)^2 + (S_x)^2 + (U_{y,x})^2]^{1/2} , \quad (3.28)$$

onde: U_p é a incerteza associada ao padrão de calibração, S_x é a incerteza associada à variação estatística das medições da variável física medida (desvio padrão) e $U_{y,x}$ é a incerteza associada a curva ajustada (erro padrão).

O método adotado para o cálculo da propagação das incertezas foi baseado na proposta de Kline e McClintock (HOLMAN, 1998) (FIGLIOLA e BEASLEY, 1991). Supondo que um resultado R de um parâmetro seja função de várias variáveis independentes $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$. Assim:

$$R = R(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) \quad . \quad (3.29)$$

A incerteza no parâmetro R será:

$$U_R = \left[\left(\frac{\partial R}{\partial x_1} U_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial R}{\partial x_2} U_2 \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial R}{\partial x_n} U_n \right)^2 \right]^{1/2} , \quad (3.30)$$

onde: $U_1, U_2, U_3, \dots, U_n$ são as incertezas consolidadas das variáveis primárias independentes $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$. No Anexo 3 são apresentadas as expressões encontradas e utilizadas no cálculo das incertezas dos parâmetros térmicos.

4 RESULTADOS

Primeiramente será apresentado o resultado da calibração da potência do reator, conforme a metodologia relatada no Item 3.4.1, pois todas as análises posteriores terão como referência este valor. O processamento e apresentação dos parâmetros obtidos experimentalmente foram realizados utilizando a planilha eletrônica Excel 2003 da Microsoft Corporation.

4.1 Calibração da Potência do Núcleo

O experimento para a avaliação da potência térmica do reator teve início às 15:30 horas e terminou por volta das 23:30 horas. O reator ficou crítico durante um período de cerca de 8 h com indicação no canal linear em 250 kW. As potências dissipadas no circuito de refrigeração foram monitoradas durante todo o período de teste, sendo que o equilíbrio térmico ocorreu entre 22:30 h às 23:30 h. Na Figura 4.1 são mostradas as evoluções das potências do primário e secundário, durante o tempo total do teste. Na Tabela 4.1 tem-se o resultado encontrado e alguns dados da calibração. O cálculo do valor da incerteza no valor da potência é dado no Anexo 3. Na Figura 4.2 tem-se a potência total do reator nos últimos 60 minutos, quando as temperaturas atingiram o estado estacionário.

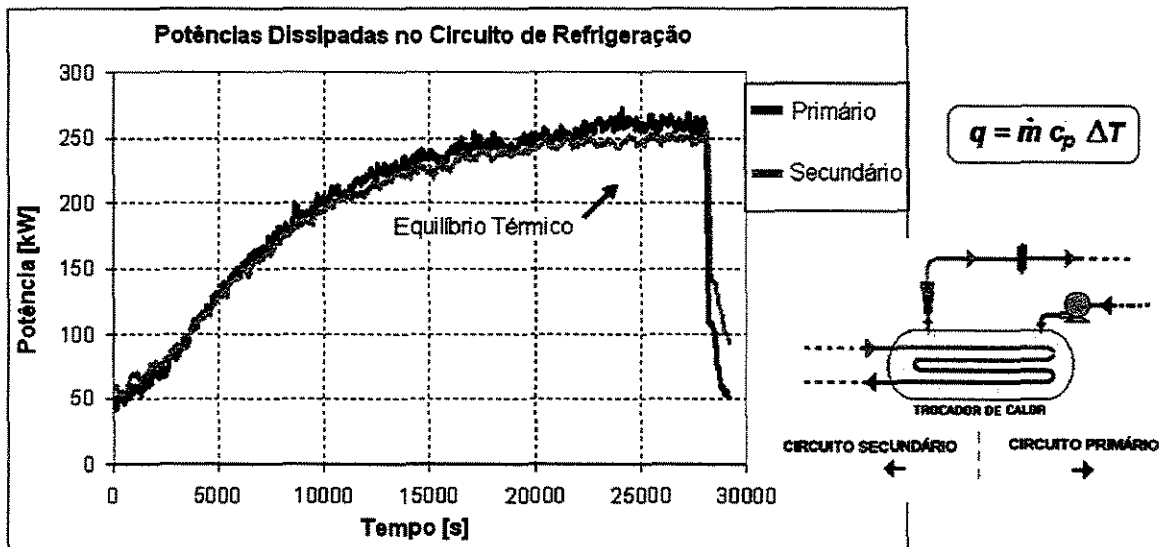


Tabela 4.1 - Potência Térmica do Reator

Data da calibração	19.08.2004		
Vazão média do primário, $\dot{m}$	32,7 ± 0,4 m ³ /h		
Temperatura média na entrada do primário, T_{ent}	41,7 ± 0,3 °C		
Temperatura média na saída do primário, T_{sai}	34,8 ± 0,3 °C		
Potência dissipada no primário, q	261 kW		
Perdas térmicas do poço	Condução pelas paredes	3,10 kW	(89,4%)
	Condução pelo fundo	0,21 kW	(7,3%)
	Evaporação	0,35 kW	(1,0%)
	Convecção	0,14 kW	(2,3%)
	Total	3,80 kW	(100%)
Potência total do reator		265 kW	
Desvio padrão das leituras, S_q	3,7 kW		
Incerteza na medida da potência, U_q (Anexo 3)	±19 kW	(±7,2%)	
Potência dissipada no secundário	248 kW		

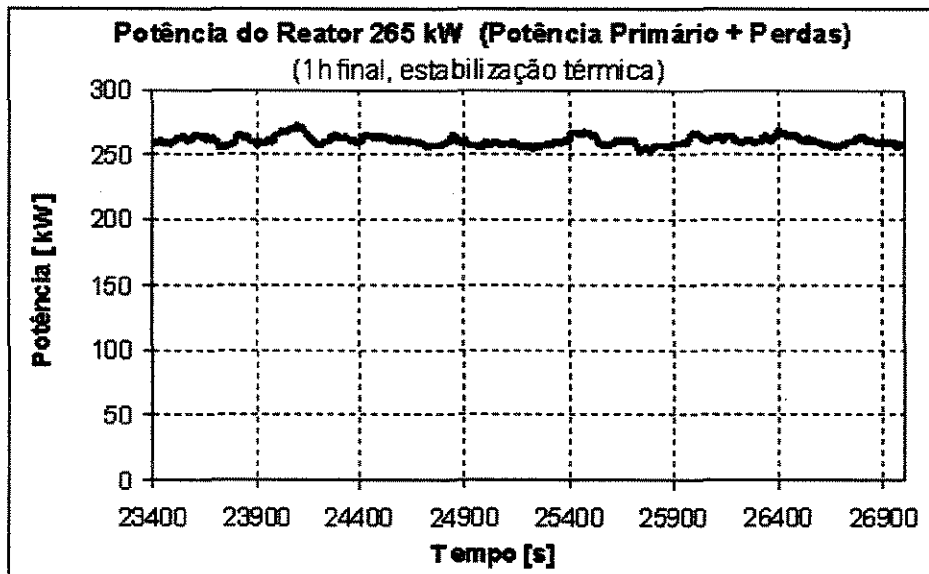


Figura 4.2 – Potência de Referência do Reator TRIGA IPR-R1

4.2 Distribuição de Temperaturas no Poço

O reator ficou crítico em 265 kW durante cerca de 8 h quando então as temperaturas do poço entraram em equilíbrio térmico com o meio, isto é, observou-se que as várias temperaturas do poço mantiveram uma diferença constante em relação à temperatura do meio ambiente (temperatura do ar e lençol freático).

A Figura 4.3 mostra a evolução das temperaturas no poço, da entrada e saída do canal de refrigeração do núcleo mais próximos da posição do combustível B1 (Canal 1), até alcançarem o equilíbrio térmico com o meio ambiente. O estado estacionário só foi atingindo cerca de 7 horas após o início da operação. A resposta do termopar TMP 8 (Poço Sup 1), que mediria a temperatura na parte superior do poço, não está representada nos gráficos. Após os testes descobriu-se que seus termoelementos estavam em “curto-circuito” em algum ponto fora do poço, estando ele indicando a temperatura do ambiente. Suas leituras foram descartadas.

O gráfico da Figura 4.4 mostra as temperaturas do poço e do canal de refrigeração do núcleo durante o equilíbrio térmico. Pode-se observar pelo gráfico que a temperatura do termopar situado a 143 mm acima da placa superior (Inf 7) registra uma temperatura em um patamar mais elevado do que os outros termopares localizados acima do núcleo, mostrando que o “efeito chaminé” tem uma altura muito pequena, no máximo 400 mm acima do núcleo, concordando com o trabalho experimental de RAO et al. (1988). Na Tabela 4.2 têm-se os valores médios medidos durante o regime permanente, isto é, durante a última 1 h do final da operação de 8 h em 265 kW.

Tabela 4.2 - Temperaturas Médias no Poço e Núcleo no Equilíbrio Térmico em 265 kW

Distância do Núcleo [mm]	Localização no Poço	Número do Sensor	Temperatura [°C]
-	Saída Primário	AI 3	35,1
5383	Ar	TMP 4	29,9
3083	Sup 2	TMP 9	44,6
2113	Inf 1	TMP 10	45,3
1783	Inf 2	TMP 11	46,6
1453	Inf 3	TMP 12	46,8
1123	Inf 4	TMP 13	47,4
793	Inf 5	TMP 14	48,0
463	Inf 6	TMP 15	48,6
143	Inf 7	TMP 16	57,1
-	Saída Canal 1	TMP 7	60,7
-	Entr Canal 1'	TMP 6	47,1
~ 300 (abaixo do núcleo)	Entr Primário	AI 2	41,7

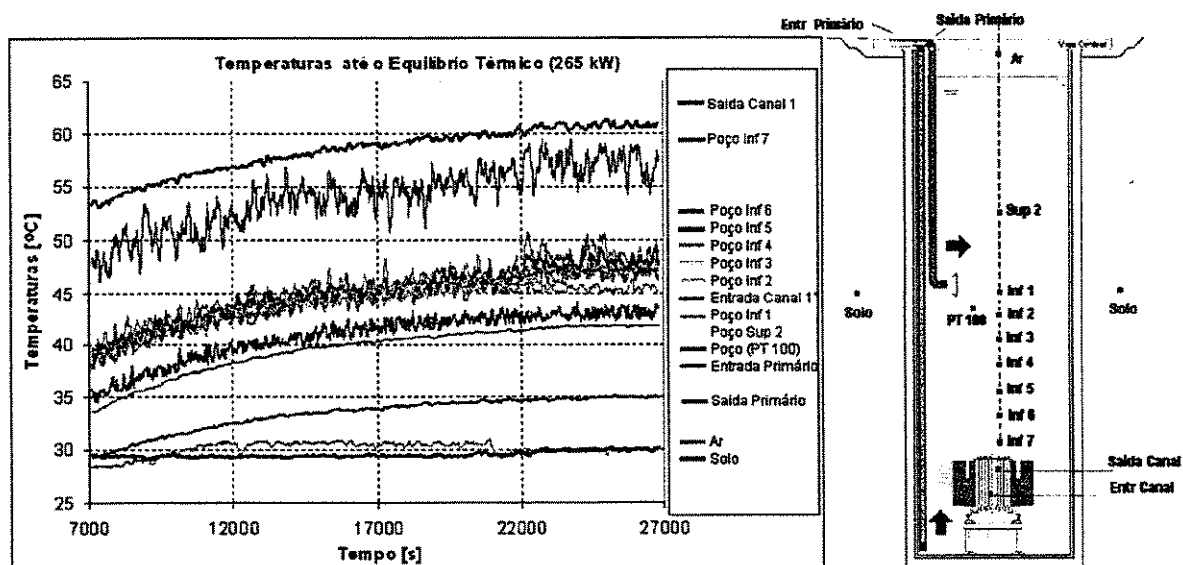


Figura 4.3 - Evolução das Temperaturas no Poço em 265 kW

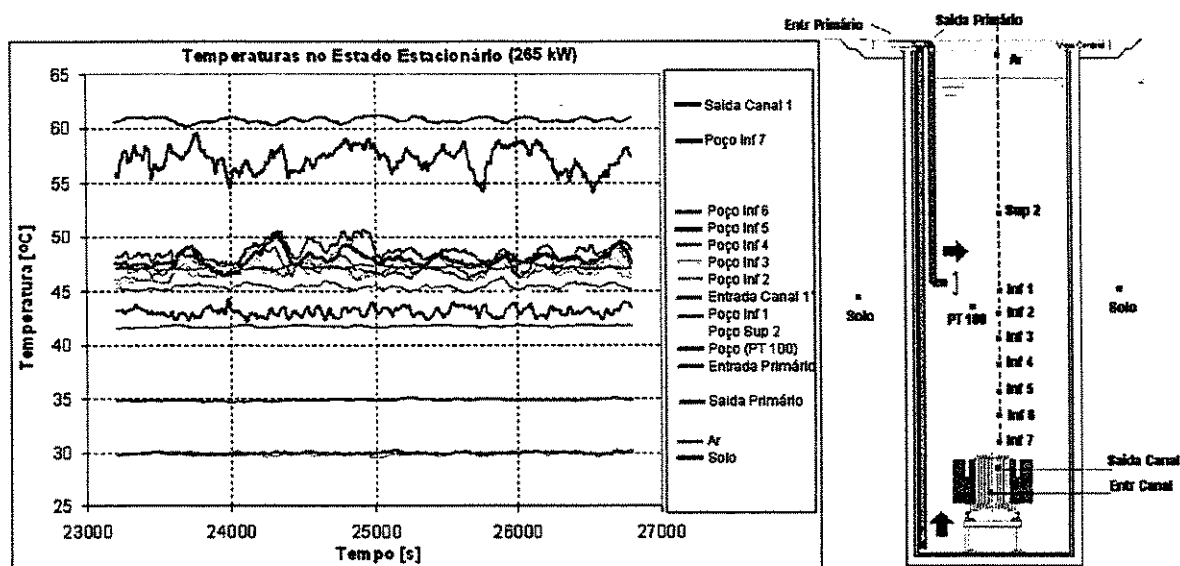


Figura 4.4 – Temperaturas no Poço durante o Equilíbrio Térmico (265 kW)

Como se pode observar, o ponto aonde se coleta a água para ir para o circuito de refrigeração, é o local onde se mediu a temperatura mais baixa no poço.

4.3 Distribuição de Temperaturas nos Anéis do Núcleo

O combustível instrumentado foi colocado em todos os anéis do reticulado do núcleo, conforme mostrado no diagrama da Figura 3.6, partindo da posição mais central. Em cada anel elevou-se a potência do reator em etapas de 50 em 50 kW até atingir 250 kW (Canal Linear).

A Tabela 4.3 mostra as médias de temperaturas dos três termopares do combustível instrumentado e também as temperaturas na entrada e saída do canal de refrigeração próximo a este combustível, para cada anel do núcleo. As temperaturas médias da água do poço assim como a do ambiente também são mostradas nas colunas 1 e 2. Cada teste teve a duração de menos de 1 hora, não atingindo o equilíbrio térmico com o meio.

As medidas na posição B1 foram realizadas em três dias distintos (19, 20 e 23.08.2004), nos gráficos mostrados a seguir considerou-se as medidas do dia 20. As medidas nas outras posições foram todas realizadas no dia 24.08.2004.

Tabela 4.3 – Distribuição Radial de Temperaturas no Núcleo em 265 kW

Temperatura do Poço (PT100) [°C]	Temperatura Ambiente [°C]	Posição	Temperatura Centro do Combustível [°C]	Nº Entrada Canal	Temperatura Entrada [°C]	Nº Saída Canal	Temperatura Saída [°C]	Momento da Coleta [s]
28,3	27,2	B1 ⁽¹⁾	285,1	1°	33,1	1	47,2	3614
30,9	28,8	B1 ⁽²⁾	281,2	1°	35,8	1	46,0	3757
36,2	29,8	B1 ⁽³⁾	300,6	1°	41,7	1	53,2	2733
36,0	30,8	B6	295,4	1	37,9	1	53,1	1820
34,8	30,7	C11	280,1	2°	37,7	2	54,8	1660
34,5	30,7	D16	262,6	3°	37,1	3	52,7	1730
35,0	31,4	E21	234,0	4°	37,6	4	49,6	1280
33,5	30,8	F26	220,5	4° ⁽⁴⁾	36,1	5	44,6	1906

⁽¹⁾ Teste do dia 19.08.2004 início da calibração térmica do reator.

⁽²⁾ Teste do dia 23.08.2004.

⁽³⁾ Teste do dia 20.08.2004.

⁽⁴⁾ O orifício 5° da placa superior situa-se em cima do refletor de grafita sem acesso, portanto a sonda ficou no furo 4°.

Na Figura 4.5 tem-se os seguintes valores para cada anel do núcleo: temperatura média do combustível, temperatura de entrada e saída do canal mais próximo, os valores calculados pelo código PANTERA e os valores experimentais do trabalho de ÖZKUL e

DURMAYAZ (2000) para o reator I.T.U. TRIGA Mark II da Universidade de Istambul. A distribuição radial de potência encontrada no cálculo neutrônico também é mostrada no gráfico.

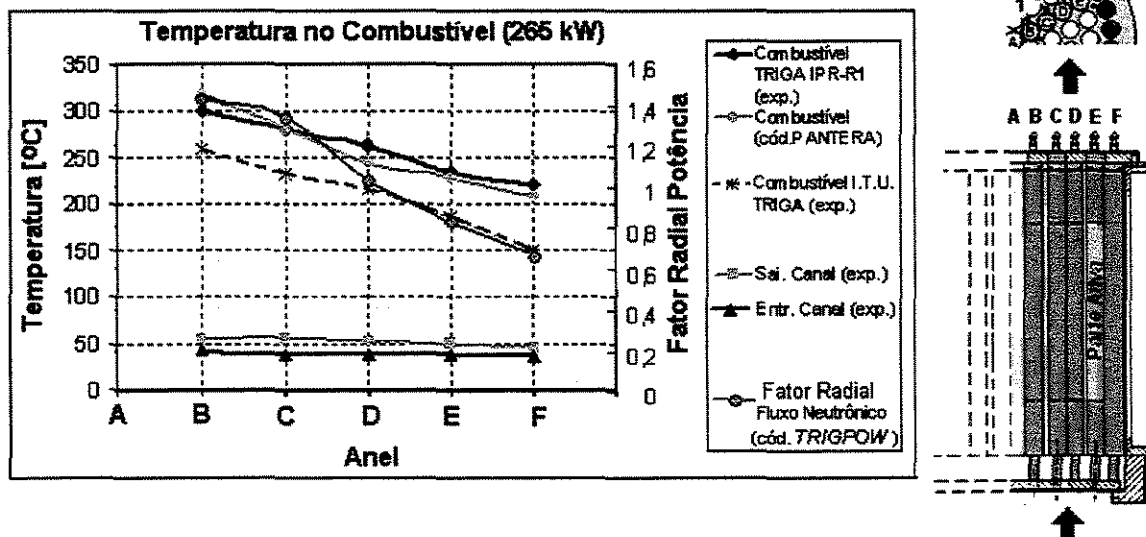


Figura 4.5 - Perfil Radial de Temperatura dos Combustíveis no Núcleo em 265 kW

Na Figura 4.6 têm-se os valores de temperaturas de entrada e saída medidos nos canais do núcleo, comparados com as previsões do código PANTERA.

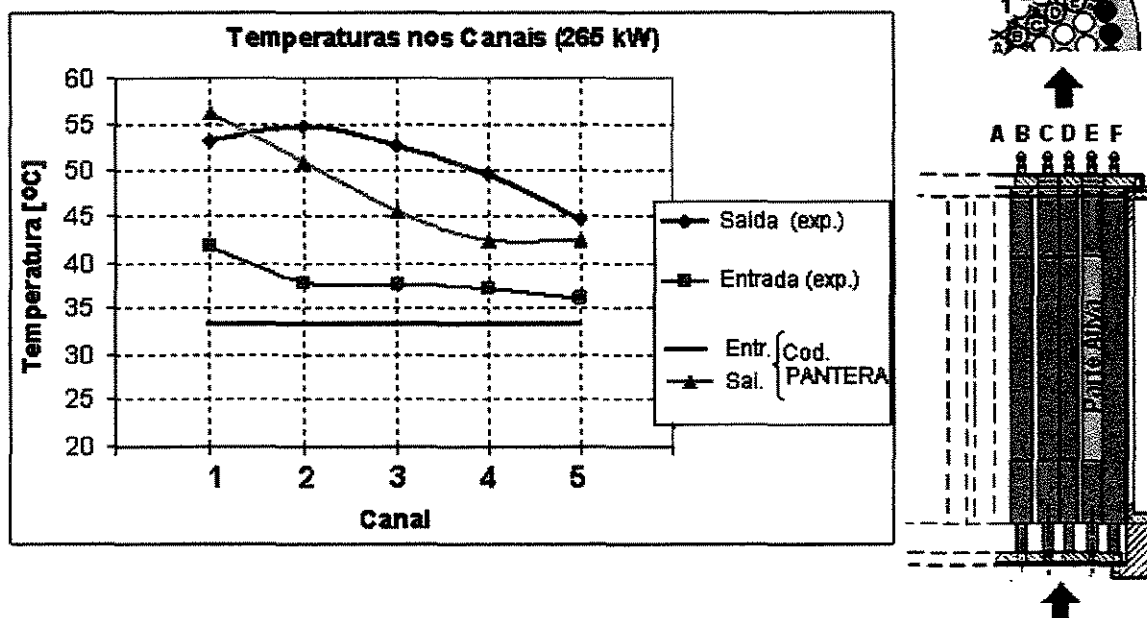


Figura 4.6 – Perfil Radial de Temperaturas nos Canais do Núcleo em 265 kW

4.4 Distribuição de Temperaturas em Função da Potência e do Tempo

Nas Figuras 4.7 a 4.12 tem-se as evoluções das temperaturas do combustível e da entrada e saída do canal mais próximo do combustível, em função do tempo em todos os anéis do núcleo. A potência medida pelo canal de medida neutrônico “Linear” também é mostrada, com sua leitura corrigida em função da calibração descrita no Item 4.1. As posições onde foram realizadas as medidas são mostradas no corte do núcleo ao lado do gráfico.

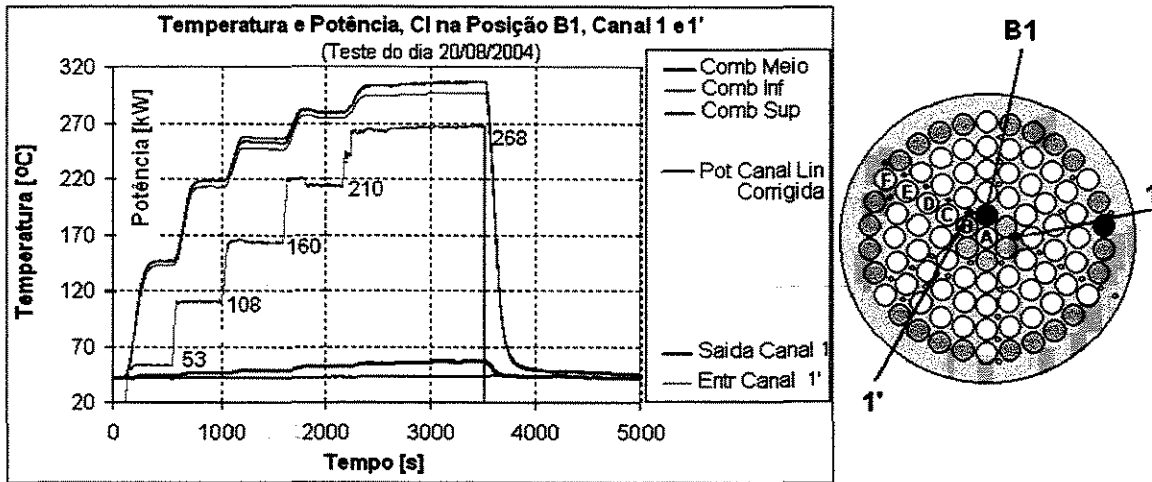


Figura 4.7- Combustível Instrumentado em B1, Temperatura na Entrada do Canal 1' e Saída do Canal 1

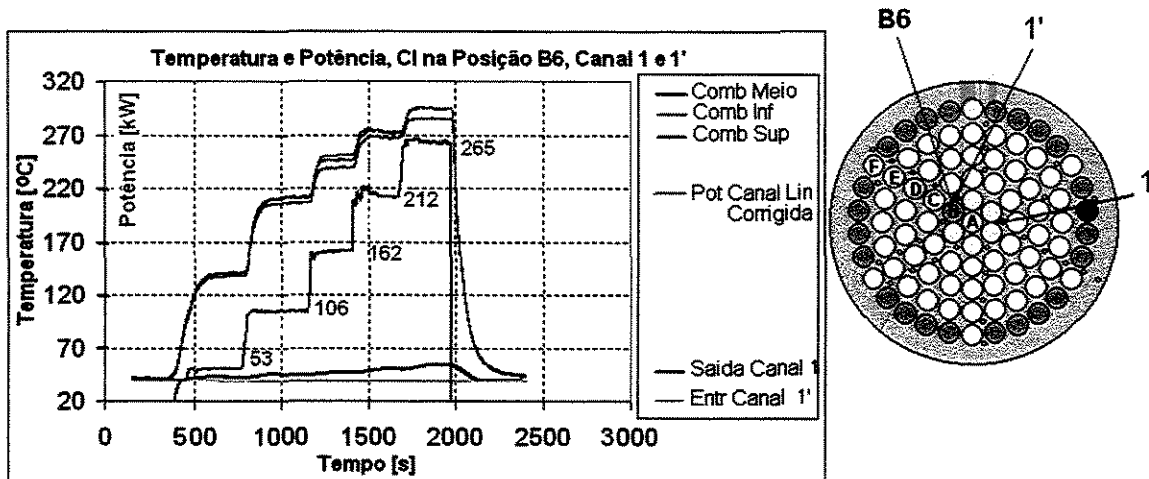


Figura 4.8 - Combustível Instrumentado em B6, Temperatura na Entrada do Canal 1' e Saída do Canal 1

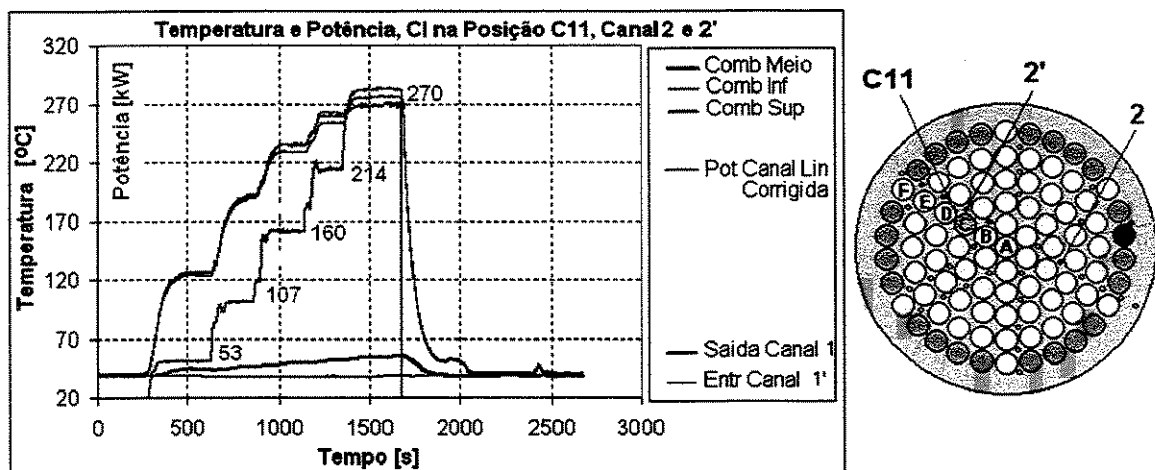


Figura 4.9 - Combustível Instrumentado em C11, Temperatura na Entrada do Canal 2' e Saída do Canal 2

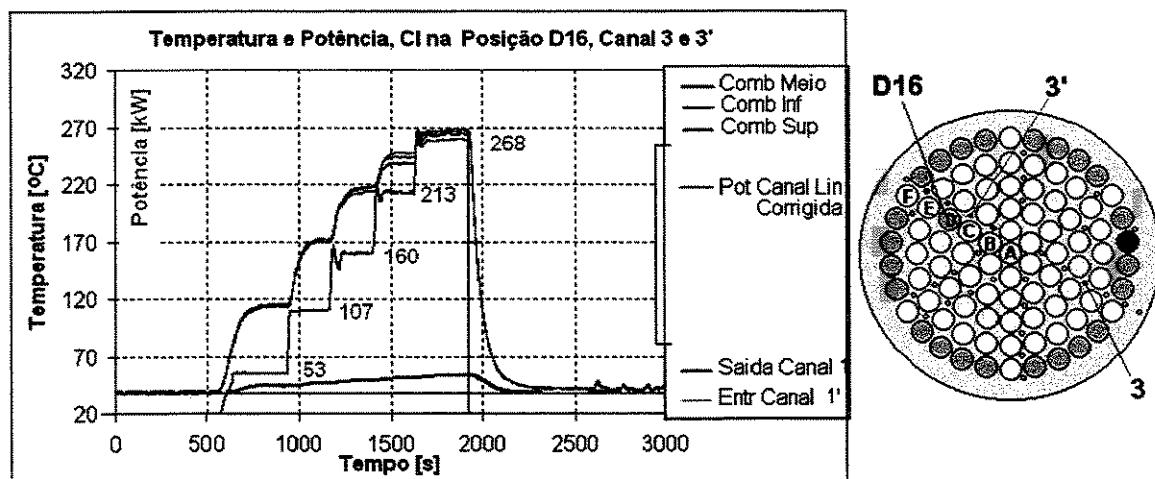


Figura 4.10- Combustível Instrumentado em D16, Temperatura na Entrada do Canal 3' e Saída do Canal 3

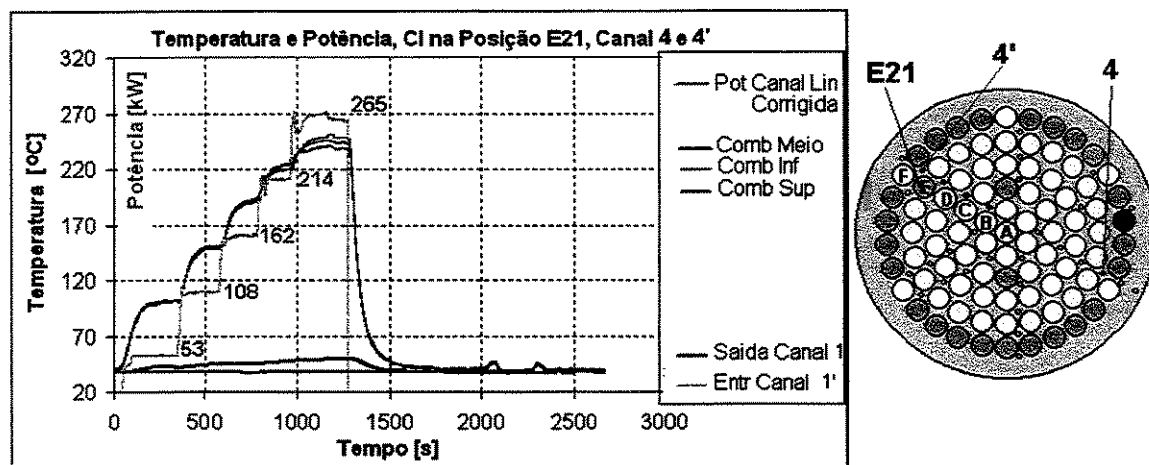


Figura 4.11 - Combustível Instrumentado em E21, Temperatura na Entrada do Canal 4' e Saída do Canal 4

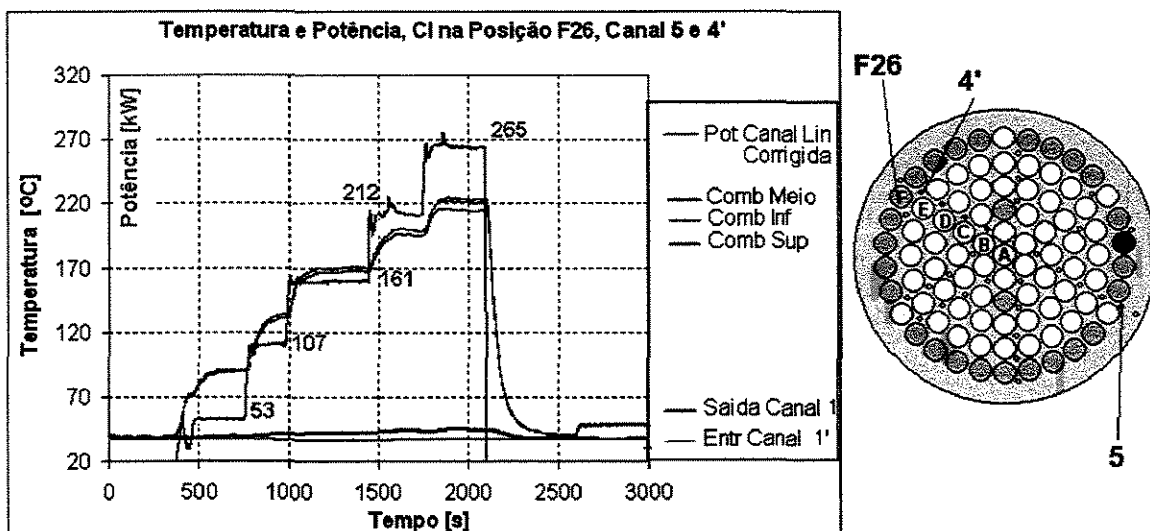


Figura 4.12- Combustível Instrumentado em F26, Temperatura na Entrada do Canal 4' e Saída do Canal 5

4.4.1 Distribuição da Temperatura do Combustível em Função da Potência

Na Figura 4.13 tem-se os valores das temperaturas no centro do combustível instrumentado em função da potência do reator em todos os anéis do reticulado. As Figuras 4.14 a 4.18 mostram alguns resultados experimentais e teóricos encontrados para outros reatores TRIGA. Ao lado do gráfico têm-se o reticulado do núcleo. A disposição dos elementos do núcleo também é mostrada, quando conhecida. Todas as temperaturas do poço, conseqüentemente de entrada nos canais, nos outros trabalhos eram mais baixas do que nas experiências aqui realizadas.

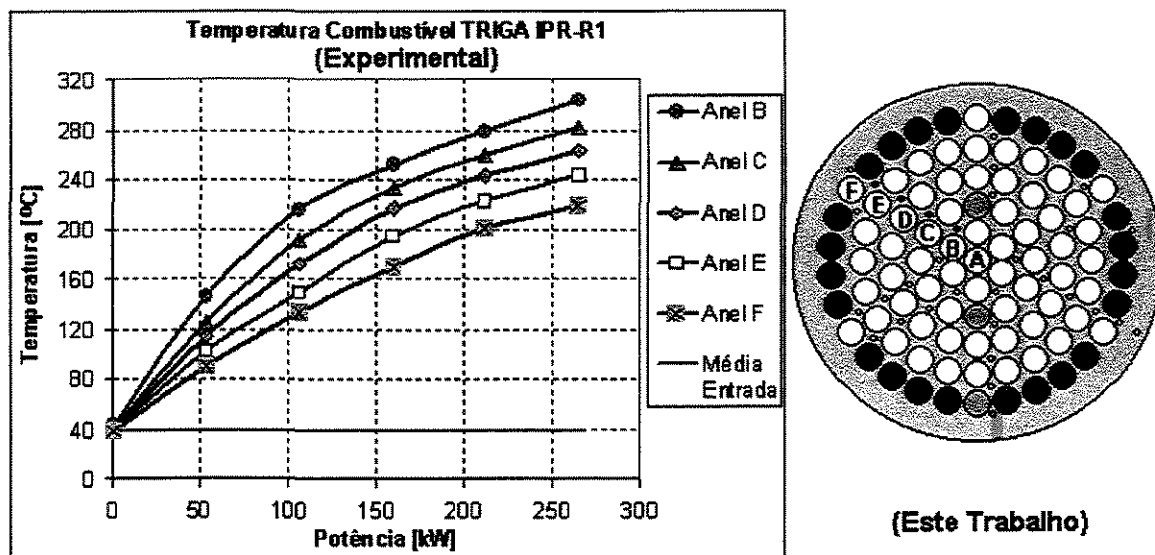
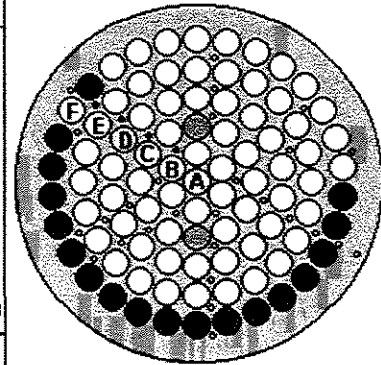
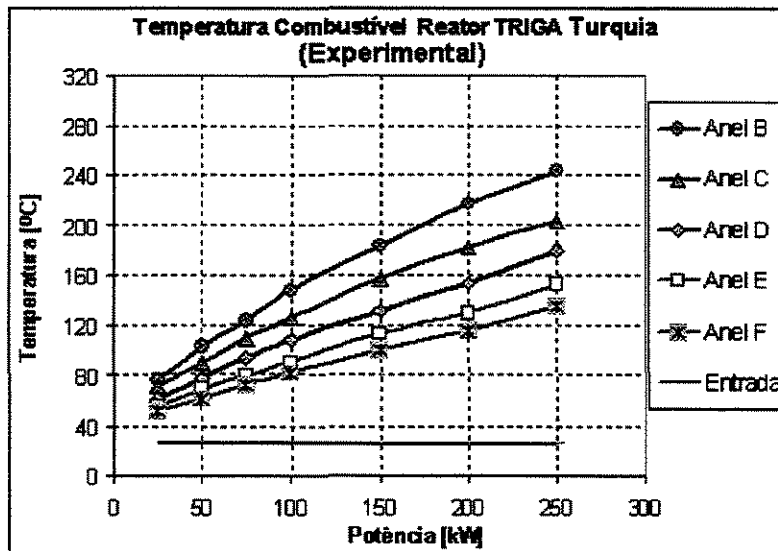
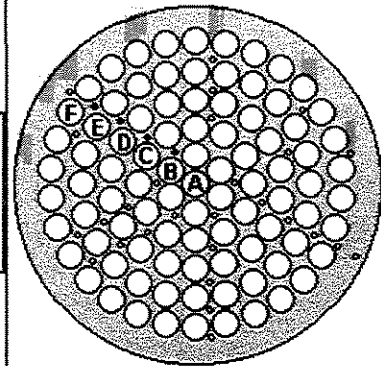
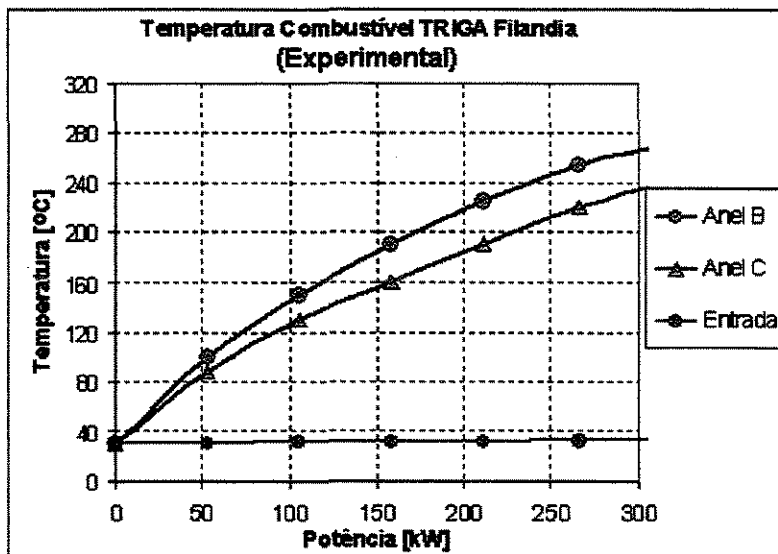


Figura 4.13 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA IPR-R1



Fonte:
BUKE e YAVUZ, 2000

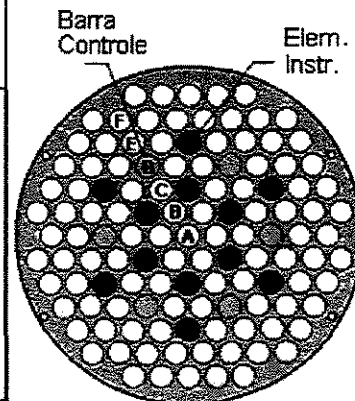
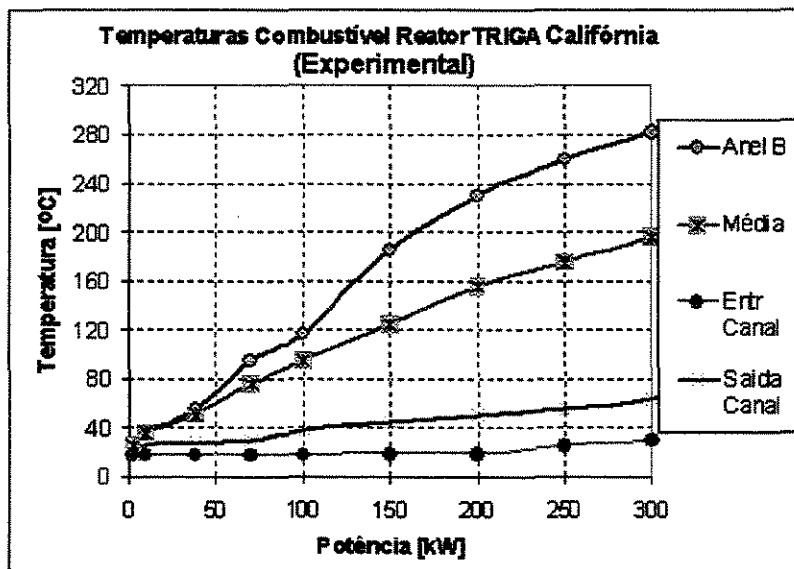
Figura 4.14 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA Mark II (250 kW) da Universidade Técnica de Istambul



Fonte:
BÄRS e VAURIO, 1966

Figura 4.15 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA Mark II (250 kW) do Instituto de Pesquisa Técnica de Helsinki

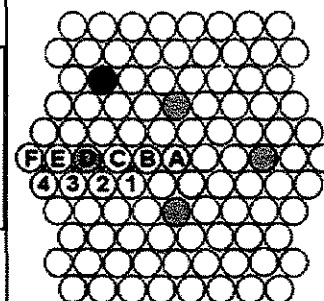
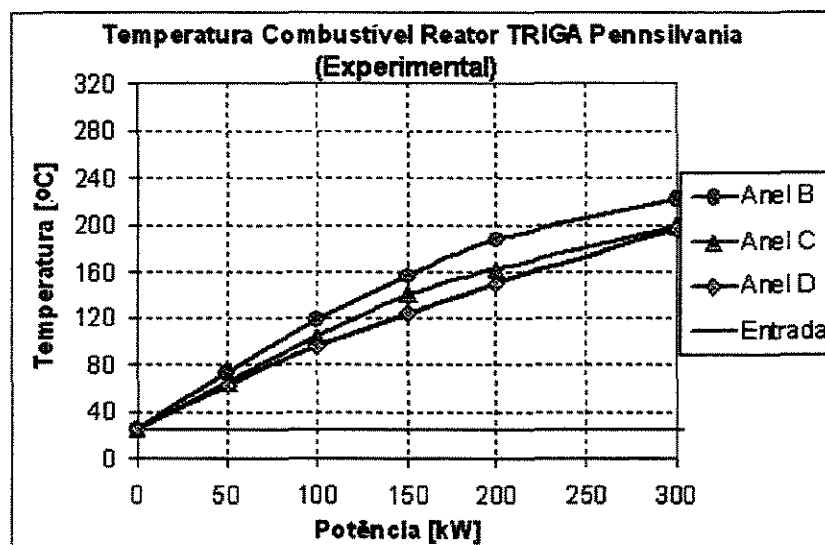
Na Figura 4.16 tem-se os resultados experimentais reportados por MERTEN et al. (1959), para o reator TRIGA Mark I da *General Atomic* em San Diego, California. Os combustíveis são distribuídos no reticulado em uma geometria hexagonal (SIMNAD e CHESWORTH, 1972).



Fonte:
MERTEN et al., 1959

Figura 4.16 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA Mark I (250 kW) da General Atomic

Na Figura 4.17 tem-se o resultado relatado por HAAG (1971) para o reator TRIGA da Universidade da Pensilvânia. O núcleo deste reator tem a forma retangular com os combustíveis dispostos de modo hexagonal.



Fonte:
HAAG, 1971

Figura 4.17 - Resultados Experimentais no Reator TRIGA Mark III (1 MW) da Universidade do Estado da Pennsylvania

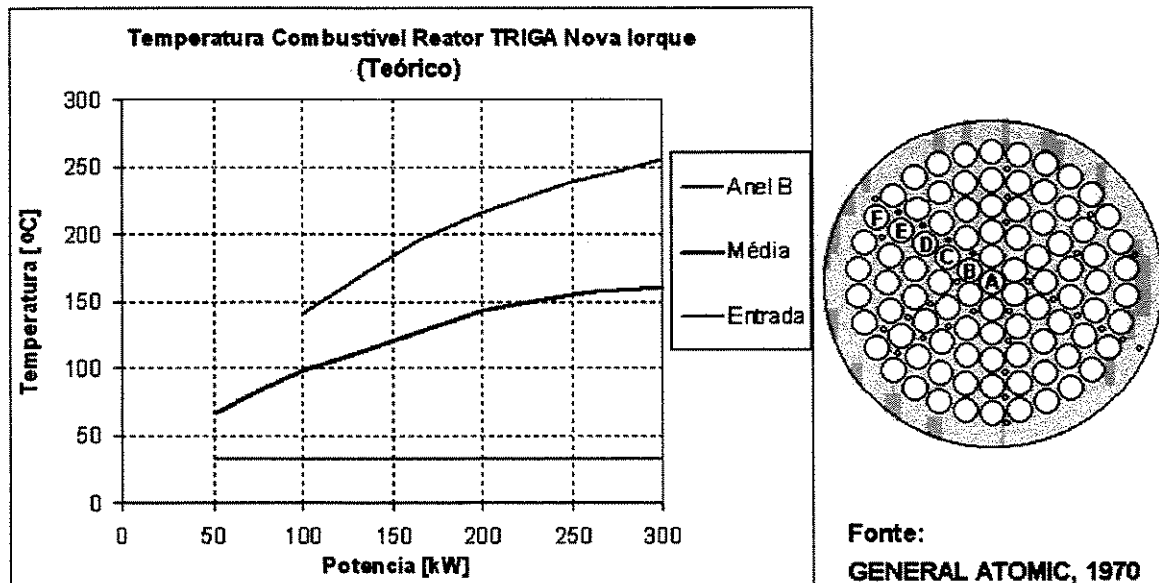


Figura 4.18 - Valores Calculados para o Reator TRIGA Mark II (250 kW) da Universidade de Columbia em Nova Iorque

4.4.2 Distribuição da Temperatura nos Canais em Função da Potência

Na Figura 4.19 é mostrada as temperaturas de saídas dos canais do núcleo em função da potência para os cinco anéis do reticulado. Nas Figuras 4.20 e 4.21 tem-se os resultados de dois trabalhos encontrados na literatura. Os canais onde foram realizadas as medidas são mostrados ao lado do gráfico.

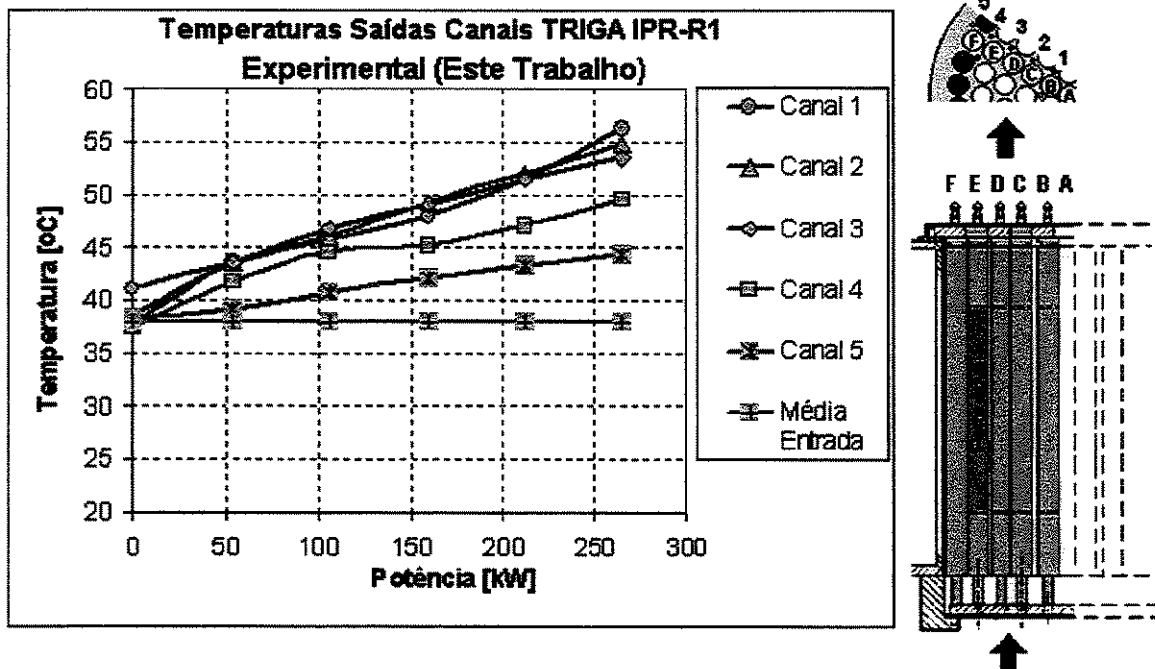


Figura 4.19 – Temperaturas nas Saídas dos Canais em Função da Potência medidos para o Reator TRIGA IPR-R1

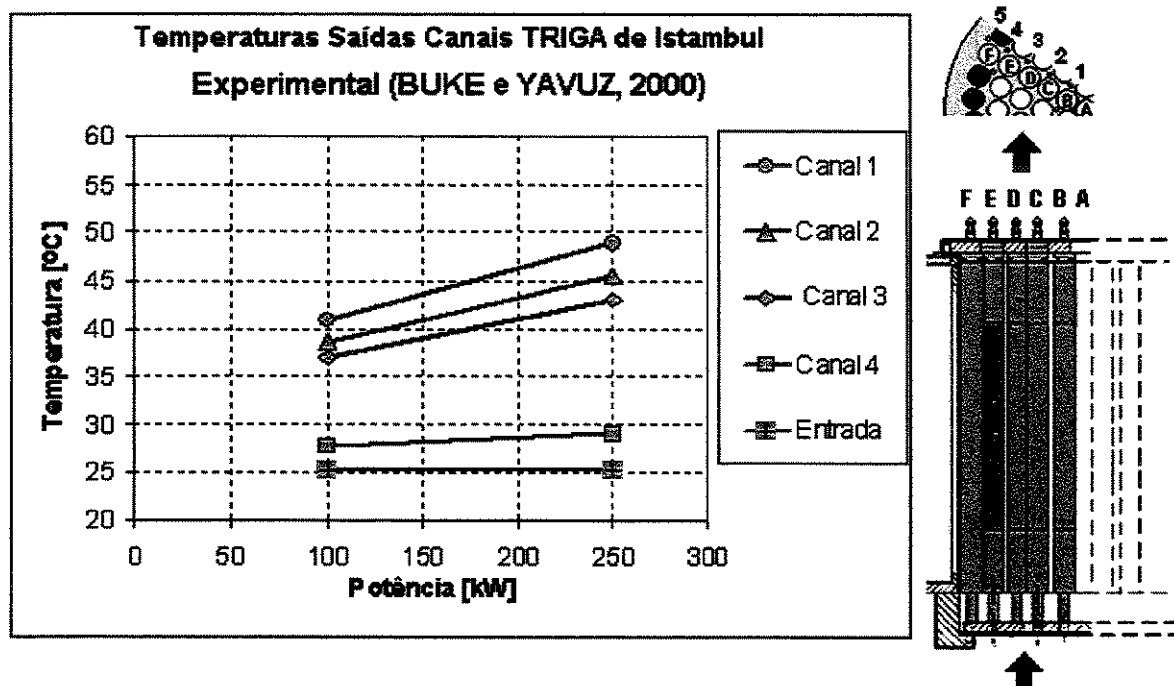


Figura 4.20 – Temperaturas nas Saídas dos Canais medidos para o Reator TRIGA de Istambul

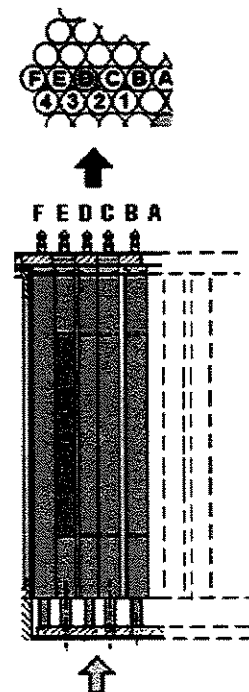
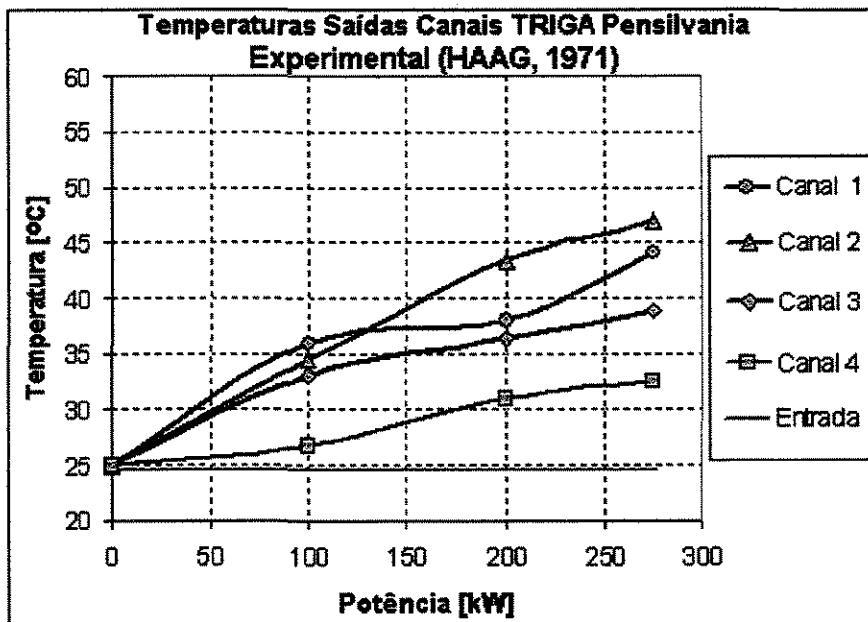


Figura 4.21 - Temperaturas nas Saídas dos Canais medidos para o Reator TRIGA da Universidade da Pensilvânia

4.5 Operação do Reator em Estado Estacionário

Com a potência do reator em 265 kW monitoraram-se as evoluções das temperaturas até o equilíbrio térmico com o ambiente, que foi atingido após cerca de 7h de operação. O gráfico da Figura 4.22 mostra os valores em regime permanente registrados com o combustível instrumentado (CI) na posição B1. A temperatura máxima no combustível atingiu 310 °C e a temperatura máxima na saída do Canal 1 foi de 61 °C. A refrigeração forçada do poço foi desligada durante cerca de 15 min., com o reator em 265 kW. Na Figura 4.23 tem-se o registro das temperaturas antes e após o desligamento. As temperaturas do poço se elevam e as do combustível se mantêm praticamente constantes. Pode-se observar que a refrigeração natural no núcleo é suficiente para manter a temperatura do combustível abaixo de 550 °C, que é o limite para os combustíveis com revestimento de alumínio. Na Figura 4.24 a escala de temperatura foi ampliada realçando o momento do desligamento.

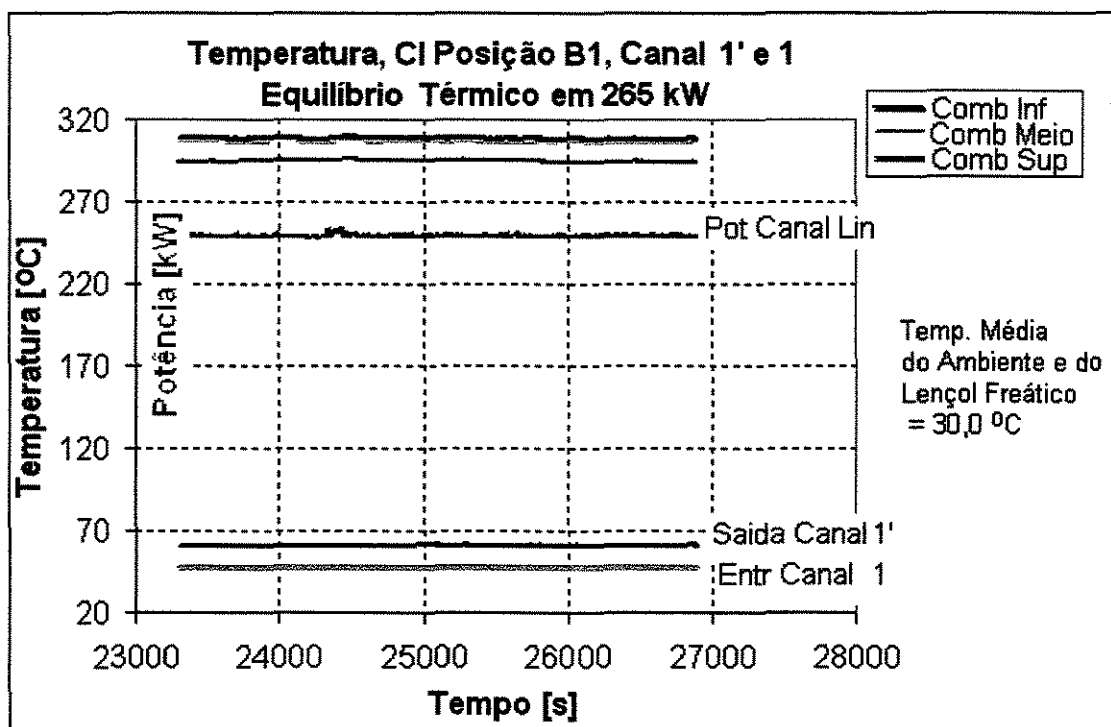


Figura 4.22 - Temperatura do Combustível Instrumentado, da Entrada do Canal 1' e da Saída do Canal 1, durante o Equilíbrio Térmico em 265 kW

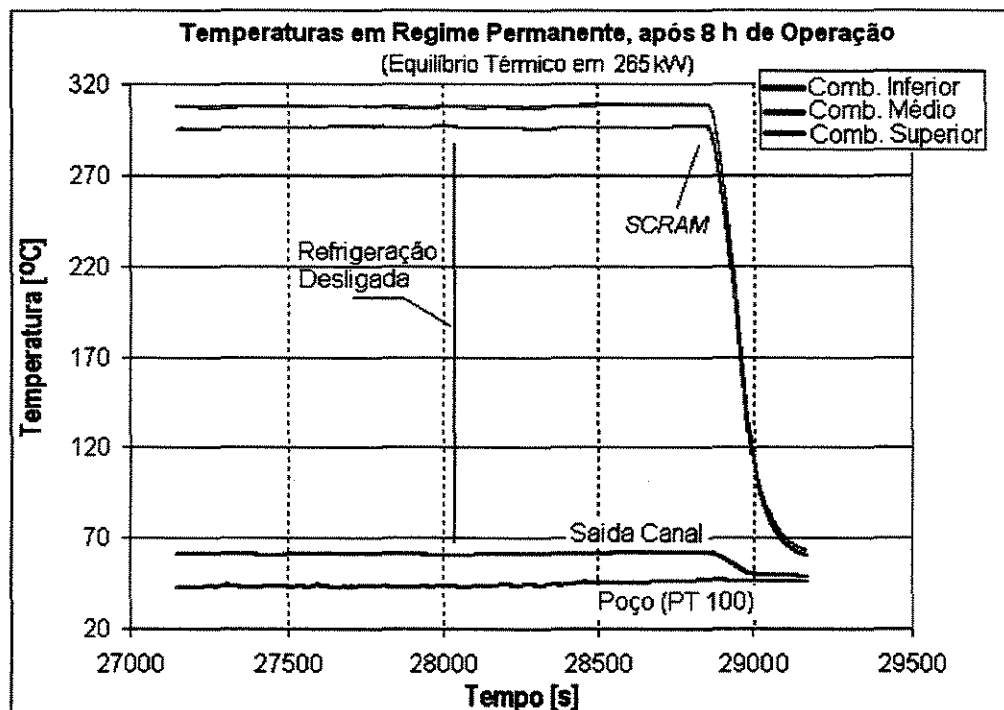


Figura 4.23 - Influência do Desligamento da Refrigeração Forçada do Poço nas Temperaturas

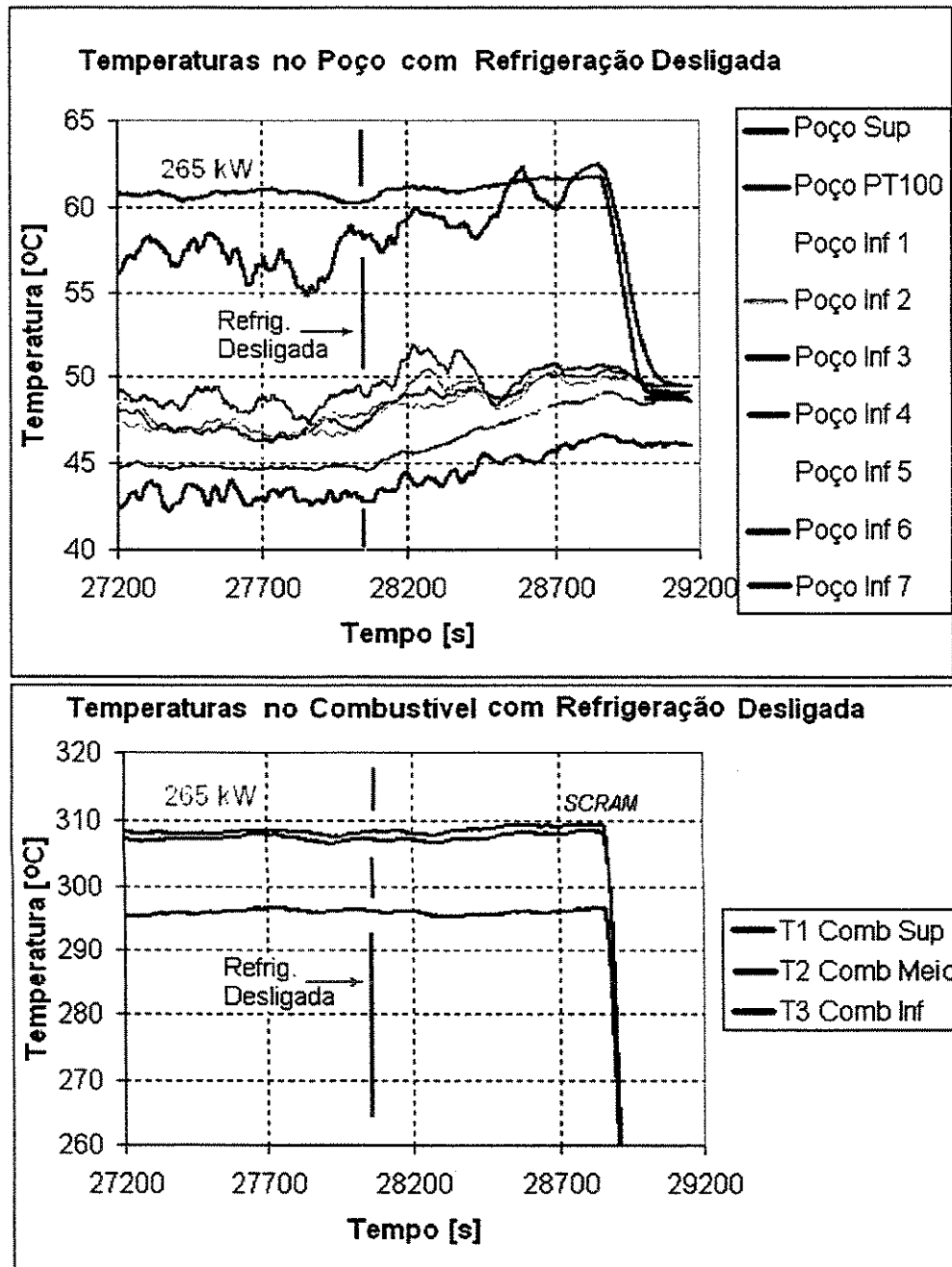


Figura 4.24 - Comportamento das Temperaturas no Combustível, na Saída do Canal e no Poço, após o Desligamento da Refrigeração Forçada

4.6 Perfil Axial de Temperatura no Canal do Núcleo

Com as temperaturas do reator em equilíbrio térmico com o meio, operando nas potências de 106 kW e depois em 265 kW, a sonda do Canal 1', que mede a temperatura da entrada deste canal, foi erguida da posição inferior até a saída do núcleo e a temperatura foi

registrada. Os valores obtidos são mostrados no gráfico da Figura 4.25. No gráfico tem-se também resultados experimentais obtidos por BÜKE e YAVUZ (2000), BÄRS e VAURIO (1966) e HAAG (1971) e os valores encontrados com código PANTERA.

Apesar do Canal 1' situar-se ao lado da barra de controle, o perfil axial de temperatura não sofreu influência de uma possível deformação do fluxo neutrônico provocado pela barra, pois esta se encontrava na sua posição superior, isto é, fora do núcleo.

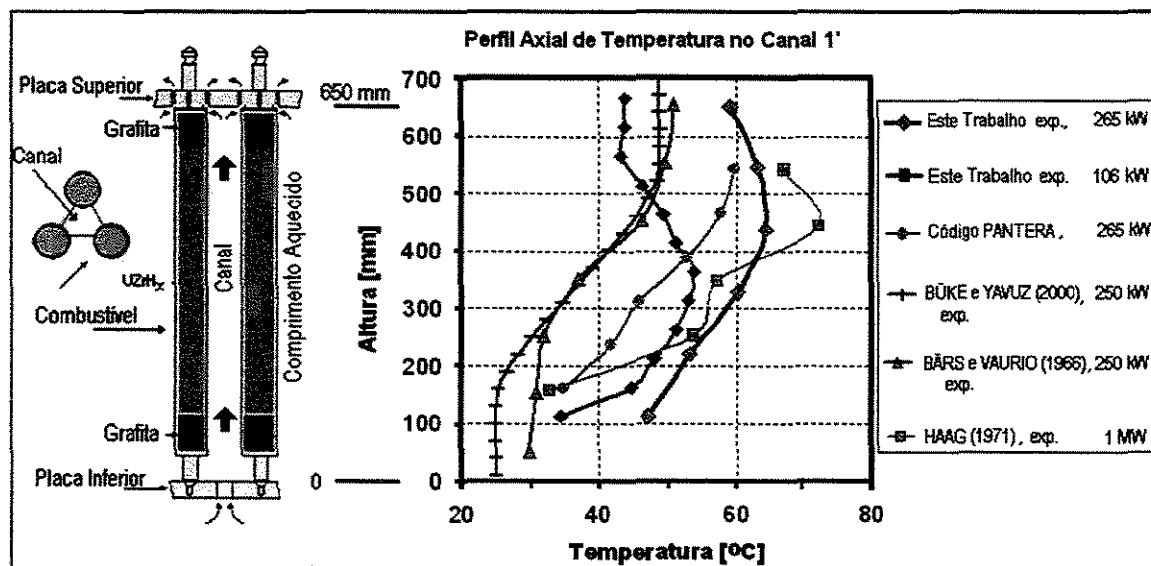


Figura 4.25 – Variação da Temperatura ao Longo do Canal 1'

Na potência de 106 kW a temperatura atinge um valor máximo próximo à altura do centro do combustível. Em 265 kW este valor máximo ocorre um pouco acima do centro. HAAG (1971) obteve uma curva similar, operando à potência de 1 MW. Uma possível explicação para este decréscimo da temperatura do fluido após passar pela parte ativa do combustível, seja devido à existência de fluxo cruzado da água vindo de canais da periferia mais frios. Em todas as referências consultadas, para reatores de potência, o perfil ao longo do canal é sempre mostrado de modo crescente.

4.7 Canal de Medida de Potência por Processo Térmico

Observou-se que o valor do diferencial de temperatura do combustível em relação à temperatura abaixo do núcleo (entrada do primário) mantém-se, praticamente, constante ao longo do tempo, conforme mostrado na Figura 4.26.

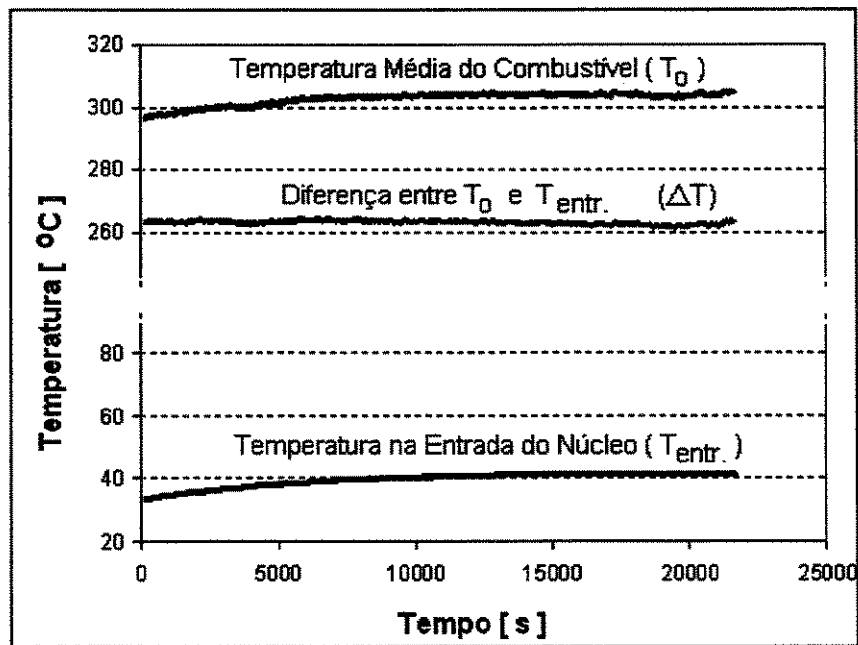


Figura 4.26 – Evolução das Temperaturas do Combustível e da Água abaixo do Núcleo

Com o combustível instrumentado posicionado na posição B1, fez-se um gráfico (Figura 4.27) da potência indicada pelo canal linear (valores corrigidos pela calibração térmica), em função da diferença entre a temperatura do combustível e a temperatura medida abaixo do núcleo (entrada do primário). Encontrou-se, por regressão, o seguinte polinômio relacionando este dois valores:

$$q = 2 \cdot 10^{-5} (\Delta T)^3 - 0,0045(\Delta T)^2 + 0,7666 \Delta T - 2,4475 \quad , \quad (4.1)$$

onde:

q = potência calibrada do reator em [kW];

ΔT = diferença entre o valor médio da temperatura do combustível instrumentado (TMP 1, TMP 2 e TMP 3) e da temperatura abaixo do núcleo (entrada do primário) (AI 2), em [°C].

O coeficiente de determinação foi igual à unidade ($R^2 = 1$). A Eq. 4.1 foi adicionada no programa de coleta de dados, monitorando assim a potência do reator por mais este método.

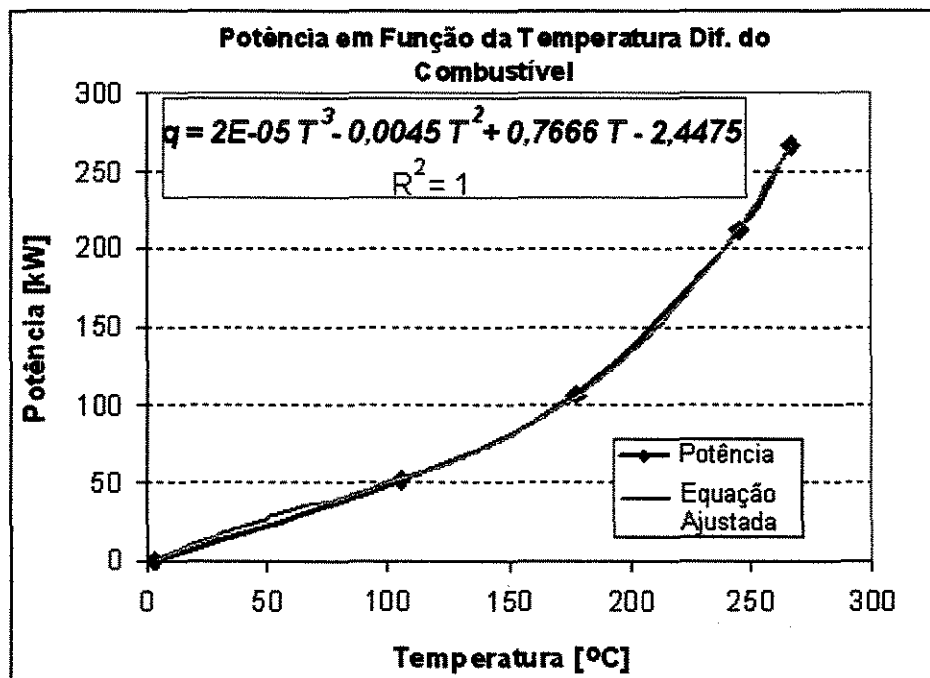


Figura 4.27 – Potência do Reator em Função da Temperatura do Combustível

O gráfico da Figura 4.28 compara a potência do reator medida pelo canal neutrônico linear e a potência encontrada utilizando a variação de temperatura do combustível. Pode-se observar que existe um atraso na resposta do canal baseado na temperatura do combustível.

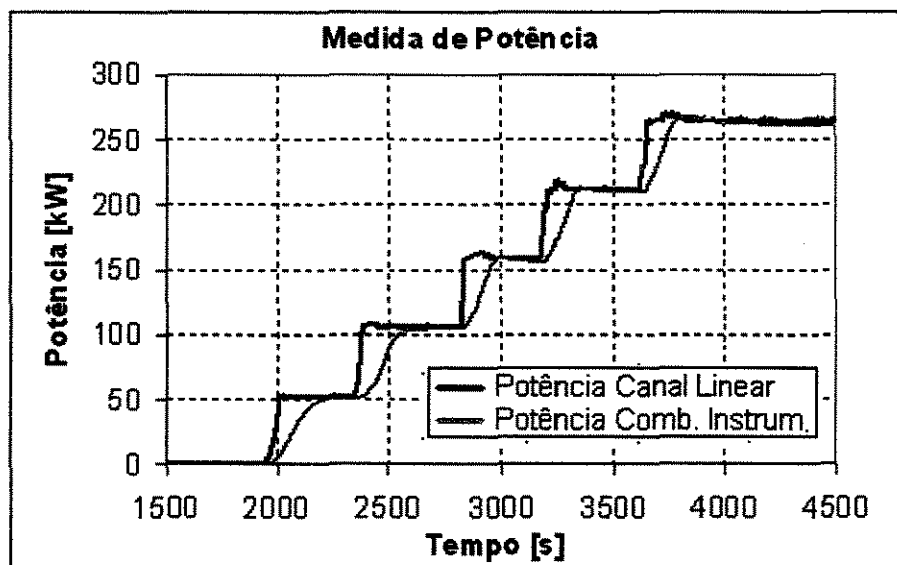


Figura 4.28 – Potência Medida pelo Canal Linear e Potência Medida pela Temperatura do Combustível

Como foi visto no Item 2.2.2, o limite de temperatura do combustível com o reator operando em estado estacionário é de 550 °C. Utilizando a Eq. 4.1 e, baseando-se só neste limite operacional, encontra-se um valor de potência de operação acima de 1MW para o reator atingir esta temperatura no combustível.

O combustível instrumentado, após os testes foi mantido na posição B1 e atualmente monitora a potência do reator em todas as suas operações.

4.8 Condutividade Térmica Global do Elemento Combustível

A partir da equação de Fourier (Eq. 3.1) chega-se à expressão para a distribuição de temperatura em combustíveis cilíndricos (TODREAS e KAZIMI, 1990), (GLASSTONE e SESONSKE, 1994), (DUDERSTADT e HAMILTON, 1976), (LAMARSH e BARATTA, 2001) e (EL-WAKIL, 1962), ou seja:

$$q''' = \frac{4k_g(T_o - T_{sup})}{r^2} \quad , \quad (4.2)$$

onde, q''' é a taxa de geração volumétrica de calor em $[W/m^3]$, k_g a condutividade térmica global do elemento combustível, em $[W/mK]$, T_o e T_{sup} são as temperaturas do centro e da superfície do elemento combustível em $[°C]$, r é o raio do elemento combustível em $[m]$. Portanto a condutividade total do elemento combustível de seu centro até a superfície externa é dada pela expressão,

$$k_g = \frac{q''' r^2}{4(T_o - T_{sup})} \quad . \quad (4.3)$$

A temperatura do centro do combustível foi medida, portanto deverá ser encontrada a temperatura da parede externa do revestimento. Na potência de 265 kW, a retirada de calor em todos os combustíveis é realizada em regime de ebulição nucleada sub-resfriada, a temperatura externa do revestimento é, portanto, a temperatura de saturação da água (T_{sat}) na pressão média de 1,5 bar (pressão atmosférica mais uma coluna de água de $\sim 5,2$ m), mais o superaquecimento da parede (ΔT_{sat}). A temperatura superficial (T_{sup}), conforme visto no Item 3.2.2. (Eq. 3.6), é dada por:

$$T_{sup} = T_{sat} + \Delta T_{sat} \quad ,$$

sendo T_{sat} igual a 111,37 °C, (WAGNER e KRUSE, 1998).

O superaquecimento é encontrado utilizando a correlação de McAdams (Eq. 3.7):

$$\Delta T_{sat} = 0,81(q'')^{0,259} ,$$

onde q'' é o fluxo de calor na superfície da vareta em $[W/m^2]$ e ΔT_{sat} é o superaquecimento em $[^{\circ}C]$.

Outros dados do elemento combustível instrumentado, utilizados nos cálculos, são encontrados na Tabela 4.4. A potência fornecida por este elemento é a potência total do núcleo multiplicada pela sua área externa ativa e dividida pela área total de transferência de calor dos elementos do núcleo (Tabela 2.1).

Tabela 4.4 – Dados do Elemento Combustível Instrumentado

Parâmetro	Valor
Comprimento aquecido (ativo)	38,1 cm
Diâmetro externo	3,76 cm
Área externa ativa do elemento combustível	450,05 cm ²
Área externa do combustível (U-ZrH _{1,6})	434,49 cm ²
Volume ativo do elemento combustível	423,05 cm ³
Volume do combustível (U-ZrH _{1,6})	394,30 cm ³
Potência (total do núcleo = 265 kW)	4,518 kW

A Tabela 4.7 mostra na penúltima coluna os valores de k_g encontrados em função da potência, com o elemento combustível instrumentado posicionado na posição B1 do núcleo. O valor da potência dissipada no elemento, mostrado na Coluna 2 corresponde ao da potência deste elemento (Tabela 4.4), multiplicado pelo fator de distribuição radial e multiplicado pelo fator da distribuição axial no elemento (fator radial = 1,551, fator axial = 1,25). Na Tabela T_o corresponde à temperatura medida no centro do combustível (média dos três termopares).

4.9 Coeficiente de Transferência de Calor do Revestimento para o Refrigerante

À medida que se vai elevando a potência do núcleo do reator o regime de transferência de calor do revestimento do combustível para o refrigerante, passa do regime de **convecção monofásica** para **ebulição nucleada sub-resfriada**. A maior temperatura medida no núcleo (Canal 1) foi de 65 °C, portanto bem abaixo de 111,4 °C que é a temperatura de saturação da água a 1,5 bar. Portanto não se atinge o regime de ebulição nucleada saturada.

4.9.1 Coeficiente de Transferência de Calor na Região Monofásica

O coeficiente de transferência de calor na região monofásica foi calculado pela correlação de Dittus-Boelter (Eq. 3.4), mostrada no Item 3.2.1:

Na Figura 4.29 tem-se em destaque o Canal 1', que teve sua temperatura monitorada e o Canal 0 situado mais no centro onde se tem a maior densidade de fluxo neutrônico. Não existe furo na placa superior na direção do Canal 0, portanto não foi possível medir sua temperatura. Será feito o cálculo do coeficiente de transferência de calor utilizando a correlação de Dittus-Boelter nos dois canais, para efeito de comparação. As temperaturas de entrada e saída no Canal 0 serão consideradas como sendo iguais às do Canal 1'. Os dados geométricos do Canal 0 e do Canal 1 são dados na Tabela 4.5.

O aquecimento de cada canal é resultado da soma das contribuições das potências das frações dos perímetros dos combustíveis em torno do canal. A potência total do núcleo é 265 kW, dando uma média de 4,518 kW para cada elemento combustível com revestimento de aço e 4,176 kW para cada elemento com revestimento de alumínio. Os valores são multiplicados pelos fatores radiais de distribuição de potência no núcleo dado pelo cálculo neutrônico (Figura 3.1) e multiplicados pelo fator de distribuição axial de potência no combustível (1,25) (Figura 3.2). Os produtos são multiplicados pelas frações dos perímetros de cada combustível em contato com o canal.

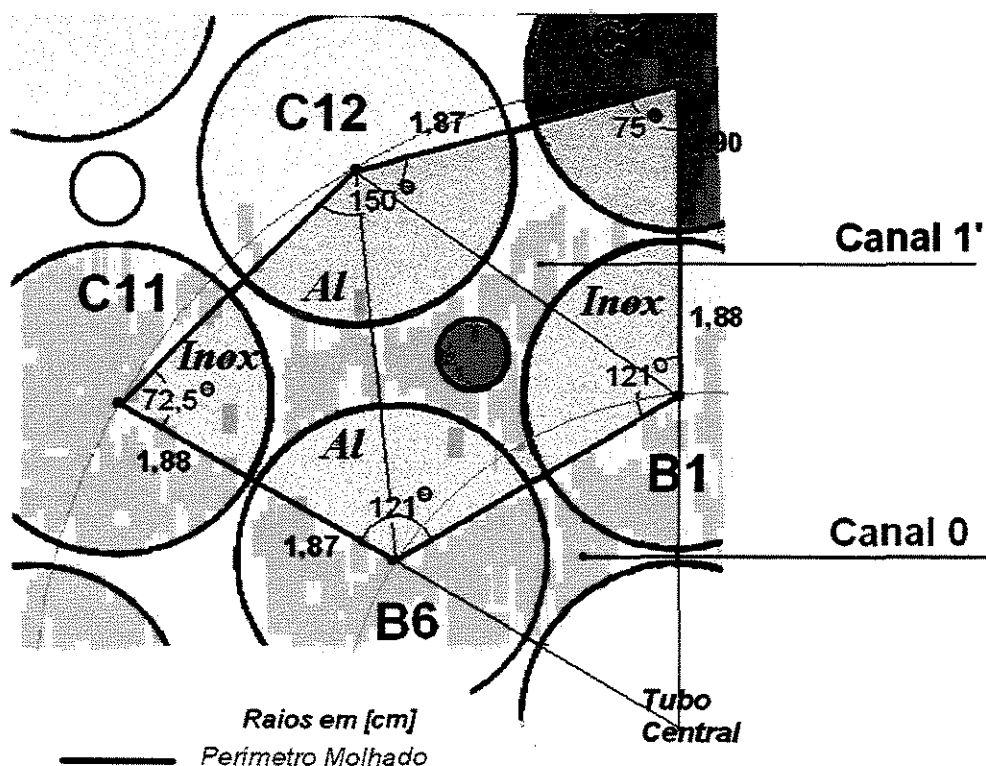


Figura 4.29 – Canais mais Aquecidos do Núcleo

Na Tabela 4.5 tem-se os dados do Canal 0 e do Canal 1' e o percentual de contribuição de potência de cada combustível para o aumento de temperatura da água ao longo deles.

Tabela 4.5 – Dados do Canal 0 e do Canal 1'

	Canal 0	Canal 1'	Unidade
Área (A)	1,574	8,214	cm ²
Perímetro Molhado (P _w)	5,901	17,643	cm
Perímetro Aquecido (P _h)	3,906	15,156	cm
Diâmetro Hidráulico (D _w)	1,067	1,862	cm
Diâmetro do Combustível B1 e C11 (inox.)	3,76	3,76	cm
Diâmetro do Combustível B6 e C12 (Al)	3,73	3,73	cm
Diâmetro da Barra de Controle C1	3,80	3,80	cm
Diâmetro do Tubo Central	3,81	3,81	cm
Potência Total do Núcleo (265 kW)	100	100	%
Contribuição do Combustível B1 (aço)	0,54	1,11	%
Contribuição do Combustível B6 (Al)	0,46	0,94	%
Contribuição do Combustível C11 (aço)	-	0,57	%
Contribuição do Combustível C12 (Al)	-	1,08	%
Total Potência no Canal	1,00	3,70	%

O fluxo de massa no canal é dado pela vazão de massa dividida pela área do canal.

A vazão de massa é dada pelo balanço térmico no canal, ou seja:

$$q = \dot{m} c_p \Delta T \quad , \quad (4.6)$$

onde: q é a potência fornecida ao canal em [kW], $\dot{m}$ é a vazão mássica no canal em [kg/s], c_p é o calor específico isobárico da água em [J/kgK] e ΔT é a diferença de temperatura entre a entrada e a saída do canal em [°C].

Na Tabela 4.6 tem-se os dados do refrigerante em função da potência fornecida aos Canais 1' e 0. Na tabela o fluxo de massa G é dado por: $G = \dot{m} / \text{área do canal}$. A velocidade u é dada por: $u = G/\rho$, sendo ρ a densidade da água (995 kg/m³). Os valores das propriedades termodinâmicas da água à pressão de 1,5 bar em função da temperatura média do fluido no canal foram estimados, por interpolação, da tabela fornecida por WAGNER e KRUSE (1998). Na última coluna têm-se o coeficiente de transferência de calor (h_{sup}) calculado pela correlação de Dittus-Boelter.

O Canal 0 recebe uma potência percentual menor. Por outro lado sua área é muito menor do que a área do Canal 1' e mesmo considerando-se nos cálculos as temperaturas dos dois canais como sendo iguais, o h_{sup} monofásico do Canal 0 é maior, pois o fluxo de calor é maior.

Tabela 4.6 - Propriedades do Refrigerante e Coeficiente de Convecção Monofásico

q Núcleo	q Canal	ΔT	c_p	$\dot{m}$	G	u	μ	k	Re	Pr	h_{sup}
[kW]	[kW]	[°C]	[kJ/kgK]	[kg/s]	[kg/m ² s]	[m/s]	[10 ⁻³ kg/ms]	[W/mK]			[kW/m ² /K]
Canal 1'											
265	9,81	13,9	4,1809	0,169	205,40	0,21	0,549	0,639	6968	3,6	1,562
212	7,84	9,6	4,1800	0,195	237,98	0,24	0,575	0,638	7708	3,8	1,724
160	5,92	7,0	4,1795	0,202	246,35	0,25	0,596	0,636	7697	3,9	1,743
108	4,00	4,6	4,1793	0,208	253,05	0,25	0,620	0,634	7601	4,1	1,750
53	1,96	2,5	4,1789	0,188	228,52	0,23	0,638	0,632	6670	4,2	1,591
35	1,30	1,8	4,1780	0,172	209,64	0,21	0,642	0,630	6081	4,3	1,479
Canal 0											
265	2,65	13,9	4,1809	0,046	289,71	0,29	0,549	0,639	5630	3,6	2,300
212	2,12	9,6	4,1800	0,053	335,65	0,34	0,575	0,638	6228	3,8	2,537
160	1,6	7,0	4,1795	0,055	347,45	0,35	0,596	0,636	6220	3,9	2,566
108	1,08	4,6	4,1793	0,056	356,91	0,36	0,620	0,634	6142	4,1	2,576
53	0,53	2,5	4,1789	0,051	322,31	0,32	0,638	0,632	5390	4,2	2,342
35	0,35	1,8	4,1780	0,047	295,68	0,30	0,642	0,630	4914	4,3	2,176

4.9.2 Coeficiente de Transferência de Calor na Região de Ebulição Nucleada Sub-Resfriada

Para o regime de ebulição nucleada sub-resfriada (ebulição local), utiliza-se a Eq. 3.5, modificada conforme mostrada abaixo (KREITH, 2002), (TONG e TANG, 1997), (HOAG, 1958):

$$h_{sup} = q'' / \Delta T_{sat} \quad , \quad (4.7)$$

onde: h_{sup} é o coeficiente de transferência de calor por convecção entre a superfície externa do revestimento do combustível e a água, em [kW/m²K], q'' é o fluxo de calor na superfície do combustível em [kW/m²] e ΔT_{sat} é o superaquecimento na superfície em contato com a água em [°C].

Os valores encontrados para h_{sup} em função da potência, com o combustível instrumentado posicionado na Posição B1 são mostrados na última coluna da Tabela 4.7.

Tabela 4.7 – Parâmetros Térmicos do Elemento Combustível na Posição B1

$q_{núcleo}$ [kW]	q_{B1} [W]	T_o [°C]	q' [W/m]	q'' [W/m ²]	q''' MW/m ³	ΔT_{sat} [°C]	T_{sup} [°C]	k_g [W/mK]	h_{sup} [kW/m ² K]
265	8759	300,6	22988	194613	20,70	19,0	130,4	10,75	10,25
212	7007	278	18391	155690	16,56	17,9	129,3	9,84	8,69
160	5288	251,6	13880	117502	12,50	16,7	128,0	8,94	7,05
108	3570	216,1	9369	79314	8,44	15,0	126,4	8,31	5,27

Na Figura 4.30 é apresentado o gráfico do coeficiente de transferência de calor da superfície do elemento combustível para o refrigerante em função do superaquecimento, para os dois regimes. Esta é a mesma curva mostrada anteriormente no Item 3.2 (Figura 3.3), mas para as condições específicas do Reator TRIGA IPR-R1. A correlação utilizada para ebulição nucleada sub-resfriada não é válida para a região de convecção monofásica, assim como a correlação de Dittus-Boelter não é válida para a região de ebulição. A transição entre os dois regimes acontece a partir de aproximadamente 100 kW conforme mostrado no gráfico.

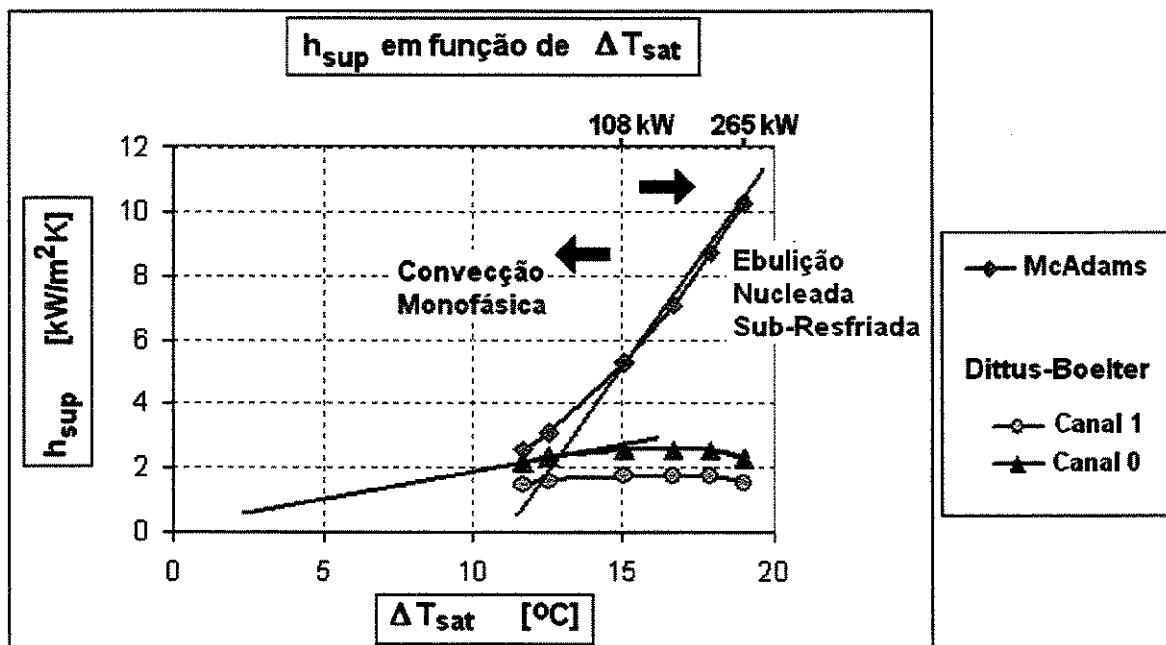


Figura 4.30 - Regimes de Transferência de Calor na Superfície do Elemento Combustível

Na Figura 4.31 tem-se os gráficos da condutividade térmica global (k_g) e dos coeficientes de transferência de calor da superfície (h_{sup}) em função da potência.

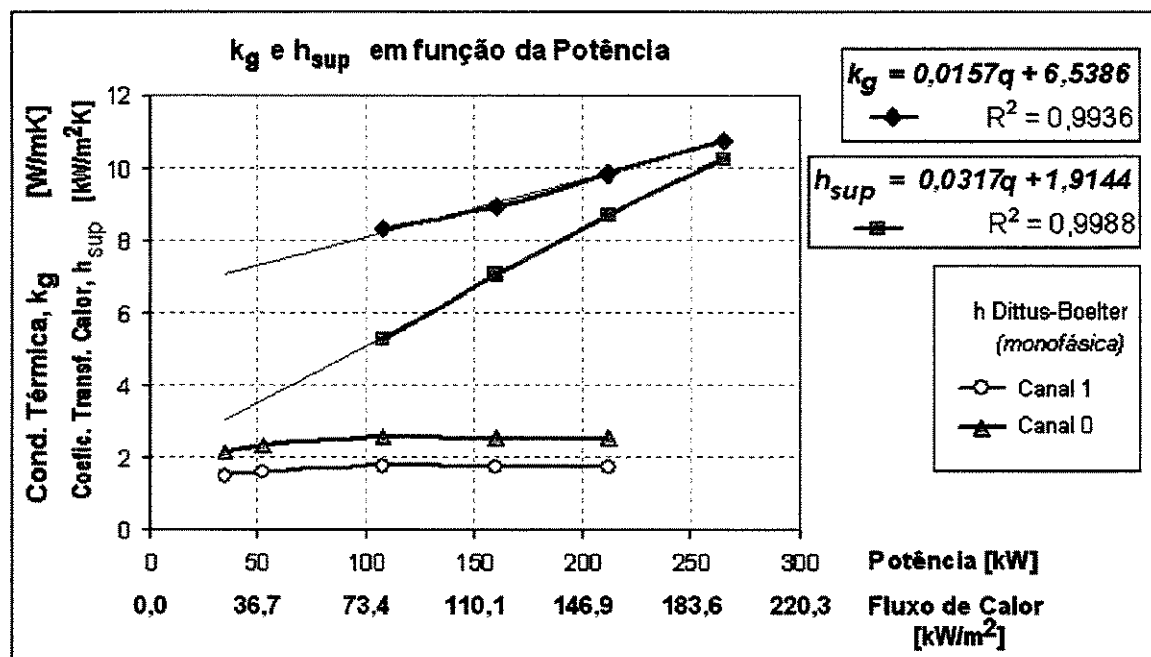


Figura 4.31 – Condutividade Térmica Global do Elemento Combustível e Coeficiente de Transferência de Calor do Revestimento para o Refrigerante

Com os valores de k_g encontrou-se por regressão linear a seguinte expressão para o valor da condutividade térmica global do elemento combustível k_g , em [W/mK] em função da potência total do reator q , em [kW]:

$$k_g = 0,0157 q + 6,5386 \quad , \quad (4.8)$$

com o coeficiente de determinação $R^2 = 0,9936$, erro padrão da curva ajustada $U_{y,x} = 0,104$ W/mK e incerteza de $\pm 7,3$ % (Anexo 3).

Utilizando a Equação 2.3 encontrada por FELTUS e MILLER (2000) mostrada no Item 2.4.2, tem-se para a mesma potência, um valor de k_g cerca de três vezes menor. O combustível instrumentado por eles utilizado era um modelo diferente do que foi aqui investigado, com os termopares localizados fora do eixo central. Desconsiderou-se também a existência do *gap* entre o combustível e o revestimento.

Para o coeficiente de transferência de calor por ebulição nucleada sub-resfriada h_{sup} , em [kW/m²K], em função da potência do reator q , em [kW], encontrou-se por regressão linear a seguinte expressão:

$$h_{sup} = 0,0317q + 1,9144 \quad , \quad (4.9)$$

com coeficiente de determinação $R^2 = 0,9988$, erro padrão da curva ajustada $U_{y,x} = 0,179$ kW/m²K e incerteza de 7,4 % (Anexo 3).

4.10 Coeficiente de Transferência de Calor entre Combustível e Revestimento (*Gap*)

O elemento combustível instrumentado como foi visto na Figura 2.7 é composto de um pino central de zircônio, a parte ativa do combustível formado de uma liga de hidreto de zircônio-urânio (U-ZrH_{1,6}), uma interface entre o combustível e o revestimento externo (*gap*) e o revestimento de aço 304. Utilizando a analogia com circuitos elétricos, tem-se que a resistência à condução de calor do centro do combustível para o refrigerante é feita através das resistências térmicas oferecidas pelas seguintes camadas:

$$R_g = R_{Zr} + R_{U-ZrH} + R_{gap} + R_{rev} + R_{sup} \quad , \quad (4.10)$$

onde R_g é a resistência global do elemento combustível, R_{Zr} é a resistência do pino central de zircônio, R_{U-ZrH} é a resistência da liga combustível, R_{gap} é a resistência do *gap*, R_{rev} é a resistência do revestimento e R_{sup} é a resistência convectiva da parede para o refrigerante.

A resistência térmica à condução (R_{cond}) em um meio com condutividade k , e fluxo de calor na direção x , através de uma área A , é dada pela expressão (HOLMAN, 2002):

$$R_{cond} = \Delta x / kA \quad (4.11)$$

A resistência térmica para a transmissão de calor por convecção (R_{conv}) de um meio para um fluido com coeficiente de transferência de calor h , através de uma área A , é dada pela expressão (HOLMAN, 2002):

$$R_{conv} = 1 / hA \quad (4.12)$$

Segundo TODREAS e KAZIMI (1990), pode-se desconsiderar a condução axial de calor quando o comprimento do combustível é maior do que 10 vezes o seu diâmetro. Têm-se então as seguintes expressões de resistência à condução, para as geometrias dos componentes de combustível mostrados na Tabela 4.8 (HOLMAN, 2002).

Tabela 4.8 – Resistências Térmicas à Condução

Geometria	Resistência Térmica, R	Queda de Temperatura, ΔT
Cilindro	$R = 1 / 4\pi \ell k$	$\Delta T = q''' r^2 / 4 k$
Cilindro vazado	$R = \ln(r_{ext}/r_{int}) / 2\pi \ell k$	$\Delta T = q''' r_o^2 \ln(r_{ext}/r_{int}) / 2k$
Resistência convectiva em cilindro	$R = 1 / 2\pi \ell r h$	$\Delta T = q''' r / 2 h$

Na tabela r_o é o raio do cilindro interno que produz calor, r é o raio em qualquer ponto do cilindro, r_{int} é o raio da parede interna, r_{ext} é o raio da parede externa, ℓ é o comprimento aquecido, k é a condutividade térmica, h é o coeficiente de transferência de calor por convecção, ΔT é a queda de temperatura na direção radial e q''' é a potência térmica por unidade de volume.

As expressões da condutividade térmica em [W/mK] dos materiais constituintes do elemento combustível, em função da temperatura em [°C], são dadas na Tabela 4.9. Para a liga combustível U-ZrH_{1,6} encontrou-se três equações para $k(T)$ que fornecem resultados bem próximos. Não foram apresentadas as faixas de validade destas relações nem suas incertezas. Utilizou-se a de SIMNAD et al. (1976) por ser o pesquisador que mais estudou esta liga combustível. A faixa de validade da expressão de $k(T)$ do aço AISI 304 é de 20 °C a 820 °C com erro padrão de 0,14 W/mK (ASME, 1992).

Tabela 4.9 – Condutividade Térmica em Função da Temperatura

Material	$k(T)$	Fonte
Zircônio (Zr)	$4,0 \times 10^{-3} T + 21,23$	GLASSTONE e SESONSKE (1994)
Urânio/hidreto zircônio (U-ZrH _{1,6})	$1,11 \times 10^{-3} T + 18,5$ $0,0075 T + 17,58$ $0,00415 T + 18,94$	GENERAL ATOMIC (1969) SIMNAD et al. (1976) AHAD et al. (1992)
Aço AISI 304	$3,17 \times 10^{-9} T^3 - 6,67 \times 10^{-6} T^2 + 1,81 \times 10^{-2} T + 14,46$	ASME (1992)

O pino central de zircônio com diâmetro de 6,35 mm, onde se encontram fixados os termopares não gera calor. Portanto considerou-se que a parte central do combustível como constituído também de U-ZrH_{1,6}. Colabora para esta aproximação o fato das condutividades térmicas dos dois materiais serem praticamente iguais. Portanto o elemento combustível ficou com a configuração mostrada na Figura 4.32.

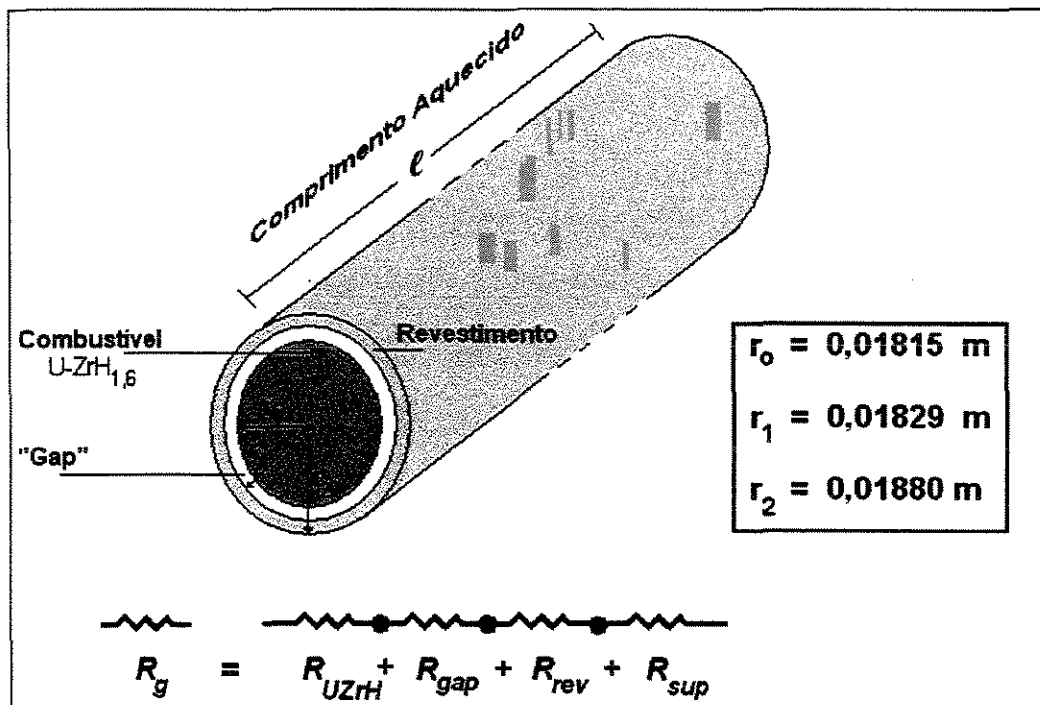


Figura 4.32 – Configuração do Elemento Combustível

O valor de R_{gap} na Eq. 4.10 será, portanto o valor R_g menos os valores de resistência dos outros componentes, ou seja:

$$R_{gap} = R_g - R_{UZrH} - R_{rev} - R_{sup} \quad (4.13)$$

Substituindo para as geometrias dadas na Tabela 4.8, tem-se:

$$\frac{1}{2\pi\ell r_o h_{gap}} = \frac{1}{4\pi\ell k_g} - \frac{1}{4\pi\ell k_{UZrH}} - \frac{\ln(r_2/r_1)}{2\pi\ell k_{rev}} - \frac{1}{2\pi\ell r_2 h_{sup}} \quad (4.14)$$

Na expressão acima a única incógnita é o h_{gap} . Com os valores de k_g e h_{sup} encontrados anteriormente e com os valores de k da liga combustível e do revestimento corrigidos em função da temperatura (Tabela 4.9), encontra-se o valores de h_{gap} . Para a temperatura do combustível foram considerados os valores previstos pelo cálculo teórico em função do raio. Para a temperatura do revestimento, considerou-se o valor na sua superfície T_{sup} (Tabela 4.7), que foi encontrada utilizando-se a correlação de McAdams. Portanto, na Eq. 4.13, não será utilizado o valor da resistência convectiva da interface revestimento/ refrigerante (R_{sup}). O valor do coeficiente de transferência de calor no *gap* será, portanto:

$$h_{gap} = \frac{2}{r_o} \left(\frac{k_g k_{UZrH} k_{rev}}{k_{UZrH} k_{rev} - k_g k_{rev} - 2k_g k_{UZrH} \ln(r_2/r_1)} \right) \quad (4.15)$$

Na Figura 4.33 tem-se o gráfico do coeficiente de transferência de calor da interface combustível / revestimento (*gap*), em função da potência do reator. Na figura tem-se também os três valores teóricos para o coeficiente de transferência de calor recomendados pela GENERAL ATOMIC (1970).

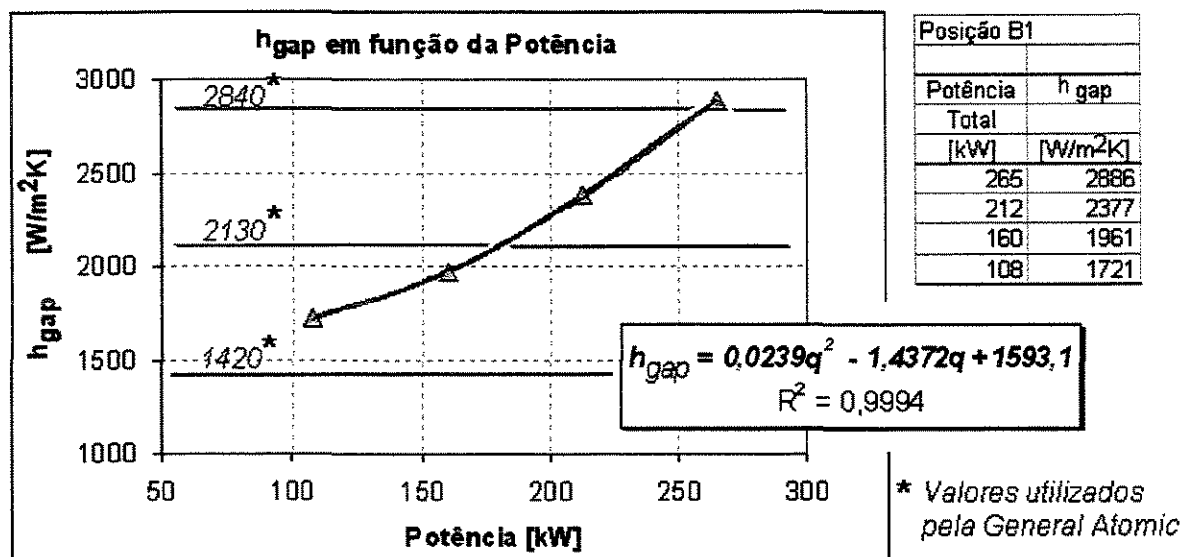


Figura 4.33 - Coeficiente de Transferência de Calor do Gap em Função da Potência

Encontrou-se por regressão o seguinte polinômio para o valor de h_{gap} em $[W/m^2K]$, em função da potência de operação do reator q em $[kW]$:

$$h_{gap} = 0,0239 q^2 - 1,4372 q + 1593,1 \quad , \quad (4.16)$$

com coeficiente de determinação $R^2 = 0,9994$, erro padrão da curva ajustada $U_{y,x} = 15 W/m^2K$ e incerteza de $\pm 7,5 \%$ (Anexo 3).

4.11 Perfil de Temperatura Radial no Elemento Combustível

São agora conhecidas todas as resistências térmicas dos componentes do combustível. A partir da temperatura no centro do combustível e utilizando-se as equações dadas na Tabela 4.8, encontra-se a distribuição radial de temperatura do elemento. Na Figura 4.34 é apresentado o perfil radial da temperatura máxima do combustível na posição B1 utilizando os dados experimentais e a previsão do código PANTERA. Na potência de 265 kW o valor de h_{gap} é praticamente o mesmo recomendado pela General Atomic e que foi utilizado na simulação teórica dando, pois, uma boa concordância entre as duas curvas. Na Figura 4.35 tem-se o perfil radial do combustível para várias potências do reator baseado na temperatura central medida.

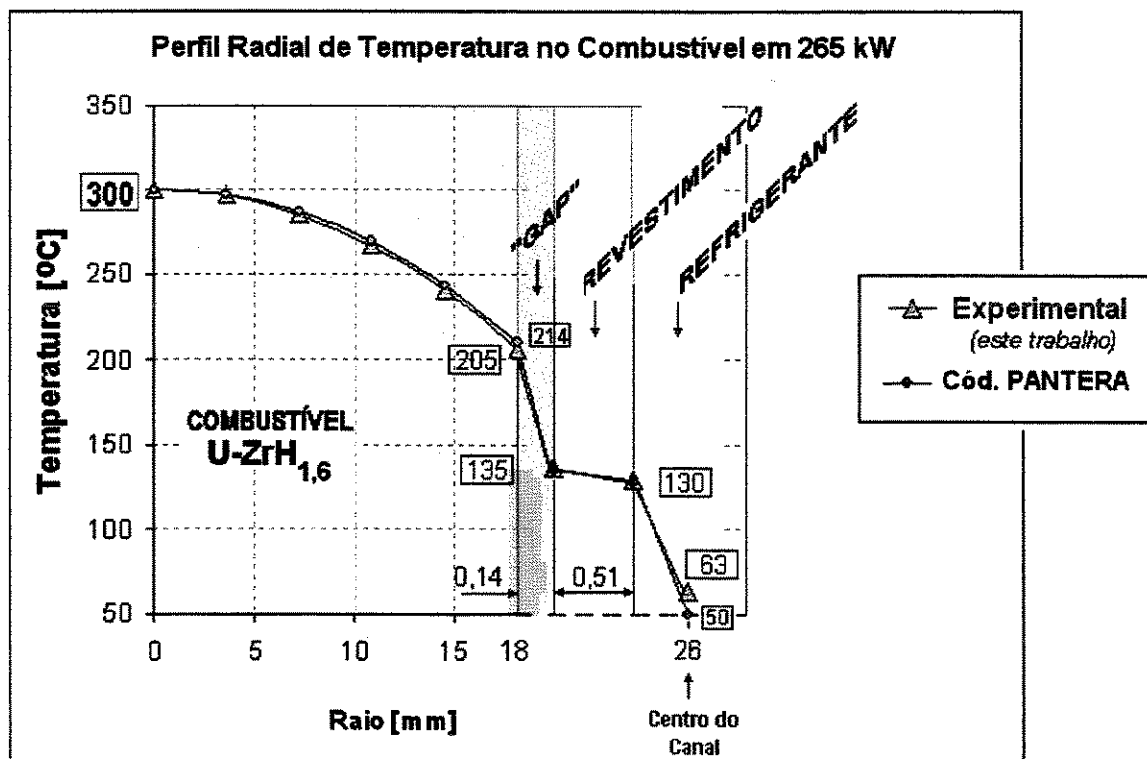


Figura 4.34 – Perfil Radial de Temperatura no Combustível na Posição B1 em 265 kW

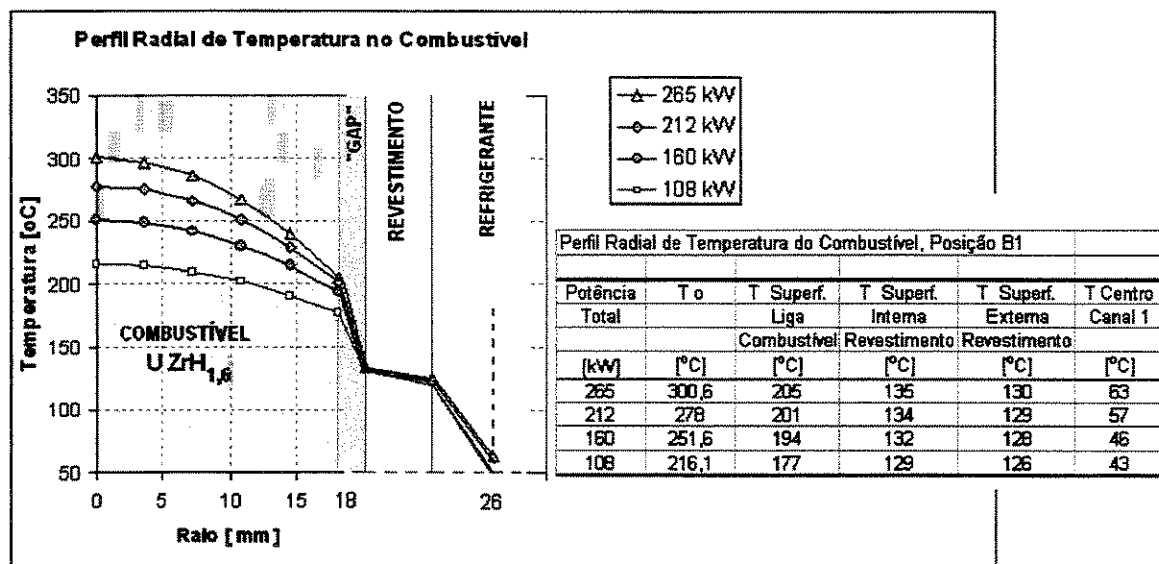


Figura 4.35 – Perfis Radiais de Temperatura do Combustível B1 em várias Potências

4.12 Avaliação do Fluxo de Calor Crítico e *DNBR*

O canal mais próximo do centro do reator em que é possível fazer medidas é o Canal 1'. O canal quente do núcleo é o Canal 0, mais próximo ao centro. Com os valores de temperatura medidos no Canal 1' avaliou-se o valor de fluxo crítico nestes dois canais.

Utilizou-se a correlação de Bernath (Eq. 3.8) para o cálculo do fluxo de calor crítico. Os dados dos dois canais encontram-se na Tabela 4.5. Com o reator operando na potência de 265 kW e considerando-se a temperatura de entrada no canal igual a 47 °C, que foi a temperatura medida na entrada do Canal 1' em regime permanente, encontrou-se um valor de fluxo crítico para o Canal 0 de cerca de 1,6 MW/m², dando um *DNBR* (fluxo crítico/fluxo local máximo) de aproximadamente 8,5. As Figuras 4.36 e 4.37 mostram os valores de fluxo crítico e do *DNBR* para os dois canais. Os valores teóricos encontrados para reator TRIGA da Universidade de Nova Iorque (GENERAL ATOMIC, 1970) e os calculados com o código PANTERA para o IPR-R1 são também mostrados na figura. Todos os dois cálculos teóricos deram valores menores do que os encontrados aqui. As diferenças nos resultados são devidas aos valores de temperatura adotados. O valor de *DNBR* para o Canal 0 possivelmente é menor do que o valor encontrado, pois as temperaturas consideradas aqui foram as coletadas no Canal 1' e que são, provavelmente, mais baixas do que neste canal.

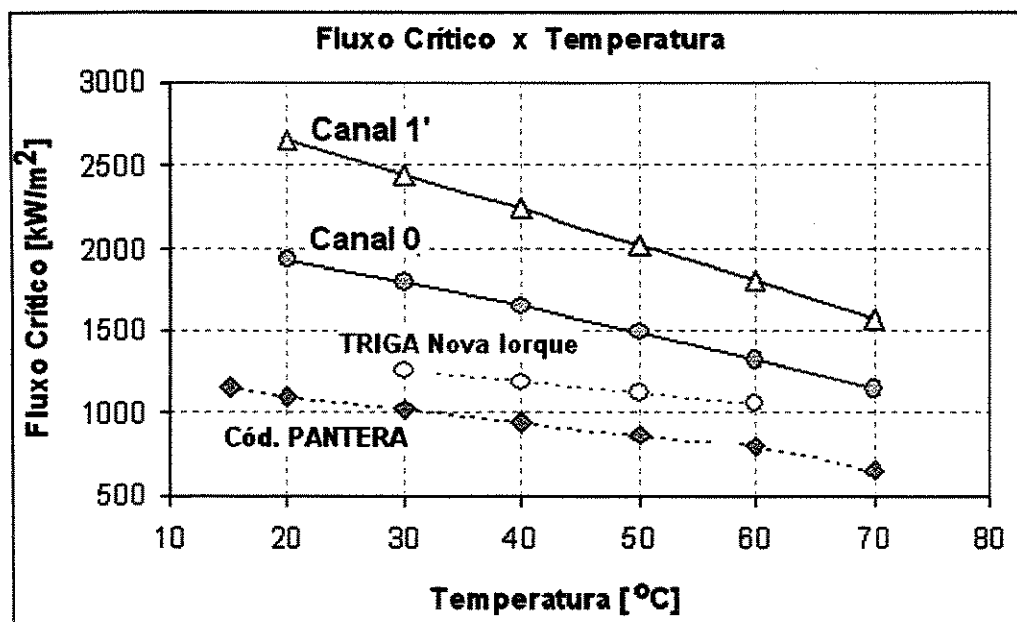


Figura 4.36 – *DNBR* em Função da Temperatura de Entrada no Canal

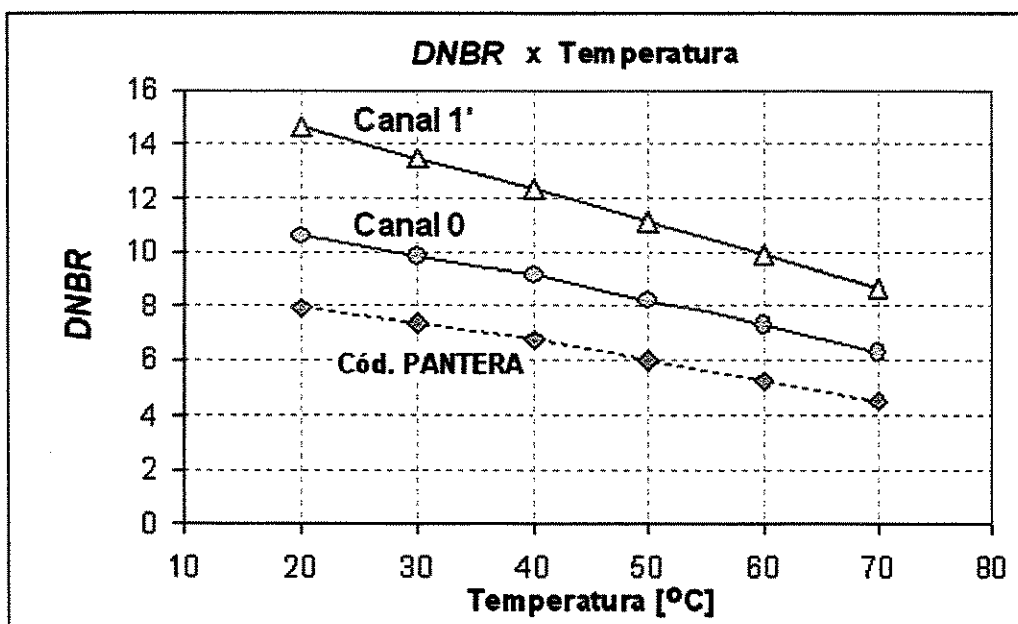


Figura 4.37 – *DNBR* em Função da Temperatura de Entrada no Canal

O valor de *DNBR* mínimo para o TRIGA IPR-R1 é bem maior do que os encontrados em outros reatores TRIGA. O TRIGA McClellan de 2 MW (JENSEN e NEWELL, 1998) tem um *DNBR*=2,5 e o TRIGA de Bangladesh de 3 MW tem o *DNBR*=2,8 (HUDA e RAHMAN, 2004). Os reatores de potência são projetados para um *DNBR* mínimo de 1,3. Em operação rotineira eles operaram com valores de *DNBR* em torno de 2. Fazendo-se uma extrapolação linear para o TRIGA IPR-R1 trabalhando nestes níveis de *DNBR* ele poderia operar normalmente até a potência de 1MW.

4.13 Incertezas nos Resultados Experimentais

As expressões utilizadas para o cálculo das incertezas nos valores dos parâmetros térmicos, ou sejam, potência térmica do núcleo e os coeficientes de transferência de calor, levando-se em consideração as propagações das incertezas, são apresentadas no Anexo 3. Nas expressões encontradas, as contribuições das incertezas associadas à geometria do elemento combustível são desprezíveis, devido às rigorosas tolerâncias especificadas nos desenhos do fabricante (GULF GENERAL ATOMIC, 1972). As incertezas associadas às propriedades físicas da água são também insignificantes (WAGNER e KRUSE 1998) e (MILLER, 1989), quando comparadas com as incertezas das variáveis medidas durante os

experimentos. As incertezas associadas às propriedades físicas dos materiais (ASME, 1992), são também muito pequenas.

A análise das incertezas dos coeficientes de transferência de calor encontrados para o elemento combustível é determinada, basicamente, pela incerteza na avaliação da potência térmica do reator, com as demais parcelas da equação de propagação de incertezas desprezíveis. A incerteza na potência térmica do reator, por sua vez, é determinada, praticamente, pela incerteza na medida da vazão do refrigerante e, principalmente, pela incerteza no valor de sua temperatura na entrada e na saída do circuito de refrigeração. A influência da oscilação da vazão nos experimentos foi amenizada deixando-se a válvula de ajuste de vazão, localizada perto da placa de orifício, quase que completamente aberta. Considerou-se também a incerteza na vazão apenas para a faixa de operação do TRIGA, isto é, de 28 a 32 m³/h. Normalmente a maior contribuição no valor da incerteza para o cálculo da potência é devida à flutuação da vazão, conforme relatou PYTEL e ABBANI (1997), em trabalho experimental para o reator de pesquisa *Maria* de 30 MW em Wasaw na Polônia.

Os valores das incertezas dos parâmetros termo-hidráulicos do reator são condizentes com as incertezas encontradas em trabalhos experimentais e analíticos de convecção (COSTA, 2004). Como exemplo, cita-se o trabalho teórico realizado por VENTURA (1992) para combustíveis de UO₂, onde encontrou-se uma incerteza de 42 % para o h_{gap} em reatores de potência. Para este mesmo parâmetro encontrou-se aqui, experimentalmente, uma incerteza de 7,5 %.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

A metodologia de calibração da potência do reator desenvolvida por este trabalho, é hoje o padrão para a calibração da potência do Reator TRIGA IPR-R1 (CDTN/CNEN, 2001). O valor de incerteza encontrado é da ordem de grandeza de outras calibrações por processo térmico descritas na literatura.

Antes desde projeto de pesquisa os principais parâmetros operacionais do Reator IPR-R1 eram monitorados apenas por registradores e mostradores analógicos localizados na mesa de controle, cabendo aos operadores anotarem manualmente no “Livro de Ocorrências” algumas das indicações mais relevantes da operação. Este tipo de anotação é bastante útil, mas podem envolver erros humanos, erros de paralaxes, atraso na anotação, etc. É impossível também ao operador anotar todas as variáveis envolvidas no processo, principalmente durante as mudanças rápidas de potência. O sistema de aquisição de dados aqui desenvolvido permite acompanhar em tempo real e registrar a maioria dos parâmetros operacionais do reator.

As experiências mostraram a eficiência da circulação natural na remoção do calor gerado pelas fissões no núcleo. Na potência de 265 kW com a refrigeração forçada do poço desligada (Item 4.5), a temperatura do combustível instrumentado manteve-se praticamente constante, com uma média em torno de 300°C. Esta temperatura situa-se bem abaixo do limite de 550 °C em que poderia ocorrer uma transição de fase na liga combustível usada nos elementos com revestimento de alumínio. Pode-se observar também que as temperaturas no combustível, canais do núcleo e poço, em funcionamento em potência constante se elevam até atingir um máximo em cerca de 7h de operação (estado permanente), quando o poço entra em equilíbrio térmico com o meio. Os valores das temperaturas nos vários pontos medidos dependem da temperatura do meio ambiente.

Foi apresentada uma formulação para o coeficiente de transferência de calor no espaço anular entre o combustível e seu revestimento (*gap*). Nos trabalhos encontrados sobre análises termo-hidráulicas em reatores TRIGA, utilizam-se valores fixos recomendados pelo fabricante do reator, ou despreza-se este parâmetro. Apresentou-se também uma expressão para a condutividade térmica global do elemento combustível e

para coeficiente de transferência de calor do seu revestimento para o refrigerante. Realizou-se também uma análise do fluxo de calor crítico no revestimento da vareta combustível.

O reator opera com uma grande margem de segurança na nova potência de 250 kW, o fluxo de calor máximo no combustível mais aquecido é de cerca de 8 vezes menor que o fluxo de calor crítico que levaria a crise hidrodinâmica no revestimento da vareta combustível. Os estudos indicam que o reator teria uma apropriada retirada de calor no núcleo mesmo se operasse em potências da ordem de 1 MW.

Esta investigação elucidou algumas dúvidas existentes sobre os parâmetros de transferência de calor em varetas combustíveis de reatores TRIGA, fato este que lhe confere originalidade. Metodologias e resultados experimentais também foram disponibilizados e poderão contribuir para análises termo-hidráulica complementares em reatores de pesquisa.

O sistema de refrigeração forçada do poço do reator é feito coletando a água junto ao fundo do mesmo e retornando acima do núcleo (Figuras 2.8 e 2.9). O local de coleta deveria ser mudado para um ponto acima do núcleo, mas ainda abaixo do local de retorno ao poço, mantendo-se as características da blindagem biológica. Da maneira que a água é coletada atualmente aumenta-se a possibilidade de ocorrência de um *LOCA – Loss-of-Cooling Accident*, caso haja uma ruptura da tubulação após a bomba de sucção, drenando-se toda a água do poço se o sistema de proteção falhar. Além disto, a água que está sendo coletada para ser refrigerada, entre os valores medidos, é a mais fria do poço.

No momento, conforme define as normas de operação do TRIGA IPR-R1, não se pode fazer o controle total de operação do reator de modo automático (partidas, subidas e descidas de potência). Esta filosofia foi definida há mais de 40 anos quando os meios de automação eram limitados. Hoje a tecnologia evoluiu muito e já existem reatores onde através do *mouse* do computador, se podem executar todas as operações de uma central nuclear (MESQUITA, 2003b). O reator TRIGA da Universidade da Pensilvânia possui um sistema e um programa que controla a instalação, deste a partida até o fim da operação (MEYERS et al., 1996). Sugere-se aqui o início de estudos para a automação do Reator TRIGA IPR-R1 e elevação de sua potência de operação para 1 MW. Ampliando-se assim as possibilidades de pesquisa como no campo de radioterapia por nêutrons (*Boron Neutron Capture Therapy-BNCT*), (JOENSUU et al., 2003).

A medida de vazão do refrigerante nos canais do núcleo é difícil de ser realizada devido às pequenas distâncias, o pequeno fluxo de refrigerante e a não existência de instrumentos que possam ser introduzidos no canal sem interferir no fluxo. Neste trabalho e nos códigos termo-hidráulicos a vazão é avaliada pelo balanço térmico no canal. Um tipo de experimento que se poderia realizar para a avaliação da vazão no núcleo do IPR-R1, seria através da análise de ruídos provocados em termopares posicionados dentro do núcleo e logo acima dele, conforme experiências realizadas por LÉGRADI et al. (2001).

Estudos adicionais em ebulição nucleada podem ser realizados, utilizando um simulador de elemento combustível aquecido por corrente elétrica, com termopares fixados em seu centro e no revestimento. Este tipo de estudo tem a vantagem de não se expor a radiação ionizante, podendo-se também atingir altas taxas de transferência de calor em estudos de fluxo crítico.

Apesar da boa concordância dos dados medidos com a análise termohidráulica realizada utilizando o código PANTERA, este programa precisa ser melhorado incorporando os dados experimentais, agora disponíveis. Algumas hipóteses utilizadas neste código poderão ser substituídas por resultados aqui encontrados, como o valor da altura do “efeito chaminé”, que é usado na equação do escoamento do fluido no canal. As expressões para os valores do coeficiente de transferência de calor no *gap* e no revestimento e a expressão para o coeficiente global de condutividade no elemento combustível serão de grande ajuda na modelagem.

Os estudos aqui relatados foram realizados com um combustível que estava sendo usado pela primeira vez. O valor do coeficiente de transferência de calor no *gap* muda com o aparecimento de gases produtos das fissões. Com o decorrer do tempo deverá ocorrer também uma resistência térmica adicional na parede externa do revestimento, devido à oxidação. Recomenda-se, pois acompanhar periodicamente a evolução dos parâmetros térmicos com a “queima” do combustível.

Nas experiências realizadas além do registro das temperaturas do combustível, núcleo e poço, foram registrados também todos os parâmetros normais de operação do reator, como as posições das barras de controle, potências dos canais neutrônicos, níveis de radiação, etc. Foi realizado também um levantamento do perfil do fluxo de nêutrons nas posições de irradiações de amostras da mesa giratória (MESQUITA, 2004a). Portanto, a

partir dos dados coletados será possível também avaliar o comportamento de alguns parâmetros neutrônicos como, por exemplo, o coeficiente pronto de temperatura⁴.

Os objetivos propostos foram plenamente alcançados. Espera-se que este trabalho contribua para uma melhor compreensão do comportamento termo-hidráulico do Reator TRIGA IPR-R1.

⁴ Razão entre a variação da reatividade e a variação da temperatura do combustível.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AARRESTAD, O. *Fuel rod instrumentation*. In: CORE INSTRUMENTATION AND IN-SITU MEASUREMENT IN CONECTION WITH FUEL BEHAVIOUR, 1992, Petten. *Proceedings...* Vienna: International Atomic Energy Agency, 1996, p. 215.

ADVANTECH CO. LTD. *PC-LabCard lab & engineering add-on's for PC/XT/AT, PCL-818HD high performance data acquisition card with FIFO and PCLD-789D amplifier and multiplexer board, user's manual*. 2nd. Edition. Taiwan 2003. 132 p.

AHAD, A.O.M.A.; AHMED, K.; AHMED, K.F. *Final safety analysis reporter for the 3MW TRIGA Mark II research reactor at AERE*. Savar, Dhaka, Bangladesh. 1992.

ANDRADE, V.M. *Ante-projeto de ampliação da potência do Reator IPR-R1*. Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Nuclear, Universidade Federal de Minas Gerais, 1971. 84 p. Dissertação (Mestrado).

ASME. *ASME Boiler and pressure vessel code, section II – materials, part D, properties*, The American Society of Mechanical Engineers. New York. 1992.

ASTM. *Standard method for comparison calibration of thermocouples*. Method E 220. Book of ASTM Standard, part 30, p.634, 1965.

BÄRS, B; KALL L. *Power, temperature and reactivity measurements and parameter estimations on the Fir-1 TRIGA Reactor*. In: EIGHTH EUROPEAN CONFERENCE OF TRIGA REACTOR USERS, 1984, Finland. *Proceedings...* General Atomic, 1984. p.8-23 – 8-33.

BÄRS, B.; VAURIO, J. *Power increasing experiments on a TRIGA reactor*. Technical University of Helsinki, Department of Technical Physics. Otaniemi Filand. Report No. 445/1966, 19 p.

BENEDICT, G. *Five years of operating the TRIGA Mainz Reactor*. Institut fuer Anorganische Chemie und Kernchemie Johannes Gutenberg – Universitaet Mainz, Germany, 1970. 17 p.

BHUTIANI, R.; RAMAMURTHY, H. *Instrumented fuel assembly*. In: SYMPOSIUM ON NUCLEAR REACTOR INSTRUMENTATION, 1976, Bombay (India). *Proceedings...* Bhabha Atomic Research Centre, 1976.

BLANC, J.Y et al. *In-pile instrumentation improvements for fuel irradiations in test reactor*. In: IN-CORE INSTRUMENTATION AND IN-SITU MEASUREMENT IN CONNECTION WITH FUEL BEHAVIOUR, 1992, Petten. *Proceedings...* Vienna: International Atomic Energy Agency, 1993, p. 54 – 56.

BOTELHO, D.A. *Análise simplificada de sistemas passivos de remoção de calor residual de reatores PWR de pequeno porte*. Instituto de Engenharia Nuclear/IEN. 1991.

BOYLE, P.; LEVINE, S.H. *Operational characteristics of the new 12 wt% TRIGA fuel*. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY (ANS) WINTER MEETING, 1997, Albuquerque. *Proceedings ...* American Nuclear Society, Report Number: CONF-971125- 1997, p. 135.

BREYMESSER, A. et al. *Thermal power calibration of the TRIGA reactor Wien*. In: 2ND REGIONAL MEETING: NUCLEAR ENERGY IN CENTRAL EUROPE, 1995, Portoroz. *Proceedings...* Portoroz: Nuclear Society of Slovenia, 1995, p. 44-47.

BROWNING JR., W.E.; MILLER JR., C.E. *Calculated radiation-induced changes in thermocouple composition*. In: Temperature, its measurement and control in science and industry. Reinhold Publishing Corporation, New York. 1962. Vol. III, p. 265-269.

BSEBSU, F.M.; BEDE, G. *Thermal hydraulic analysis and design of the WWR-M2 nuclear research reactor power upgrading*. Kerntechnik, 67, 2002, p. 103.

BURMEISTER, L.C. *Convective heat transfer*. John Wiley & Sons. New York. 1983. 789 p.

BÜKE, T; YAVUZ, H. *Thermal-hydraulic analysis of the ITU TRIGA Mark-II reactor*. In: 1st EURASIA CONFERENCE ON NUCLEAR SCIENCE AND ITS APPLICATION. *Proceedings...* Izmir, Turquia. 23-27 Oct. 2000, p. 333-347.

BÜKE, T; YAVUZ, H. *Experimental and analytical investigation of the ITU TRIGA Mark-II reactor core*. Mugla University, Faculty of Science and Letters, Physics Department, Mugla, Turkey. 2003.

CARLSON, K.E. et al. *RELAP5/MOD3 code manual volume I: code structure, system, model and solution methods*. NUREG/CR-5535, EGG-2596, EG&G Idaho, Inc., June 1990.

CDTN/CNEN. *Manual de operação do Reator TRIGA IPR-R1*. Belo Horizonte, MO/TRIGA-IPR-R1/CDTN, 2001. 242p.

CDTN/CNEN. *Relatório de análise de segurança do Reator TRIGA IPR-R1*. Belo Horizonte, RASIN/TRIGA-IPR-R1/CDTN, 2000. 321p.

CHAE, H.T. et al. *On the natural convection cooling in HANARO; experiment and RELAP5/KMRR simulation*. Korea Atomic Energy Research Institute. In: EIGHTH INTERNATIONAL TOPICAL MEETING ON NUCLEAR REACTOR THERMAL-HYDRAULICS. *Proceedings...* Kyoto, Japan, September 30 – October 4, 1997, p. 1809–1814.

COLEMAN, H.C.; STEELE, W.G. *Experimentation and uncertainty analysis for engineers*. 2nd. Ed. John Wiley & Sons, Inc. New York. 1999. 275p.

FOWLER et al. *Nuclear reactor core analysis code: CITATION*. Oak Ridge National Laboratory, July, 1969.

GENERAL ATOMIC. *TRIGA Mark I reactor mechanical maintenance and operating manual*. (GA-1544). Gulf Energy & Environmental Systems, San Diego, CA, 1960.

GENERAL ATOMIC. *Safeguards analysis report*. (GA-9867). San Diego, CA. 1969.

GENERAL ATOMIC. *Safeguards summary report for the New York University TRIGA Mark I Reactor*. (GA-9864). San Diego, 1970. 172p.

GENERAL ATOMIC. *Generic enrichment reduction calculations for rod-type reactors*. In: RESEARCH REACTOR CORE CONVERSION FROM THE USE OF HIGHLY ENRICHED URANIUM TO THE USE OF LOW ENRICHED URANIUM FUELS. *Proceedings...* Vienna International Atomic Energy Agency, 1980. p. 280-281.

GENERAL ATOMIC. Disponível em <http://www.ga.com/>. Acesso em 11.01.2005.

GLASSTONE, S.; SESONSKE, A. *Nuclear reactor engineering*. 4 ed. Chapman and Hall. New York, NY. 1994. 805p.

GULF GENERAL ATOMIC. *15" SST fuel element assembly instrumented core*. San Diego, CA. 1972. Drawing Number TOS210J220.

HAAG, J.A. *Thermal analysis of the Pennsylvania State TRIGA Reactor*. Pennsylvania: The Graduate School, Department of Nuclear Engineering, 1971. 96 p. Dissertation (M. Sc.).

HAQUE, M.M.; ZULQUARNAIN, M.A.; SALAM, M.A. *Strengthening operational safety of the 3 MW TRIGA MK-II research reactor of Bangladesh Atomic Energy Commission through modification and upgrade of its water system*. IAEA-CN-82/35. Savar, Dhaka, Bangladesh, 2000. 7p.

HARBONNIER, G. *TRIGA International – A new TRIGA fuel fabrication facility at CERCA*. In INTERNATIONAL TOPICAL MEETING ON RESEARCH REACTOR FUEL MANAGEMENT. Bruges (Belgium). *Proceedings...* European Nuclear Society, 1997. p.52-55.

HIROMOTO Y.; PASQUALETTO H. *Calibração de potência do Reator IEA-R1 pelo método do balanço térmico*. In: ENCONTRO NACIONAL DE FÍSICA DE REATORES E TERMO-HIDRÁULICA, 1997. *Proceedings...* Associação Brasileira de Energia Nuclear, 1997.

HOAG, J.B. *Nuclear reactor experiments*. Argonne National Laboratory. Van Nostrand Co. Inc. Princeton, New Jersey. 1958. 480p.

HOLMAN, J.P. *Experimental methods for engineers*. 7th ed. McGraw-Hill: Boston. 1998. 689p.

COLLIER, J.G.; THOME, J.R. *Convective boiling and condensation*. 3rd. Ed. Clarendon Press, Oxford. 1994. 596p.

COSTA, A.C.L. *Desenvolvimento de um dispositivo experimental e determinação dos parâmetros de refrigeração por ebulição nucleada confinada para um circuito de irradiação a água fervente com a vareta combustível nuclear substituída por um simulador elétrico*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, 2004. 142 p. Tese (Doutorado).

DALLE, H.M. *Avaliação neutrônica do Reator TRIGA IPR-R1 – R1 com configuração de 63 elementos combustíveis e barra de regulação em F16*. CDTN/CNEN. (NI-EC3-01/03). Belo Horizonte, 2003. 18 p.

DALLE, H.M. *Cálculo neutrônico do Reator TRIGA IPR-R1 utilizando WIMSD4 e CITATION*. Belo Horizonte: Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais. 1999. 183 p. Dissertação (Mestrado).

DUDERSTADT, J.J.; HAMILTON, L.J. *Nuclear reactor analysis*. John Wiley & Sons, Inc. New York. 1976. 650 p.

DURMAYAZ, A.; ÖZKUL, E.H. *Determination of the thermal-hydraulic parameters of ITU TRIGA Mark II reactor*. In: 1st EURASIA CONFERENCE ON NUCLEAR SCIENCE AND ITS APPLICATION. *Proceedings...* Izmir, Turquia. 23-27 Oct. 2000, p. 81-95.

DIN 1952. *Durchflussmessung mit Blenden, Düsen und Venturirohren in voll Durchströmten Rohren mit Kreisquerschnitt*, Deutsches Institut für Normung – DIN, 1982.

EL-MESSIRY, A.M. *Reactivity accident analysis during natural core cooling operation of ETRR-2*. *Annals of Nuclear Energy*, 2000, p. 1427.

EL-WAKIL, M.M. *Nuclear power engineering*. New York. McGraw-Hill Book Company, 1962. 555p.

EL-WAKIL, M.M. *Nuclear heat transport*. International Textbook Company. 1971. 502 p.

FELTUS, M.A.; MILLER, W.S. *Three-dimensional coupled kinetics/thermal-hydraulic benchmark TRIGA experiments*. *Annals of Nuclear Energy*, v. 27, p771-790, July 2000.

FERREIRA, O.C. *Calibração da potência do Reator IPR-R1*. Instituto de Pesquisas Radioativas da UFMG, Divisão de Física Nuclear, Belo Horizonte, 1962, 10 p.

FERREIRA, O.C. *Termodinâmica e máquinas térmicas I, 3ª Parte*. Escola de Engenharia da UFMG, Deptº de Engenharia Térmica, Belo Horizonte, 1977, 45 p.

FIGLIOLA, R.S.; BEASLEY, D.E. *Theory and design for mechanical measurements*. John Wiley & Sons, New York, 1991. 516p.

HOLMAN, J.P. *Heat transfer*. 9th ed. McGraw-Hill: New York. 2002. 665p.

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

HUDA, M.Q.; RAHMAN, M. *Thermo-hydrodynamic design and safety parameter studies of the TRIGA Mark II research reactor*. Annals of Nuclear Energy, v. 31. p.1102–1118, July 2004.

HUGHES, D.; BOYLE, P.; LEVINE, S.H. *Analysis of higher than normal fuel temperatures in the hexagonal geometry TRIGA reactor Pennsylvania State University*. Transactions of the American Nuclear Society ; vol. 75 ; TANSO; ISSN 0003-018X. 1996, pp. 110-111.

INMETRO – Instituto Nacional de Metrologia, Normalização e Qualidade Industrial. *Guia para a expressão da incerteza de medição*. 2^a ed. Rio de Janeiro, ago. 1998.

ISS – INNOVATIVE SYSTEMS SOFTWARE. Disponível em <http://www.relap.com/>. Acesso em 01.02.2005.

ISO - INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. *Measurement of fluid flow by means of orifice plates, nozzles and venturi tubes inserted in circular cross-section conduits running full*. ISO 5167-1980 E. Switzerland, Jul. 1980. 35p.

JENSEN, R.T.; NEWELL, D.L. *Thermal hydraulic calculations to support increase in operating power in McClellan Nuclear Radiation Center (MNRC) TRIGA Reactor*. In: 1988 RELAP5 INTERNATIONAL USER'S SEMINAR. *Proceedings...* College Station, Texas, USA. 1998.

JOENSUU, H. et al. *Boron neutron capture therapy of brain tumors: clinical trials at the Finnish facility using boronophenylalanine*. Journal of Neuro-Oncology, v. 27, p. 123-127, 2003.

JONES M, ELLIOTT A. *A simplified method of power calibration*. In: THIRD EUROPEAN CONFERENCE OF TRIGA USERS. *Proceedings ...* Munich, 1974. p.4-8 – 4.12.

KELLY, M.J.; JOHNSTON, W. W.; BAUMANN, C. D. *The effects of nuclear radiation on thermocouples*. In: TEMPERATURE, ITS MEASUREMENT AND CONTROL IN SCIENCE AND INDUSTRY, Reinhold Publishing Corporation, New York. 1962. Vol. III, p. 271 - 276

KOLB, M. *Fuel temperature measurement as an alternative in-core power measuring technique*. In: IAEA SPECIALISTS' MEETING ON IN-CORE INSTRUMENTATION AND FAILED FUEL DETECTION AND LOCATION, 1974, Mississauga. *Proceedings...* International Atomic Energy Agency, Report Number: AECL-5124, 1974, p.19-39.

KREITH, F. *Princípios da transmissão de calor*. 3ª Ed. Editora Edgard Blücher Ltda. São Paulo. 2002. 568 p.

LADEIRA, L.C.D. *Calibração da potência térmica do Reator TRIGA a 30 kW*. Nuclebrás/IPR, Nota Técnica PAR/GTA, 1976, 7 p.

LAHEY JR, R.T.; MOODY, F.J. *The thermal-hydraulics of boiling water nuclear reactor*. 2nd. Ed. American Nuclear Society. Illinois. 1993. 631p.

LAMARSH, J.R.; BARATTA, A.J. *Introduction to nuclear engineering*. 3° ed. Upper Saddle River: Prentice Hall. 2001. 783p.

LÉGRÁDI, G.; ASZÓDI, A.; PÓR, G. *Investigation of slightly forced buoyant flow in a training reactor*. In: INTERNATIONAL CONFERENCE NUCLEAR ENERGY IN CENTRAL EUROPE 2001, Portoroz, Slovenia, September 10-13, 2001, *Proceedings...* Nuclear Society of Slovenia, 2001. p. 202.1–202.8.

LEVINE S.H.; HUGHES, D.E. *Relating TRIGA fuel temperature-measurements to TRIGA physical parameters*. T. Am. Nucl. Soc. 50 (Nov.): p. 198-200. 1985.

LIM, I. et al. *Development of a 2D conduction code for a finned fuel element analysis*. Nucl. Eng. and Design, 1990, p. 122-157.

MANNAN, M.A.; HOSSAIN, M.; WHITTEMORE, W.L. *Facilities and utilization of the Bangladesh multipurpose 3 MW TRIGA reactor*. IAEA-SM-300/33. p. 339–347. 1988.

MARAGNI, M.G.; SILVA, A.T. *Verificação de códigos termo-hidráulicos para análise de acidentes de reatores de pesquisa*. In IX ENCONTRO NACIONAL DE FÍSICA E TERMO-HIDRÁULICA. *Proceedings...* Caxambu. 1993. p. 393-p 397.

MELE, I.; ZEFRAN, B. *TRISTAN – a computer program for calculating natural convection flow parameter in TRIGA core*. IJS-DP-6548, J. Stefan Institute, Ljubljana, Slovenia. 1992.

MELE, I. et al. *Reactor calculations of multi-zone TRIGA reactor core*. In EIGHTH EUROPEAN CONFERENCE OF TRIGA REACTOR USERS. *Proceedings...* Finland, 1984. p.7.39–7-56.

MELE, I.; RAVNIK, M. *Temperature distribution calculations in TRIGA fuel element after the pulse*. In: FIRST MEETING OF THE NUCLEAR SOCIETY OF SLOVENIA. *Proceedings...* Bovec, Slovenia, 11-12.6.1992. p. 3-10.

MELE, I.; RAVNIK M.; TRKOV, A. *TRIGA Mark II benchmark experiment, part I: steady state operation*. Nuclear Technology, vol. 105. Jan. 1994. p.37.

MELE I. *Some experiments for testing the reactor calculations*; Proceedings of the Workshop on Nuclear Reactors – Physics, Design and Safety. Trieste, Italy. April 11 – May 13, 1994.

MELLO, J.C. *Livro de ocorrências nº 1 de operação do Reator IPR-R1*. Instituto de Pesquisas Radioativas da EEUFMG. Belo Horizonte, 1960. 152p.

MERTEN, U.; STONE, R.S.; WALLACE, W.P. *Uranium-zirconium-hydride fuel elements*. General Atomic, San Diego, CA, 1959 (GA-655). In: FIRST INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON NUCLEAR FUEL ELEMENTS. *Proceedings...* Columbia University, NY, 1959. 12 p.

MESQUITA, A.Z. *Desenvolvimento de vareta simuladora de combustível nuclear aquecida indiretamente por corrente elétrica*. CT4-NT-002/91, CNEN/CDTN. Belo Horizonte. 1991. 21 p.

MESQUITA, A.Z., LADEIRA, L.C. *Seção de testes para determinação de coeficientes de transmissão de calor*. RP 543191CT4. CNEN/CDTN-COPESP. Belo Horizonte. 1992. 23 p.

MESQUITA, A.Z. *Mapeamento da temperatura do núcleo e do poço do Reator TRIGA IPR- R1*. In: XII ENCONTRO NACIONAL DE FÍSICA DE REATORES E TERMO-HIDRÁULICA, XII ENFIR. *Proceedings...* Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Energia Nuclear. 2000.

MESQUITA, A.Z. REZENDE, H.C. *Levantamento da potência térmica do Reator TRIGA IPR-R1 durante os testes de mudança de sua potência de 100 kW para 250 kW*. NI-AT4-04/01, CNEN/CDTN. Belo Horizonte, 2000. 35p.

MESQUITA, A.Z. REZENDE, H.C, MARETTI JR. F. *Temperature distribution at the pool and the core of the IPR-R1 TRIGA Mark I Reactor*. In: 1ST WORLD TRIGA USERS CONFERENCE. *Proceedings...* Pavia, Italy, Università Degli Studi Di Pavia. 2002a.

MESQUITA, A.Z.; MARETTI JR., F; REZENDE, H.C. *Thermal power calibration of the TRIGA Mark I IPR-R1 Reactor during the upgrading tests to 250 kW*. In: 1ST WORLD TRIGA USERS CONFERENCE. *Proceedings...* Pavia, Italy, Università Degli Studi Di Pavia. 2002b.

MESQUITA. A.Z.; REZENDE H.C; TAMBOURGI, E.B. *Calibração da potência do Reator TRIGA IPR-R1 durante os testes de aumento de potência para 250 kW*. In: XIII ENCONTRO NACIONAL DE FÍSICA DE REATORES E TERMO-HIDRÁULICA/INTERNATIONAL NUCLEAR ATLANTIC CONFERENCE. *Proceedings...* Rio de Janeiro, Associação Brasileira de Energia Nuclear. 2002c.

MESQUITA. A.Z.; REZENDE H.C; TAMBOURGI, E.B. *Calibração da potência do reator nuclear de pesquisa TRIGA IPR-R1, em 100 kW e 250 kW*. Revista Brasileira de Pesquisa e Desenvolvimento - Research and Development Brazilian Journal, v.4, n2, p285-290, setembro 2002d.

MESQUITA, A.Z.; MARETTI JR. F.; TAMBOURGI, E.B. *The uses of the dilation method in the detection of the critical heat flux in nuclear simulated fuel elements*. In: 17th

INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING. *Proceedings...* São Paulo: Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 2003a.

MESQUITA, A.Z. *Participação no "workshop: operation and design of human machine interface system of NPPS"*. NI – IT4 – 02/03, CNEN/CDTN. Belo Horizonte. 2003b. 10 p.

MESQUITA, A.Z.; REZENDE H.C.; TAMBOURGI, E.B. *Power calibration of the TRIGA Mark I nuclear research reactor*. In: 17th INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING. *Proceedings...* São Paulo: Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 2003c.

MESQUITA, A.Z.; REZENDE H.C.; TAMBOURGI, E.B. *Calibração da potência do reator nuclear de pesquisa TRIGA IPR-1*. In: VI CONGRESSO IBERO-AMERICANO DE ENGENHARIA MECÂNICA, Cibem6. *Proceedings...* Coimbra, Portugal: Federación Iberoamericana de Ingeniería Mecánica. 2003d.

MESQUITA, A.Z. *Planejamento para os testes termo-hidráulicos do Reator TRIGA IPR-R1 e levantamento do perfil de fluxo neutrônico na mesa giratória*. NI-TR3-003/04, CNEN/CDTN. Belo Horizonte. 2004a. 17 p.

MESQUITA, A.Z.; MARETTI JR, F.; REZENDE, H.C.; TAMBOURGI, E.B. *Data acquisition for TRIGA Mark I nuclear research reactor*. In: AMERICAS NUCLEAR ENERGY SYMPOSIUM. *Proceedings...* Miami Beach, Florida: American Nuclear Society. 2004b.

MESQUITA, A.Z.; MARETTI JR, F.; REZENDE, H.C.; TAMBOURGI, E.B. *Data acquisition and signal processing system for IPR R1 TRIGA Mark I nuclear research reactor of CDTN*. In: 2nd. WORLD TRIGA USERS CONFERENCE. *Proceedings...* Atominsitute Vienna, Austria. 2004c.

MESQUITA, A.Z.; REZENDE, H.C.; TAMBOURGI, E.B. *Calibração da potência do reator nuclear de pesquisa TRIGA IPR-R1*. Revista Iberoamericana de Ingeniería Mecánica – Madrid, España. Vol. 7 N.º 1, Marzo 2005.

MEYERS, G.L.; JOHNS, R.M.; EDWARDS, R.M. *Reactor temperature control experiments using modern design tools with automated program generation*. In: THE 1996 AMERICAN NUCLEAR SOCIETY INTERNATIONAL TOPICAL MEETING ON NUCLEAR PLANT CONTROL AND HUMAN MACHINE INTERFACE TECHNOLOGIES, 1996, University Park, PA. *Proceedings...* American Nuclear Society, May 6-9, 1996.

MILLER, R.W. *Flow measurement engineering handbook*, 2nd. Ed. New York, McGraw-Hill Publishing Company. 1989. p. E19-E21.

MURRAY, R.L. *Nuclear energy: an introduction to the concepts, systems and applications of nuclear processes*. Fifth edition. Butterworth Heinemann. 2001. 490p.

NEGUT, G.; MLADIN, M. *SSR TRIGA 14 MW thermal hydraulic analysis*. In: INTERNATIONAL CONFERENCE NUCLEAR ENERGY IN CENTRAL EUROPE'99, *Proceedings*... Portoroz, Slovenia, 1999, p 145-149.

OBENCHAIN, C.F. *PARET- a program for the analysis of reactor transients*, IDO-17282 1969.

ÖZİŞIK, M.N. *Transferência de calor: um texto básico*. Rio de Janeiro: Ed. Guanabara, 1990. 661p.

ÖZKUL, E.H.; DURMAYAZ, A. *A parametric thermal-hydraulic analysis of ITU TRIGA Mark II reactor*. In: 16th EUROPEAN TRIGA CONFERENCE. *Proceedings*... Institute for Nuclear Research, Pitesti, Romania. 2000, p3-23 - p3-42.

PAPPU, A.; LIMAYE, S.P.; SINGH, D.B. *Instrumented fuel assembly for Dhruva*. Bhabha Atomic Research Centre Trombay, Bombay. p 3-1 a p 3-8. 1990.

PARISH, T.A. *Nuclear safety analysis and core design calculations to convert the Texas A & M University Nuclear Science Center Reactor to low enrichment uranium fuel*. Texas A & M University. Texas, 1995, 229p.

PERSIC, A. et al. *TRIGLAV - a program package for research reactor calculations*. IJS-DP-7862 J. Stefan Institute, Ljubljana, 1998.

PYTEL, K.; ABBANI, B.O. *Influence of fluctuation of coolant flow on the nuclear reactor thermal limits*. IAE Annual Report A. Research Reactor Centre, Institute of Atomic Energy, Technical University, Warsaw, Poland. 1997. p. 102.

RAVNIK, M.; ZAGAR, T.; PERSIC, A. *Fuel element burnup determination in mixed TRIGA core using reactor calculations*. Nuclear Technology, p.128, October, 1999.

RAVNIK, M.; ZAGAR, T. *Calculation of mixed core safety parameters*. In: 1st WORLD TRIGA USER CONFERENCE. *Proceedings*... Pavia, Italy, Università Degli Studi Di Pavia. 2002.

RAO, D.V. et al. *Thermal hydraulics for Sandia's annular core research reactor*. In: ELEVENTH BIENNIAL U.S. TRIGA USERS' CONFERENCE, 1988, Washington. *Proceedings*...General Atomics, 1988. p. 4-89, 4-113.

REZENDE, H.C. *Segunda série de testes para o levantamento da potência térmica do Reator TRIGA*. NI-CT4-002/96, CNEN/CDTN. Belo Horizonte. 1996. 39p.

REZENDE, H.C. *Calibração do rotâmetro do circuito primário do Reator IPR-R1*. NI-CT4-001/97, CNEN/CDTN. Belo Horizonte. 1997. 13p.

ROWE, D.S. *COBRA-IIIC: a digital computer program for steady state and transient thermal-hydraulic analysis of rod bundle nuclear fuel elements*. BNWL-1695. Richland, Pacific Northwest Laboratory. 1973.

SANTOS, A.N. et al. *Curso de treinamento de operadores em reatores de pesquisa – CTORP*. CDTN/CNEN. Belo Horizonte, 5ª ed. 1997. 379 p.

SCHMUTZ, J.D.; WILKINS, S.C.; MESERVEY, R.H. *Fabrication of internally instrumented reactor fuel rods*. Aerojet Nuclear Co., Idaho Falls, ID. Conference Information: Transactions of the American Nuclear Society 1975 annual meeting. New Orleans, LA. 1975.

SHAW, J. *Reactor operation*. Pergamon Press, Oxford, 1969.

SIMNAD, M.T.; CHESWORTH, R.H. *TRIGA research reactor experimental instrumentation*. Gulf Energy and Environmental System, San Diego, CA. IAEA-SM-165/18. 1972. p.348–374.

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_x alloys: its properties and use in TRIGA fuel*. Nuclear Engineering and Design, 64:403-422, 1981.

SOUZA, R.M.G.P. *Resultados experimentais da calibração das barras de controle e do excesso de reatividade em cinco configurações do núcleo do Reator IPR-R1*. NI-AT4-001/99, CDTN/CNEN. Belo Horizonte. 1999. 43p.

SOUZA, R.M.G.P.; RESENDE M.F.R.; MESQUITA A.Z.; VALENTE E.S. *Resultados dos testes finais para o aumento de potência do Reator TRIGA IPR-R1*. NI-IT4-07/02, CDTN/CNEN. Belo Horizonte. 2002. 72p.

TANAKA F. et al. *Heat transfer study for thermal-hydraulic design of the solid-target of spallation neutron source*. Journal of Nuclear Science and Technology, v. 38, n. 10, p832-843, October, 2001.

TODREAS, N.E.; KAZIMI, M.S. *Nuclear systems I: thermal hydraulic fundamentals*. Hemisphere Publishing Corporation, New York, 1990. 705 p.

TOMSIO, N. *Characterization of TRIGA fuel*. GA Technologies Inc. San Diego, CA., GA Project 3442. 1986. 127 p.

TONG, L. S; TANG, Y.S. *Boiling heat transfer and two-phase flow*. 2nd. Ed. Taylor & Francis. Washington. 1997. 542p.

TONG, L.S.; WEISMAN, J. *Thermal analysis of pressurized water reactors*. Third Edition. American Nuclear Society. Illinois. 1996. 748p.

VELOSO, M.A. *PANTERA-IP: programa para análise termo-hidráulica do núcleo de reatores a água*. NT DETR.PD-201/85, NUCLEBRÁS/CDTN. Belo Horizonte. 1985. 176p.

VELOSO, M.A. *Análise termo-hidráulica do Reator TRIGA IPR-R1 a 250 kW*. NI-CT4-03/99, CNEN/CDTN. Belo Horizonte. 1999. 141 p.

VENTURA, M.A. *Modelos para condução de calor estacionária y transiente em um elemento combustível de um reactor de potência*. Autoridad Regulatoria Nuclear. Buenos Aires. 1992.

VERRI, A. *Power TRIGA calibration by thermal method*. In: THIRD EUROPEAN CONFERENCE OF TRIGA USERS. *Proceedings ...* Munich, 1974. p.3-1-3-6.

VILLASEÑOR, A.R. *Degradación de la respuesta del termopar de un combustible por radiación*. Facultad de Química, Universidad Nacional Autonoma de México. 1994. 66 p. Dissertacion (Ingenieria).

WAGNER, W; KRUSE, A. *Properties of water and steam – The industrial standard IAPWS-IF97 for the thermodynamics properties*. Springer, Berlin. 1998. 354p.

WHITTEMORE, W. L; RAZVI, J.; SHOPTAUGH, J. R. *Power calibrations for TRIGA reactors*. In: ELEVENTH BIENNIAL U. S. TRIGA USER'S CONFERENCE, 1988, Washington. *Proceedings...* General Atomics, 1988, p. 4-114, 4-138.

WILKIE, D. *The disposition of can thermocouples in a nuclear reactor*. UKAEA, Windscale. Nuclear Power Development Labs. Journal Information: Nuclear Energy. 1978.

ZAGAR, T; RAVNIK, M; PERSIC, A. *Analysis of reactor thermal power calibration method*. In INTERNATIONAL CONFERENCE NUCLEAR ENERGY IN CENTRAL EUROPE'99, *Proceedings...* Portoroz, Slovenia. 1999. p 91-p 98.

ZHA, M. et al. *Temperature measuring system of the in-core components for Chinese 10 MW high temperature gas-cooled reactor*. Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 39, No. 10, p. 1086 – 1093. October 2002.

ZAKI, G.M.; MINA, A.R. *In core temperature measurements of ET-RR-1 fuel elements*. Atomic Energy Establishment, Inshas (Egypt). Reactor and Neutron Physics Dept. Journal Information: Arab Journal of Nuclear Sciences and Applications. 1976.

ANEXO 1

CALIBRAÇÃO DAS LINHAS DE MEDIDA DE TEMPERATURA

1 - Metodologia

O método de calibração utilizado é o da comparação entre a leitura fornecida pela linha e a leitura do padrão de referência, conforme a norma ASTM (1965). Os sensores a serem calibrados e o sensor padrão são posicionados nos orifícios do bloco metálico equalizador posicionado no centro de um banho de água com temperatura controlada, utilizado na obtenção dos níveis de temperatura. A profundidade de imersão dos sensores foi de cerca de 200 mm. Para a calibração dos termopares do combustível instrumentado, construiu-se um dispositivo tubular preenchido com o banho de água, com a temperatura controlada. O combustível foi colocado no centro do dispositivo juntamente com o sensor padrão, que foi posicionado o mais próximo possível da localização dos termopares.

Para cada ponto de calibração, o computador está programado para registrar a média e o desvio padrão de 120 leituras de cada linha, feitas em varreduras a cada 1 s. Cada ponto só é coletado após a estabilização da temperatura, que é acompanhada pelas evoluções das temperaturas visualizadas no monitor de vídeo.

2 - Descrição das Linhas

As linhas de medida de temperatura do circuito de refrigeração (AI 21, AI 2, AI 3, AI 4 e AI 5) são constituídas de 5 termoresistores PT 100, com indicação digital na mesa de controle. Estes indicadores possuem saída de 4 a 20 mA para registro pelo sistema de aquisição de dados.

As linhas de medidas de temperatura do elemento combustível instrumentado (TMP 1, TMP 2 e TMP 3) são constituídas de três termopares do tipo K, que estão posicionados no eixo central do combustível.

Os outros 15 termopares utilizados nos experimentos são também do tipo K. Todos os termopares chegam ao sistema de aquisição de dados por meio de cabos de extensão. Os sinais analógicos são recebidos em duas placas condicionadoras modelo PCLD-789D (ADVANTECH, 2003), ligadas em cascata cada uma com 16 canais, dando um total de 32 entradas. As saídas das duas placas são direcionadas à entrada analógica de

uma placa de aquisição de dados modelo PCL-818HD (ADVANTECH, 2003), instalada no gabinete do computador.

Os sensores foram identificados conforme mostrado na tabela a seguir, sendo *AI* = *Analog Input* e *TMP* = *Thermocouple*):

Identificação das Linhas de Medidas de Temperaturas

Código	Localização	Tipo de Sensor
AI 21	Temperatura da água no centro do poço	Termoresistor PT 100
AI 2	Temperatura de entrada da água no circuito primário	Termoresistor PT 100
AI 3	Temperatura de saída da água no circuito primário	Termoresistor PT 100
AI 4	Temperatura de entrada da água no circuito secundário	Termoresistor PT 100
AI 5	Temperatura de saída da água no circuito secundário	Termoresistor PT 100
TMP 1	Temperatura no eixo central do combustível, lado superior	Termopar tipo K
TMP 2	Temperatura no eixo central do combustível, centro	Termopar tipo K
TMP 3	Temperatura no eixo central do combustível, lado inferior	Termopar tipo K
TMP 4	Temperatura do ar acima do poço (ambiente)	Termopar tipo K
TMP 5	Temperatura do lençol freático 1 (solo)	Termopar tipo K
TMP 6	Temperatura na saída no canal de refrigeração do núcleo	Termopar tipo K
TMP 7	Temperatura na entrada no canal de refrigeração do núcleo	Termopar tipo K
TMP 8	Temperatura da água do poço superior 1	Termopar tipo K
TMP 9	Temperatura da água do poço superior 2	Termopar tipo K
TMP 10	Temperatura da água do poço inferior 1	Termopar tipo K
TMP 11	Temperatura da água do poço inferior 2	Termopar tipo K
TMP 12	Temperatura da água do poço inferior 3	Termopar tipo K
TMP 13	Temperatura da água do poço inferior 4	Termopar tipo K
TMP 14	Temperatura da água do poço inferior 5	Termopar tipo K
TMP 15	Temperatura da água do poço inferior 6	Termopar tipo K
TMP 16	Temperatura da água do poço inferior 7	Termopar tipo K
TMP 17	Temperatura do lençol freático 2 (solo)	Termopar tipo K
TMP 18	Termopar reserva	Termopar tipo K

Não foi realizado o levantamento da curva de regressão para os termopares TMP 11 a TMP 18. O diagrama da montagem utilizada na calibração das linhas de temperatura é mostrado em seguida.

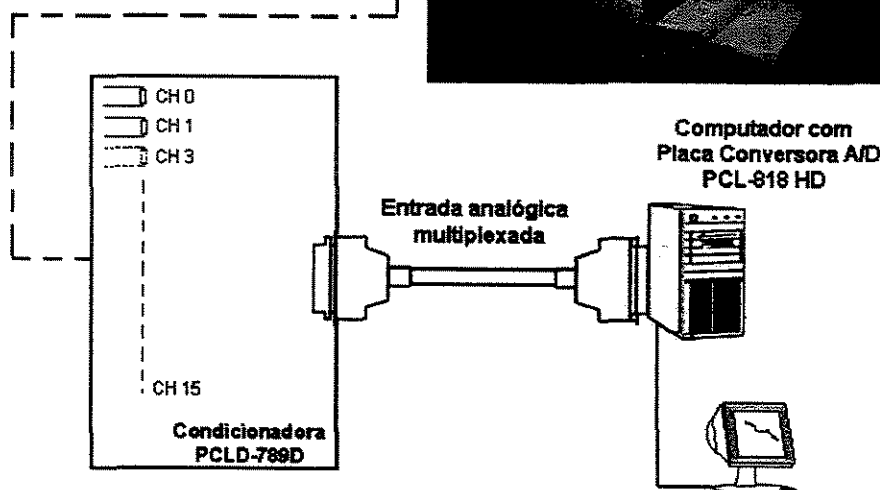
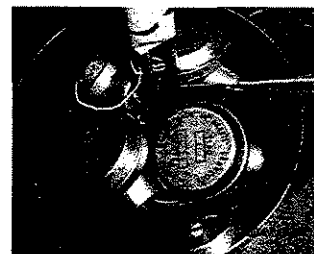
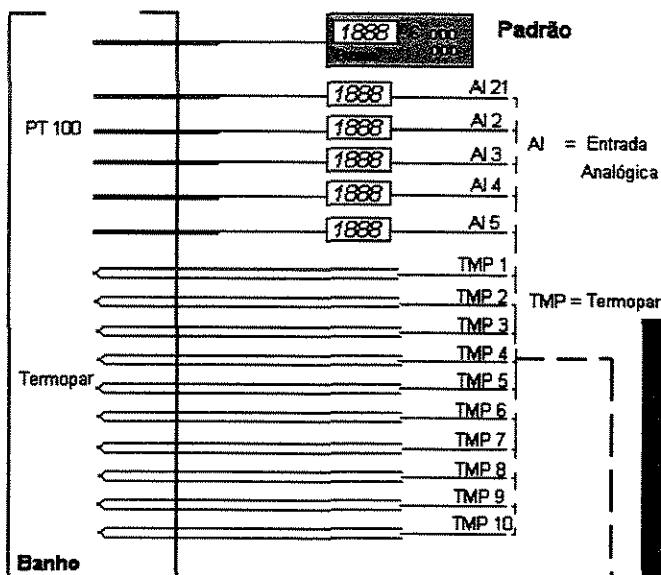


Diagrama da Calibração das Linhas de Medida de Temperatura

As principais características dos componentes das linhas a serem calibradas são dadas a seguir:

Termoresistores (AI 21, AI 4, AI 5, AI 2 e AI 3):

Tipo platina (PT-100); marca: Ecil S/A;

Isolação mineral e blindagem em aço inox;

Comprimento: 150 mm (AI 4, AI 5, AI 2 e AI 3) e 3m (AI 21);

Faixa: - 259,3 °C até 961,8 °C, norma ITS-90.

Termopares do Elemento Combustível Instrumentado (TMP 1, TMP 2 e TMP 3):

Tipo K (chromel-alumel); blindagem: aço inox;

Diâmetro da blindagem: 1 mm; diâmetro dos termoelementos: 0,13 mm;

Isolamento: MgO; comprimento dos fios de extensão: 10 m;

Faixa: 0 a 1250 °C;

Desvio absoluto máximo: $\pm(2,2\text{ °C ou }0,75\%, \text{ o maior})$ (ANSI-MC 96,1/1975).

Termopares Adicionais (TMP 4 a TMP 18):

Tipo K (chromel-alumel); marca: Ecil S/A;

Diâmetro: 1,5 mm, comprimento: 3m; comprimento dos fios de extensão: 5 m;

Apresentação: Isolação mineral, blindagem em aço inox, buçim com fios de extensão não blindados;

Faixa: 0 a 1250 °C;

Desvio absoluto máximo: $\pm(2,2\text{ °C ou }0,75\%, \text{ o maior})$ (ANSI-MC 96,1/1975).

Indicadores Digitais de Temperatura:

Marca: Zürich, modelo: N2000

Precisão: $\pm 0,2\%$ da faixa máxima;

Faixa de indicação do visor: -1999 a 9999;

Saída analógica: 4 a 20 mA;

Curva de PT-100 calibrados de acordo com norma DIN 43760 ;

Impedância de entrada $> 10\text{ M}\Omega$;

Corrente de excitação de 170 μA , com compensação da resistência do cabo;

Taxa de amostragem: 5 leituras por segundo;

4 contatos de relé para saídas.

Sistema de Aquisição de Dados:

Placa Conversora Analógico/Digital; marca: Advantech, modelo: PCL-818HD

Resolução: 12 bits

Taxa de coleta máxima: 100 kHz;

Incerteza: $\pm 0,01\%$ da faixa ± 1 bit;

Proteção máxima contra sobretensão: $\pm 30\text{ V}$.

Placa Condicionadora; marca: Advantech; modelo: PCLD-789D;

Entrada: 16 canais diferenciais

Tensão máxima de entrada: $\pm 10\text{ V}$;

Ganho utilizado: 50 (disponível: 1000, 500, 200, 100, 50, 10, 2 e 1);
Incerteza para o ganho 50: $\pm 0,0244\%$ da faixa (± 100 mV) ± 1 LSB;
Compensação eletrônica de junta fria para termopar: 24,4 mV/°C.

Computador

Processador Intel Pentium MMX 220 MHz,
384 Mb de memória DIMM; disco rígido com 40 Gb;
Sistema operacional Windows 98 SE.

3 - Padrões de Calibração

Termômetro de resistência de platina, tipo PT-100, marca Hart Scientific,
Modelo 5614. n° de série: 434243;
Incerteza: $\pm 0,007$ °C (de 0 °C a 100°C);
Certificado de Calibração: n° 9643, rastreado ao *NIST*.

Multímetro digital 6½ dígitos, marca Prema;
Modelo: DMM 6001, n° de série: 11975;
Faixa de medida de temperatura: -200°C a 850°C;
Incerteza: $\pm 0,05$ °C;
Resolução: 0,01 °C;
Certificado de Calibração: n° 6001/11975, rastreado ao *PTB*.

4 - Aquisição e Tratamento dos Dados da Calibração

A corrente elétrica enviada pelo indicador dos termoresistores (4 a 20 mA), passa em um resistor de 1,00 Ω (precisão = 1%) localizado na placa de entrada do sistema de aquisição de dados. O sinal dos termopares, em [mV] é conectado diretamente à placa de aquisição de dados. A tensão elétrica, após ser amplificada, filtrada e convertida para sinal digital, é enviada ao computador que processa e registra os dados.

Para cada ponto de medida registra-se a leitura média fornecida pela linha e o valor da temperatura lido pelo indicador padrão. Os desvios padrões das médias das leituras, que caracteriza a dispersão dos resultados, também são registrados, utilizando a Eq. 3.25.

A partir dos dados coletados ajusta-se uma reta, por regressão, para cada linha de medida. O valor do coeficiente de determinação R^2 e o erro padrão da curva de regressão

(Eq. 3.27) também são calculados. As equações ajustadas são acrescentadas no programa de aquisição de dados, corrigindo-se assim as leituras enviadas pelos sensores.

A consolidação da incerteza associada a cada cadeia de medida (U) é dada pela Eq. 3.28, reproduzida abaixo:

$$U = [(U_p)^2 + (S_x)^2 + (U_{y,x})^2]^{1/2} \quad (\text{incerteza total da linha})$$

onde: U_p é a incerteza associada ao padrão de calibração, S_x é a incerteza associada à variação estatística das medições da variável física medida (desvio padrão) e $U_{y,x}$ é a incerteza associada a curva ajustada (erro padrão).

5 - Resultados

Termoresistores PT 100, (AI 21, AI 4, AI 5, AI 2 e AI 3):

Data da Calibração: 21.03.2004

Temperatura Ambiente: 26 °C

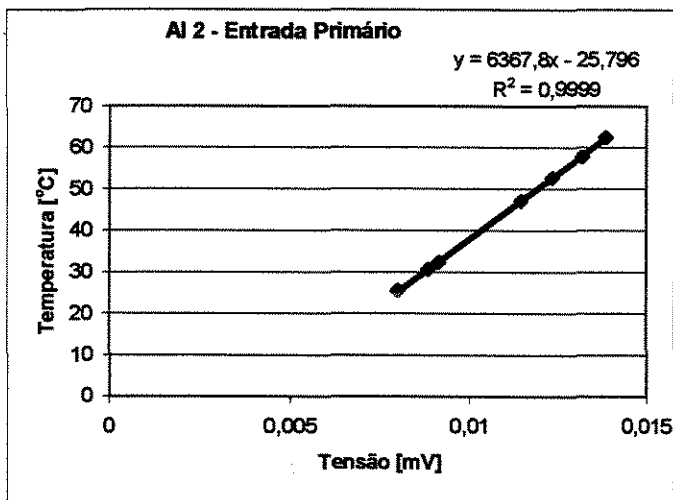
Umidade Relativa do Ar: 55 % a 70 %

Pressão Ambiente: 694 mmHg

Dados Coletados para os Termoresistores

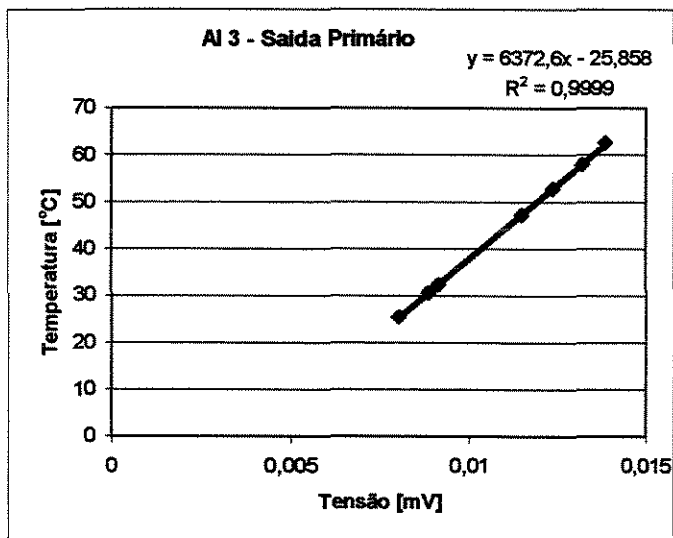
Padrão	Entrada Primário		Saída Primário		Entrada Secundário		Saída Secundário		Poço	
	AI 2	DesvPad	AI 3	DesvPad	AI 4	DesvPad	AI 5	DesvPad	AI 21	DesvPad
[°C]	[mV]	[mV]	[mV]	[mV]	[mV]	[mV]	[mV]	[mV]	[mV]	[mV]
62,50	0,01384	0,000047	0,01382	0,000032	0,01384	0,000037	0,01389	0,000043	0,01385	0,000035
57,88	0,01316	0,000041	0,01316	0,000041	0,01313	0,000044	0,01317	0,000053	0,01315	0,000046
52,67	0,01232	0,000028	0,01234	0,000037	0,01230	0,000036	0,01233	0,000047	0,01232	0,000030
47,11	0,01146	0,000034	0,01147	0,000031	0,01142	0,000031	0,01149	0,000045	0,01146	0,000031
32,24	0,00913	0,000039	0,00913	0,000035	0,00909	0,000039	0,00910	0,000046	0,00910	0,000037
30,50	0,00885	0,000034	0,00885	0,000041	0,00882	0,000031	0,00882	0,000045	0,00884	0,000036
25,38	0,00801	0,000026	0,00801	0,000042	0,00799	0,000044	0,00801	0,000042	0,00800	0,000038

Retas ajustadas:



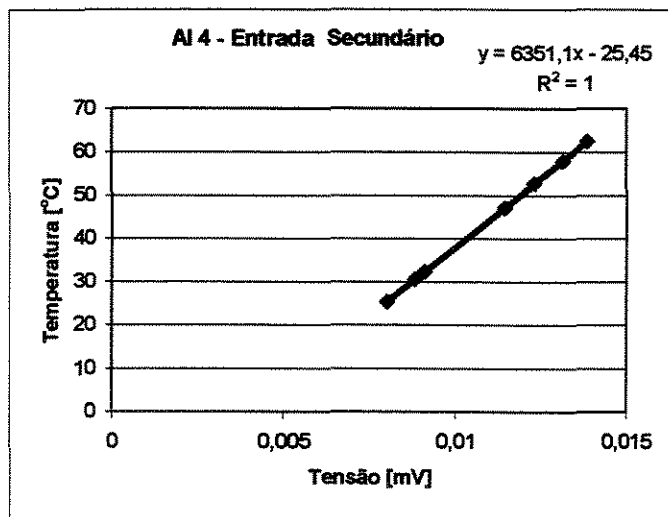
Padrão	Correção	Desvio	Desvio Padrão Amostral
[°C]	[°C]	[°C]	[°C]
62,50	62,3	-0,2	0,3
57,88	58,0	0,1	0,3
52,67	52,7	0,0	0,2
47,11	47,2	0,1	0,2
32,24	32,3	0,1	0,2
30,50	30,6	0,1	0,2
25,38	25,2	-0,2	0,2

Erro Padrão = 0,14 °C



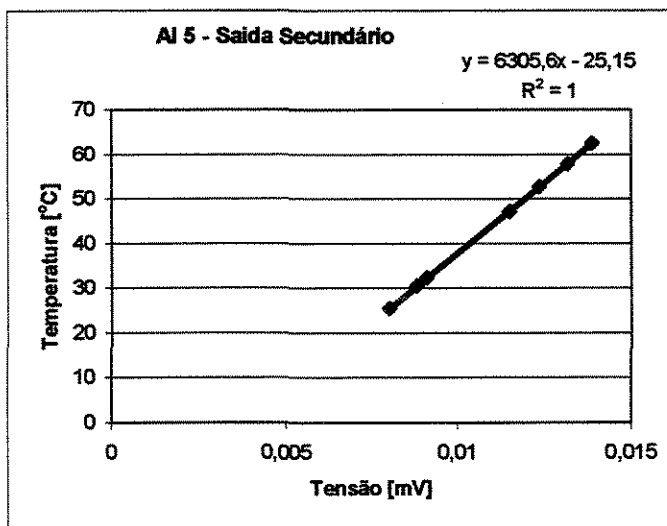
Padrão	Correção	Desvio	Desvio Padrão Amostral
[°C]	[°C]	[°C]	[°C]
62,50	62,2	-0,3	0,2
57,88	58,0	0,1	0,3
52,67	52,8	0,1	0,2
47,11	47,2	0,1	0,2
32,24	32,3	0,1	0,2
30,50	30,5	0,0	0,3
25,38	25,2	-0,2	0,3

Erro Padrão = 0,19 °C



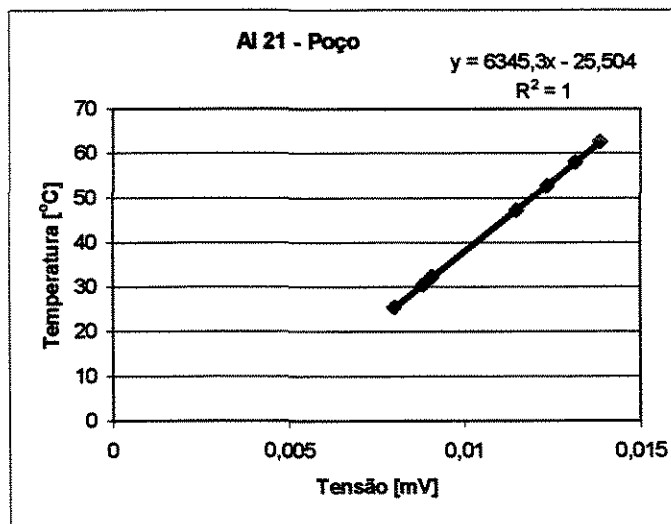
Padrão	Correção	Desvio	Desvio Padrão Amostral
[°C]	[°C]	[°C]	[°C]
62,50	62,4	-0,1	0,2
57,88	57,9	0,1	0,3
52,67	52,7	0,0	0,2
47,11	47,1	0,0	0,2
32,24	32,3	0,0	0,2
30,50	30,6	0,1	0,3
25,38	25,3	-0,1	0,3

Erro Padrão = 0,06 °C



Padrão	Correção	Desvio	Desvio Padrão Amostral
[°C]	[°C]	[°C]	[°C]
62,5	62,4	-0,1	0,3
57,88	57,9	0,0	0,3
52,67	52,6	-0,1	0,3
47,11	47,3	0,2	0,3
32,24	32,2	0,0	0,3
30,5	30,5	0,0	0,3
25,38	25,4	0,0	0,3

Erro Padrão = 0,10 °C



Padrão	Correção	Desvio	Desvio Padrão Amostral
[°C]	[°C]	[°C]	[°C]
62,5	62,4	-0,1	0,2
57,88	57,9	0,1	0,3
52,67	52,7	0,0	0,2
47,11	47,2	0,1	0,2
32,24	32,2	0,0	0,2
30,5	30,6	0,1	0,2
25,38	25,3	-0,1	0,2

Erro Padrão = 0,10 °C

Termopares do Elemento Combustível Instrumentado (TMP 1, TMP 2 e TMP 3):

Data da Calibração: 18.03.2004

Temperatura Ambiente: 25 °C

Umidade Relativa do Ar: 55 % a 70 %

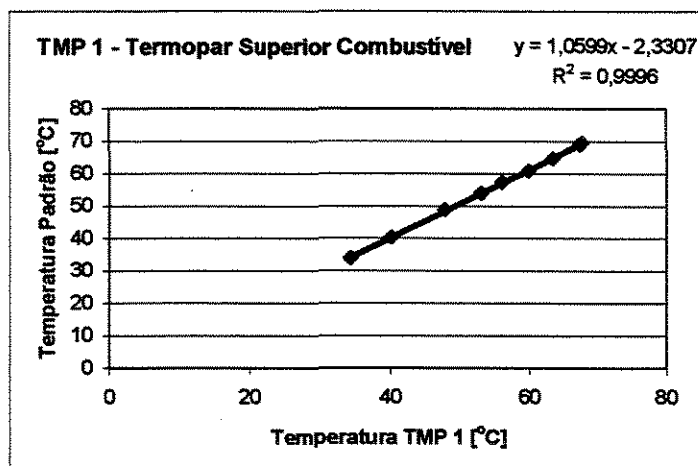
Pressão Ambiente: 700 mmHg

Dados coletados:

Dados Coletados para os Termopares do Combustível

Padrão [°C]	Termopar Superior		Termopar Médio		Termopar Inferior	
	TMP1 [°C]	Desv Pad [°C]	TMP2 [°C]	Desv Pad [°C]	TMP3 [°C]	Desv Pad [°C]
69,49	67,7	0,8	68,0	1,0	68,4	0,9
68,81	67,3	0,8	67,6	0,8	67,7	0,8
64,66	63,3	0,9	63,8	0,9	64,0	1,0
60,80	59,8	0,8	60,1	0,9	60,4	0,9
57,40	56,0	1,0	56,5	0,8	56,7	0,8
53,84	53,0	0,9	53,2	0,8	53,5	1,0
48,86	47,9	1,0	48,3	0,8	48,4	0,8
40,13	40,1	0,9	40,6	0,9	40,6	1,0
33,86	34,4	0,9	34,7	0,9	34,9	1,0

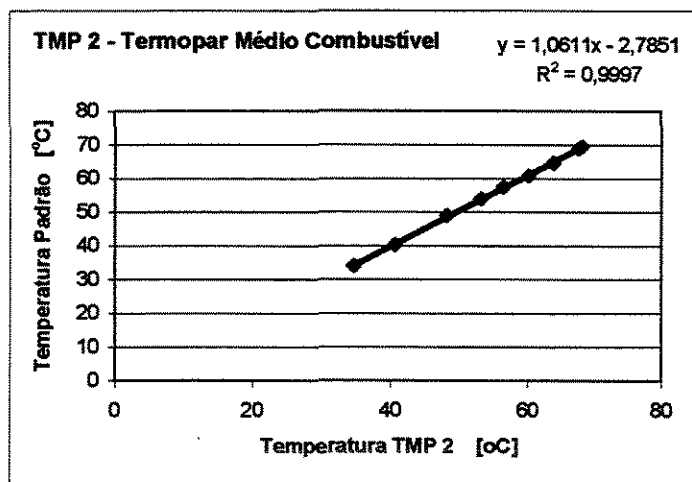
Retas ajustadas:



Padrão Correção Desvio

[°C]	[°C]	[°C]
69,49	69,4	-0,1
68,81	69,0	0,2
64,66	64,8	0,1
60,8	61,1	0,3
57,4	57,0	-0,4
53,84	53,8	0,0
48,86	48,4	-0,4
40,13	40,2	0,0
33,86	34,1	0,3

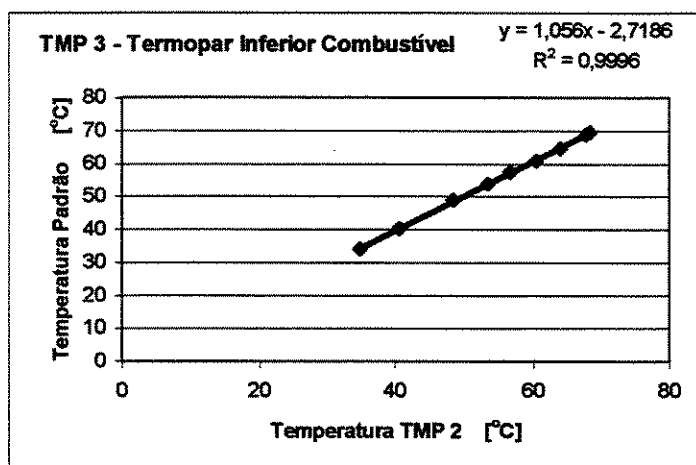
Erro Padrão = 0,25 °C



Padrão Correção Desvio

[°C]	[°C]	[°C]
69,49	69,4	-0,1
68,81	68,9	0,1
64,66	64,9	0,3
60,8	61,0	0,2
57,4	57,2	-0,2
53,84	53,7	-0,2
48,86	48,5	-0,4
40,13	40,3	0,2
33,86	34,0	0,2

Erro Padrão = 0,23 °C



Padrão [°C]	Correção [°C]	Desvio [°C]
69,49	69,5	0,0
68,81	68,8	0,0
64,66	64,9	0,2
60,8	61,1	0,3
57,4	57,2	-0,2
53,84	53,8	-0,1
48,86	48,4	-0,5
40,13	40,2	0,0
33,86	34,1	0,3

Erro Padrão = 0,25 °C

Termopares Adicionais (TMP4, TMP5, TMP6, TMP 7, TMP 8, TMP 9 e TMP 10):

Data da Calibração: 31.03.2004

Temperatura Ambiente: 25 °C

Umidade Relativa do Ar: 55 % a 70 %

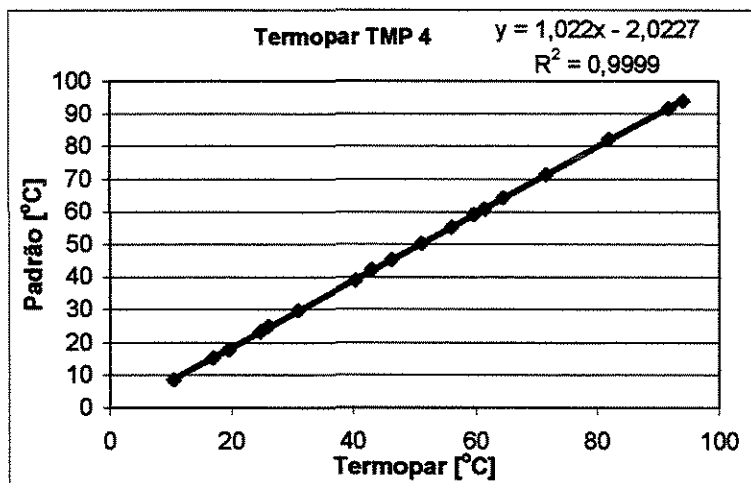
Pressão Ambiente: 700 mmHg

Dados Coletados* para os Termopares Adicionais

Padrão [°C]	TMP 4 [°C]	TMP 5 [°C]	DesvPad [°C]	TMP 6 [°C]	DesvPad [°C]	TMP 7 [°C]	TMP 8 [°C]	TMP 9 [°C]	DesvPad [°C]	TMP 10 [°C]	DesvPad [°C]
93,95	94,2	93,7	1,0	94,3	1,0	94,5	93,0	93,2	0,8	93,1	0,8
91,58	91,8	91,4	0,7	91,9	0,8	92,0	90,6	90,7	0,8	90,7	0,8
82,09	82,1	82,2	1,0	82,7	0,9	82,8	81,3	81,6	0,8	81,4	0,9
71,32	71,7	71,6	0,8	72,0	0,8	72,3	70,8	70,8	1,1	70,9	0,7
64,26	64,7	65,2	0,8	64,9	0,7	65,1	63,8	63,8	0,6	64,2	0,8
60,67	61,5	61,4	1,0	61,8	0,9	62,0	60,3	60,4	0,8	60,9	0,9
59,02	59,6	59,6	0,9	60,0	0,9	60,7	58,9	59,0	0,7	58,9	0,7
55,24	55,9	55,9	0,9	56,4	0,5	57,1	54,7	55,0	0,6	55,1	0,6
50,10	51,0	50,7	0,8	50,9	0,8	51,4	49,7	49,8	0,7	50,3	0,9
45,28	46,2	46,2	0,7	46,4	0,8	46,5	45,1	45,1	0,8	45,8	0,7
42,06	42,9	43,0	0,8	43,2	0,7	43,2	41,7	41,9	0,9	42,5	0,9
38,88	40,3	40,2	0,7	40,5	0,5	40,0	38,9	39,3	0,7	39,4	0,7
29,63	30,8	31,0	0,7	31,0	1,0	30,9	29,6	29,9	0,9	30,4	0,9
24,82	25,9	26,4	0,7	26,3	0,9	26,3	24,8	25,2	0,8	25,7	0,9
23,24	24,6	24,9	0,7	24,8	0,8	24,1	23,7	24,0	0,7	24,1	0,8
17,58	19,5	19,8	0,9	19,7	0,8	19,5	18,0	18,6	0,9	19,2	0,9
15,13	16,9	17,0	0,9	16,7	1,0	16,9	16,6	17,0	1,1	16,7	0,9
8,50	10,6	10,8	0,8	10,7	0,8	11,3	9,5	9,9	1,0	10,7	0,8

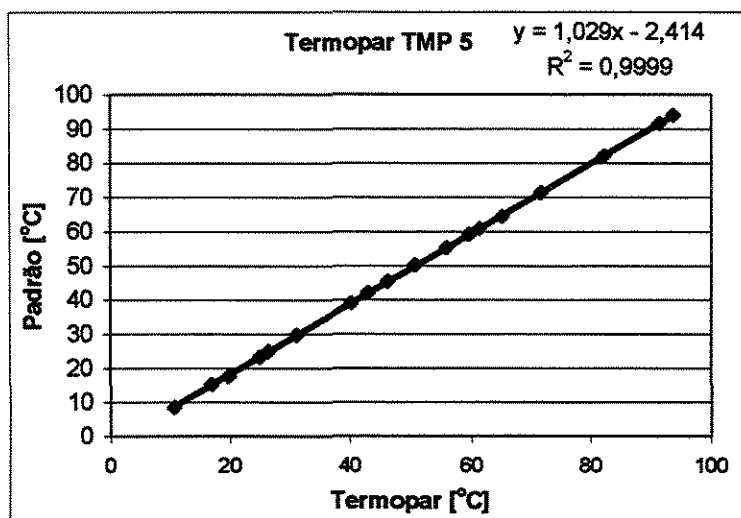
[*] Não foram registrados os desvios padrões dos termopares TMP 4, TMP 7 e TMP 8.

Retas ajustadas:



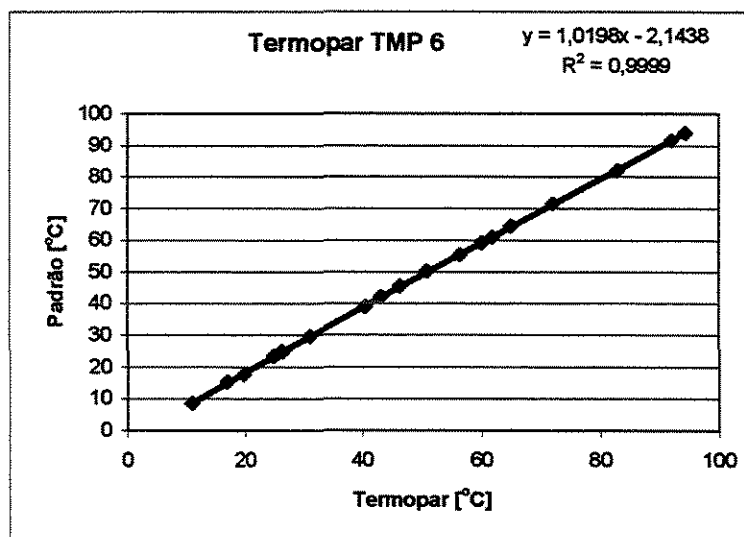
Erro Padrão = 0,23 °C

Padrão [°C]	Correção [°C]	Desvio [°C]
93,95	94,2	0,3
91,58	91,8	0,2
82,09	81,9	-0,2
71,32	71,3	-0,1
64,26	64,1	-0,2
60,67	60,8	0,2
59,02	58,9	-0,1
55,24	55,1	-0,1
50,10	50,1	0,0
45,28	45,2	-0,1
42,06	41,8	-0,2
38,88	39,2	0,3
29,63	29,5	-0,2
24,82	24,4	-0,4
23,24	23,1	-0,1
17,58	17,9	0,3
15,13	15,2	0,1
8,50	8,8	0,3



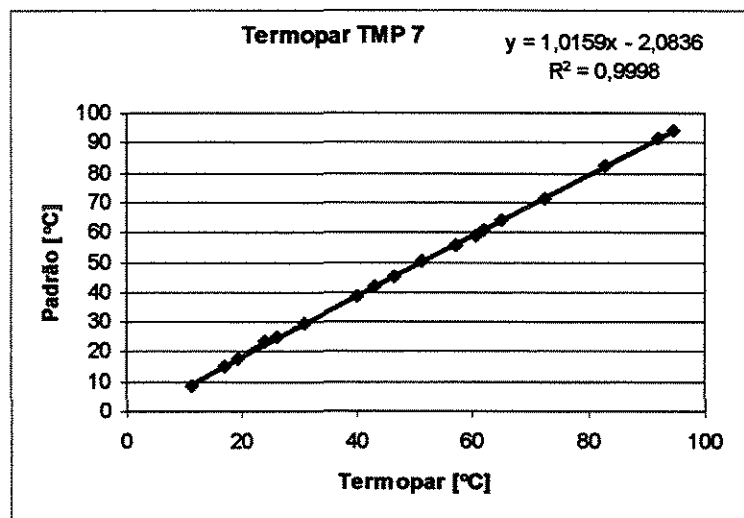
Erro Padrão = 0,20 °C

Padrão [°C]	Correção [°C]	Desvio [°C]
93,95	94,0	0,1
91,58	91,6	0,1
82,09	82,2	0,1
71,32	71,3	-0,1
64,26	64,7	0,4
60,67	60,8	0,1
59,02	58,9	-0,1
55,24	55,1	-0,1
50,10	49,8	-0,3
45,28	45,1	-0,2
42,06	41,8	-0,2
38,88	39,0	0,1
29,63	29,5	-0,1
24,82	24,8	-0,1
23,24	23,2	0,0
17,58	18,0	0,4
15,13	15,1	-0,1
8,50	8,7	0,2



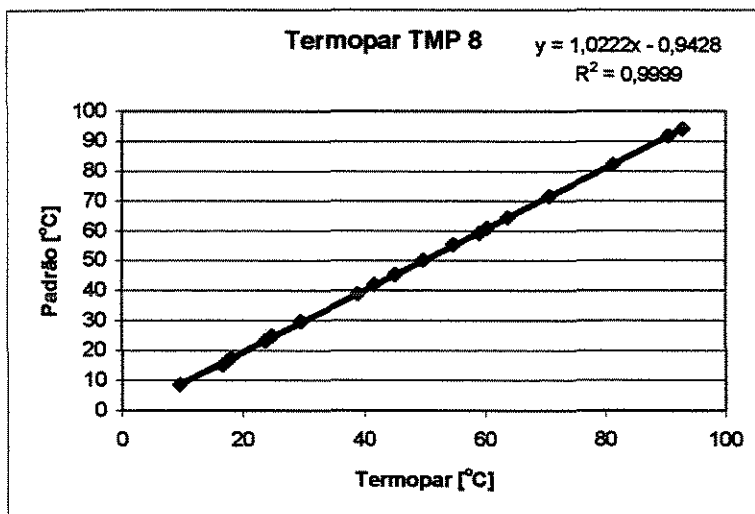
Erro Padrão = 0,21 °C

Padrão [°C]	Correção [°C]	Desvio [°C]
93,95	94,0	0,1
91,58	91,6	0,0
82,09	82,2	0,1
71,32	71,3	0,0
64,26	64,0	-0,2
60,67	60,9	0,2
59,02	59,0	0,0
55,24	55,4	0,1
50,10	49,8	-0,3
45,28	45,2	-0,1
42,06	41,9	-0,1
38,88	39,2	0,3
29,63	29,5	-0,2
24,82	24,7	-0,1
23,24	23,1	-0,1
17,58	17,9	0,4
15,13	14,9	-0,2
8,50	8,8	0,3



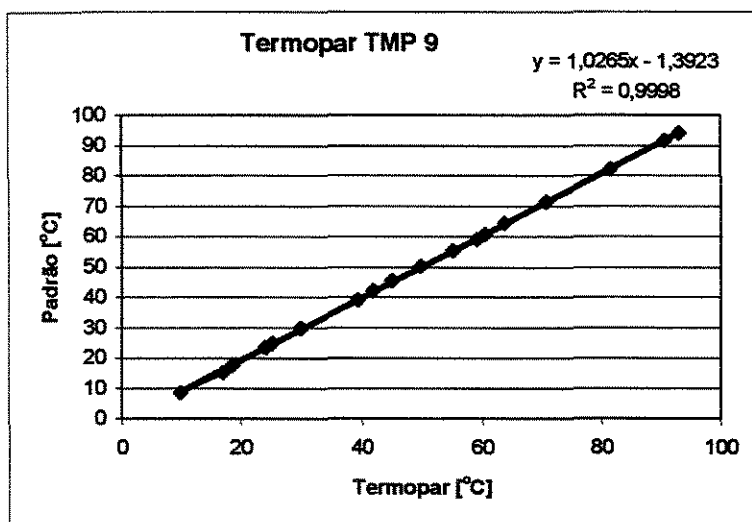
Erro Padrão = 0,42 °C

Padrão [°C]	Correção [°C]	Desvio [°C]
93,95	93,9	0,0
91,58	91,4	-0,2
82,09	82,0	-0,1
71,32	71,4	0,0
64,26	64,1	-0,2
60,67	60,9	0,2
59,02	59,6	0,6
55,24	55,9	0,7
50,10	50,1	0,0
45,28	45,2	-0,1
42,06	41,8	-0,3
38,88	38,6	-0,3
29,63	29,3	-0,3
24,82	24,6	-0,2
23,24	22,4	-0,8
17,58	17,7	0,1
15,13	15,1	0,0
8,50	9,4	0,9



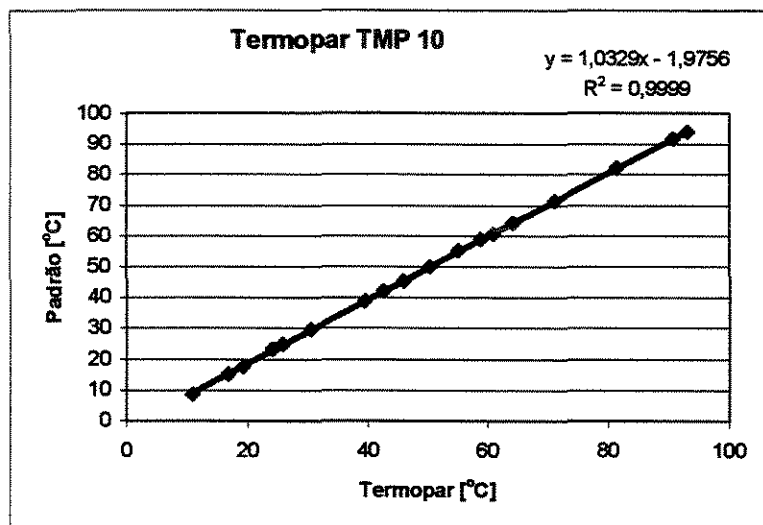
Erro Padrão = 0,31 °C

Padrão [°C]	Correção [°C]	Desvio [°C]
93,95	94,1	0,2
91,58	91,7	0,1
82,09	82,2	0,1
71,32	71,4	0,1
64,26	64,3	0,0
60,67	60,7	0,0
59,02	59,3	0,2
55,24	55,0	-0,3
50,10	49,9	-0,2
45,28	45,2	-0,1
42,06	41,7	-0,4
38,88	38,8	-0,1
29,63	29,3	-0,3
24,82	24,4	-0,4
23,24	23,3	0,0
17,58	17,5	-0,1
15,13	16,0	0,9
8,50	8,8	0,3



Erro Padrão = 0,35 °C

Padrão [°C]	Correção [°C]	Desvio [°C]
93,95	94,3	0,3
91,58	91,7	0,1
82,09	82,4	0,3
71,32	71,3	0,0
64,26	64,1	-0,2
60,67	60,6	-0,1
59,02	59,2	0,2
55,24	55,1	-0,2
50,10	49,7	-0,4
45,28	44,9	-0,4
42,06	41,6	-0,4
38,88	38,9	0,1
29,63	29,3	-0,3
24,82	24,5	-0,3
23,24	23,2	0,0
17,58	17,7	0,1
15,13	16,1	0,9
8,50	8,8	0,3



Erro Padrão = 0,25 °C

Padrão [°C]	Correção [°C]	Desvio [°C]
93,95	94,2	0,2
91,58	91,7	0,1
82,09	82,1	0,0
71,32	71,3	-0,1
64,26	64,3	0,1
60,67	60,9	0,3
59,02	58,9	-0,2
55,24	54,9	-0,3
50,10	50,0	-0,1
45,28	45,3	0,1
42,06	41,9	-0,1
38,88	38,7	-0,2
29,63	29,4	-0,2
24,82	24,6	-0,3
23,24	22,9	-0,3
17,58	17,9	0,3
15,13	15,3	0,1
8,50	9,1	0,6

6 - Conclusão

As maiores incertezas consolidadas (U) encontradas para as cadeias de medidas de temperatura, foram:

$U = \pm 0,4 \text{ } ^\circ\text{C}$, para as linhas com termoresistores;

$U = \pm 1,0 \text{ } ^\circ\text{C}$, para as linhas com termopares.

ANEXO 2

CALIBRAÇÃO DA LINHA DE MEDIDA DA VAZÃO DO PRIMÁRIO

A vazão do circuito primário de refrigeração forçada do reator é medida por um rotâmetro e um conjunto placa de orifício e transmissor de pressão diferencial, com indicação digital na sala de refrigeração, indicação digital na mesa de controle e coleta pelo sistema de aquisição de dados.

1 - Descrição da Linha de Medida de Vazão

A medida de vazão no circuito primário é feita simultaneamente por um rotâmetro e por um conjunto placa de orifício e transmissor de pressão. O transmissor envia seu sinal (4 a 20 mA) a dois indicadores digitais, um no painel da mesa de controle e outro na sala do circuito de refrigeração, próximo ao rotâmetro. O sinal de corrente do transmissor de pressão, proporcional à vazão, além de passar pelos dois indicadores, passa e por um resistor de $1,00\ \Omega$ (precisão = 1%), localizado na entrada da placa condicionadora de sinal do sistema de aquisição de dados (sinal AI 1, canal 13, Placa 1). A seguir são apresentadas as principais características da linha.

Transmissor de pressão diferencial marca Smar.

Modelo: LD301 L21I-TU01-011-0, n^o de série 54393.

Faixa: 1,25 a 50 kPa (12,5 a 500 mbar).

Exatidão: $\pm 0,1\%$ da faixa.

Sinal de saída: 4 a 20 mA.

Indicador Digital Universal marca Presys (localizado na mesa de controle);

Modelo: DMY-2030;

Precisão: $\pm 0,1\%$ do fundo de escala;

Faixa de indicação do visor: -9999 a 19999.

Indicador/Controlador Universal marca Zürich, (localizado na sala de refrigeração);

Modelo: N2000, com fonte de 24 Vcc acoplada;

Precisão: 0,2 % da faixa máxima;

Faixa de indicação do visor: -1999 a 9999.

Placa Conversora Analógico/Digital marca Advantech

Modelo: PCL-818HD

Resolução: 12 bits

Taxa de coleta máxima: 100 kHz;

Incerteza: $\pm 0,01\%$ da faixa ± 1 bit;

Proteção máxima contra sobretensão: ± 30 V.

Placa Condicionadora marca Advantech;

Modelo: PCLD-789D;

Entrada: 16 canais diferenciais

Tensão máxima de entrada: ± 10 V;

Ganho utilizado: 50;

Incerteza para o ganho 50: 0,0244% da faixa (± 100 mV) ± 1 LSB.

Computador com Processador Intel Pentium MMX 220 MHz,

384 Mb de memória DIMM, Disco rígido com 40 Gb;

Sistema Operacional Windows 98 SE.

2 - Medida de Vazão com Placas de Orifício

A vazão medida com placas de orifício é calculada de acordo com a seguinte expressão, fornecida pelas normas ISO (1980) e DIN (1982):

$$\dot{m} = C \cdot E \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \cdot \sqrt{2 \cdot \Delta p \cdot \rho_1} \quad (\text{vazão com placa de orifício})$$

onde:

$\dot{m}$ = fluxo de massa em [kg/s];

d = diâmetro do orifício da placa, em [m], (0,05097 m);

Δp = pressão diferencial através da placa de orifício, em [Pa];

ρ_1 = densidade do fluido a montante da placa de orifício, em [kg/m³],

(994,24 kg/m³ a 35 °C, conforme MILLER (1989);

E = fator de velocidade, adimensional, obtido da expressão: $E = (1 - \beta^4)^{-1/2}$;

β = razão entre o diâmetro do orifício da placa e o diâmetro da tubulação,
($d/D = 50,97/68,484 = 0,7443$);

C = coeficiente de descarga, adimensional, obtido da expressão:

$$C = 0,5959 + 0,0312\beta^{2,1} - 0,1840\beta^8 + 0,0029\beta^{2,5} \left(\frac{10^6}{Re_D} \right)^{0,75} + 0,0900L_1\beta^4(1 - \beta^4)^{-1} - 0,0337L_2'\beta^3;$$

Re_D = Número de Reynolds do escoamento na tubulação, ($Re_D = u \cdot \rho \cdot D / \mu$);

u = velocidade em [m/s];

μ = viscosidade dinâmica do fluido em [kg/m.s], igual a 0,000995 kg/m.s a 35 °C, segundo MILLER (1989);

$L_1 = L_2' = 25,4/D$, = relação entre a distância da tomada de pressão até o orifício da placa e o diâmetro interno da tubulação, para o caso de tomada de pressão nos flanges, como é feito na placa de orifício do circuito primário do Reator TRIGA (ISO, 1980);

D = diâmetro interno da tubulação, em [mm], ($D = 68,484$ mm).

O cálculo da vazão ($\dot{m}$) utilizando a placa de orifício é feito de forma iterativa, a partir do diâmetro do orifício da placa e da perda de pressão através da mesma. A equação para o fluxo de massa leva ainda em consideração parâmetros tais como a densidade da água, a relação entre os diâmetros interno da tubulação e do orifício da placa e o coeficiente de descarga – C . Este coeficiente por sua vez é calculado em função de outros parâmetros, entre os quais o número de Reynolds do escoamento, que depende da própria vazão. Daí a necessidade do cálculo iterativo.

3 - Metodologia de Calibração do Transmissor de Pressão

Com o transmissor de pressão montado em sua posição de trabalho, desconectaram-se as ligações hidráulicas deste com os flanges da placa de orifício. O lado de pressão alta do transmissor foi conectado ao padrão de referência e o lado de baixa pressão foi deixado aberto para o ambiente, conforme procedimento adotado por

REZENDE (1997). O sensor padrão e o transmissor foram pressurizados simultaneamente com o auxílio de uma bomba manual.

A vazão da refrigeração forçada do Reator TRIGA IPR-R1 é mantida em torno de 28 m³/h, para operações a 100 kW e em 32 m³/h para operações a 250 kW. A temperatura da água no trecho onde localiza-se a placa de orifício (saída do trocador de calor) varia de cerca de 28 °C (reator a 100 kW) a aproximadamente 35 °C (reator a 250 kW). Encontrou-se por regressão linear, uma equação que relacionou o sinal de saída elétrica (4 a 20 mA) do transmissor de corrente, com a vazão do circuito primário ($\dot{m}$). As variáveis da equação foram consideradas para a condição do reator operando a 250 kW (vazão igual a 32 m³/h e temperatura igual a 35 °C), pois este é o regime de operação no qual se pretende proceder à calibração de potência do reator. O procedimento adotado é equivalente a considerar-se um valor constante para a densidade e para a variável C de $\dot{m}$. Assim, simplificou-se o processo de obtenção da vazão pelo sistema de coleta de dados, dispensando-se o cálculo iterativo, o qual deverá ser empregado sob quaisquer condições distintas da anterior.

O calibrador de pressão juntamente com a placa de orifício, foram considerados como padrões para a medida de vazão. Os dois indicadores digitais de vazão do circuito primário tiveram suas escalas previamente ajustadas conforme orientação de seus manuais de operação, sendo também calibrados juntamente com o transmissor de pressão diferencial.

A seguir é mostrado o diagrama da montagem utilizada, na calibração da linha de medida de vazão do circuito primário de refrigeração forçada do TRIGA.

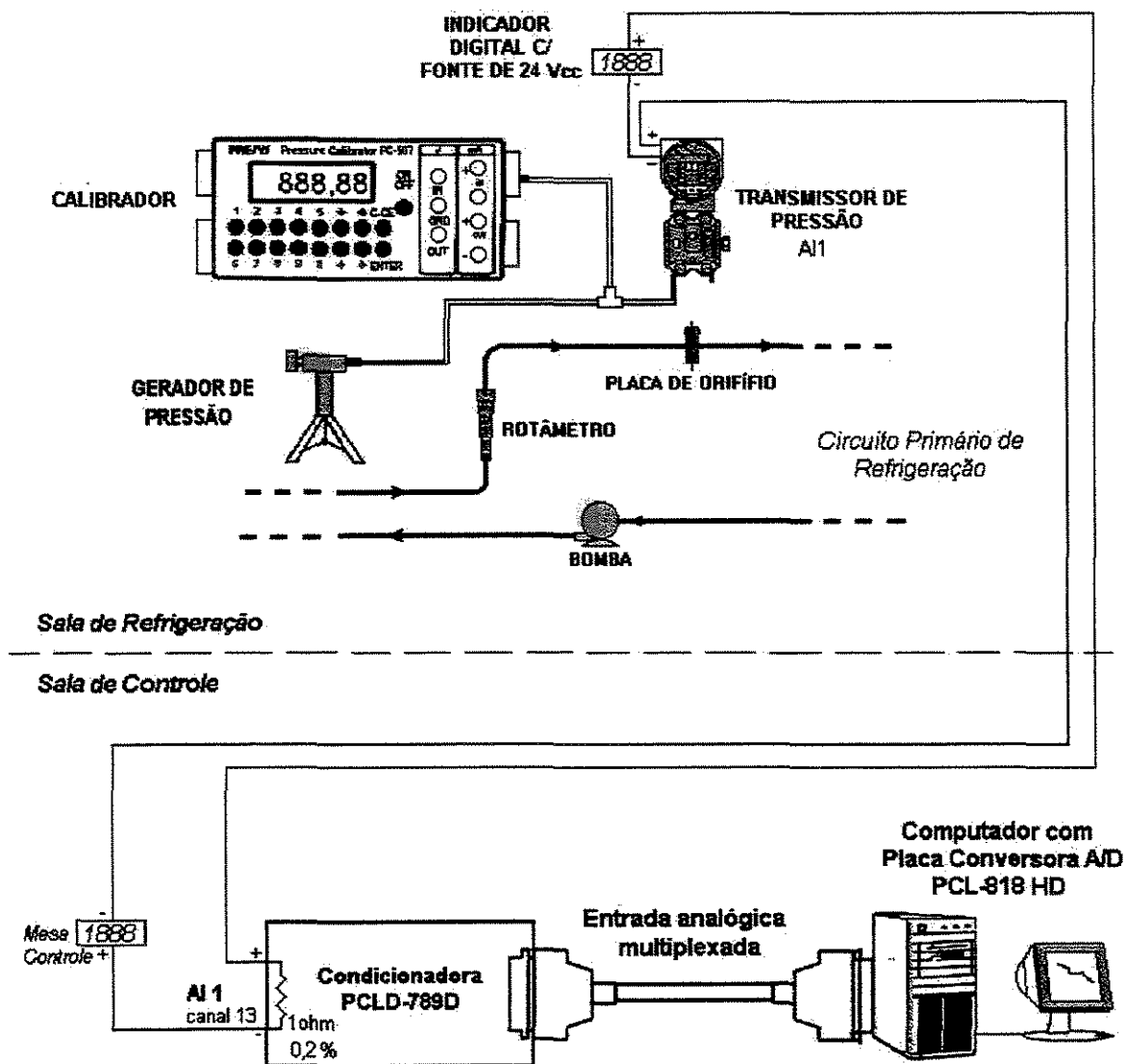


Diagrama para Calibração da Linha de Medida de Vazão do Primário

4 - Padrões de Calibração

O princípio de funcionamento do medidor de vazão consiste na medida da queda de pressão do fluido através da placa de orifício. Portanto foi utilizado como padrão um calibrador de pressão e a própria placa de orifício. A seguir são dadas as principais características dos padrões de referência.

Calibrador de Pressão Marca Presys;
Modelo: PC-507;
Calibrado pelo fabricante em: 05.05.2003;
Faixa utilizada: 15 psi;
Resolução: 0,0001;
Exatidão: $\pm 0,05$ % da leitura;
Estabilidade Térmica: 0,005 % FS/°C.

Placa de orifício em aço inox 316L,
Diâmetro do orifício: 50,97 mm

Instrumento Suporte

Bomba Geradora de Pressão Marca Presys;
Modelo: BY-100/8112-3000;
Nº. Série: 066.02.01;
Fluido: água destilada;
Faixa: 0 a 3000 psi.

5 - Dados Coletados e Cálculo da Vazão Utilizando a Placa de Orifício

Data da Calibração: 29.04.2004;
Temperatura Ambiente: 26 °C;
Umidade Relativa do Ar: 55 % a 70 %;
Pressão Ambiente: 694 mmHg.

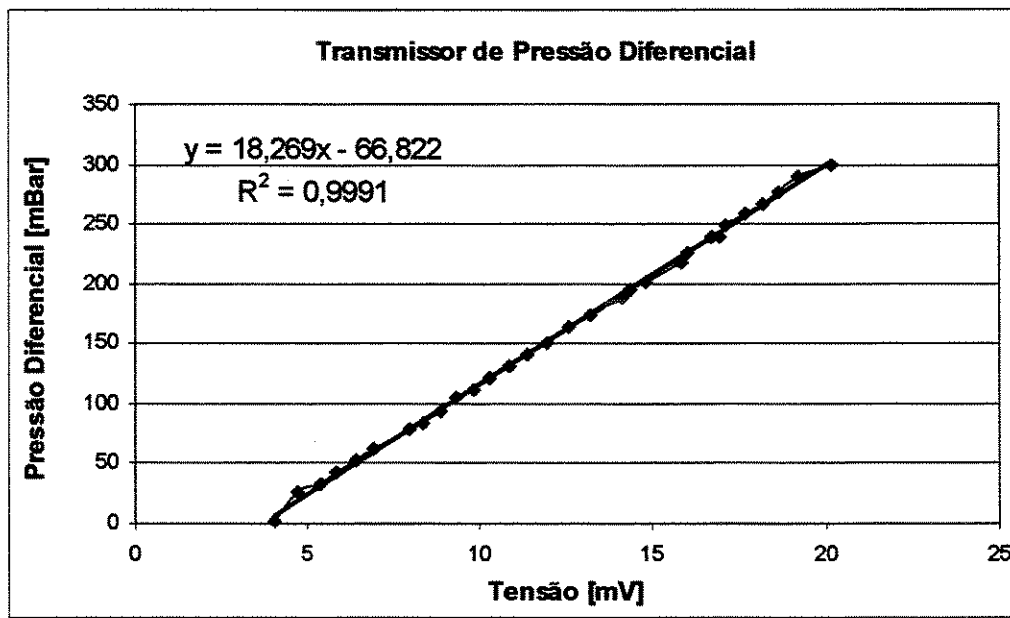
Na tabela dada a seguir são apresentados os dados coletados na calibração. Na coluna 2 tem-se o valor da pressão lida no instrumento de referência. Na coluna 3 tem-se o valor médio de 120 leituras da queda tensão provocada pela passagem da corrente de saída do transmissor no resistor de 1,00 Ω da placa de entrada de dados. Na coluna 4 tem-se o desvio padrão do valor médio. Na coluna 5 tem-se o valor de vazão encontrado utilizando a equação da placa de orifício, para as condições de trabalho do TRIGA operando em 250 kW. Finalmente as colunas 6 e 7 mostram os valores indicados nos mostradores digitais localizados na sala de refrigeração e na mesa de controle. Estes indicadores tiveram suas escalas previamente ajustadas para a faixa de vazão medida, conforme seus manuais. Na tabela destaca-se a faixa de vazão utilizada na refrigeração forçada do TRIGA IPR-R1.

Dados Coletados e Cálculo da Vazão Utilizando a Placa de Orifício

Item	Padrão [mbar]	Vazão Primário [mV]	Desvio Padrão Vazão [mV]	Vazão com a Placa Orifício [m³/h]	Indicador Local [m³/h]	Indicador Mesa [m³/h]
1	2,11	4,045	0,030	6,55	4,01	4,00
2	25,37	4,743	0,649	10,87	13,28	13,28
3	33,27	5,400	0,298	13,73	15,00	15,00
4	42,81	5,892	0,334	15,53	16,93	16,96
5	52,03	6,407	0,324	17,21	18,48	18,49
6	62,58	6,967	0,395	18,86	20,05	20,04
7	78,81	7,950	0,547	21,45	22,18	22,17
8	83,73	8,386	0,163	22,51	22,78	22,80
9	93,69	8,874	0,321	23,63	24,05	24,00
10	105,15	9,355	0,328	24,69	25,25	25,26
11	111,24	9,847	0,297	25,72	25,88	25,91
12	121,47	10,313	0,342	26,66	26,90	26,88
13	131,23	10,898	0,324	27,80	27,77	27,76
14	141,46	11,371	0,290	28,69	28,65	28,65
15	151,16	11,953	0,331	29,75	29,54	29,54
16	163,36	12,585	0,395	30,85	30,65	30,65
17	173,21	13,200	0,323	31,89	31,42	31,43
18	187,90	14,132	0,461	33,40	32,59	32,59
19	194,23	14,363	0,184	33,76	33,02	33,01
20	201,60	14,787	0,268	34,42	33,63	33,61
21	217,94	15,818	0,164	35,97	34,77	34,76
22	225,72	15,990	0,238	36,22	35,36	35,37
23	238,87	16,714	0,417	37,26	36,19	36,19
24	238,75	16,922	0,086	37,56	36,19	36,18
25	248,02	17,110	0,253	37,82	36,80	36,79
26	257,97	17,668	0,340	38,59	37,48	37,47
27	266,39	18,192	0,263	39,31	37,95	37,95
28	276,62	18,629	0,318	39,89	38,62	38,61
29	289,64	19,202	0,403	40,64	39,43	39,42
30	300,00	20,178	0,153	41,89	40,06	40,00

6 - Curva da Placa de Orifício

Com os dados coletados encontrou-se por regressão a equação que relaciona a tensão em [mV], lida pelo sistema de coleta de dados, com os níveis de pressão a que foi submetido o transmissor, mostrado no gráfico a seguir:



Curva do Transmissor de Pressão

7 - Curva Ajustada para o Sistema de Coleta de Dados

Com base nos dados coletados para a faixa de vazão e temperatura da água utilizada no circuito primário de refrigeração do TRIGA operando em 250 kW, foi ajustada uma curva de segundo grau a ser adicionada ao programa de coleta de dados, conforme mostrado abaixo:

$$\dot{m} = -0,0376v^2 + 2,6683v + 3,1965 \quad ,$$

com:

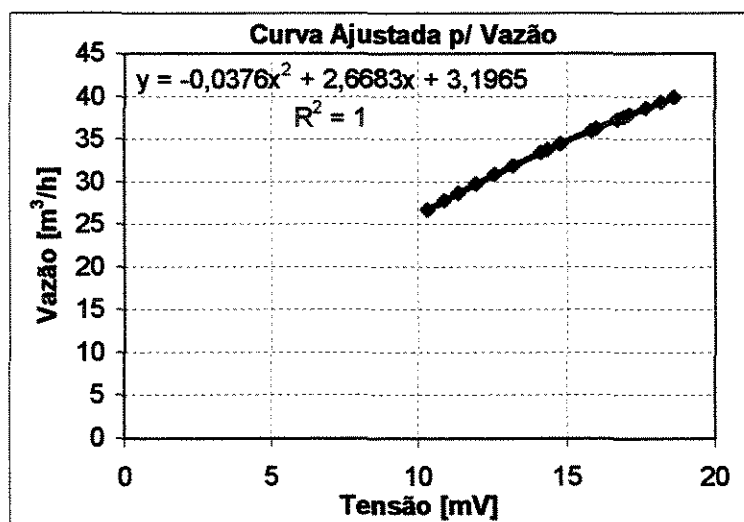
Coeficiente de Determinação, $R^2 = 1$;

Erro Padrão ($U_{y,x}$) = $\pm 0,094 \text{ m}^3/\text{h}$, (0,26% da faixa).

Onde:

$\dot{m}$ = vazão do circuito primário em $[\text{m}^3/\text{h}]$;

v = tensão elétrica registrada pelo sistema de aquisição de dados em $[\text{mV}]$;



Curva Ajustada a ser Usada no Programa de Coleta de Dados

A tabela dada a seguir fornece o valor da vazão medida pela placa de orifício e pela curva ajustada que será utilizada no programa de coleta de dados. Em destaque tem-se a faixa de operação do TRIGA IPR-R1.

Vazão Utilizando a Curva de Regressão

Sinal	Vazão Referência	Vazão Utilizando	Desvio	Desvio	Indicador	Indicador
[mA]	Placa de Orifício	Curva Regressão			Local	Mesa
	[m³/h]	[m³/h]	[m³/h]	[%]	[m³/h]	[m³/h]
8,39	22,51	22,93	-0,42	-1,88	22,78	22,80
8,87	23,63	23,91	-0,28	-1,21	24,05	24,00
9,36	24,69	24,87	-0,18	-0,74	25,25	25,26
9,85	25,72	25,83	-0,10	-0,40	25,88	25,91
10,31	26,66	26,72	-0,05	-0,19	26,90	26,88
10,90	27,80	27,81	-0,01	-0,02	27,77	27,76
11,37	28,69	28,68	0,01	0,05	28,65	28,65
11,95	29,75	29,72	0,03	0,09	29,54	29,54
12,59	30,85	30,82	0,03	0,09	30,65	30,65
13,20	31,89	31,87	0,02	0,07	31,42	31,43
14,13	33,40	33,40	0,00	0,01	32,59	32,59
14,36	33,76	33,76	0,00	0,00	33,02	33,01
14,79	34,42	34,43	-0,01	-0,03	33,63	33,61
15,82	35,97	36,00	-0,03	-0,07	34,77	34,76
15,99	36,22	36,25	-0,03	-0,07	35,36	35,37
16,71	37,26	37,29	-0,03	-0,07	36,19	36,19
16,92	37,56	37,58	-0,02	-0,06	36,19	36,18
17,11	37,82	37,84	-0,02	-0,06	36,80	36,79

8 - Incerteza na Medida de Vazão com a Placa de Orifício

Conforme a Norma ISO 5167 (1980), a incerteza no valor da vazão $\dot{m}$ utilizando placa de orifício pode ser estimada a partir da seguinte expressão:

$$\frac{U_{\dot{m}}}{\dot{m}} = \left[\left(\frac{U_C}{C} \right)^2 + \left(\frac{U_E}{E} \right)^2 + 4 \left(\frac{\beta^2}{\alpha} \right)^2 \left(\frac{U_D}{D} \right)^2 + 4 \left(1 + \frac{\beta^4}{\alpha} \right)^2 \left(\frac{U_d}{d} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{U_{\Delta p}}{\Delta p} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{U_{\rho_1}}{\rho_1} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}},$$

onde:

α = coeficiente de escoamento, adimensional, dado por:

$$\alpha = C \cdot E$$

Os erros nos fatores “C” e “E” foram estimados por:

$$\frac{U_C}{C} \approx \pm 0,75\% \quad \text{ISO 5167 (1980)}$$

$$\frac{U_E}{E} \approx \pm \left[\left(U_d \frac{\partial E}{\partial d} \right)^2 + \left(U_D \frac{\partial E}{\partial D} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}}$$

Os erros no diâmetro da tubulação e no diâmetro do orifício da placa foram estimados, respectivamente, por:

$$\frac{U_D}{D} \approx \pm 0,4\% ; e, \quad \text{ISO 5167 (1980)}$$

$$\frac{U_d}{d} \approx \pm 0,07\% \quad \text{ISO 5167 (1980)}$$

Assim:

$$\frac{U_E}{E} \approx \pm \left[\left(U_d \frac{\partial E}{\partial d} \right)^2 + \left(U_D \frac{\partial E}{\partial D} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \approx \pm 0,6\%$$

O erro na medida da pressão diferencial compõe-se do erro devido ao transmissor de pressão, do erro devido ao calibrador, utilizado para a leitura do sinal do transmissor e do erro devido à flutuação da vazão no circuito primário do TRIGA. O erro devido ao transmissor de pressão, estimado a partir dos resultados de sua calibração feita pelo

fabricante, é igual a 0,025% da leitura, para o limite inferior da faixa de medida, e inferior a 0,01% da leitura para a maior parte da faixa. O erro devido ao calibrador, que leu o sinal em [mA], foi estimado em no máximo 0,01 mA (exatidão: $\pm 0,05\%$ da leitura). Entretanto, quando o transmissor de pressão estiver em sua posição normal de trabalho conectado à tubulação do primário do TRIGA, a flutuação da vazão deverá acrescentar uma incerteza equivalente a $\pm 0,04$ mA, conforme já foi observado anteriormente nos indicadores (REZENDE, 1997).

Com isso, o erro nas pressões diferenciais, considerando todas as componentes citadas, foi estimado em 0,75 mbar, o que corresponde a:

$$\frac{U_{\Delta p}}{\Delta p} \approx \pm 2,9\% , \text{ para a menor vazão considerada; e,}$$

$$\frac{U_{\Delta p}}{\Delta p} \approx \pm 0,3\% , \text{ para a maior vazão considerada.}$$

A densidade ρ_l em função da temperatura foi obtida em MILLER (1989). Considerando o erro na medida da temperatura, o erro da tabela e o erro de interpolação. Estimou-se um erro na densidade em:

$$\frac{U_{\rho_l}}{\rho_l} \approx \pm 0,1\%$$

Assim, chegou-se aos seguintes valores estimados para a incerteza na medida da vazão:

$$\text{- para a menor vazão considerada, } \frac{U_{\dot{m}}}{\dot{m}} \approx \pm 1,4\% \approx \pm 0,6 \text{ m}^3 / \text{h} ; \text{ e,}$$

$$\text{- para a maior vazão considerada, } \frac{U_{\dot{m}}}{\dot{m}} \approx \pm 1,1\% \approx \pm 0,4 \text{ m}^3 / \text{h} .$$

O último valor é a incerteza mais próxima da vazão de trabalho do TRIGA ($32 \text{ m}^3/\text{h}$), e que foi considerada como sendo a incerteza do padrão (U_p).

9 - Conclusão

A incerteza consolidada (U) na medida da vazão do primário coletada pelo sistema de aquisição de dados, deve-se incerteza na medida da vazão pela placa de orifício,

considerada como padrão (U_p), e a incerteza no valor obtido pela curva de regressão (erro padrão $U_{y,x}$). A flutuação da vazão (desvio padrão amostral, S_x) já está incluída na incerteza da placa de orifício. Uma vez que a curva foi ajustada para a faixa de vazão de 28 m³/h a 33 m³/h, região de trabalho do circuito primário de refrigeração, a incerteza na vazão para esta faixa foi estimado em:

$$U = [(U_p^2 + (U_{y,x})^2)]^{1/2} ,$$

$$U = (0,4^2 + 0,094^2) = \pm 0,41 \text{ m}^3/\text{h} \quad (\pm 1,1 \%).$$

Esta incerteza se deve, praticamente, à incerteza da vazão medida com a placa de orifício.

ANEXO 3

ESTIMATIVA DAS INCERTEZAS DOS PARÂMETROS TÉRMICOS

São apresentadas aqui as expressões utilizadas no cálculo das incertezas dos seguintes parâmetros: potência térmica fornecida pelo núcleo, condutividade térmica global do elemento combustível, coeficiente de transferência de calor do revestimento para o refrigerante e coeficiente de transferência de calor no *gap*. São levadas em consideração as propagações das incertezas a partir das medidas experimentais (Eq. 3.27).

1 – Incerteza na Potência Térmica do Reator q

O cálculo da potência está sujeito às incertezas provenientes das medidas da vazão e temperaturas, da estimativa do calor específico da água, obtido em função de sua temperatura, além da oscilação na própria medida da potência. Todas as incertezas são estimadas levando em consideração os resultados das calibrações dos instrumentos de medidas. Sendo assim, a incerteza no valor potência q é resultado da combinação da incerteza devido à vazão $\dot{m}$ (Anexo 2), da incerteza no valor do calor específico c_p e da incerteza devido às temperaturas de entrada e saída do refrigerante no trocador de calor, $\Delta T = T_{ent} - T_{sai}$ (Anexo 1). A potência q dissipada no trocador de calor é dada pela Eq. 3.13, reproduzida abaixo:

$$q = \dot{m} c_p \Delta T, \quad \text{ou:}$$

$$q = \dot{m} c_p (T_{ent} - T_{sai}),$$

onde: T_{ent} = temperatura na entrada do primário e T_{sai} = temperatura na saída do primário.

Utilizando a Eq. 3.30, a incerteza na potência U'_q , será:

$$U'_q = \sqrt{\left(\frac{\partial q}{\partial \dot{m}} U_{\dot{m}}\right)^2 + \left(\frac{\partial q}{\partial c_p} U_{c_p}\right)^2 + \left(\frac{\partial q}{\partial T_{ent}} U_{T_{ent}}\right)^2 + \left(\frac{\partial q}{\partial T_{sai}} U_{T_{sai}}\right)^2},$$

onde: $U_{\dot{m}}$, U_{c_p} , $U_{T_{ent}}$ e $U_{T_{sai}}$ são as incertezas consolidadas das variáveis primárias independentes: $\dot{m}$, c_p , T_{ent} e T_{sai} . Resolvendo a equação diferencial parcial, encontra-se a seguinte expressão para o valor de incerteza relativa para a potência:

$$\frac{U'_q}{q} = \sqrt{\left(\frac{U_{\dot{m}}}{\dot{m}}\right)^2 + \left(\frac{U_{c_p}}{c_p}\right)^2 + \left(\frac{U_{T_{ent}}}{T_{ent} - T_{sai}}\right)^2 + \left(\frac{U_{T_{sai}}}{T_{ent} - T_{sai}}\right)^2}$$

Ao valor deve-se acrescentar o desvio padrão (S_q) da potência média encontrada durante o tempo de registro. Sendo assim o valor da incerteza será:

$$\frac{U_q}{q} = \sqrt{\left(\frac{U'_q}{q}\right)^2 + (S_q)^2}$$

A potência de referência do reator, calculada pelo balanço térmico, é realizada quando o sistema está em equilíbrio térmico com o meio, portanto o valor das perdas (cerca de 1,5% da potência total) são muito pequenas em relação à potência dissipada no primário. As incertezas no valor das perdas térmicas são, pois, insignificantes. Sendo assim, considerou-se a incerteza na potência térmica do reator, como sendo igual à encontrada para a potência dissipada no trocador de calor. A incerteza no valor do calor específico da água é muito baixa (MILLER, 1989). Portanto a incerteza no valor da potência térmica é devida, praticamente a incerteza no valor da vazão e, principalmente, nas incertezas nos valores da temperatura de entrada e temperatura de saída da água no trocador de calor. Utilizando as expressões acima, encontra-se uma incerteza de 7,2% na potência térmica fornecida pelo núcleo, conforme apresentado na Tabela 4.1.

2 - Incerteza na Condutividade Térmica Global do Elemento Combustível k_g

A condutividade térmica global k_g do elemento combustível (Eq. 4.2), é dada por:

$$k_g = \frac{q''' r^2}{4(T_o - T_{sup})}$$

A temperatura superficial é dada por: $T_{sup} = T_{sat} + \Delta T_{sat}$, ficando então:

$$k_g = \frac{q''' r^2}{4(T_o - T_{sat} - \Delta T_{sat})}$$

Utilizando a Eq. 3.30, a incerteza em k_g será:

$$U_{k_g} = \sqrt{\left(\frac{\partial k_g}{\partial q'''} U_{q'''}\right)^2 + \left(\frac{\partial k_g}{\partial r} U_r\right)^2 + \left(\frac{\partial k_g}{\partial T_o} U_{T_o}\right)^2 + \left(\frac{\partial k_g}{\partial T_{sat}} U_{T_{sat}}\right)^2 + \left(\frac{\partial k_g}{\partial \Delta T_{sat}} U_{\Delta T_{sat}}\right)^2}$$

Resolvendo a equação diferencial chega-se à seguinte expressão para a incerteza relativa de k_g :

$$\frac{U_{k_g}}{k_g} = \sqrt{\left(\frac{U_{q'''} }{q'''}\right)^2 + \left(\frac{2U_r}{r}\right)^2 + \left(\frac{U_{T_o}}{T_o - T_{sat} - \Delta T_{sat}}\right)^2 + \left(\frac{U_{T_{sat}}}{T_o - T_{sat} - \Delta T_{sat}}\right)^2 + \left(\frac{U_{\Delta T_{sat}}}{T_o - T_{sat} - \Delta T_{sat}}\right)^2}$$

Como as incertezas dimensionais do combustível são desprezíveis (GULF GENERAL ATOMIC, 1972), comparadas com a incerteza no valor da potência térmica. Considerou-se a incerteza na potência por unidade de volume (q'''), e a incerteza do fluxo de calor na superfície (q''), iguais à incerteza na potência (q). A temperatura de saturação da água a 1,5 bar, igual a 111,37 °C (WAGNER e KRUSE, 1998), tem também um valor de incerteza relativa é muito baixa, podendo ser desprezada.

O superaquecimento é encontrado utilizando a correlação de McAdams (Eq. 3.7):

$$\Delta T_{sat} = 0,81(q'')^{0,259},$$

utilizando a Eq. 3.27, encontra-se a incerteza relativa de ΔT_{sat} , dada por:

$$\frac{U_{\Delta T_{sat}}}{\Delta T_{sat}} = \frac{0,259 U_{q''}}{q''}$$

Substituindo o valor de $U_{\Delta T_{sat}}$, obtém-se a seguinte expressão para a incerteza relativa na condutividade térmica global do elemento combustível, k_g :

$$\frac{U_{k_g}}{k_g} = \sqrt{\left(\frac{U_{q'''} }{q'''}\right)^2 + \left(\frac{2U_r}{r}\right)^2 + \left(\frac{U_{T_o}}{T_o - T_{sat} - \Delta T_{sat}}\right)^2 + \left(\frac{U_{T_{sat}}}{T_o - T_{sat} - \Delta T_{sat}}\right)^2 + \left(\frac{0,259 U_{q''} \Delta T_{sat}}{q'' (T_o - T_{sat} - \Delta T_{sat})}\right)^2}$$

A incerteza na condutividade térmica global do elemento combustível depende, praticamente, apenas da incerteza na potência térmica do reator. Os outros componentes da expressão contribuem muito pouco para o valor total da incerteza deste parâmetro. Não foi encontrada nenhuma informação sobre a incerteza na correlação de McAdams. Utilizando a expressão acima, encontra-se uma incerteza 7,3 % para o valor de k_g .

3 - Incerteza no Coeficiente de Transferência de Calor do Revestimento para o Refrigerante na Região de Ebulição Nucleada Sub-Resfriada h_{sup}

Na região de ebulição nucleada sub-resfriada o coeficiente de transferência de calor da superfície para o refrigerante h_{sup} é dado pela Eq. 4.7, reproduzida abaixo

$$h_{sup} = q'' / \Delta T_{sat}$$

A incerteza $U_{h_{sup}}$, é dada por:

$$U_{h_{sup}} = \sqrt{\left[\frac{\partial h_{sup}}{\partial q''} U_{q''} \right]^2 + \left[\frac{\partial h_{sup}}{\partial \Delta T_{sat}} U_{\Delta T_{sat}} \right]^2}$$

Resolvendo a equação diferencial parcial encontra-se-se a seguinte expressão para a incerteza relativa de h_{sup} :

$$\frac{U_{h_{sup}}}{h_{sup}} = \sqrt{\left(\frac{U_{q''}}{q''} \right)^2 + \left(\frac{U_{\Delta T_{sat}}}{\Delta T_{sat}} \right)^2}$$

A incerteza relativa de ΔT_{sat} foi encontrada no item anterior, substituindo no segundo termo da expressão, encontra-se a incerteza relativa de h_{sup} em função do fluxo de calor na superfície, conforme mostrado abaixo:

$$\frac{U_{h_{sup}}}{h_{sup}} = \sqrt{\left(\frac{U_{q''}}{q''} \right)^2 + \left(\frac{0,259 U_{q''}}{q''} \right)^2}$$

Como se pode notar, a incerteza no coeficiente de transferência de calor da superfície do revestimento para a água depende, praticamente, apenas da incerteza da potência térmica do reator. Utilizando a expressão acima, encontra-se uma incerteza 7,4 % para o valor de h_{sup} .

4 - Incerteza no Coeficiente de Transferência de Calor no Gap h_{gap}

O coeficiente de transferência de calor no gap é dado pela Eq. 4.15, reproduzida abaixo:

$$h_{gap} = \frac{2}{r_0} \left(\frac{k_g k_{UZrH} k_{rev}}{k_{UZrH} k_{rev} - k_g k_{rev} - 2k_g k_{UZrH} \ln(r_2 / r_1)} \right)$$

Utilizando a Eq. 3.30 a incerteza no coeficiente h_{gap} será:

$$U_{h_{gap}} = \sqrt{\left(\frac{\partial h_{gap}}{\partial r_0} U_{r_0} \right)^2 + \left(\frac{\partial h_{gap}}{\partial k_g} U_{k_g} \right)^2 + \left(\frac{\partial h_{gap}}{\partial k_{UZrH}} U_{k_{UZrH}} \right)^2 + \left(\frac{\partial h_{gap}}{\partial k_{rev}} U_{k_{rev}} \right)^2 + \left(\frac{\partial h_{gap}}{\partial r_1} U_{r_1} \right)^2 + \left(\frac{\partial h_{gap}}{\partial r_2} U_{r_2} \right)^2}$$

Resolvendo a equação diferencial parcial, têm-se a seguinte expressão para a incerteza relativa no valor do h_{gap} :

$$\frac{U_{h_{gap}}}{h_{gap}} = \sqrt{\left(\frac{U_{r_0}}{r_0} \right)^2 + \left(\frac{U_{k_g}}{k_g} \right)^2 + \left(\frac{U_{k_{UZrH}}}{k_{UZrH}} \right)^2 + \left(\frac{U_{k_{rev}}}{k_{rev}} \right)^2 + \left(\frac{U_{r_1} r_0 h_{gap}}{r_1 k_{rev}} \right)^2 + \left(\frac{U_{r_2} h_{gap} r_0}{r_2} \left(\frac{1}{k_{rev}} \right) \right)^2}$$

A incerteza no coeficiente de transferência de calor no *gap* depende, praticamente, apenas da incerteza na condutividade térmica global do elemento combustível k_g . As outras incertezas dos componentes da expressão contribuem muito pouco para a incerteza no h_{gap} . Utilizando a expressão acima, encontra-se uma incerteza 7,5 % para o valor de h_{gap} .

ANEXO 4

CALIBRAÇÃO DO ROTÂMETRO DO CIRCUITO SECUNDÁRIO

O circuito secundário de refrigeração forçada do TRIGA, possui apenas um rotâmetro para indicação da vazão. Como não encontrou-se no CDTN um padrão de medida de vazão que pudesse ser utilizado, sem interferir no circuito, optou-se por contratar os serviços de uma empresa externa. Foi utilizado como padrão um medidor ultra-sônico. A escala do rotâmetro foi graduada conforme os resultados fornecidos. A seguir é reproduzido o Relatório de Calibração fornecido pela empresa Hidrotherm Engenharia e Consultoria S/C Ltda.

HIDROTEHRM Engenharia e Consultoria S/C Ltda	HT/DV-694/02
1. OBJETIVO	
Este relatório tem por objetivo apresentar as medições de vazões efetuadas na água de refrigeração, nos dias 22/04/02 e 29/04/02.	
2. METODOLOGIA DO TRABALHO	
Foi enviada uma equipe da Hidrotherm ao Centro de Desenvolvimento, que em conjunto e apoio da CDTN, efetuaram as leituras de vazões e pressões.	
O aparelho utilizado pela Hidrotherm foi o UF-321 da Ultraflux.	

Relatório de Calibração do Rotâmetro do Circuito Secundário

3. RESULTADOS OBTIDOS NAS MEDIÇÕES

3.1. MEDIÇÕES EFETUADAS EM 22/04/02

Circuito	Vazão Obtida pelo Aparelho da Hidroterm (m³/h)	Vazão Obtida no Instrumento da CDTN (m³/h)
Primário	31,02	30,89 (Placa de Orifício)
Secundário	35,01	40 (Rotâmetro)

3.2. MEDIÇÕES EFETUADAS EM 29/04/02

Circuito	Vazão Obtida pelo Aparelho da Hidroterm (m³/h)	Vazão Obtida no Instrumento da CDTN (m³/h)	Altura do Rotâmetro (mm)	Pressão no Sistema (kgf/cm²)
Secundário	22,72	25,5	197	3,00
	25,09	28,0	210	2,90
	29,30	35,0	230	2,55
	32,50	38,5	242	2,35
	34,46	41,5	254	2,20
	36,67	43,0	257	2,10
	37,13	-	282 (*)	2,10
	38,76	-	282 (*)	1,95
	39,40	-	282 (*)	1,90

(*) A altura máxima do rotâmetro é de 282 mm.

Hidroterm Engenharia e Consultoria S/C Ltda


Eng. Lourival da Conceição Mello

Relatório de Calibração do Rotâmetro do Circuito Secundário (Cont.)

ANEXO 5

EQUAÇÕES AJUSTADAS PARA OS PARÂMETROS DA MESA DE CONTROLE

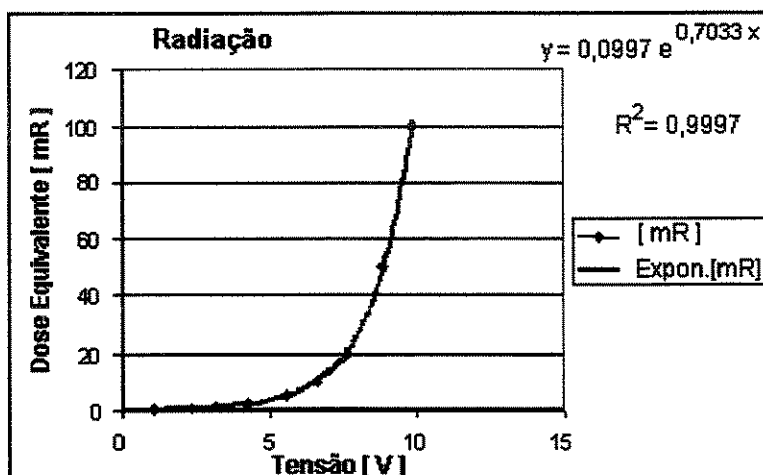
Todos os sinais dos parâmetros neutrônicos coletados são provenientes das saídas analógicas situadas nos módulos do bastidor de instrumentação, com exceção dos sinais de indicação das posições das barras de controle. Estes últimos têm como origem os potenciômetros situados em cada mecanismo de movimentação das barras, que é acionado pelo movimento destas. A ligação foi feita em paralelo com a entrada deste sinal nos indicadores digitais de posição das barras situados na mesa de controle. As saídas analógicas dos módulos do bastidor são todas de 0 a 10 Vcc, exceto a do sinal de reatividade que é $-10V_{cc}$ a $+10 V_{cc}$. A faixa do sinal de posição das barras vai de 0 a 2,5 Vcc.

A seguir serão dadas as equações ajustadas levantadas para cada parâmetro. Estas equações foram colocadas no programa de aquisição de dados de modo a se ter todas as medidas nas mesmas unidades utilizadas nos indicadores da mesa de controle. A aquisição de dados não aumenta a precisão e exatidão da medida dos parâmetros nucleares, isto é, são reproduzidas as mesmas incertezas apresentadas pelos indicadores da mesa de controle, pois as equações foram levantadas tendo como referência estes indicadores.

1 - Monitores de Radioproteção

O módulo do canal de medida da radiação de poço foi colocado na posição de teste. Variou-se seu sinal de saída analógica, de modo a se ter no indicador analógico da mesa de controle, indicações variando de 1 a 100 mR/h (escala logarítmica) e, utilizando um voltímetro digital, anotaram-se as tensões do sinal da saída analógica. Com os dados obtidos encontrou-se a equação ajustada para os pontos. Utilizou-se a mesma equação, no programa de coleta de dados para os outros canais de monitoração do nível de radiação, ou seja, radiação de aerossóis, radiação do poço, radiação de área, radiação da entrada do circuito primário, radiação das resinas e radiação da saída do circuito secundário.

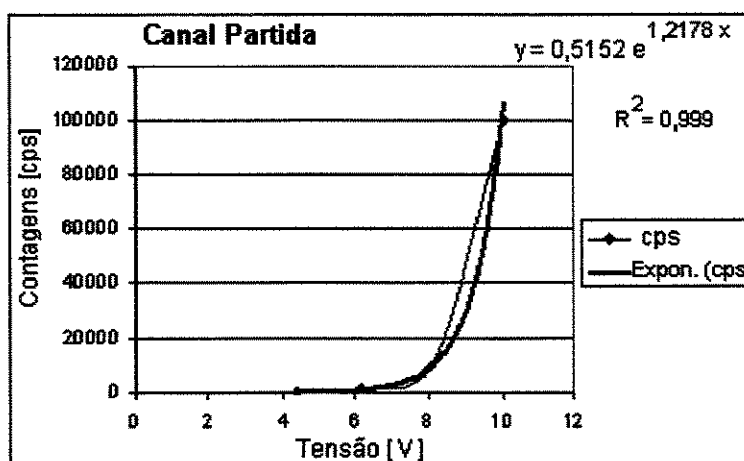
Sinal Saída	Indicação na Mesa	Equação Ajustada
[V]	[mR/h]	[mR/h]
9,85	100	101,7
8,8	50	48,6
7,59	20	20,7
6,56	10	10,1
5,57	5	5,0
4,22	2	1,9
3,17	1	0,9
2,36	0,5	0,5
1,03	0,2	0,2



2 – Canal de Partida

Com o módulo do Canal de Partida colocado na posição de teste, variou-se seu sinal de modo a se ter no indicador do canal de partida da mesa de controle, indicações variando de 10^2 a $1,0 \times 10^5$ cps (escala logarítmica). Com os dados obtidos encontrou-se a equação ajustada para os pontos mostrada abaixo.

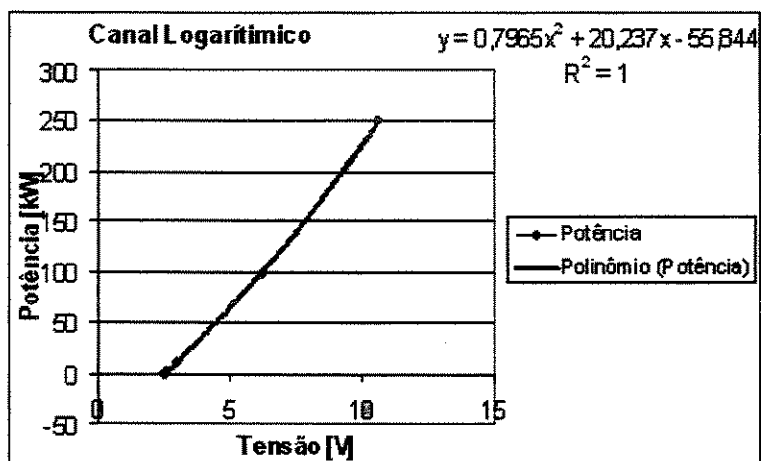
Sinal Saída	Indicação na Mesa	Equação Ajustada
[V]	[cps]	[cps]
4,4	100	109,4
6,13	1000	899,6
8,07	10000	9551,4
10,05	100000	106477,6



3 – Canal de Potência Logarítmica

O módulo do Canal de Potência Logarítmico foi colocado na condição de teste. Variou-se seu sinal de modo a obter-se no indicador da mesa de controle, indicações na faixa de 0,01 kW a 250 kW (escala logarítmica). Com os dados obtidos, encontrou-se a equação ajustada para os pontos, conforme mostrado a seguir:

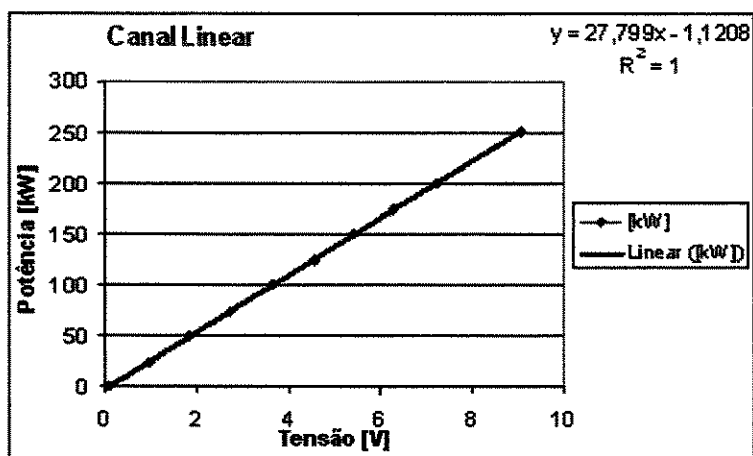
Sinal Saída	Indicação na Mesa	Equação Ajustada
[V]	[kW]	[kW]
2,5	0,01	-0,27
2,51	0,1	-0,03
2,56	1	1,18
2,93	10	10,3
6,19	100	99,9
10,65	250	250,0



4 – Canal de Potência Linear

Com o módulo do Canal de Potência Linear na condição de teste, variou-se seu sinal de modo a obter-se no indicador da mesa de controle, indicações variando de 0 kW a 250 kW. Com os dados obtidos encontrou-se a reta ajustada para os pontos, conforme mostrado abaixo:

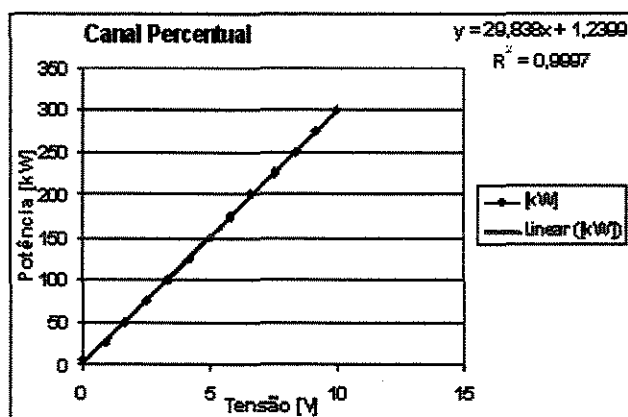
Sinal Saída	Indicação na Mesa	Equação Ajustada
[V]	[kW]	[kW]
0,057	0	0,5
0,955	25	25,4
1,83	50	49,8
2,74	75	75,0
3,62	100	99,5
4,54	125	125,1
5,42	150	149,5
6,31	175	174,3
7,23	200	199,9
9,07	250	251,0



5 – Canal de Potência Percentual

O módulo do Canal de Potência Percentual foi colocado na condição de teste, variou-se seu sinal de modo a obter-se no indicador da mesa de controle, indicações variando de 2 % a 120 % . Com os dados obtidos encontrou-se a reta ajustada para os pontos, conforme mostrado a seguir:

Sinal Saída	Indicação na Mesa	Potência em	Equação Ajustada
[V]	[%]	[kW]	[kW]
0,0058	2	5	1,4
0,86	10	25	26,9
1,624	20	50	49,6
2,47	30	75	74,9
3,34	40	100	100,9
4,21	50	125	126,8
5,03	60	150	151,3
5,82	70	175	174,9
6,63	80	200	199,1
7,51	90	225	225,3
8,38	100	250	251,3
9,13	110	275	273,7
9,97	120	300	298,7



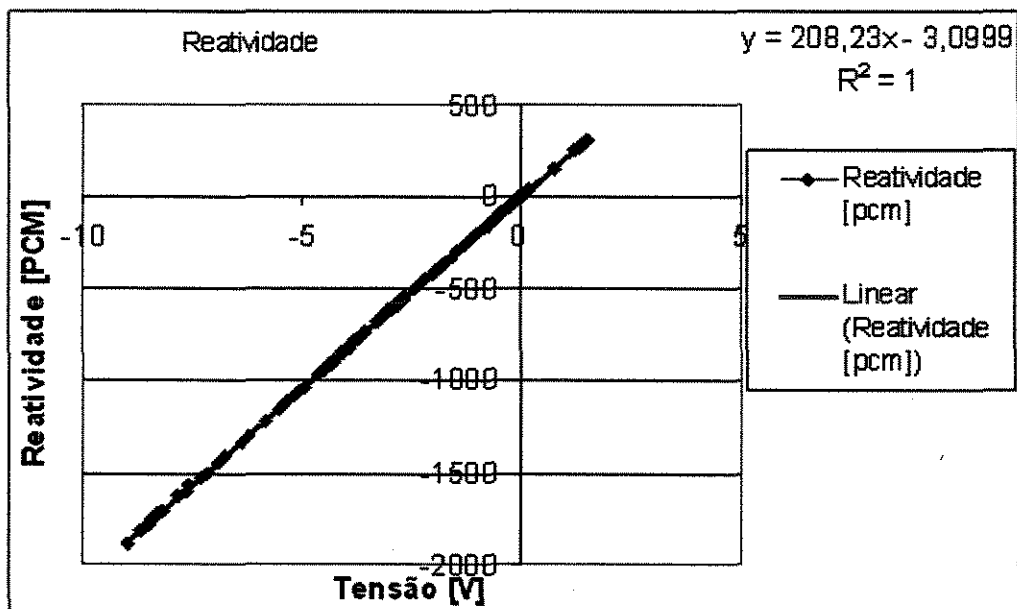
6 – Reatividade

Com o módulo do Medidor de Reatividade na condição de teste, variou-se o sinal de modo a obter-se no medidor digital da mesa de controle, indicações variando de -311 PCM a 1884 PCM. Com os dados obtidos encontrou-se a reta ajustada para os pontos, conforme mostrado a seguir:

Coleta [V]	Reatividade [PCM]	Eq. Ajustada [PCM}
1,515	311	312,4
1,5	305	309,3
1,46	301	300,9
1,45	300	298,8
1,36	280	280,1
1,3	266	267,6
1,21	252	248,9
0,77	150	157,2
0,188	35	36,1
0,139	24	25,8
0,124	23	22,7
0,072	11	11,9
0,022	0,44	1,5
0,0073	0,14	-1,6
0,0017	0	-2,7
-0,015	-5	-6,2
-0,032	-10	-9,8
-0,035	-12	-10,4
-0,063	-15	-16,2
-0,086	-20	-21,0
-0,092	-23	-22,3
-0,111	-25	-26,2
-0,12	-30	-28,1
-0,143	-34	-32,9
-0,177	-40	-40,0
-0,23	-50	-51,0
-0,27	-60	-59,3
-0,35	-70	-76,0
-0,38	-80	-82,2
-0,43	-90	-92,6
-0,48	-100	-103,05
-0,51	-110	-109,3
-0,55	-120	-117,6

Coleta [V]	Reatividade [PCM]	Eq. Ajustada [PCM]
-0,63	-130	-134,3
-0,65	-140	-138,5
-0,69	-150	-146,8
-0,75	-160	-159,3
-0,8	-170	-169,7
-0,84	-180	-178,0
-0,95	-200	-200,9
-1,05	-220	-221,7
-1,16	-240	-244,6
-1,27	-270	-267,6
-1,43	-300	-300,9
-1,56	-330	-327,9
-1,67	-360	-350,8
-1,8	-380	-377,9
-1,91	-400	-400,8
-1,98	-420	-415,4
-2,18	-450	-457,0
-2,36	-490	-494,5
-2,39	-500	-500,8
-2,62	-550	-548,7
-2,66	-560	-557,0
-2,74	-570	-573,7
-2,77	-580	-579,9
-2,81	-590	-588,2
-2,87	-600	-600,7
-2,93	-610	-613,2
-2,98	-620	-623,6
-3,13	-650	-654,9
-3,18	-660	-665,3
-3,25	-680	-679,9
-3,53	-737	-738,2
-3,7	-770	-773,6
-3,77	-786	-788,1

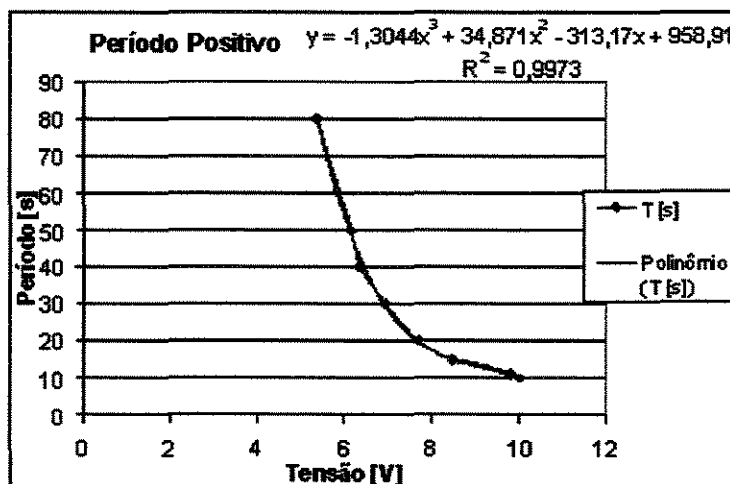
Coleta [V]	Reatividade [PCM]	Eq. Ajustada [PCM}
-3,94	-825	-823,5
-4,09	-856	-854,8
-4,27	-891	-892,2
-4,33	-904	-904,7
-4,42	-922	-923,5
-4,49	-940	-938,1
-4,6	-960	-961,0
-4,66	-978	-973,5
-4,95	-1040	-1033,9
-5,1	-1066	-1065,1
-5,18	-1083	-1081,7
-5,32	-1111	-1110,9
-5,42	-1132	-1131,7
-5,51	-1150	-1150,5
-5,83	-1222	-1217,1
-6,22	-1300	-1298,3
-6,38	-1339	-1331,6
-6,81	-1420	-1421,2
-6,94	-1450	-1448,2
-7,18	-1500	-1498,2
-7,32	-1530	-1527,3
-7,59	-1573	-1583,6
-7,68	-1601	-1602,3
-7,83	-1634	-1633,5
-8,2	-1707	-1710,6
-8,27	-1722	-1725,2
-8,37	-1743	-1746,0
-8,43	-1756	-1758,5
-8,54	-1782	-1781,4
-8,73	-1825	-1821,0
-9,01	-1884	-1879,3



7 – Período - T

Este sinal não pôde ser simulado na posição de teste, portanto, os dados coletados correspondem a valores obtidos em operações normais de irradiação do reator. O sinal de período vem do módulo do canal logarítmico. Durante as partidas do reator, quando o valor do período ficava estável anotava-se o valor de período indicado na mesa de controle e o valor da tensão da saída para a aquisição deste sinal no bastidor. Com os dados obtidos encontrou-se a equação ajustada para os pontos, mostrada a seguir. Consideraram-se apenas os períodos positivos, devido à dificuldade de encontrar uma equação que atendesse simultaneamente aos períodos negativos e positivos.

Tensão [V]	Período [s]	Eq. Ajustada [s]
5,385	80	80,0
6,154	50	48,3
6,34	40	42,7
6,923	30	29,3
7,69	20	19,6
8,46	15	15,5
9,78	11	11,3
10	10	9,9



8 – SUR – “Start Up Rate”

A taxa de crescimento relativo da potência – SUR é dada em [dpm] (décadas por minuto) sendo o inverso do Período (T) e foi obtida, então, utilizando a equação:

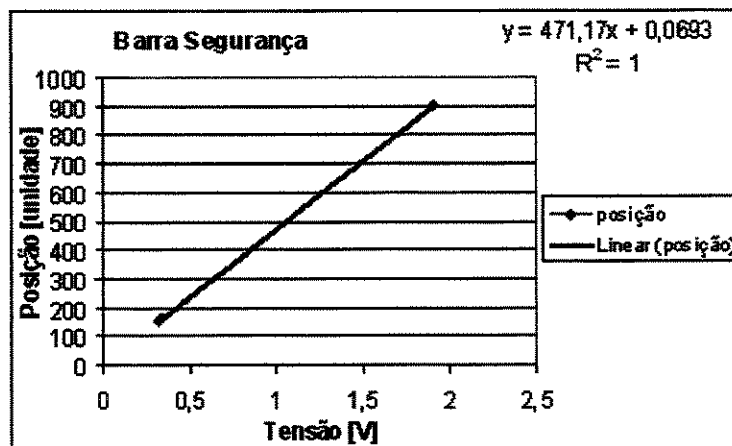
$$\text{SUR} = 26,1/T ; \text{ sendo } T \text{ em [s]}$$

9 – Barras de Controle

O sinal em [V] indicativo da posição de cada barra é originado dos potenciômetros localizados nos respectivos mecanismos de acionamento. O sinal que vai para o sistema de coleta de dados vem de uma ligação em paralelo com cada entrada de sinal no indicador digital da mesa de controle. As barras foram colocadas em três alturas diferentes e anotaram-se os valores da tensão medidos por um voltímetro em relação à posição indicada pelo *display* da mesa. Com estes dados encontraram-se as três retas ajustadas para os pontos, conforme mostrado abaixo:

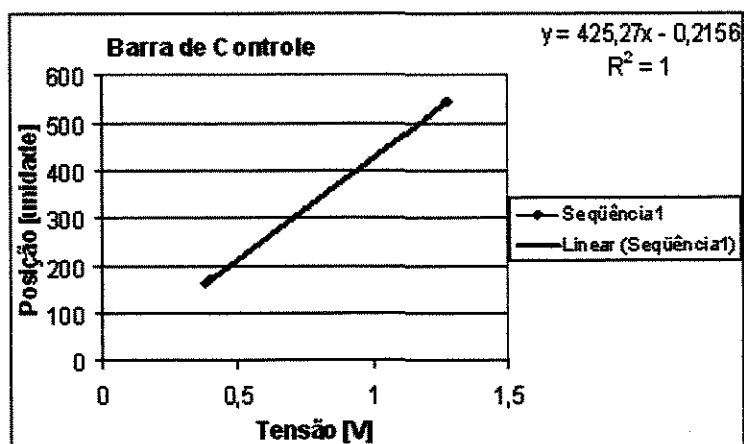
Barra de Segurança:

Tensão [V]	Posição [unidade]	Eq. Ajustada [unidade]
0,321	151	151,3
0,343	162	161,7
1,91	900	900,0



Barra de Controle:

Tensão [V]	Posição [unidade]	Reta Ajustada [unidade]
0,379	161	161,0
0,398	169	169,0
1,275	542	542,0



Barra de Regulação:

Tensão [V]	Posição [unidade]	Eq. Ajustada [unidade]
0,361	168	167,9
0,383	178	178,1
1,182	552	552,0

