



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA NUCLEAR
PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES

WALLEN FERREIRA DE SOUZA

**Avaliação termo-hidráulica para combustível nuclear de alto desempenho
utilizando o código de subcanais STHIRP**

Belo Horizonte

2018

WALLEN FERREIRA DE SOUZA

**AVALIAÇÃO TERMO-HIDRÁULICA PARA COMBUSTÍVEL NUCLEAR DE ALTO
DESEMPENHO UTILIZANDO O CÓDIGO DE SUBCANALIS STHIRP**

Dissertação apresentada ao programa de Pós-graduação em Ciências e Técnicas Nucleares como requisito parcial ao título de Mestre em Ciências e Técnicas Nucleares.

Área de concentração: Engenharia Nuclear e da Energia

Orientadora: Maria Auxiliadora Fortini Veloso

Belo Horizonte

2018

FICHA CATALOGRAFICA

S729a

Souza, Wallen Ferreira de.

Avaliação termo-hidráulica para combustível nuclear de alto desempenho utilizando o código de subcanais STHIRP [manuscrito] / Wallen Ferreira de Souza. – 2019.
xiv, 68 f., enc.: il.

Orientadora: Maria Auxiliadora Fortini Veloso.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f.66-68.

1. Engenharia nuclear - Teses. 2. Combustíveis para reatores nucleares - Teses. 3. Combustíveis nucleares - elementos - Teses. I. Veloso, Maria Auxiliadora Fortini. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 621.039(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES



FOLHA DE APROVAÇÃO

Avaliação termo-hidráulica para combustível nuclear de alto desempenho utilizando o código de subcanais STHIRP

WALLEN FERREIRA DE SOUZA

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES, como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES, área de concentração ENGENHARIA NUCLEAR E DA ENERGIA.

Aprovada em 11 de fevereiro de 2019, pela banca constituída pelos membros:

Maria Auxiliadora Fortini Veloso
Prof.ª Maria Auxiliadora Fortini Veloso - Orientadora
Departamento de Engenharia Nuclear - UFMG

Antonella Lombardi Costa
Prof.ª Antonella Lombardi Costa
Departamento de Engenharia Nuclear - UFMG

Andre Augusto Campagnole dos Santos
Dr. Andre Augusto Campagnole dos Santos
CDTN/CNEN

Clarysson Alberto Mello da Silva
Prof. Clarysson Alberto Mello da Silva
Departamento de Engenharia Nuclear - UFMG

Belo Horizonte, 11 de fevereiro de 2019.

2018

Dedicatória

Agradeço aos nossos familiares e amigos por todo apoio dado durante a realização deste trabalho, especialmente a minha querida esposa Michele Alves Dos Santos Camilo pelo apoio incondicional ao longo desta caminhada.

Agradeço a minha orientadora por sua forma gentil de conduzir o trabalho e principalmente pelo apoio, não só no trabalho, mas na vida com seus conselhos e dicas.

Agradeço também aos amigos do departamento pelo apoio, troca de informações, disponibilidade e amizade. Deus por ter me concedido a capacidade de realizar essa pesquisa.

AGRADECIMENTO

Agradeço primeiramente a CNEN pela bolsa de estudos, que foi primordial para o desenvolvimento do trabalho.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

Agradeço aos órgãos de fomento CNPQ e UFMG pela disponibilidade de recursos, estrutura e fonte de informação, garantindo a possibilidade da produção desse trabalho.

Gostaria de agradecer ao grande Marcelo Antônio Veloso, ele além de ser um co-autor do código STHIRP também dedicou muito de seu tempo para me auxiliar e sem ele certamente não poderia terminar essa pesquisa e é claro, sua esposa e minha orientadora Maria Auxiliadora que dedicou muito esforço, atenção e sempre incentivou essa linha de pesquisa com seu bom humor e carisma.

RESUMO

O código STHIRP-1 foi desenvolvido como uma atividade da linha de pesquisa relacionada à área de termo-hidráulica de reatores, do Departamento de Engenharia Nuclear da Universidade Federal de Minas Gerais e é resultado de um esforço no sentido de desenvolver um código que tenha a mesma capacidade analítica daqueles desenvolvidos em instituições e centros de pesquisa qualificados na área nuclear em todo o mundo. A capacidade analítica do programa foi testada com a simulação do sistema representado pelo reator de pesquisa TRIGA IPR-R1 instalado no CDTN/CNEN em Belo Horizonte. Neste contexto resolveu-se avaliar o combustível anelar para testar o modelo de condução térmica implementado no programa. Para tanto simulou-se o combustível com geometria anelar apresentado no relatório de referência publicado pelo *MIT Center for Advanced Nuclear Energy Systems* em 2006. Nesse relatório discute-se a proposta de um combustível anelar, refrigerado interna e externamente, com o objetivo de permitir o aumento da densidade de potência de um reator PWR sem comprometer as margens de segurança da instalação. As condições termo-hidráulicas foram calculadas com o auxílio do código de subcanais VIPRE. Os cálculos foram realizados sempre procurando seguir as informações contidas no relatório de referência. Os resultados mostraram que, de uma forma geral, há uma boa correspondência entre aqueles previstos por STHIRP-1 e os apresentados no relatório. No modelo de uma vareta o bom acordo na comparação do fluxo de calor, do *DNBR* (*Departure From Nucleate Boiling*) e queda de pressão do VIPRE e STHIRP confirmam a capacidade nativa de simulação do combustível anelar com o código STHIRP. Do modelo de 1/8 do núcleo, representando o núcleo por simetria com potência de 150% em relação ao uso do combustível sólido, foi obtido bom acordo do DNBR. Além disso, foram obtidas as distribuições de temperatura radial e axial da vareta combustível e a temperatura da água. A perda de carga foi o parâmetro, que apresentou maior diferença no trabalho. O canal interno apresentou a menor queda de pressão, pois não tem grade espaçadora. Enfim, este estudo mostra que o programa STHIRP é uma ferramenta valiosa que está à disposição do Departamento de Engenharia Nuclear sem custos e gera perspectivas de trabalhos futuros. O combustível anelar se mostra muito promissor, mas ainda é necessário mais estudos e investimento nesse combustível.

Palavras-chave: STHIRP, combustível anelar, termo-hidráulica, código de subcanais, modelo térmico.

ABSTRACT

The STHIRP-1 code was developed as an activity of the research line related to the thermal hydraulics area of reactors of the Department of Nuclear Engineering of *Universidade Federal de Minas Gerais*. Is the result of an effort to develop a code that has the same analytical capacity as those developed in institutions and research centers qualified in the nuclear area worldwide. The analytical capacity of the program was tested with the simulation of the system represented by the TRIGA IPR-R1 research reactor installed in the CDTN / CNEN in Belo Horizonte. In this context, it was decided to evaluate the annular fuel, to test the thermal conduction model implemented in the program. The fuel with annular geometry presented in the reference report published by the MIT Center for Advanced Nuclear Energy Systems in 2006 was simulated. This report discusses the proposal for an annular fuel, cooled internally and externally, in order to increase the power density of a PWR reactor without compromising the safety margins of the installation. The thermo-hydraulic conditions were calculated with the aid of the VIPRE. The calculations were always made to follow the information contained in the reference report. The results showed that, in general, there is a good correlation between those predicted by STHIRP-1 and those presented in the report. In the model of a dipstick the good agreement in the comparison of the heat flow, DNBR and pressure drop of VIPRE and STHIRP confirm the native simulation capacity of the annular fuel with the code STHIRP. From the 1/8 core model, representing the complete core by symmetry with a power of 150% in relation to the use of the solid fuel, good agreement of the DNBR (Departure From Nucleate Boiling), and heat flow was obtained. Besides, the radial temperature distributions were obtained and axial direction of the fuel rod and the water temperature. The load loss was the parameter, which showed the greatest difference, in the work. The internal channel had a lower pressure drop, because it does not have a spacer grid. Finally, this study shows that the STHIRP program is a valuable tool that is available to the Department of Nuclear Engineering at no cost and generates perspectives for future work. Ring fuel is very promising, but more research and investment is still needed.

Keywords: STHIRP, annular, thermal-hydraulic, sub-channel code, thermal model.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 Combustível sólido (esquerda) e combustível anelar (direita) refrigerado interna e externamente.....	2
Figura 2.1 Imagem ilustrativa de um subcanal.....	5
Figura 2.2 Volume de controle de um subcanal.....	6
Figura 2.3 Volume de controle no subcanal.....	7
Figura 2.4 Elemento combustível do reator russo Obninsk.....	10
Figura 3.1 Distribuição axial de potência.....	20
Figura 4.1 Nodalização radial da vareta anelar.....	24
Figura 4.2 Fluxograma do modelo térmico.....	26
Figura 4.3 Regimes de transferência de calor.....	30
Figura 5.1 Projeção do combustível anelar VIPAC.....	36
Figura 5.2 Representação simbólica do modelo de uma vareta.....	39
Figura 5.3 Distribuição radial de potência assumida na região destacada da Figura 5.4.....	40
Figura 5.4 Distribuição radial de potência assumida em 1/8 do núcleo.....	41
Figura 6.1 Distribuição do fluxo de calor obtido no STHIRP.....	43
Figura 6.2 Comparação da distribuição do fluxo de calor_ STHIRP e VIPRE.....	44
Figura 6.3 Perda de carga nos canais 1 e 2- STHIRP.....	44
Figura 6.4 Perda de carga- comparação STHIRP e VIPRE.....	45
Figura 6.5 DNBR- STHIRP.....	46
Figura 6.6 DNBR - STHIRP e VIPRE.....	46
Figura 6.7 Comparação do perfil do fluxo de calor do modelo 1 vareta e modelo núcleo obtidos no STHIRP.....	47
Figura 6.8 Queda de pressão nos canais 5,6,8,9,35 e feixe obtidos no STHIRP e canais mais aquecidos da simulação do VIPRE.....	48
Figura 6.9 Queda de pressão nos canais 8, 35 e canais do VIPRE.....	49
Figura 6.10 Comparação da queda de pressão modelo uma vareta e do modelo do núcleo. ...	50
Figura 6.11 Comparação da queda de pressão dos modelos no VIPRE.....	50
Figura 6.12 DNBR na altura axial.....	51
Figura 6.13 Comparação dos DNBR's STHIRP e VIPRE.....	51
Figura 6.14 Comparação da distribuição radial de temperatura do combustível sólido e anelar obtidos no STHIRP.....	52
Figura 6.15 Perfil de temperatura atingida pela água ao longo dos canais 8 e 35.....	53
Figura 6.16 Distribuição axial de temperatura vareta 8.....	53

Figura 6.17 Distribuição de temperaturas nos revestimentos vareta 8	54
Figura 6.18 Queda de pressão reator a 100%	55
Figura 6.19 Comparativo da queda de pressão.....	55
Figura 6.20 Comparação do fluxo de calor	56
Figura 6.21 DNBR do reator a 100%	56
Figura 6.22 Comparação dos DNBR's.....	57
Figura 6.23 Comparação das temperaturas radiais.....	57
Figura 6.24 Distribuição do fluxo de calor.....	58
Figura 6.25 DNBR's	59
Figura 6.26 Queda de pressão ao longo dos canais	60
Figura 6.27 Comparação da queda de pressão ao longo dos canais	60
Figura 6.28 Temperatura da água ao longo do canal.....	61

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 Parâmetros do reator com arranjo 13x13.....	14
Tabela 5.1 Parâmetros de operação assumidos.	37
Tabela 5.2 Geometria radial da vareta.....	37
Tabela 5.3 Correlações utilizadas.....	38
Tabela 6.1 Condição termodinâmica da água na saída dos canais obtidos no STHIRP.	47
Tabela 6.2 Comparativo dos modelos de uma vareta VIPRE X STHIRP.....	47
Tabela 6.3 Condição termodinâmica da água na saída do canal int. da vareta 8 no STHIRP..	54

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas.
- AECL- *Atomic Energy of Canada Limited.*
- ANUFAN- ANnUlar Fuel Rod Analysis.
- B&W- Babcock & Wilcox.
- CANDU- *Canada Deuterium Uranium.*
- CAPES-Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior.
- CNEN- Comissão Nacional de Energia Nuclear.
- CNPq- Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico.
- COBRA- *Coolant Boiling in Rod Arrays.*
- DNB - *Departure from Nucleate Boiling.*
- DNBR - *Departure from Nucleate Boiling Ratio.*
- DUO-TERM- *Dual-Cooled Annular Fuel Heat Split and Temperature Distribution.*
- EPRI- *Electric Power Research Institute.*
- FHC- *Fluxo De Calor Crítico.*
- FLICA- *a three-dimensional two-phase Flow computer code with advanced numerical methods for nuclear applications.*
- FORTTRAN- *FORmula TRANslator.*
- FRAPCON- *Steady-State Fuel Rod Analysis Code.*
- HAMBO- *Subchannel Analysis of the Hydraulic and Burnout Characteristics Of Rod Clusters.*
- IAWPS- *Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam.*
- IPPE- *Institute for Physics and Power Engineering.*
- KAERI- *Korea Atomic Energy Research Institute.*
- LMFBR- Liquid Metal Fast Reactor.
- LWR- Light Water Reactor.
- MATRA- *Multichannel Analyzer for steady states and Transients in Rod Arrays.*
- MDNBR- *Minimum Departure From Nucleate Boiling Ratio.*
- MIT- *Massachusetts Institute of Technology.*
- MITR- *Massachusetts Institute of Technology Reactor.*
- NERI - *Nuclear Energy Research Initiative.*
- OPR- *Optimized Power Reactor.*
- PANTERA- Programa de Análise Termo Hidráuica de Reatores a Água.

PWR- *Pressure Water Reactor.*

RELAP- *Reactor Excursion and Leak Analysis Program.*

RLEN- *Razão-Limite de Ebulição Nucleada.*

STHIRP - *Simulação Termo- Hidráulica De Reatores de Pesquisa.*

TAF- *Table Analysis Flow.*

TAFIX-*Thermal-Hydraulic Model of Annular Fuel with Internal and eXternal Cooling.*

THAF- *thermal-hydraulic analysis code for annular fuel.*

THINC- *Thermal Hydraulic Analysis of Rod Bundle Cores.*

UFMG- *Universidade Federal De Minas Gerais.*

VIPAC- *Vibration Compacted.*

VIPRE- *Versatile Internal and Component Program for Reactors.*

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
2 CÓDIGOS DE SUBCANAIS.....	5
2.1 A técnica de subcanais.....	5
2.2 Códigos de subcanais.....	8
2.3 Combustível anelar.....	9
2.4 Metodologia utilizada para simular o combustível nuclear anelar.....	13
3 O PROGRAMA STHIRP	15
3.1 Principais características do programa.....	15
3.2 Grupos de dados de entrada.....	17
3.3 Distribuição Radial de Potência.....	19
3.4 Distribuição Axial de Potência.....	20
4 MODELO TÉRMICO DO PROGRAMA STHIRP	22
4.1 Nodalização do condutor.....	22
4.2 Condutância interfacial.....	27
4.3 Propriedades Físicas dos Materiais.....	28
4.4 Relações constitutivas do modelo térmico.....	29
4.5 Fluxo de Calor Crítico.....	29
4.5.1 Correlação W-3.....	31
4.5.2 Correlação B&W-2.....	32
4.5.3 Correlação AECL-IPPE.....	33
5 METODOLOGIA.....	35
5.1 Descrição dos dados de entrada.....	35
5.2 Descrição do modelo de uma vareta.....	39
5.3 Descrição do modelo do núcleo.....	40
5.4 Análise do modelo térmico do STHIRP e da vareta anelar.....	41
6 RESULTADOS E DISCUSSÃO	43
6.1 Modelo de uma vareta.....	43
6.2 Modelo núcleo a 150% de potência.....	48
6.3 Alteração na condutividade térmica.....	58
7 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS.....	62
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	64

1 INTRODUÇÃO

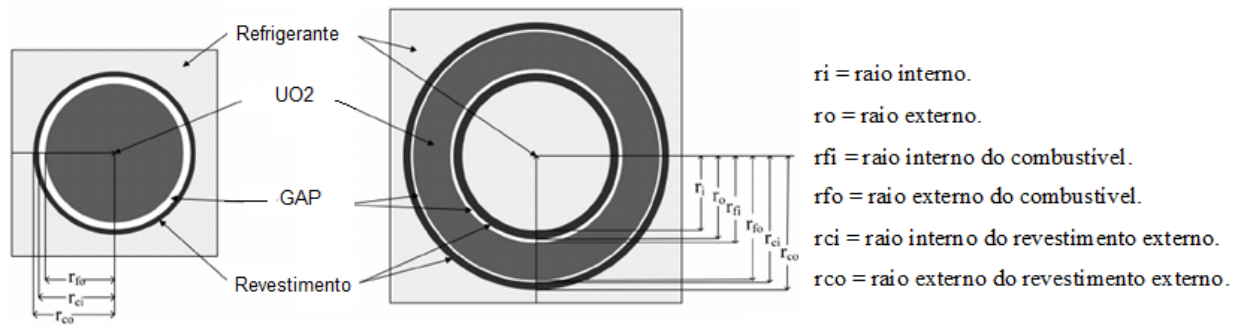
Um dos recursos que está sempre em pauta para a solução da produção de energia elétrica é a geração núcleo-elétrica. Atualmente, há uma grande perspectiva de usinas nucleares ainda mais eficientes e mais seguras, que gerem menor quantidade de rejeito de longos períodos de decaimento. Na busca por menores custos de produção e ao mesmo tempo no aumento da segurança, o combustível do reator é uma opção dentre as várias possibilidades de melhoria.

O desenvolvimento do conceito de combustível anelar teve início na década de 50, quando uma tecnologia associada à vazão interna e externa de refrigerante ao combustível foi implementada pela primeira vez. Essa inovação foi adaptada em varetas de reatores nucleares moderados a grafite (Blinkov *et al.*, 2010). A intensificação de pesquisas sobre o assunto ampliou-se consideravelmente nos últimos 20 anos. Dessa forma, agências e centros de pesquisas ao redor do mundo gerenciadas pelo organismo internacional NERI (*Nuclear Energy Research Institute*), MIT (*Massachusetts Institute of Technology*) e KAERI (*Korea Atomic Energy Research Institute*) reuniram esforços no processo de otimização de combustíveis nucleares. Tais estudos têm como objetivo aumentar a segurança e o desempenho do combustível durante o ciclo de operação, visando proporcionar o máximo de desempenho aos ciclos de queima e retardando ao máximo os procedimentos de recargas.

Projetada para reatores do tipo LWR (*Light Water Reactor*), essa tecnologia se mostrou amplamente difundida pelo mundo. Países como Estados Unidos, Índia, Rússia, China e Coreia do Sul conduzem as principais pesquisas no mundo relacionadas a esse projeto de combustível (Kwon *et al.*, 2013). Na Figura 1.1, estão ilustrados, a título de comparação, os esquemas de um combustível sólido (esquerda) e um combustível anelar com refrigeração interna e externa.

Em 2006, foi publicado pelo *MIT Center for Advanced Nuclear Energy Systems*, o Relatório Final do Projeto intitulado ***High Performance Fuel Design for Next Generation PWRs*** – Projeto de Combustível de Alta Performance para PWRs das Próximas Gerações (Kazimi and Hejzlar, 2006). Neste relatório, foi apresentada a proposta de um combustível anelar refrigerado interna e externamente com o objetivo de permitir o aumento da densidade de potência (da ordem de 30% ou mais) de um reator PWR sem prejuízo das margens de segurança. Para garantir taxa de escoamento suficiente no canal de refrigeração interno, o raio da vareta é maior do que aquele de uma vareta combustível típica.

Figura 1.1 Combustível sólido (esquerda) e combustível anelar (direita) refrigerado interna e externamente.



Fonte: Autor.

Consequentemente, para um tamanho fixo de elemento combustível, o arranjo terá um número menor de varetas combustíveis.

O objetivo global do referido projeto foi o desenvolvimento e avaliação do combustível, dito inovador, que permite o aumento da densidade de potência do núcleo e, ao mesmo tempo, mantém ou melhora as margens de segurança de tal modo que o custo capital por kW instalado, bem como o custo de operação e do ciclo do combustível por unidade de energia produzida, seja diminuído.

Além disso, alta taxa de queima é obtida utilizando os benefícios de baixas temperaturas de operação com conseqüente melhora na economia do ciclo, redução da produção de combustível queimado por unidade de energia, assim como aumento da resistência à proliferação do combustível gasto com armas nucleares.

A transição de uma geometria sólida para uma geometria anelar apresenta duas características importantes que possibilitam o aumento da densidade de potência: (1) redução da espessura de condução que melhora a margem de segurança a partir da temperatura de fusão do combustível e (2) aumento da área da superfície de transferência de calor (apesar da redução do número de varetas) que melhora a margem de segurança contra o afastamento do Limite de Ebulição Nucleada (*Departure from Nucleate Boiling Ratio- DNBR*).

A análise termo-hidráulica do relatório publicado pela NERI foi feita usando o código VIPRE, que é uma ferramenta amplamente utilizada e testada no campo nuclear. A versão VIPRE-01 foi usada para avaliar as dimensões ótimas das varetas combustíveis anelares e o tamanho do arranjo do elemento combustível. As opções mais promissoras baseadas em considerações de MDNBR (*Minimum Departure from Nucleate Boiling Ratio*) foram definidas como arranjos 13x13 e 12x12. Para otimizar o combustível e avaliar o melhor desempenho

termo-hidráulico foram examinadas a distribuição de escoamento, a queda de pressão no núcleo e a margem de segurança contra a ocorrência do fluxo de calor crítico.

Os códigos de subcanais, de uma maneira geral, não foram desenvolvidos com a capacidade de simular o fluxo de calor e de refrigerante entre canais internos e externos. As varetas de combustível nuclear de *LWR*'s são maciças e sólidas, mas a necessidade de simular um modelo de varetas anelares incentivou a adaptação dos códigos existentes ou mesmo encontrar algum código com a capacidade nativa de simular esse combustível (HAN; CHANG, 2003).

O código de subcanais STHIRP-1 (Simulação Termo-Hidráulica de Reatores de Pesquisa) foi desenvolvido no Departamento de Engenharia Nuclear da Universidade Federal de Minas Gerais (DEN-UFMG). Segue os princípios básicos da técnica de subcanais e destina-se à simulação dos fenômenos térmicos e hidráulicos que ocorrem no núcleo de reatores de pesquisa refrigerados à água sob regime de convecção natural. Apesar de o programa STHIRP-1 ter sido desenvolvido visando a simulação de reatores de pesquisa, a formulação empregada para descrever o escoamento do fluido e a condução térmica nas barras combustíveis é suficientemente geral para permitir aplicação a reatores de potência e a sistemas térmicos que tenham as características para as quais o programa foi desenvolvido. (Velo, 2004).

Visando avaliar a capacidade do programa STHIRP-1, principalmente em relação ao modelo térmico, foi feita a análise desse novo conceito de combustível. Os resultados são comparados com aqueles realizados com o código VIPRE-01 no documento de referência (Kazimi and Hejzlar, 2006).

Os objetivos específicos ao simular a pastilha anelar em reator de potência PWR:

- Análise do modelo de uma vareta com potência de 150% da potência nominal no reator PWR.
- Análise do modelo núcleo com 100% e 150%. Comparação dos resultados com o modelo de referência.
- Análise dos resultados do reator com potência de 100%, 150% +18% e finalmente 150% +18% com a mudança de condutância térmica do *gap*.

O restante deste trabalho está organizado da seguinte forma, o Capítulo 2 descreve sobre alguns dos principais códigos de subcanais existentes, sobretudo daqueles que foram adaptados para simular um reator com varetas anelares de forma geral e sobre a metodologia utilizada para a simulação do combustível anelar VIPAC.

O capítulo 3 é uma breve explicação sobre o STHIRP de modo a entender alguns de seus princípios básicos e mais relevantes para este trabalho.

O quarto capítulo é uma explicação do modelo térmico, com o objetivo de deixar transparente o seu funcionamento.

No capítulo 5 é apresentada a metodologia basicamente em 3 partes, primeiramente apresenta as informações necessárias a simulação, em seguida apresenta como foi desenvolvido o modelo de uma vareta como uma pré-simulação para identificar erros grosseiros e para uma pré análise comparativa dos resultados do código STHIRP em relação ao VIPRE e por fim, descreve o modelo de núcleo, neste modelo com resultados mais precisos.

No capítulo 6 são apresentados os resultados, comparações e discussões. Por fim, o Capítulo 7 trata das conclusões e perspectivas futuras.

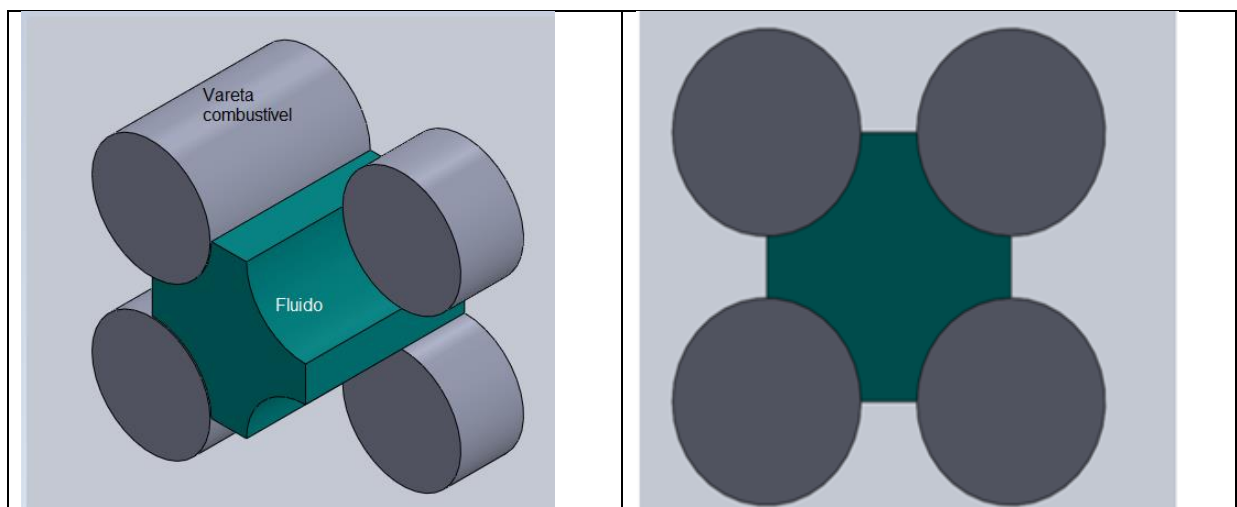
2 CÓDIGOS DE SUBCANAIS

Neste capítulo busca-se explicar os fundamentos da técnica de subcanais e são apresentados alguns códigos que foram desenvolvidos a partir dessa metodologia.

2.1 A técnica de subcanais

Em reatores a água leve, o elemento combustível é composto por um feixe de varetas combustível de óxido de urânio UO_2 , com revestimento metálico. A água ao circular por entre as varetas retira calor gerado pela fissão. O comportamento desse fluido ao passar pelos elementos combustíveis faz parte de uma série de fatores de segurança, por isso é necessário prever seu comportamento. Existem técnicas analíticas que permitem avaliar e prever o comportamento térmico e hidráulico do refrigerante em feixes de varetas aquecidas. Dentre essas, a *análise por subcanais* é a mais utilizada (MORTH; SHARMA; VELUSAMY, 2018). Nesta técnica, o feixe, percorrido axialmente pelo fluido refrigerante, é dividido em um número finito de canais paralelos e lateralmente abertos, denominados subcanais. Os transportes de massa, de quantidade de movimento e de energia podem ocorrer axialmente e entre subcanais adjacentes através das interfaces laterais. As equações integrais para os balanços de massa, momento e energia são aplicadas a esses subcanais e então resolvidas numericamente para os campos de vazão de massa, entalpia, densidade e pressão. A Figura 2.1 apresenta uma imagem de um subcanal.

Figura 2.1 Imagem ilustrativa de um subcanal.



Fonte: Autor

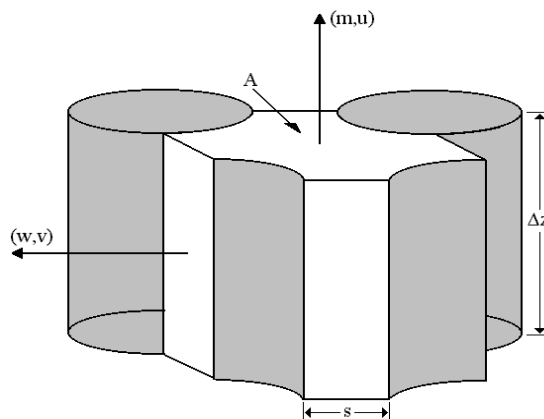
A técnica de subcanais surgiu por volta dos anos de 1960 com os trabalhos de Rowe (1967, 1969), Chelemer, Weisman e Tong (1967, 1972) e Bowring (1967).

Para o desenvolvimento das equações que descrevem o escoamento do fluido são necessárias as seguintes hipóteses simplificadoras:

- O escoamento é unidimensional, ou seja, as variáveis do fluido dependem somente da coordenada axial. O fluido é monofásico ou bifásico e, nesse caso, as fases líquida e vapor estão em equilíbrio termodinâmico e podem deslizar uma sobre a outra.
- O fluido é incompressível, mas pode expandir-se termicamente.
- Os subcanais são acoplados por dois tipos de mistura: (1) mistura lateral turbulenta de natureza aleatória que não causa nenhuma redistribuição líquida de massa, (2) mistura transversal causada por vórtices que resulta de uma redistribuição de fluido, que pode ocorrer devido a gradientes radiais de pressão ou a obstáculos nos subcanais.
- Os fenômenos que se propagam com velocidade sônica são ignorados.
- As dissipações por viscosidade são desprezadas.
- A força gravitacional é a única força externa significativa que age sobre o sistema.

A divisão de um feixe de varetas em um número finito de segmentos axiais produz no interior do feixe o surgimento de volumes de controle fixos com as formas dependentes da disposição das varetas no feixe, ou seja, da configuração do reticulado que varia de acordo com o projeto do reator. Por exemplo, nos reatores refrigerados a água leve o reticulado tem a forma retangular e o volume de controle encontra-se representado na Figura 2.2.

Figura 2.2 Volume de controle de um subcanal.



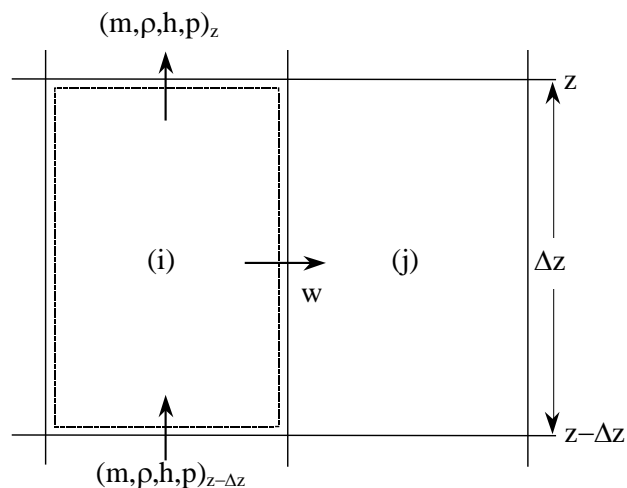
Fonte: (Veloso,2004).

Supondo que o feixe seja vertical, o volume de controle é definido pelas superfícies das varetas, pelos planos verticais que passam pelos centros das varetas e pelas superfícies

horizontais que são separadas por uma distância Δz . Os volumes de controle gerados nos subcanais laterais e de canto têm formas distintas daquelas apresentadas na figura. O volume de controle em um subcanal é caracterizado pelo comprimento, área de escoamento, perímetro molhado, perímetro aquecido e pelas aberturas laterais de altura Δz e largura s . O perímetro molhado representa a soma dos perímetros dos contornos sólidos aquecidos e não-aquecidos que delimitam o subcanal e o perímetro aquecido significa a soma dos perímetros dos contornos sólidos aquecidos que formam o subcanal.

As equações do modelo matemático do escoamento podem ser deduzidas mediante a aplicação das equações gerais de conservação de massa, energia e de quantidade de movimento a um volume de controle de um subcanal arbitrário i em conexão com outro subcanal arbitrário j , conforme ilustra a Figura 2.3.

Figura 2.3 Volume de controle no subcanal



Fonte: (Veloso, 2004)

Fazendo uso das hipóteses simplificativas e de condições de contorno apropriadas, as quatro equações básicas de conservação da massa, energia, momento axial e momento transversal, em conjunção com uma equação de estado da forma $\rho = \rho(p, h)$, são escritas sob a forma de diferenças finitas e resolvidas numericamente para a obtenção das distribuições de quantidades do fluido, quais sejam: densidade (ρ), entalpia dinâmica específica (h), pressão (p), vazão de massa axial (m) e vazão de massa transversal (w). Isso exige que cada canal seja dividido axialmente em um número discreto de células computacionais e que as derivadas parciais que ocorrem nas equações diferenciais sejam substituídas por diferenças algébricas na maioria das vezes.

Para feixes de varetas refrigerados sob condição de circulação forçada, o sistema

formado pelas equações de conservação e pela equação de estado é usualmente resolvido em termos de valores prescritos para as distribuições de entalpia (ou temperatura) e de fluxo de massa dos subcanais à entrada do feixe, vazões transversais iguais a zero na entrada, e pressão do fluido uniforme à saída do feixe.

A solução das equações de conservação requer a especificação de relações para as propriedades termodinâmicas e de transporte do fluido e de correlações empíricas para os vários parâmetros do escoamento como, por exemplo, fração de vazio, título de vapor, quedas de pressão, mistura turbulenta, dentre outros.

2.2 Códigos de subcanais

Os programas de computadores que implementam a técnica de subcanais são comumente denominados códigos de subcanais. Os programas da série COBRA (Rowe 1970, Stewart et al, 1977, Jackson e Todreas, 1981, Avramova; Salko, 2016), THINC-I e IV (Chelemer, Weisman e Tong, 1967 e 1972), HAMBO (Bowring, 1967) e VIPRE-01 (Stewart, 1985), PANTERA (Velooso, 1985 e 2003) são exemplos de códigos de subcanais. Apesar de esses programas terem sido desenvolvidos independentemente, suas formulações teóricas são bastante semelhantes.

Os programas computacionais de análise termo-hidráulica por subcanais que merecem maior destaque são os da família de códigos COBRA (*Coolant Boiling in Rod Arrays*), desenvolvidos a partir de 1967 no laboratório Battelle NW para a *US Nuclear Regulatory comission* (B.J.WEBB, 1988). Pelo fato de serem uns dos primeiros códigos de subcanais, foram base da maioria dos códigos de subcanais subsequentes. Uma das últimas versões é o COBRA IV e apresenta soluções mais eficientes do conjunto de equações para análises de acidentes e condições transientes.

O código VIPRE-01 (*Versatile Internals and Component Program for Reactors*) foi criado para cálculo de condições termo-hidráulicas em reatores de potência em condições de operação normal e transientes de severidade moderada. Esse código recebeu licenciamento pela *US NRC* e foi adquirido pela Westinghouse para cálculo de reatores avançados.

VIPRE-02 (STEWART; KELLY; CUTA, 1992) além de possuir as mesmas características de sua versão anterior, possui a capacidade de modelar o escoamento bifásico. Sendo assim resolve as equações básicas de conservação de massa, energia e momento em cada fase. O código além da formulação de subcanais também possui uma opção de 3 dimensões (r- θ coordenadas).

Em 1998, o código MATRA- α foi desenvolvido no intuito de ser uma opção ao COBRA IV-1. Basicamente a diferença entre os dois códigos consiste em uma reestruturação da linguagem de programação FORTRAN 90, para uso em máquinas com maior poder computacional e otimização envolvendo eliminação de subrotinas. Possui também implementação da rotina da tabela de vapor para cálculo das propriedades subresfriadas do refrigerante TAF. Essa rotina ativa a função TAF que oferece maior precisão nos casos onde o fluido atinge o estado subresfriado. Outras características são a implementação de novos modelos e correlações (KAERI, 1998).

Em 2001 o código foi desenvolvido para sua versão MATRA LMR, onde foram incluídas subrotinas para cálculo das propriedades do sódio, correlações de transferência de calor do sódio e correlações de queda de pressão para análise do reator LMFBR (KIM et al, 2001).

O programa de subcanais DUO-TERM foi desenvolvido em 2012, como consequência do projeto estimulado pela KAERI, cujo objetivo foi desenvolver combustíveis anelares para uso nos reatores OPR 1000. Esse código foi desenvolvido com o recurso para calcular a divisão de calor entre as regiões internas e externas da vareta anelar e para previsão da alteração da condutância do *gap* durante a queima (SHIN *et al.*, 2012).

2.3 Combustível anelar

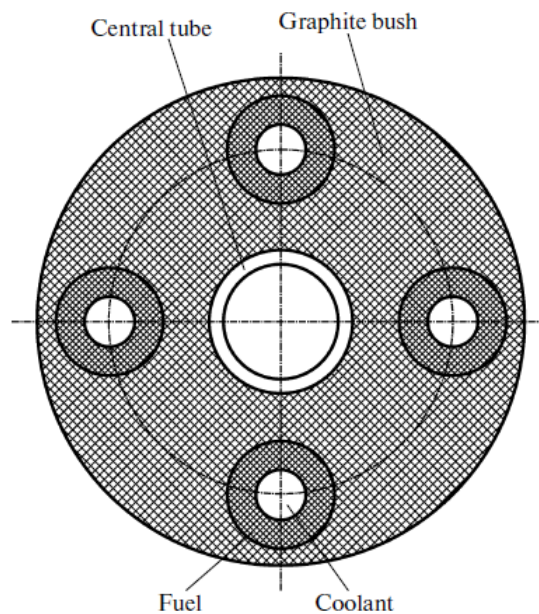
Na década de 50 iniciou-se a pesquisa com um combustível com furo interno que foi usado no reator russo Obninsk, no qual o líquido refrigerante escoava pelo furo e a vareta era rodeada de grafite (Figura 2.4). Posteriormente surgiram reatores de pesquisa com combustíveis anelares, nos quais o fluido era inserido no interior do furo do combustível em sentido inverso ao fluido dos canais.

A partir do ano 2001 com a proposta do combustível anelar com refrigeração interna e externa na mesma direção proposta por NERI (*Nuclear Energy Research Initiative*), muitos estudos foram desenvolvidos no sentido de alcançar uma densidade de potência maior em LWR's sem aumentar o tamanho do vaso do reator (BLINKOV *et al.*, 2010). Esse trabalho foi desenvolvido no MIT (*Massachusetts Institute of Technology*) em um esforço conjunto que envolveu as seguintes instituições: Westinghouse, AECL (*Atomic Energy of Canada Limited*), Framatome ANP&S e Gamma Engineering Corporation.

O reator de referência é um PWR com quatro circuitos, modelo da Westinghouse. A geometria do combustível anelar utilizado no MIT foi desenvolvida pela AECL e para esse tipo de pastilha foi usado um processo chamado de *Vibration Compacted* (VIPAC) e também

foram produzidas pastilhas pelo processo de sinterização. Para facilitar a explanação, essas pastilhas serão chamadas de VIPAC e Sinterizadas (YUAN, 2004). Esses combustíveis foram testados no reator de pesquisa MITR (*Massachusetts Institute of Technology Reactor*) pertencente ao MIT. A vareta combustível pode ser refrigerada interna e externamente com fluido percorrendo em um único sentido, podendo oferecer uma densidade de potência na ordem de 50% ou maior se comparada com uma vareta de combustível maciça de *LWR's* comuns de segunda e terceira geração (BLINKOV *et al.*, 2010).

Figura 2.4 Elemento combustível do reator russo Obninsk.



Fonte: (BLINKOV *et al.*, 2010).

A partir destes trabalhos surgiram vários outros estudos relacionados ao projeto. Em 2003, no trabalho intitulado *Development of a thermal-hydraulic analysis code for annular fuel assemblies* foi criado por Han e Chang um modelo matemático para o código de subcanais MATRA capaz de simular uma vareta de combustível nuclear anelar, pois segundo Kiu Hyun Han não havia códigos de subcanais que simulassem uma vareta com dupla refrigeração. Primeiramente é realizada uma simulação do caso proposto no relatório de referência para comparação (KAZIMI; HEJZLAR, 2006). O estudo abrange também simular elementos combustíveis com varetas anelares a base de Tório para análises termo-hidráulicas e o resultado é comparado com aqueles já existentes para pastilhas sólidas a base de Tório. No trabalho foram utilizados elementos combustíveis 15x15 como parâmetros de benchmark (HAN; CHANG, 2003).

Em setembro de 2004, Yi Yuan em sua tese “*The Design of High Power Density Annular Fuel for LWR’s*” (YUAN, 2004), realizou uma análise com o objetivo de identificar os limites de densidade de potência e as restrições dos combustíveis anelares Sinterizado e VIPAC. Yuan buscou desenvolver um modelo suficientemente bom para que varetas anelares fossem produzidas comercialmente e usadas em PWR’s. Nesse trabalho foram desenvolvidos modelos para descrever as características empíricas adquiridas no reator MITR onde os combustíveis foram queimados.

O desenvolvimento dos modelos empíricos de condutividade térmica foi implementado no código FRAPCON-3 em função da queima, porosidade e pressão do gás, para que o mesmo tivesse capacidade de simular o combustível anelar. Para a realização da pesquisa o FRAPCON-3 foi alterado em sua estrutura, as principais mudanças se relacionam como cálculo de divisão de calor, novas condições de contorno para o cálculo do perfil de temperatura, alteração do pico de potência radial e seus efeitos para as superfícies internas e externas. O modelo de condução térmica foi considerado inadequado, por dois motivos: (1) o modelo teórico era difícil de implementar principalmente devido ao pequeno acordo com os experimentos; (2) nos modelos empíricos encontrados na literatura faltavam importantes parâmetros que impactam o combustível anelar, como por exemplo a condutividade térmica, a pressão interna na vareta, a porosidade e a queima, dentre outros. Neste estudo é encontrado uma pressão ideal para o gás hélio na interface revestimento combustível que ficou na faixa entre 1,4 e 2,0 MPa, assim como a densidade ideal que fica entre 85% e 90%, tamanho das partículas do combustível VIPAC que ficou entre 300 e 600 μm , o pico de entalpia foi comparável ao combustível maciço, contudo a tensão mecânica ficou abaixo da tensão do combustível Sinterizado, mas maior que a tensão do combustível maciço (YUAN, 2004).

Em 2006, foi publicado pela NERI, o relatório que serve como base de dados para o trabalho intitulado: “*High Performance Fuel Design for Next Generation PWRs: Final Report*”. Nesse relatório com o auxílio de pesquisadores das mesmas instituições citadas no trabalho de 2001, foram realizadas pesquisas e análises no sentido de idealizar um combustível anelar comercialmente interessante, com características de segurança e eficiência com relação à densidade de potência melhores. Os detalhes do trabalho serão melhor descritos na seção 2.4. (KAZIMI; HEJZLAR, 2006).

No desenvolvimento de um novo programa o DUO-THERM (YANG *et al.*, 2009), Yan desenvolve o programa e técnicas para melhorar o projeto do combustível avançado anelar. Realiza um trabalho no qual analisa o fluxo de calor, implanta no programa um modelo de divisão do fluxo de calor entre as superfícies dos canais externos e internos da

vareta anelar, destacando que a condutividade do *gap* de uma pastilha anelar altera ao longo da queima. Assim os dois *gap*'s alteram a largura e condutividade constantemente durante a queima. Portanto mudanças na pastilha anelar e no revestimento incluindo densidade, inchaço, fluência, e expansão térmica devem ser consideradas no cálculo do fluxo de calor e temperatura. Esse programa foi criado para ajudar no projeto da KAERI de desenvolver um elemento combustível para o reator OPR-1000 com feixe 16x16 e no qual o melhor projeto do uso de vareta anelar atualmente é com feixe 15x15.

Em 2011, Duarte e colaboradores produzem um trabalho no qual apresentam um modelo matemático simplificado para prever o perfil de temperaturas nas varetas anelares. Foi desenvolvido um modelo para a dinâmica dos LWR's através de 3 sub-modelos, um modelo para o comportamento neutrônico, o modelo do balanço de energia para o refrigerante e o modelo da dinâmica do combustível. Na conclusão foram desenvolvidos três modelos matemáticos. A simulação termo-hidráulica dinâmica é acoplada ao sistema de equações cinéticas e o balanço de energia. A formulação clássica não modela bem o combustível anelar, pois considera a temperatura da superfície da vareta igual à temperatura média. No entanto, a formulação melhorada agregada forneceu uma maior precisão. Além disso, leva em conta as mudanças nas derivadas espaciais do combustível e do revestimento (DUARTE; SU; ALVIM, 2011).

Em 2012, Chang-Huan Shin utiliza a versão modificada do código de subcanais MATRA- AF no qual ele busca simular um reator PWR OPR-1000 com o objetivo de identificar o melhor arranjo para o elemento combustível anelar neste reator. A referência foi o OPR-1000 16x16 e o melhor arranjo do elemento combustível foi o 12x12. Neste artigo os resultados da simulação são comparados com os resultados de Kazimi *et al* e é determinada qual a potência máxima que pode ser aplicada ao reator OPR-1000 usando varetas anelares sem prejudicar sua segurança (SHIN *et al.*, 2012).

A.P.Deokule, em 2015, realiza uma análise termo-hidráulica do uso de combustível anelar nos reatores a água pesada. Para esse fim, foram utilizados o código COBRA IV e um novo código chamado ANUFAN desenvolvido especialmente para simulação desse tipo de combustível. Esse trabalho mostra que o uso de pastilhas anelares em reatores a água pesada pode ser interessante devido ao baixo pico de temperatura apresentado e ao MDNBR que se manteve dentro dos limites aceitáveis com o aumento de potência (A.P.DEOKULE *et al.*, 2015).

Em 2017, Rafael Henrique Martins Silva (DEN/UFMG) realiza um estudo de combustível anelar para PWR, onde toma como referência o núcleo de um reator com

elemento combustível 16x16 padrão. Pela análise dos estudos com cálculos neutrônicos utilizando o código neutrônico MCNP5 para obtenção de um elemento combustível com varetas anelares, ele chega à conclusão que o melhor arranjo é o 15x15. (SILVA, 2017).

2.4 Metodologia utilizada para simular o combustível nuclear anelar

O objetivo do trabalho de Kazimi et al. (2006) era encontrar o melhor arranjo para um elemento combustível utilizando o combustível anelar VIPAC e a partir desse ponto fazer uma avaliação completa desde a sua queima até o valor de produção desse combustível.

Inicialmente foi desenvolvido um modelo considerando apenas uma vareta e dois canais sendo um externo e outro interno. Nesse modelo o objetivo era conseguir saber quais seriam as melhores dimensões que iriam resultar em um alto MDNBR e melhor divisão de fluxo do refrigerante e do calor. O desempenho do combustível foi simulado pelos dois códigos VIPRE e TAFIX (*Thermal-Hydraulic Model of Annular Fuel with Internal and eXternal Cooling*) no modelo de uma vareta e depois o modelo do núcleo apenas no código VIPRE.

O código TAFIX foi utilizado como uma referência de comparação e principalmente para um estudo preliminar para a escolha da melhor geometria para o reator com um combustível anelar, uma vez que a intenção era manter um núcleo com o mesmo tamanho do PWR da Westinghouse e as mesmas dimensões do elemento combustível 17x17 com varetas sólidas. Após o estudo com uma única vareta chegou-se a conclusão que a configuração mais indicada seria com um feixe 13x13. Os principais parâmetros são conforme os pontos abaixo:

- As dimensões do elemento combustível são as mesmas do PWR de referência.
- O pico de potência é o mesmo para o PWR de referência, ou seja, uma distribuição cossenoidal com razão pico média de 1,55.
- A taxa de fluxo de massa por vareta foi igual à taxa do fluxo de massa do PWR de referência.
- Ambas as espessuras do revestimento interno e externo tem a mesma espessura do revestimento do elemento combustível 17x17 do PWR da *Westinghouse*.
- O combustível foi desenvolvido com condutância na região do *gap* de 6000 W/m².
- Devido à adição do revestimento interno o volume de moderador e combustível é menor, mas mantêm uma porção maior que 90% do PWR

referência, e também mantém a mesma proporção de VF/VC volume combustível por volume do refrigerante.

Ao se definir a dimensão mais adequada do feixe do elemento combustível é possível então simular as condições de operação para o estudo em questão. Dessa forma foram realizados dois estudos comparativos. O primeiro trata do reator em estado estacionário com potência ajustada em 100%. O segundo avalia a condição mais severa de 150% da potência nominal para estudo da segurança do reator usando o combustível anelar. Para isso foi necessário um aumento do fluxo de refrigerante proporcionalmente ao aumento de potência. Para o desenvolvimento dessa pesquisa foi necessário o uso do VIPRE, para simulação do núcleo e posterior comparação entre os resultados do modelo de uma vareta do TAFIX e o modelo de núcleo com o VIPRE. Neste modelo utiliza-se para simplificação do cálculo 1/8 de simetria do núcleo.

Na Tabela 2.1 estão presentes os parâmetros de operação do reator a 150% de potência no modelo de núcleo.

Tabela 2.1 Parâmetros do reator com arranjo 13x13.

Pressão	155,5 bar
Passo do reticulado (Distância entre os centróides das varetas)	1,651 cm
Diâmetro interno das varetas combustíveis	0,8633 cm
Diâmetro externo dos tubos-guia	1,5367 cm
Diâmetro externo das varetas combustíveis	1,5367 cm
Diâmetro interno dos tubos-guia	1,40 cm
Largura dos elementos combustíveis	21,46 cm
Comprimento ativo dos elementos combustíveis	366 cm
Perfil axial razão pico média do perfil cossenoidal	1,55
Número de varetas de controle	9
Potência do reator	6037,5 MWth
Vazão	26.550 Kg/s
Temperatura de entrada	294,7 °C
Número de canais internos	31
Número de canais externos	27

Fonte: (KAZIMI; HEJZLAR, 2006)

3 O PROGRAMA STHIRP

Este capítulo trata da apresentação de um sumário a respeito das características mais importantes do código STHIRP. São incluídos, ainda, conceitos básicos e fundamentais para a análise termo-hidráulica, tais como as distribuições radial e axial de potência no núcleo do reator.

O programa computacional, denominado STHIRP foi desenvolvido com capacidade para simular as condições de um reator de pesquisa cuja refrigeração ocorre por convecção natural. No entanto, a formulação implementada no programa é suficientemente geral para permitir que a sua aplicação seja estendida a outros tipos de sistemas térmicos, inclusive à reatores de potência refrigerados a água ou por qualquer outro fluido desde que as condições de contorno sejam especificadas de maneira adequada na entrada de dados.

3.1 Principais características do programa

Segue o sumário das características gerais mais importantes do código:

- As equações de conservação da massa, da energia e do momento linear para o escoamento em subcanais são escritas sob a forma de diferenças finitas e, então, resolvidas numericamente através de uma técnica implícita que se aplica aos casos em que as vazões axiais são positivas e maiores que as vazões transversais. As componentes axiais e transversais da equação do momento são combinadas para produzir um sistema de equações lineares para os gradientes axiais de pressão nos subcanais. Isto significa que o método implícito é orientado para o campo de pressão.
- O método implícito, com a possibilidade de se utilizar a forma explícita da equação da energia, é empregado no programa STHIRP-1. A técnica explícita, embora não seja limitada pela condição de escoamento axial positivo, é restrita à análise de transitórios porque a convergência da solução somente ocorre para pequenos intervalos de tempo. Além disso, requer uma solução estacionária com a técnica implícita como condição inicial.
- Além da especificação dos dados geométricos das características hidráulicas e térmicas do feixe de varetas e da seleção dos modelos empíricos a serem utilizados na simulação de um dado problema, a solução do conjunto de equações requer a prescrição de condições iniciais e de contorno, tais como,

pressão de referência, entalpias de entrada dos subcanais, potência térmica do feixe de varetas, vazões de massa de entrada e vazões de massa transversais das conexões na entrada.

- A potência térmica transmitida ao fluido pelas barras aquecidas é determinada a partir do valor fornecido para o fluxo de calor médio (kW/m^2) ou para a densidade linear média de potência (kW/m) do feixe. Qualquer que seja a grandeza especificada, a densidade local de potência de cada vareta é o produto da densidade média de potência pelos fatores radial e axial de potência da vareta. Em aplicações nucleares é necessário informar também a fração da potência total que é gerada diretamente no fluido refrigerante.
- O programa dispõe ainda das seguintes opções para distribuir a vazão de massa total entre os subcanais, na entrada do feixe: (1) Distribuição que dê uma queda de pressão hidrostática especificada; (2) Distribuição que resulte numa queda de pressão total uniforme especificada; (3) Distribuição que produza uma queda de pressão média uniforme à saída dos subcanais.
- As propriedades termodinâmicas e de transporte do fluido, tanto em função do par (h, p^*) como em função do par (T, p^*) de variáveis independentes, são avaliadas por interpolação linear em dados tabulares. As variáveis p^* , h e T nestes relacionamentos funcionais denotam, respectivamente, a pressão de referência do sistema, a entalpia específica e a temperatura do fluido.
- Há duas opções para o cálculo das grandezas do líquido e da mistura bifásica. Na primeira, as variáveis termodinâmicas, tais como, volume específico, entalpia específica, calor específico isobárico, viscosidade dinâmica, condutividade térmica e tensão superficial na interface líquido-vapor são avaliadas por interpolação em uma tabela fornecida pelo usuário para as propriedades saturadas do fluido.
- No caso de o fluido refrigerante ser a água leve, existe a possibilidade de as tabelas serem geradas automaticamente pelo programa. As tabelas de propriedades da água são geradas à pressão de referência do sistema e dentro de intervalos de temperaturas especificados na entrada de dados.
- O programa pode ser usado para cálculos envolvendo outros tipos de fluidos arrefecedores, como, por exemplo, água pesada, metais líquidos, refrigerantes

orgânicos, e gases a pressão constante, desde que sejam fornecidas as tabelas de dados correspondentes a cada um deles.

- Apresenta 2 métodos de solução para os cálculos, método dos resíduos ponderados com a técnica da colocação ortogonal e o método das diferenças finitas, o método de cálculo pode ser ajustado nos dados de entrada.
- O programa está estruturado para permitir análise do escoamento em feixes de varetas a pressão supercrítica. As propriedades da água são determinadas por interpolação em tabelas geradas pelo programa à pressão de 300 bar (30 MPa), utilizando-se a formulação IAPWS-IF97.
- Possui capacidade de análise do comportamento do combustível. Modelo de transmissão térmica com propriedades térmicas do combustível e revestimento dependentes da temperatura. O acoplamento entre o modelo térmico e o modelo de subcanais é feito através da transferência de calor na superfície das varetas.
- O código contém modelo para a condutância térmica na interface combustível-revestimento e correlações de transferência de calor para vários regimes de ebulição.
- Disponibilidade de tabelas padronizadas para o cálculo do fluxo de calor crítico, além das correlações usuais.
- A taxa de geração volumétrica de calor e a densidade do combustível podem ser radialmente não-uniformes.
- Na entrada do código são utilizados 16 grupos de parâmetros relativos à condição que se deseja simular. Os grupos são organizados por características comuns e são acionados pelo programa por palavras chave.
- A entrada dos grupos pode ser em qualquer ordem, com exceção do primeiro grupo INIT e do último LIST.
- O programa permite ao usuário a escolha do sistema de unidades, tanto da entrada como da saída. O Sistema Internacional e o Sistema Britânico podem ser usados independentemente.

3.2 Grupos de dados de entrada

Os vários grupos de dados de entrada são listados a seguir na ordem em que são lidos pelo programa:

- Grupo INIT: Dados iniciais do problema, incluindo os números de subcanais, varetas e conexões, bem como a discretização axial do feixe de varetas.
- Grupo CHAN: Dimensões geométricas dos subcanais e informações sobre os subcanais adjacentes.
- Grupo RODS: Características geométricas e térmicas das varetas, incluindo diâmetros, fatores radiais de potência e índices dos subcanais ao redor de cada vareta e frações de potência a eles transferidas
- Grupo CIRC: Dados para feixes com configuração circular, como no caso do núcleo do reator TRIGA IPR-R1. Suprime os grupos CHAN e RODS e permite a determinação automática das características dos subcanais e das varetas.
- Grupo FUEL: Dados para o combustível nuclear
- Grupo GRID: Coeficientes de resistência hidráulica de grades espaçadoras, placa de orifícios e de outros tipos de obstruções
- Grupo VARI: Tabelas de variações axiais de área de escoamento dos subcanais e da largura das conexões
- Grupo DIST: Distribuições axiais de potência das varetas.
- Grupo CORR: Seleção de modelos e correlações para o escoamento
- Grupo LOSS: Especificação de correlações para os coeficientes de atrito
- Grupo MIX: Modelo para a mistura transversal turbulenta.
- Grupo CALC: Parâmetros de cálculo, como duração e incremento de tempo de transitório, números de iterações, fatores de relaxação, tolerâncias de convergência, coeficientes de interpolação
- Grupo PROP: Tabelas de propriedades do fluido
- Grupo OPER: Condições operacionais do sistema e funções para transitórios.
- Grupo LIST: Seleção de opções para impressão de resultados calculados.
- Grupo LAST: Grupo indicador de término de entrada de dados

No caso deste trabalho, por exemplo, os grupos FUEL, RODS, CHAN e OPER receberam uma atenção maior devido às características do combustível. O grupo com necessidade de maior atenção é o FUEL, além dele serão destacados os grupos RODS,

CHANNEL e CORR, onde foram necessárias maiores intervenções e maior atenção na obtenção e inserção dos dados. No grupo RODS são inseridos os dados geométricos e térmicos das varetas no núcleo, sua potência radial, a fração de potência na conexão dos perímetros aquecidos com os canais. Neste módulo o código reconhece a existência de canais internos, ao inserir um sinal negativo no valor do canal que se localiza na interface interna da vareta.

Erros mais frequentes de dados de entrada, como repetição ou esquecimento de grupos, ausência ou inconsistência de dados, seleção de opções impróprias, ultrapassagem de dimensões matriciais, são identificados pelo programa, que interrompe a leitura após a emissão de uma mensagem de diagnóstico de erro. O programa é capaz de identificar 451 tipos de erros de entrada e o grupo onde a falha ocorreu.

3.3 Distribuição Radial de Potência

Para que sejam feitas as entradas no código é necessário inserir alguns fatores que dependem da potência linear e da distribuição axial de potência. A potência linear local (potência local por unidade de comprimento) de uma vareta combustível pode ser expressa como o produto da potência linear média do núcleo pelos fatores radial e axial de potência da vareta, ou seja:

$$q'_{\text{vareta}} = f_{\text{radial}} \cdot f_{\text{axial}} \cdot \bar{q}'_{\text{núcleo}} \quad (3.1)$$

onde:

q'_{vareta} : Fluxo de calor linear em kW/m.

\bar{q}'_{vareta} : Fluxo de calor linear médio em kW/m.

f_{radial} : Fator de potência radial.

f_{axial} : Fator de potência axial.

O fator radial de potência pode ser definido como a razão entre a potência linear média da vareta e a potência linear média do núcleo, ou seja,

$$f_{\text{radial}} = \frac{\bar{q}'_{\text{vareta}}}{\bar{q}'_{\text{núcleo}}} \quad (3.2)$$

onde $\bar{q}'_{\text{núcleo}}$ é o fluxo de calor linear médio do núcleo.

Os fatores radiais de potência dos elementos combustíveis no núcleo do reator utilizados neste trabalho foram obtidos do relatório de referência.

3.4 Distribuição Axial de Potência

O fator axial de potência de uma vareta é definido por

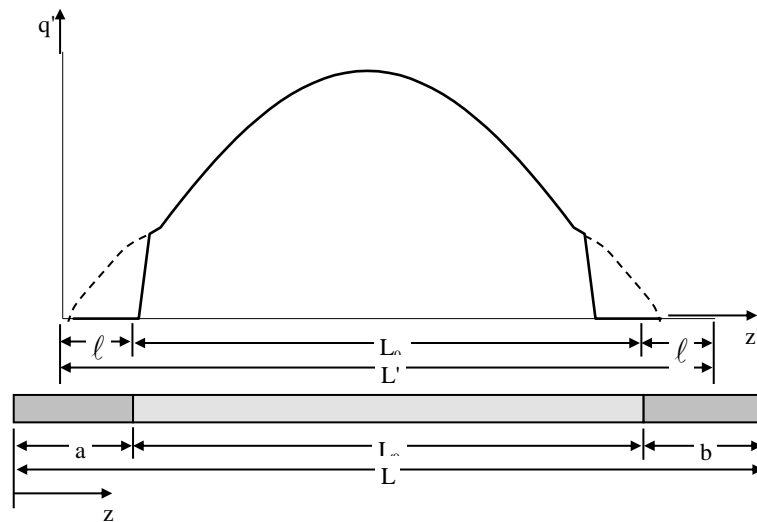
$$f_{\text{axial}}(z) = \frac{q'_{\text{vareta}}(z)}{\bar{q}_{\text{vareta}}} \quad (3.3)$$

Supondo-se que a distribuição axial do fluxo de nêutrons ao longo do comprimento da vareta combustível possa ser descrita por uma função senoidal e considerando-se que a densidade de potência seja proporcional ao fluxo de nêutrons, então

$$q'(z') = q'_{\text{max}} \text{sen}\left(\frac{\pi z'}{L'}\right) \quad (3.4)$$

em que q'_{max} é a densidade linear máxima em $z' = L'/2$, e L' é comprimento do semi-ciclo do seno. A função $q'(z')$ encontra-se representada na Figura 3.1.

Figura 3.1 Distribuição axial de potência.



Fonte: (Veloso, 2004)

onde:

L_0 : comprimento ativo da vareta;

l : distância de extrapolação do fluxo de nêutrons;

a : comprimento não-ativo inferior;

b : comprimento não-ativo superior;

L : comprimento total da vareta;

z : coordenada axial cuja origem coincide com a entrada dos subcanais.

O valor médio da função $q'(z')$ no comprimento ativo é obtido de:

$$\bar{q}' = \frac{1}{L_0} \int_{\ell}^{\ell+L_0} q'_{\max} \operatorname{sen}\left(\frac{\pi z'}{L'}\right) dz' = q'_{\max} \frac{\operatorname{sen} \alpha}{\alpha} \quad (3.5)$$

onde:

$$\alpha = \frac{\pi L_0}{2L'}$$

Portando, a razão pico-média da distribuição é :

$$F_z = \frac{q'_{\max}}{\bar{q}'} = \frac{\alpha}{\operatorname{sen} \alpha} \quad (3.6)$$

O valor de α que corresponde a um valor especificado de F_z pode ser calculado mediante a aplicação do método iterativo de Newton-Raphson à equação precedente.

Sendo $L' = L_0 + 2\ell$, a relação entre a distância de extrapolação e o parâmetro α é

$$\ell = \frac{L_0}{2} \left(\frac{\pi}{2\alpha} - 1 \right) \quad (3.7)$$

Considerando-se a definição de F_z , a combinação das Equações (3.4) e (3.5) conduz a

$$f_{\text{axial}} = \begin{cases} F_z \operatorname{sen}\left(\frac{\pi z'}{L'}\right) & \ell \leq z' \leq L_0 + \ell \\ 0 & z' < \ell \text{ ou } z' > L_0 + \ell \end{cases} \quad (3.8)$$

Em algumas situações é necessário fazer a mudança de coordenada $z' = z - a + \ell$:

$$f_{\text{axial}}(z) = \begin{cases} F_z \cos\left[\frac{2\alpha}{L_0}(z - a) - \alpha\right] & a \leq z \leq L_0 + a \\ 0 & 0 \leq z < a \text{ ou } L_0 + a < z \leq L \end{cases} \quad (3.9)$$

Que descreve a distribuição axial normalizada de potência da vareta combustível em função da coordenada axial do subcanal.

4 MODELO TÉRMICO DO PROGRAMA STHIRP

A utilização do modelo térmico é opcional ao usuário e testá-lo é um dos objetivos do trabalho. Neste capítulo é descrito como é aplicado o método da nodalização para a aplicação do método de diferenças finitas ou a aplicação do método dos resíduos ponderados. A escolha do método de solução também é opcional ao usuário do código STHIRP.

Esses métodos são aplicados na solução das equações de transferência de calor nos sólidos condutores, neste caso o UO₂ e o revestimento de zircaloy especificamente.

O código possui capacidade para simular combustíveis com geometria cilíndrica e retangular na forma de placa, mas somente será abordada a discretização do modelo térmico da geometria cilíndrica devido aos objetivos do trabalho.

A discretização do combustível é uma premissa básica para predizer o comportamento térmico do combustível em um código de subcanais.

4.1 Nodalização do condutor

A energia térmica é removida de um sistema por, basicamente, três processos distintos de transferência de calor: condução, convecção e radiação.

Na condução, calor é transferido de um ponto a outro do corpo como resultado da diferença de temperatura e não ocorre movimento macroscópico de qualquer porção do corpo.

O processo de convecção envolve a transferência de calor para um fluido em movimento, novamente como resultado da diferença de temperatura. Assim, o calor conduzido para a superfície do condutor é transferido a um fluido refrigerante e retirado do sistema por convecção.

Por fim, o calor pode ser transferido por radiação térmica através do vácuo ou outros espaços rarefeitos, entre um corpo mais quente e outro mais frio, na forma de ondas eletromagnéticas. Na realidade, a distribuição de temperaturas em um meio é controlada pelos efeitos combinados destes três modos de transferência de calor, de forma que na prática não é possível separar inteiramente um processo do outro (VELOSO, 2004).

A distribuição de temperaturas de um meio sólido é obtida da equação fundamental de condução térmica,

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \vec{\nabla} \cdot (k \vec{\nabla} T) + Q \quad (4.1)$$

onde:

c = calor específico isobárico (J/kgK)

k = condutividade térmica (W/mK)

Q = potência térmica por unidade de volume produzida no material (W/m³)

T = temperatura (K)

t = tempo (s)

ρ = densidade do material (kg/m³)

A temperatura T e a densidade de potência Q são consideradas funções das coordenadas espaciais e do tempo. As propriedades térmicas do material, c e k , são, geralmente, dependentes da temperatura. A densidade ρ é uma função das coordenadas espaciais e independente da temperatura.

A integração da Equação (4.1) sobre um volume V e o subsequente uso do teorema da divergência de Gauss permite escrever:

$$\int_V \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dV = \int_S k (\vec{\nabla} T \cdot \vec{n}) dS + \int_V Q dV \quad (4.2)$$

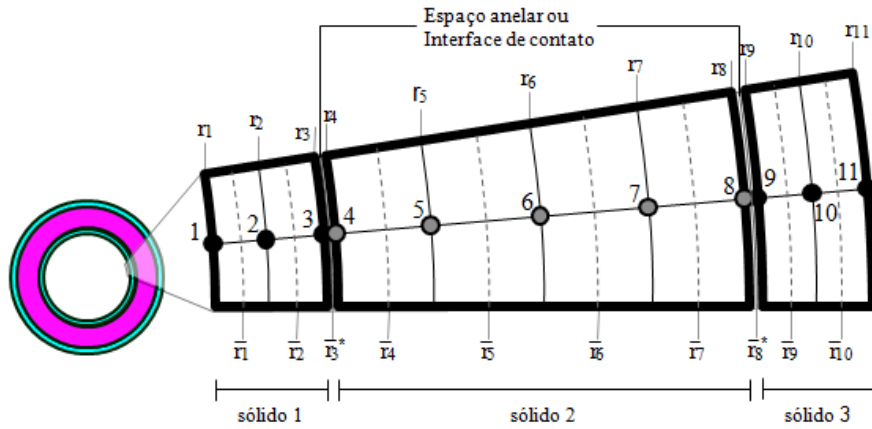
onde \vec{n} é o vetor unitário normal exterior à superfície S de contorno do volume V .

A transferência de calor em um condutor cilíndrico pode ser obtida por meio de uma representação de diferenças finitas da equação fundamental de condução de calor. A condução térmica é avaliada de forma bidirecional, ou seja, apenas no sentido radial e axial.

O condutor pode ser formado por vários sólidos diferentes. Dessa forma cada sólido é identificado da parte interna para a externa pelo índice que assume os valores 1, 2, ..., M , onde M denota o número de sólidos. As propriedades térmicas dos materiais constituintes de cada sólido são obtidas por funções polinomiais da temperatura cujos índices são inseridos na entrada.

O primeiro sólido do condutor cilíndrico não precisa ser necessariamente maciço e pode ser um fluido em movimento. O vazio central, caso exista, deve ter também a forma cilíndrica. Dois sólidos consecutivos são separados por uma interface de contato ou por um espaço preenchido por gases, onde nenhuma energia térmica é gerada e armazenada.. Os sólidos podem ser divididos em regiões anelares que são igualmente distribuídas ao longo do raio e nodalizadas em pontos médios das regiões. É inserido automaticamente um nodo em cada extremidade do sólido.

Figura 4.1 Nodalização radial da vareta anelar.



Fonte: Autor.

A Figura 4.1 representa a nodalização de uma vareta anelar. Observa-se que o sólido 2 representa o combustível e possui 5 nodos, os sólidos 1 e 3 são revestimentos e possuem 3 nodos. É necessário haver no mínimo 2 nodos por sólido. Os nodos 1 e M ficam em contato com o fluido refrigerante. Na Figura 4.1 o nodo M=11.

Os índices atribuídos às células em um dado sólido s obedecem a regra:

$$i = i_0^s + \ell \quad (\ell = 1, 2, \dots, n^s) \quad (4.3)$$

em que i_0^s é o índice do primeiro nodo no sólido s , subtraído de 1, tal que

$$i_0^1 = 0, \quad i_0^2 = n^1, \quad \dots, \quad i_0^s = \sum_{\ell=1}^{s-1} n^\ell \quad (4.4)$$

sendo n^ℓ o número de células em que foi subdividido o sólido ℓ .

O número total de nodos em um condutor com M sólidos será,

$$N = \sum_{\ell=1}^M n^\ell \quad (4.5)$$

Sendo os raios interno e externo do sólido s dados por:

$$\bar{r}_{i_0^s+1} = R_{\text{int}}^s \quad \text{e} \quad \bar{r}_{i_0^s+n^s} = R_{\text{ext}}^s$$

a espessura das células no interior do sólido s será:

$$\Delta r^s = \frac{R_{\text{ext}}^s - R_{\text{int}}^s}{n^s - 1} \quad (4.6)$$

e a espessura das células periféricas é $\Delta r^s/2$.

Assim, os raios interfaciais das células são dados por

$$r_{i_0+\ell}^s = R_{\text{int}}^s + \frac{1}{2}(2\ell-1)\Delta r^s \quad (\ell = 1, 2, \dots, n^s - 1) \quad (4.7)$$

O raio

$$r_{i_0+n^s}^s = \frac{1}{2}(R_{\text{ext}}^s + R_{\text{int}}^{s+1}) \quad (4.8)$$

divide ao meio o volume não-sólido que separa os sólidos s e $s + 1$.

Os raios nodais nas células internas são definidos pela média volumétrica

$$\bar{r}_i = \frac{1}{V_i} \int_{r_{i-1}}^{r_i} r dV, \quad (4.9)$$

com $i = i_0^s + \ell$ ($\ell = 2, 3, \dots, n^s - 1$). O volume e o elemento de volume de uma célula de altura Δz são dados por : $V_i = \pi(r_i^2 - r_{i-1}^2)\Delta z$ e $dV = 2\pi r dr \Delta z$.

Substituindo estas expressões na Equação (4.9) e efetuando a integração, obtém-se

$$\bar{r}_i = \frac{2}{3} \frac{r_i^2 + r_i r_{i-1} + r_{i-1}^2}{r_i + r_{i-1}}. \quad (4.10)$$

Considerando que a temperatura varie linearmente entre r_i e r_{i-1} , isto é,

$$T(r) = ar + b \quad (r_{i-1} \leq r \leq r_i),$$

onde a e b são constantes, a média volumétrica das temperaturas na célula será

$$\bar{T}_i = \frac{1}{V_i} \int_{r_{i-1}}^{r_i} T dV = \frac{1}{V_i} \int_{r_{i-1}}^{r_i} (ar + b) dV.$$

A integração desta expressão conduz a

$$\bar{T}_i = \frac{2}{3} \frac{r_i^2 + r_i r_{i-1} + r_{i-1}^2}{r_i + r_{i-1}} a + b,$$

que implica em:

$$\bar{T}_i = a\bar{r}_i + b = T(\bar{r}_i).$$

Assim, a temperatura sobre o raio nodal equivale à média volumétrica da distribuição de temperaturas da célula, desde que se suponha uma variação linear de temperatura dentro da célula.

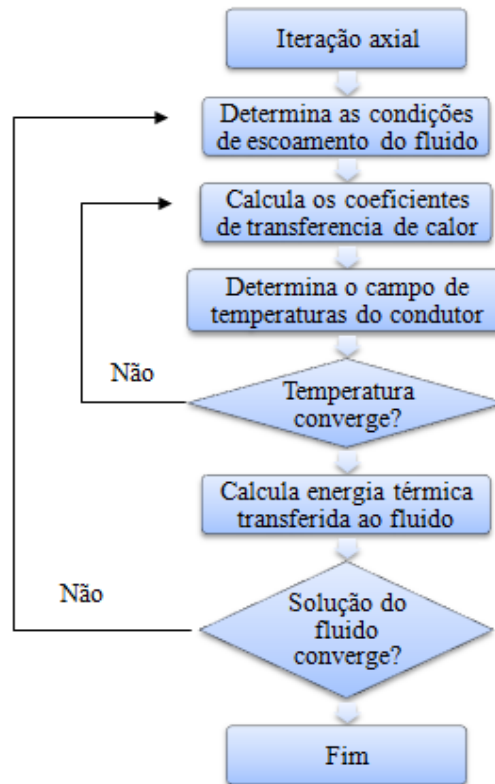
As equações de condução na forma de diferenças finitas podem ser obtidas mediante a aplicação da Equação (4.2) às células computacionais definidas no condutor.

O acoplamento entre o modelo de transmissão térmica do condutor e o modelo de escoamento do fluido refrigerante é efetuado através da transferência de calor superficial, de acordo com a "lei" de Newton do resfriamento,

$$q_s'' = h_s(T_s - T_f) \quad (4.11)$$

onde q_s'' é o fluxo de calor na superfície do condutor, h_s é o coeficiente de transferência de calor, T_s é a temperatura superficial do condutor e T_f é a temperatura do fluido.

Figura 4.2 Fluxograma do modelo térmico.



Fonte: (Velo, 2004)

O coeficiente de transferência de calor depende da temperatura superficial do condutor, além das condições de escoamento do fluido. A solução da condição de contorno que rege esse inter-relacionamento é obtida com o algoritmo iterativo interno mostrado na Figura 4.2.

Nesse algoritmo, a temperatura superficial do condutor calculada na iteração precedente é usada para determinar um novo coeficiente de transferência de calor, que, ao ser substituído no modelo de condução térmica, permite atualizar o campo de temperaturas do

condutor. Quando a convergência da distribuição de temperaturas do condutor é atingida, calcula-se a energia térmica adicionada ao fluido nos canais e os cálculos retornam ao esquema iterativo externo associado ao modelo de solução das equações do escoamento.

4.2 Condutância interfacial

A transferência de calor através de interfaces formadas pelo contato físico de dois sólidos apresenta muitas aplicações práticas importantes como, por exemplo, no resfriamento de processadores eletrônicos, em trocadores de calor, e em combustíveis nucleares. A ampliação da superfície de um sólido revela a existência de um grande número de picos e vales microscópicos, de modo que quando duas superfícies planas são pressionadas uma contra a outra, o contato entre elas ocorre somente em alguns pontos discretos.

A transferência de calor através de interfaces de contato ocorre quase sempre na presença de algum fluido intersticial, normalmente um gás. Na interface entre a pastilha nuclear e o revestimento (*gap*), a transferência de calor ocorre de forma mais complexa devido a variáveis tais como os métodos de fabricação e a queima do combustível.

Devido à diversidade de variáveis e da complexidade de fenômenos envolvidos, não se tem produzido modelos completamente satisfatórios.

No programa STHIRP são considerados dois modelos para a condutância térmica no *gap*, o de Lanning e Hann (1975) e o modelo proposto por MacDonald e Weisman (1976). Para ambos a aplicação se dá em combustível à base de dióxido de urânio (UO_2) com revestimento de zircaloy ou aço inoxidável.

Em STHIRP há ainda duas alternativas para especificar a condutância nas interfaces entre dois sólidos. Na primeira, utiliza-se um valor constante de entrada e, na segunda, a condutância é calculada em função da densidade linear de potência do condutor por interpolação em dados tabulares de entrada.

De uma forma geral, o cálculo da condutância envolve três componentes: condutância decorrente da condução no gás intersticial, $h_{\text{gás}}$, condutância através das áreas de contato da superfície, $h_{\text{sól}}$, e a condutância por radiação, h_{rad} . Assim a condutância no *gap* é calculada da seguinte forma:

$$h_{\text{gap}} = h_{\text{gás}} + h_{\text{sól}} + h_{\text{rad}} \quad (4.12)$$

Inúmeras correlações têm sido propostas para descrever cada uma das componentes de condutância que ocorre na equação acima. A formulação de Lanning e Hann, embora elaborada na década de 70, tem sido utilizado com pequenas modificações em programas

como RELAP5/MOD3 (U.S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1995) e VIPRE-01 (Stewart et al. 1985).

O modelo de MacDonald e Weisman (1976) supõe uma condição diferente, onde a pastilha pode trincar, como resultado das tensões térmicas induzidas pelas variações de potência e do acúmulo de gases de fissão a queimas elevadas. As trincas podem levar ao aumento da condutividade térmica pois a área de contato aumenta. Essa condição não é levada em consideração na maioria dos modelos.

O modelo de deformação é usado em STHIRP-1 para determinar principalmente as variações na espessura do espaço anular entre o combustível e o revestimento causadas por tensões térmicas e mecânicas. A expansão térmica é a única fonte de deformação transitória do combustível. As variações na geometria do combustível induzidas a longo prazo pela queima não são incluídas no modelo e devem ser especificadas via entrada de dados do programa. O revestimento, por outro lado, está sujeito a deformações térmicas e elásticas.

4.3 Propriedades Físicas dos Materiais

As propriedades físicas dos materiais que dependem da temperatura, tais como:

- condutividade térmica, k
- calor específico, c_p
- coeficiente linear de expansão térmica, α
- módulo de elasticidade, E
- razão de Poisson, σ
- dureza de Meyer, H_M
- emissividade térmica, ε

são avaliadas no programa STHIRP-1 com polinômios da forma:

$$P(T) = P_0[1 + a_1(T - T_0) + a_2(T - T_0)^2 + a_3(T - T_0)^3] \quad (4.13)$$

onde P_0 é o valor da propriedade P a uma temperatura de referência T_0 .

Em geral, os valores de referência P_0 e T_0 bem como os coeficientes a_1 , a_2 e a_3 precisam ser especificados para cada propriedade à entrada de dados do programa. Entretanto se todas as propriedades puderem ser consideradas independentes da temperatura, a especificação dos coeficientes polinomiais será opcional.

As relações para α , E , σ , H_M e ε só são necessárias quando se seleciona ou o modelo de Lanning e Hann ou o modelo de MacDonald e Weisman para o cálculo da condutância

térmica no espaço anular entre o combustível e o revestimento (LANNING; HANN, 1975).

4.4 Relações constitutivas do modelo térmico

A determinação da distribuição de temperaturas e dos fluxos de calor superficiais de um condutor com o modelo de condução proposto neste trabalho requer a especificação de vários relacionamentos complementares.

O acoplamento entre o modelo de condução e o modelo de escoamento do fluido que arrefece o condutor é conseguido por meio de correlações empíricas que descrevem os coeficientes de transferência de calor superficial. Modelos empíricos são também necessários para estimar a condutância térmica no espaço ou interfaces que separam dois sólidos. As propriedades físicas dos materiais dos sólidos condutores são descritas por relações polinomiais de terceira ordem.

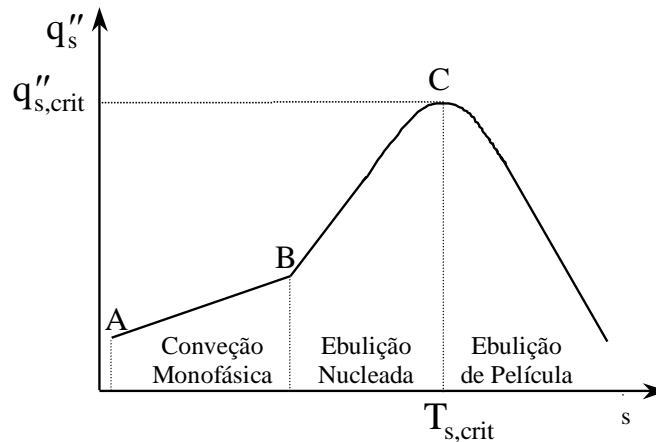
Apesar de não constituírem propriamente relações constitutivas do modelo térmico, o conceito para o fluxo de calor crítico será discutido neste capítulo, tendo em vista a importância do cálculo razão-limite de ebulição nucleada (RLEN).

4.5 Fluxo de Calor Crítico

Quando uma superfície aquecida é resfriada por um líquido em ebulição nucleada, a maior parte da energia térmica transmitida ao líquido é absorvida como calor latente de vaporização na vizinhança da superfície aquecida. Assim, uma grande quantidade de calor pode ser transferida com uma pequena diferença de temperatura entre a superfície e o fluido. No entanto, esta excelente característica de transferência de calor é limitada pelo fluxo de calor crítico que causa uma transição da ebulição nucleada para a ebulição de película (Figura 4.3).

O fluxo de calor crítico em um canal com líquido em ebulição é um fenômeno no qual um ligeiro aumento no fluxo de calor e/ou na temperatura de entrada ou um pequeno decréscimo no fluxo de massa podem causar uma deterioração súbita no processo de transferência de calor. Em sistemas com fluxo de calor controlado, tais como reatores nucleares ou aquecedores elétricos, onde o fluxo de calor é uma variável independente, o fluxo de calor crítico é acompanhado por um aumento súbito na temperatura da superfície aquecida, o que pode causar graves danos à superfície.

Figura 4.3 Regimes de transferência de calor



Fonte: (Velo, 2004).

De acordo com a teoria o fluxo de calor crítico é um fenômeno de ruptura do contato entre o líquido e a superfície aquecida, com a formação de uma camada isolante de vapor sobre a superfície. O mecanismo de deterioração do contato é bastante complexo e é em geral governado por vários processos térmicos e hidrodinâmicos simultâneos. Por isso, uma enorme variedade de correlações, desenvolvidas com base em investigações teóricas e experimentais, têm sido propostas para prever os fluxos de calor crítico nas mais diversas geometrias e condições termo-hidrodinâmicas. As correlações existentes apresentam faixas de aplicação limitadas pelas condições para as quais foram desenvolvidas.

O critério de segurança contra a ocorrência da ebulição de película tem sido normalmente estabelecido em termos da razão-limite de ebulição nucleada (RLEN), mais frequentemente denominada DNBR (acrônimo de *Departure from Nucleate Boiling Ratio*) ou ainda razão-DNB, que é definida como a razão entre o fluxo de calor crítico e fluxo de calor local, ou seja,

$$\text{DNBR}(z) = \frac{q''_{s,crit}(z)}{q''_{s,local}(z)}, \quad (4.14)$$

onde z denota a coordenada espacial associada à direção do escoamento. Esta equação indica que quanto mais o valor de projeto da razão-DNB exceder a unidade tanto maior será a garantia de que o fluxo de calor crítico não ocorrerá na operação de uma dada unidade térmica. Em reatores nucleares para geração de potência, o valor mínimo da RLEN tem sido fixado em 1,30 ou menos, dependendo do fabricante e da exigência do órgão licenciador.

As correlações apresentadas a seguir para o fluxo de calor crítico não são utilizadas no modelo de condução térmica. São necessárias apenas quando se seleciona a formulação opcional que possibilita determinar em cada instante de um transitório quão distante se

encontra do fluxo crítico o fluxo de calor na porção da superfície dos condutores que faceiam cada canal. Quando solicitados, os cálculos do fluxo de calor crítico são efetuados para todos os níveis axiais de todos os condutores aquecidos após a convergência da solução das equações de balanço para o escoamento.

4.5.1 Correlação W-3

A correlação W-3, desenvolvida na Westinghouse por Tong (1972), é dada por

$$\begin{aligned} q''_{\text{crít,EU}} = & \{ (2,022 - 0,0004302 p) + (0,1722 - 0,0000984 p) \\ & \times \exp[(18,177 - 0,004129 p)\chi] \\ & \times [(0,1484 - 0,596\chi + 0,1729\chi|\chi|G' + 1,037] \\ & \times (1,157 - 0,869\chi)[0,2664 + 0,8357 \exp(-3,151D_w)] \\ & \times [0,8258 + 0,000794 (h_f - h_e)], \end{aligned} \quad (4.15)$$

onde $q''_{\text{crít,EU}}$ representa o fluxo de calor crítico em 10^6Btu/h-ft^2 , p é pressão em psia, G' é o fluxo de massa em $10^6 \text{lb/ft}^2\text{-h}$, D_w é o diâmetro hidráulico molhado em polegadas (inches), h_f é a entalpia de saturação do líquido em Btu/lb, h_e é a entalpia do fluido na entrada do canal em Btu/lb e χ exprime o título de massa de vapor. O subscrito EU refere-se à distribuição axial de fluxo de calor uniforme ou equivalentemente uniforme.

O fluxo de calor crítico em um canal com uma parede não aquecida é geralmente menor que aquele em um canal totalmente aquecido, desde que as condições do fluido sejam mantidas constantes.

O efeito de parede fria é determinado com (Tong, 1972)

$$\begin{aligned} \frac{q''_{\text{crít,paredefria}}}{q''_{\text{crít,D}_h}} = & 1,0 - Ru[13,76 - 1,372e^{1,78\chi} - 4,732(G')^{-0,0535} \\ & - 0,0619(p/1000)^{0,14} - 8,509D_h^{0,1077}], \end{aligned} \quad (4.16)$$

onde D_h é o diâmetro hidráulico aquecido e $Ru = 1 - \frac{D_w}{D_h}$.

A correlação W-3 foi desenvolvida a partir de dados experimentais de fluxo de calor crítico em feixes de varetas, nas seguintes faixas de condições:

- p : 1000 a 2300 psia (6,9 a 15,9 MPa)
- G' : 1,0 a 5,0 $10^6 \text{lb/ft}^2\text{-h}$ (1356 a 6781 $\text{kg/m}^2\text{s}$)
- χ : -0,15 a +0,15
- D_w : 0,20 a 0,70 in. (0,51 a 1,78 cm)

4.5.2 Correlação B&W-2

A correlação B&W-2, desenvolvida na Babcock & Wilcox Company por Gellerstedt et al. (1969) e Wilson et al. (1969), a partir de dados experimentais de fluxo de calor crítico em feixe de varetas, pode ser expressa como

$$q''_{\text{crít,EU}} = \frac{(a - bD_w)[A_1(A_2G')^{A_3+A_4(p-2000)} - A_9G'\chi h_{fg}]}{A_5(A_6G')^{A_7+A_8(p-2000)}}, \quad (4.17)$$

onde $q''_{\text{crít,EU}}$ representa o fluxo de calor crítico em Btu/h-ft² e o subscrito EU refere-se à distribuição axial de fluxo uniforme ou equivalentemente uniforme; D_w denota o diâmetro hidráulico molhado do subcanal em polegadas (inches), p é a pressão em psia, G' é o fluxo de massa em 10⁶lb/ft²-h, h_{fg} é o calor latente de vaporização em Btu/lb e χ exprime o título de massa de vapor.

A não-uniformidade da distribuição axial do fluxo de calor é considerada por meio do fator de forma de fluxo, F_c , que é definido por

$$F_c = \frac{q''_{\text{crít,EU}}}{q''_{\text{crít,NU}}}, \quad (4.18)$$

onde o subscrito NU denota o fluxo de calor não-uniforme.

O fator F_c na posição axial z_j no nível axial j da vareta combustível é dado pela expressão

$$F_c(z_j) = K \frac{C}{q''_s(z_j)(1 - e^{-Cz_j})} \int_{z_{j0}}^{z_j} q''_s(z) e^{-C(z_j-z)} dz, \quad (4.19)$$

onde $j_0 = 1$ é o nível axial correspondente à entrada do subcanal; a constante $K = 1,02508$

e o coeficiente C é expresso por

$$C = \frac{0,24867 (1 - \chi)^{7,82293}}{(G')^{0,45758}} \quad (\text{inch}^{-1}). \quad (4.20)$$

Supondo-se que $q''_s(z)$ seja constante no intervalo entre $z - \Delta z$ e z , o fator de forma de fluxo pode ser aproximado por

$$F_c(z_j) = \frac{Ke^{-Cz_j}}{q''_s(z_j)[1 - e^{-C(z_j-z_{j0})}]} \sum_{v=j_0+1}^j q''_s(z_v)(e^{Cz_v} - e^{Cz_{v-1}}).$$

4.5.3 Correlação AECL-IPPE

Em geral, as correlações de fluxo de calor crítico são aplicáveis a determinadas geometrias e cobrem faixas específicas de parâmetros do escoamento e, por isso, não podem ser extrapoladas a condições além das faixas para as quais foram desenvolvidas. Como uma tentativa para superar essa dificuldade, Doroschuk et al.(1975,1976) usaram dados experimentais para desenvolver uma matriz dos fluxos de calor críticos em função da pressão, do fluxo de massa e do título de vapor (ou do sub-resfriamento) da água escoando em tubos circulares de 8 mm. Os fluxos de calor crítico para tubos com outros diâmetros foram correlacionados por

$$q''_{\text{crít}, D_w} = q''_{\text{crít}, 8\text{mm}} \left(\frac{D_w}{8} \right)^{-0.5} \quad (4 < D_w < 16 \text{ mm}), \quad (4.21)$$

onde $q''_{\text{crít}, 8\text{mm}}$ é obtido em função de p , G e χ por interpolação na matriz padronizada de fluxos de calor críticos em tubos de 8 mm.

O modelo de Doroschuk e colaboradores baseia-se na *hipótese de crise local*. Essa hipótese sugere que o fluxo de calor crítico é função apenas dos parâmetros do escoamento no ponto onde ocorre a transição no regime de ebulição; conseqüentemente, isto significa que a história do escoamento não tem nenhum efeito sobre o fluxo de calor crítico.

Desde a publicação da tabela de Doroshchuk e colaboradores, os trabalhos de desenvolvimento de matrizes padronizadas para a determinação do fluxo de calor crítico tiveram prosseguimento no Canadá e na Rússia. Em 1986, Groeneveld, Cheng e Doan, no âmbito de uma cooperação entre a Atomic Energy of Canada Ltd. (AECL, Chalk River) e a Universidade de Ottawa, publicaram a tabela 1986 AECL-UO. Essa tabela, baseada em cerca de 15.000 pontos de fluxo de calor crítico em tubos, cobre amplas faixas de condições de escoamento. Kirillov et al. (1992) melhoraram a matriz de Doroschuk et al. (1975, 1976), usando uma base de dados com 7.620 pontos.

Mais recentemente, em 1995, pesquisadores da AECL e do Instituto de Física e de Engenharia de Potência (IPPE, Obninsk, Russia) desenvolveram em conjunto uma outra matriz padronizada, denominada originalmente *1995 CHF Table* (Groeneveld et al., 1996).

Essa matriz foi derivada de aproximadamente 23.000 pontos de fluxo de calor crítico em tubos circulares uniformemente aquecidos, abrangendo as seguintes faixas de condições do escoamento da água e de dimensões geométricas:

Pressão, p	0,1 a 20 MPa
Fluxo de massa, G	0 a 8000 kg/m ² s
Titulo de vapor, χ	-0,5 a 1,0
Diâmetro hidráulico, D_w	3 a 40 mm
Razão comprimento-diâmetro, L/D_w	80 a 2485

5 METODOLOGIA

A avaliação do combustível somente é possível considerando que as informações obtidas sejam comparadas com uma base de dados. Porém, como não é fácil obter dados dos testes no reator de pesquisa MITR, então, primeiro foi feita uma comparação entre os resultados apresentados no trabalho de referência (KAZIMI; HEJZLAR, 2006), para verificação do funcionamento do STHIRP e depois, são apresentados outros dados obtidos a partir das simulações.

A verificação da capacidade do código foi realizada com dois modelos, quais sejam, o modelo de uma vareta e o modelo do núcleo. O modelo de uma vareta funcionou como uma verificação inicial e a simulação do modelo do núcleo é realizada a partir da simetria de 1/8 do núcleo. Toda as vezes que for citado “modelo do núcleo” se trata da simulação de 1/8 do núcleo do reator devido à simetria, assim os dados podem ser estendidos sem prejuízo na informação. A metodologia adotada para testar o modelo térmico do programa STHIRP, segue àquela adotada no relatório de referência, ressaltando-se que a mesma é adotada em vários outros trabalhos similares.

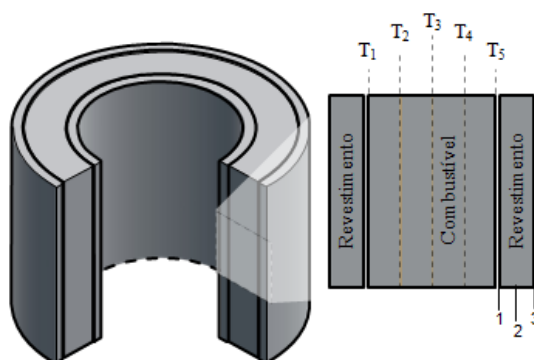
O desenvolvimento da análise deste trabalho, de uma forma geral, foi desenvolvido da seguinte forma:

- Análise do modelo de uma vareta e comparação com o modelo de referência.
- Análise do modelo e comparação com o modelo de referência.
- Análise dos resultados do reator 13x13 com potência de 100%, 150% +18% e finalmente 150% +18% com a mudança de condutância térmica do *gap*.

5.1 Descrição dos dados de entrada

As características do núcleo foram baseadas no relatório da NERI de 2006 para a simulação do modelo de elemento combustível 13x13 anelar utilizando o reator Westinghouse 4 *loops* para posterior comparação dos resultados dos códigos STHIRP e VIPRE (KAZIMI; HEJZLAR, 2006).

Figura 5.1 Projeção do combustível anelar VIPAC



Fonte: Autor

A Figura 5.1 demonstra que serão considerados 5 pontos nodais de temperatura no UO_2 , além disso serão considerados mais 3 nodos em cada revestimento, sendo um ponto em cada extremidade e um na região central, baseado no limite atual do código.

Essa configuração muda o número de subcanais e o número de varetas avaliadas sem alterar o resultado final de forma significativa. As características de material são as mesmas de um reator PWR 17x17 típico da Westinghouse.

Os parâmetros mais importantes de comparação entre os códigos STHIRP e VIPRE serão o MDNBR devido à importância da segurança do reator; a distribuição do fluxo de calor entre um canal interno e externo (essa distribuição de calor entre o canal externo e o canal interno da vareta é o motivo que torna essa simulação possível apenas para poucos códigos de subcanais) e a perda de carga envolvida.

Esses parâmetros são avaliados neste trabalho assumindo duas condições: (1) modelo com o reator em operação normal e (2) modelo com o reator que opera com alteração da condutância térmica no gap, devido ao tempo de operação do reator, os valores de condutividade interna no gap hg_i e condutividade externa hg_o são obtidos do relatório de referência.

As distribuições de temperaturas axial e radial na vareta, distribuição de temperaturas do fluido ao longo dos canais também foram avaliados. O intuito é fazer uma comparação entre as distribuições de temperaturas nas várias regiões do núcleo, usando pastilha comum e usando pastilha anelar.

A distribuição de potência foi dada para uma configuração onde o reator opera com um valor de 150% da vazão de água (refrigerante) e 150% de potência em relação à potência nominal e ainda com um acréscimo de 18% de sobre-potência. Este último valor atua como

uma medida conservadora em relação à segurança contra a ocorrência de transientes. O restante dos dados é encontrado nas Tabelas 2.1, 5.1, 5.2 e 5.3.

A Tabela 5.1 e Tabela 5.2 resumem os dados de entrada considerados para a elaboração do arquivo de entrada. Inclui os parâmetros de operação, geometria das varetas, canais internos e externos. Na Tabela 5.1 estão incluídas informações adicionais àquelas apresentadas na Tabela 2.1.

Tabela 5.1 Parâmetros de operação assumidos.

Número de varetas combustível	31
Número de canais internos	58
Número de canais externos	27
Número de elementos combustíveis	193

Fonte: (KAZIMI; HEJZLAR, 2006).

Foi assumida uma geometria inicial para as varetas anelares do projeto PQN-02 do relatório de referência. Os raios correspondentes aos nodos do contorno estão na Tabela 5.2. Além disso, a tabela mostra o número de nodos no revestimento e na pastilha, separadamente.

Tabela 5.2 Geometria radial da vareta

Número do Sólido	Raio interno	Raio externo	Nº de nodos radiais
1	0,4316	0,4888	3
2	0,4950	0,7050	5
3	0,7120	0,7683	3

Fonte: (KAZIMI; HEJZLAR, 2006).

Em primeiro lugar serão avaliadas as varetas com as condutâncias térmicas nos *gap's* iguais. Posteriormente será avaliada uma condutância diferente devido ao histórico de queima do combustível, esse fato altera as condutâncias em 0.9 hg; (condutância no *gap* interno) e 1.3 hg_o (condutância no *gap* externo), isso ocorre devido a trinca, inchaço ou expansão térmica e foi previsto no trabalho de Yuan (YUAN, 2004).

A Tabela 5.3 apresenta as correlações utilizadas, essas correlações em sua maioria foram desenvolvidas pela própria Westinghouse, sendo assim as mais apropriadas para uso em uma simulação que leva em conta um reator da empresa.

A correlação considerada para ocorrência do fluxo de calor crítico usada nos canais internos e externos é W-3L. O fator de mistura da grade espaçadora é 0.043.

Tabela 5.3 Correlações utilizadas

Número de níveis axiais	30
Multiplicador de atrito bifásico	EPRI-COLUMBIA
Fração de vazio sub- resfriado	EPRI
Fração de vazio global	EPRI
Transferência de calor monofásico escoamento turbulento	DITTUS-BOELTER
Superaquecimento de parede	THOM
Fluxo de calor crítico	W-3L

Fonte: Autor.

A densidade de potência linear média  obtida pela Equação (5.1):

$$Q = \frac{q'_{ave} * l * N_r}{C_1} \quad (5.1)$$

onde:

Q = Potência do reator (MW)

q'_{ave} = Densidade de potência média(kW/m)

l = Comprimento ativo (m)

N_r = Número de varetas no núcleo

C_1 = Fator de engenharia

Utilizando os valores da Tabela 5.3 obtm-se o valor q'_{ave} de aproximadamente 53,42 kW/m, utilizado na simulação.

A distribuição axial de potência foi aproximada por um modelo cossenoidal com valor pico-média de 1,55 e os valores pontuais são obtidos da solução das equações apresentadas no Capítulo 3.

Cada canal foi dividido em 31 segmentos axiais. A escolha do número de segmentos  livre e tem uma resolução de aproximadamente duas vezes a resolução usada no trabalho de referência.

O fator adimensional de engenharia C_1 foi assumido como 1, ou seja, não foi considerado neste trabalho os fatores que influenciam esta variável.

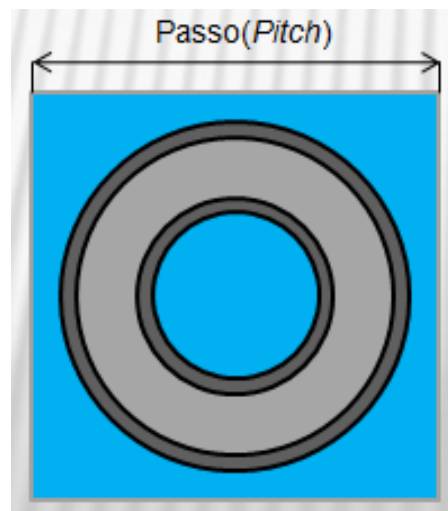
Os resultados são orientados para o campo de pressões, característica própria do código STHIRP. O fluxo de massa é um valor fixo na entrada dos canais e é alterado conforme a formulação para que a pressão de saída seja uniforme.

5.2 Descrição do modelo de uma vareta

Após obtenção dos dados de entrada descritos na seção 5.1, o modelo de uma vareta foi utilizado para que os resultados obtidos no código tenham um respaldo comparativo. Este modelo consiste em apenas um canal em volta de uma única vareta, conforme Figura 5.2. A vareta escolhida foi a de maior potência, por apresentar maior probabilidade de ocorrência de fluxo de calor crítico. Foi utilizado $q' = 53,42 \text{ kW/m}$, sendo que esse valor já prevê 150% de potência com uma sobre potência de 18%, o fluxo de massa também possui um aumento de 150%.

As dimensões radiais da vareta são indicadas na Figura 5.2, porém o canal proposto é uma seção quadrada em torno da vareta 8 com um “passo” de largura (passo ou “*pitch*” comprimento que equivale à distância entre o centro de uma vareta e outra de um elemento). Dessa forma, o modelo apresenta dois canais, um interno (água que passa no furo da vareta) e um externo (água que passa na região em torno da vareta no subcanal quadrado). O canal interno é o 35 e o externo é o 8, esses canais estão em torno da vareta com maior potência radial.

Figura 5.2 Representação simbólica do modelo de uma vareta.



Fonte: Autor.

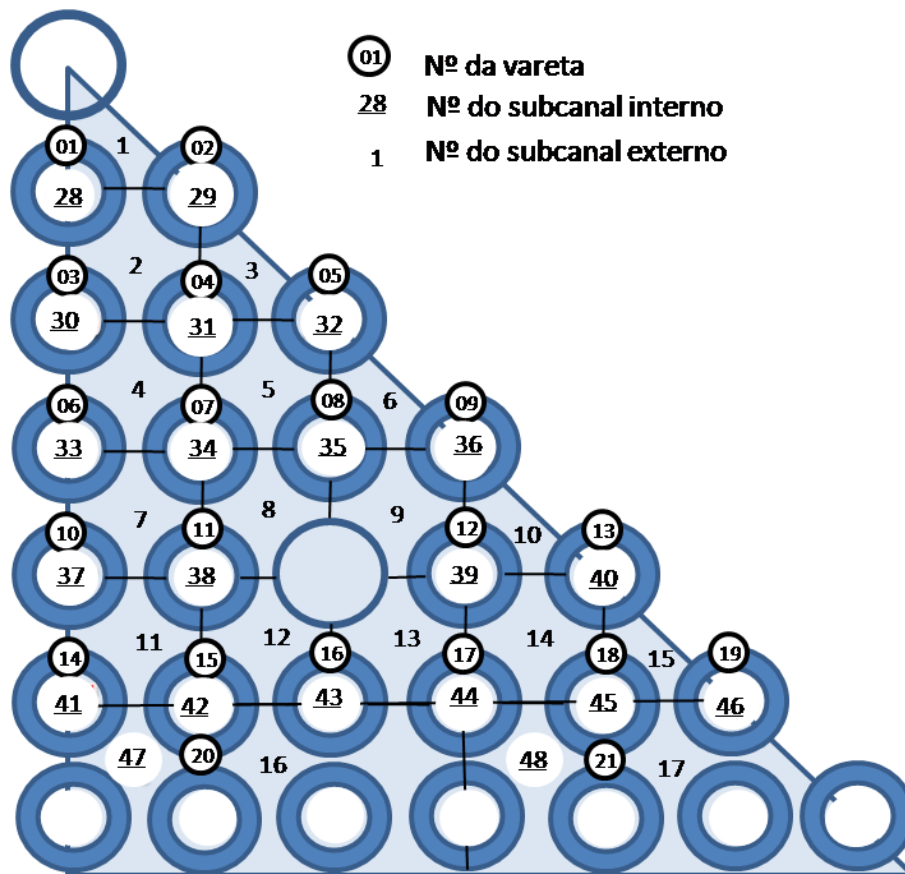
Os dados de fluxo de calor, queda de pressão e DNB são comparados com os dados obtidos por Kazimi *et al.* Essa metodologia foi utilizada para validação do código VIPRE e também do código MATRA, ambos para simulação da vareta combustível anelar (KAZIMI; HEJSLAR, 2006). Portanto o modelo de uma vareta foi utilizado para verificação dos perfis de resposta do STHIRP em relação ao VIPRE, sendo usado como primeiro teste do modelo térmico para este tipo de combustível.

5.3 Descrição do modelo do núcleo

O mapeamento das varetas e dos subcanais foram considerados conforme as Figuras 5.3 e 5.4.

A Figura 5.3 representa 1/4 do elemento combustível da região mais aquecida, ou seja, a região que possui as varetas com maior potência radial. O *layout* da Figura 5.3 difere daquele apresentado no relatório de referência para facilitar a entrada de dados no STHIRP.

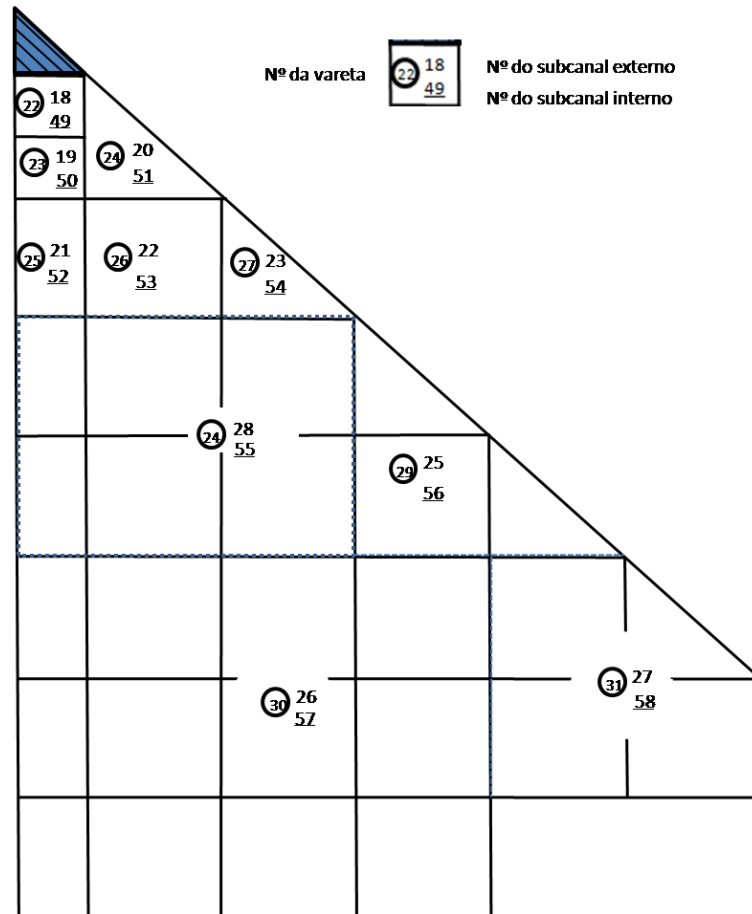
Figura 5.3 Distribuição radial de potência assumida na região destacada da Figura 5.4



Fonte: Autor

A região hachurada na Figura 5.4, representa a região mais aquecida. Segundo o cálculo neutrônico do relatório de referência, ela foi posicionada no centro do reator propositalmente. As varetas e subcanais agrupados são representados por retângulos que contêm pequenas circunferências aproximadamente no centro contendo o número da vareta e os números dos subcanais externo e interno. Os respectivos resultados dos cálculos geométricos de perímetro aquecido, perímetro molhado e área de vazão de cada retângulo são calculados conforme as áreas apresentadas no *layout* das Figuras 5.3 e 5.4.

Figura 5.4 Distribuição radial de potência assumida em 1/8 do núcleo.



Fonte: Autor.

5.4 Análise do modelo térmico do STHIRP e da vareta anelar

Após obter os resultados das simulações do modelo de uma vareta e do núcleo, foi realizada uma simulação com a potência do reator a 100% da potência nominal com pastilha maciça, considerando uma queda da potência para $q' = 45,03 \text{ kW/m}$ de forma que a distribuição de potência radial se mantivesse a mesma. Não foram alterados nenhum dos outros parâmetros no reator.

Os resultados são comparados e evidenciam a diferença de temperatura atingida no interior das pastilhas comuns e anelares. O teste é importante para mostrar a segurança do reator em relação à possibilidade de fusão das pastilhas em caso de algum acidente.

Por último foi feita uma simulação que demonstra a sensibilidade do modelo térmico do código STHIRP em relação à mudança de condutividade térmica causada pela operação do reator ao longo do tempo. Neste caso o parâmetro analisado é o possível inchaço e/ou o trincamento da pastilha e mudança na composição do gás intersticial. Essa situação causa uma mudança na condutividade, considerando que os elementos do *gap* não permanecem os

mesmos. Os símbolos hg_o e hg_i correspondem às condutâncias dos *gaps*'s externos e internos respectivamente, e são considerados $hg_o=1,3*6000 \text{ W/m}^2\text{K}$ e $hg_i=0,9*6000 \text{ W/m}^2 \text{ K}$.

Os únicos dados de entrada que foram alterados em relação ao modelo do núcleo a 150% de potência é o valor das condutividades. Os valores foram retirados do trabalho de referência. Essa mudança de condutividade é prevista na tese de Yuan (YUAN, 2004), e é um modelo estático de condutividade calculado no código de evolução do combustível FRAPCON-3.

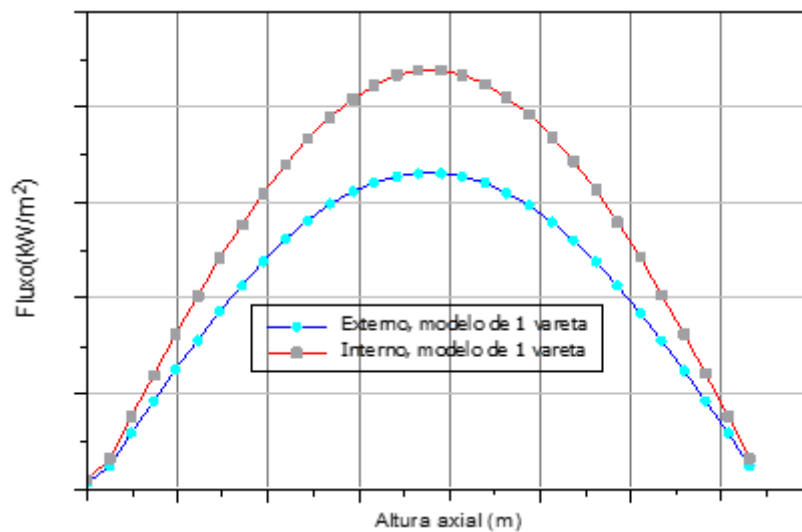
6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo expõem-se os resultados das simulações realizadas, além de apresentar uma breve explicação de cada gráfico.

6.1 Modelo de uma vareta

Na Figura 6.1 o perfil do fluxo de calor demonstrado no gráfico indica a diferença do fluxo que existe entre a vareta-canal externo e vareta-canal interno.

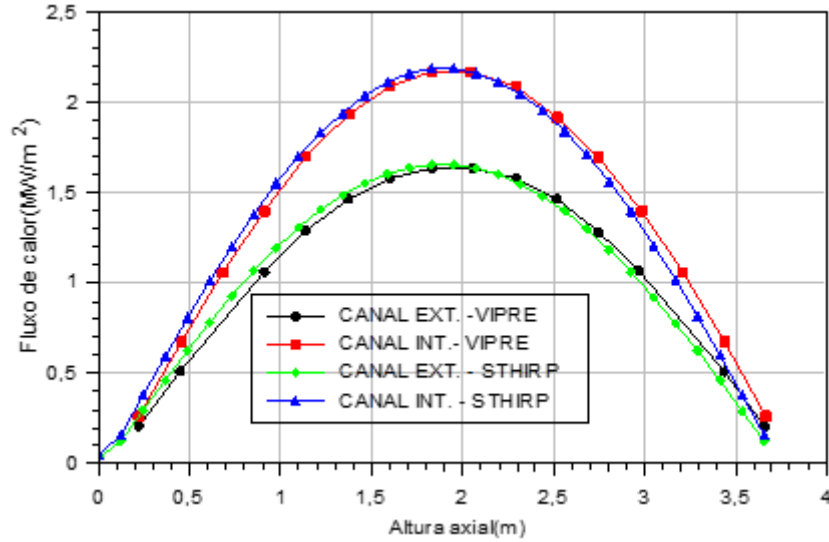
Figura 6.1 Distribuição do fluxo de calor obtido no STHIRP



Fonte: Autor.

O perfil da Figura 6.2 representa o fluxo de calor obtido no modelo de uma vareta. Sobrepõe os resultados dos códigos STHIRP e VIPRE. Usado como parâmetro de comparação entre os códigos, pode-se observar que o perfil de distribuição do fluxo de calor está em bom acordo com o modelo de referência, sendo que o fluxo de calor na região interna é maior. Ambos os códigos transferem o calor gerado na vareta para os canais externos e internos.

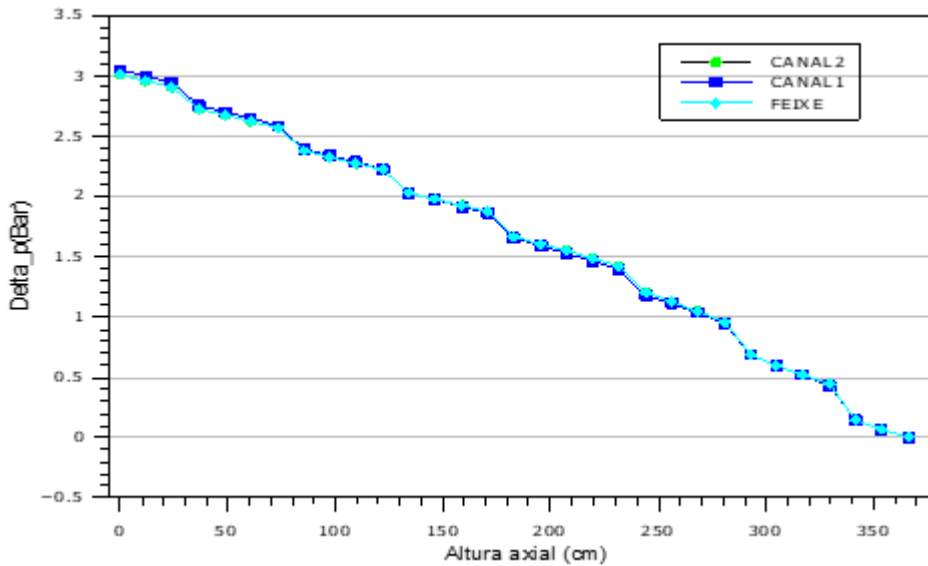
Figura 6.2 Comparação da distribuição do fluxo de calor - STHIRP e VIPRE



Fonte: Autor.

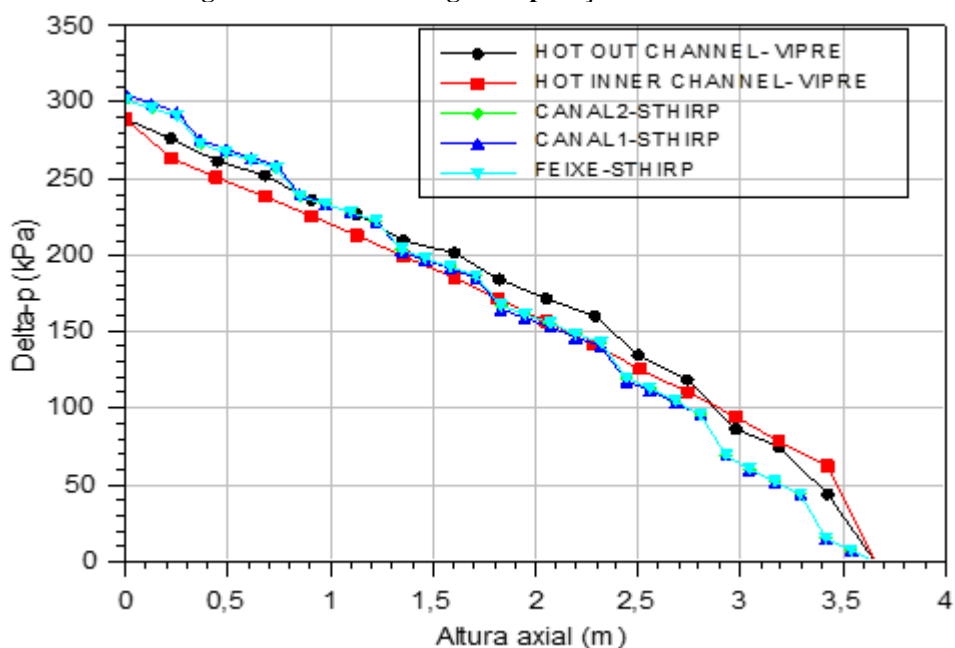
Outro importante ponto é considerar a queda de pressão (delta_p quando consideramos a diferença da pressão de entrada e da saída) que ocorre nos canais. O código STHIRP ajusta matematicamente a pressão de saída do refrigerante nos canais para garantir a mesma pressão em todos. As Figuras 6.3 e 6.4 exibem o delta p, ou seja, a queda de pressão ocorrida ao longo dos canais. Os dados são comparados com a referência na Figura 6.4.

Figura 6.3 Perda de carga nos canais 1 e 2 - STHIRP



Fonte: Autor.

Figura 6.4 Perda de carga-comparação STHIRP e VIPRE



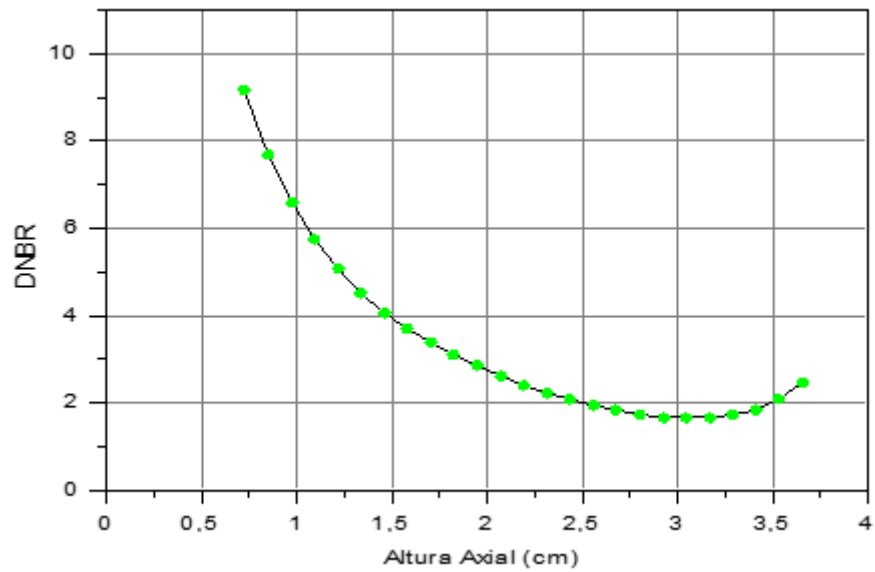
Fonte: Autor.

Na Figura 6.3 é possível verificar o comportamento da curva de delta-p, ou seja, a diferença de pressão entre o início e o fim do canal.

Na comparação do perfil do DNBR do modelo de uma vareta do STHIRP com o modelo do VIPRE, é possível observar a concordância entre os perfis. Embora seja uma aproximação grosseira da simulação do núcleo de um reator, os resultados permitem uma noção da segurança, já que a potência está a 150% e o estudo foi realizado com a vareta com maior potência.

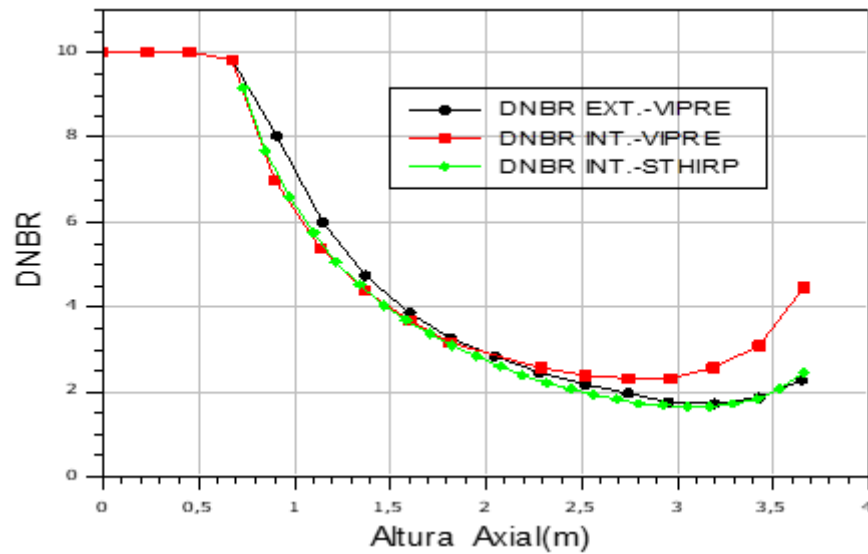
Na Figura 6.5 é possível avaliar o MDNBR de cada nível axial da vareta anelar, sendo que o menor valor obtido está acima de 1,6 e, portanto, dentro dos limites de segurança. Como este modelo é simplificado, esse resultado serve como um parâmetro qualitativo. O MDNBR ocorre sempre na vareta interna devido ao maior fluxo de calor, por isso, essa curva representa apenas o canal interno. Na Figura 6.6 observa-se que os resultados obtidos são bons comparativamente. A curva do DNBR do canal interno apresenta bom acordo com a curva do relatório de referência e mostra uma pequena diferença nas extremidades.

Figura 6.5 DNBR - STHIRP



Fonte: Autor.

Figura 6.6 DNBR - STHIRP e VIPRE



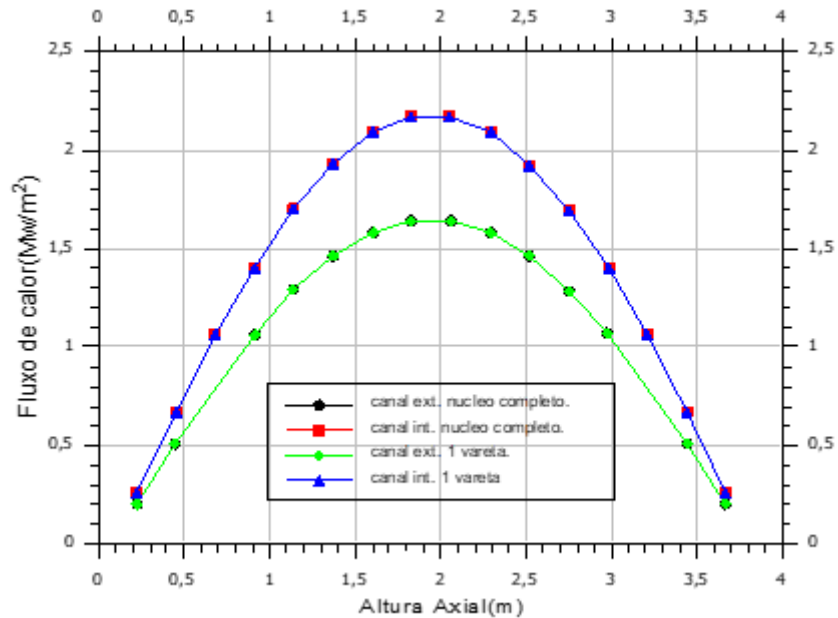
Fonte: Autor.

Como os resultados apresentam pequena diferença entre os valores obtidos no VIPRE e no STHIRP, o próximo passo é analisar se o programa STHIRP possui um modelo térmico consistente. Foram usados então os parâmetros citados na metodologia para simular o modelo do núcleo, então a distribuição do fluxo de calor entre canal interno e externo é comparada com a distribuição do modelo de uma vareta.

A Figura 6.7 é uma comparação da distribuição do fluxo de calor entre o modelo de uma vareta e o modelo do núcleo. O gráfico mostra uma aproximação muito grande entre os resultados.

A Tabela 6.1 mostra o MDNBR e os resultados da simulação das condições físicas da água obtidos na saída dos canais 1 e 2 para o modelo de uma vareta.

Figura 6.7 Comparação do perfil do fluxo de calor do modelo de uma vareta e modelo do núcleo obtidos com STHIRP



Fonte: Autor.

Na vareta mais aquecida, o valor de MDNBR é maior que 1,3, ou seja, a simulação preliminar indica que esse combustível está dentro da margem de segurança contra a ocorrência do fluxo de calor crítico conforme os padrões de segurança já normalmente utilizados.

Tabela 6.1 Condição termodinâmica da água na saída dos canais obtidos no STHIRP.

	Entalpia ent. (kJ/kg)	Entalpia saída (kJ/kg)	Temp. Ent (°C)	Temp. saída (°C)	Vazão de massa (kg/s)	Delta-p (bar)	MDNBR
Canal 1	1309,0	1689,0	294,70	345,05	0,4975	3,1167	1,646
Canal 2	1309,0	1727,0	294,70	345,05	0,3343	3,0351	-
Feixe	1309,0	1704,0	294,70	345,05	0,8318	3,0839	-

Fonte: Autor.

Considerando os valores de referência calculados com o código VIPRE obtém-se a Tabela 6.2.

Tabela 6.2 Comparativo dos modelos de uma vareta VIPRE X STHIRP.

	MDNBR	QUEDA DE PRESSÃO TOTAL (MPa)
Modelo uma vareta VIPRE	1,714	0,288
Modelo uma vareta STHIRP	1,646	0,308

Fonte: Autor.

Um dos possíveis motivos da diferença entre os valores apresentados pelos códigos é que no VIPRE não é incluído o coeficiente de rugosidade, sendo assim é considerado parede lisa nos canais simulados, enquanto o programa STHIRP inclui esta função com o valor de 0,5 já considerado automaticamente. A diferença apresentada é menor que 5% e pode ser atribuída a incerteza das próprias correlações usadas nos códigos que ficam em torno de 15%.

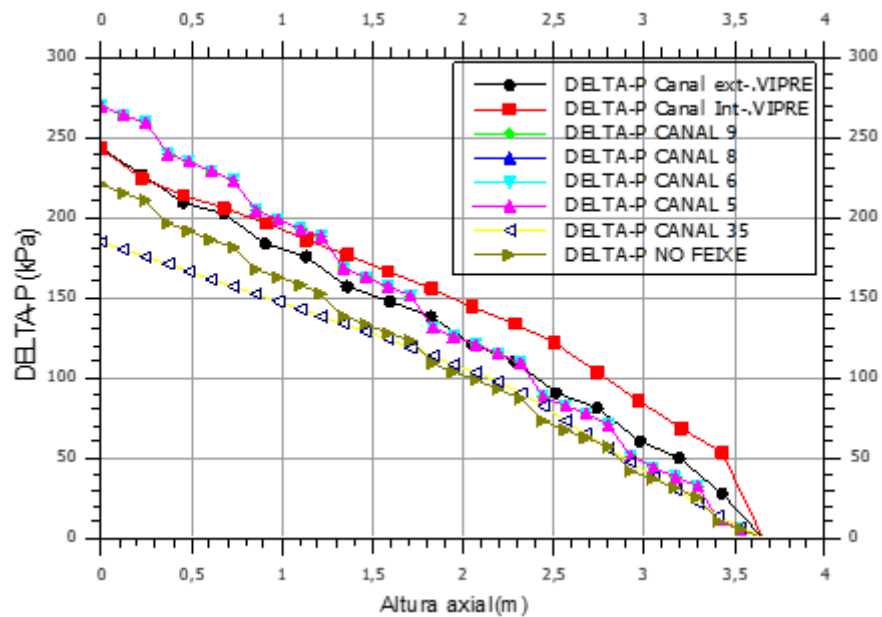
6.2 Modelo do núcleo a 150% de potência

O modelo do núcleo traz um comportamento mais próximo do esperado, pois considera todos os elementos combustíveis do reator, além de todos os subcanais e sua respectiva influência na queda de pressão e DNBR. As análises de uma maneira geral neste trabalho são feitas por simulação na região em torno da vareta 8, pois foi a que apresentou maior valor de geração de potência.

A partir das comparações realizadas com o modelo de uma vareta é plausível então uma simulação do modelo do núcleo. Nesse caso foi utilizado 1/8 de simetria do núcleo conforme Figura 5.2.

A Figura 6.8 mostra a perda de carga de vários canais da região mais aquecida simulada pelo código STHIRP juntamente com a perda de carga apresentada no relatório de referência em relação ao modelo do núcleo.

Figura 6.8 Queda de pressão nos canais 5,6,8,9,35 e feixe obtidos no STHIRP e canais mais aquecidos da simulação do VIPRE.

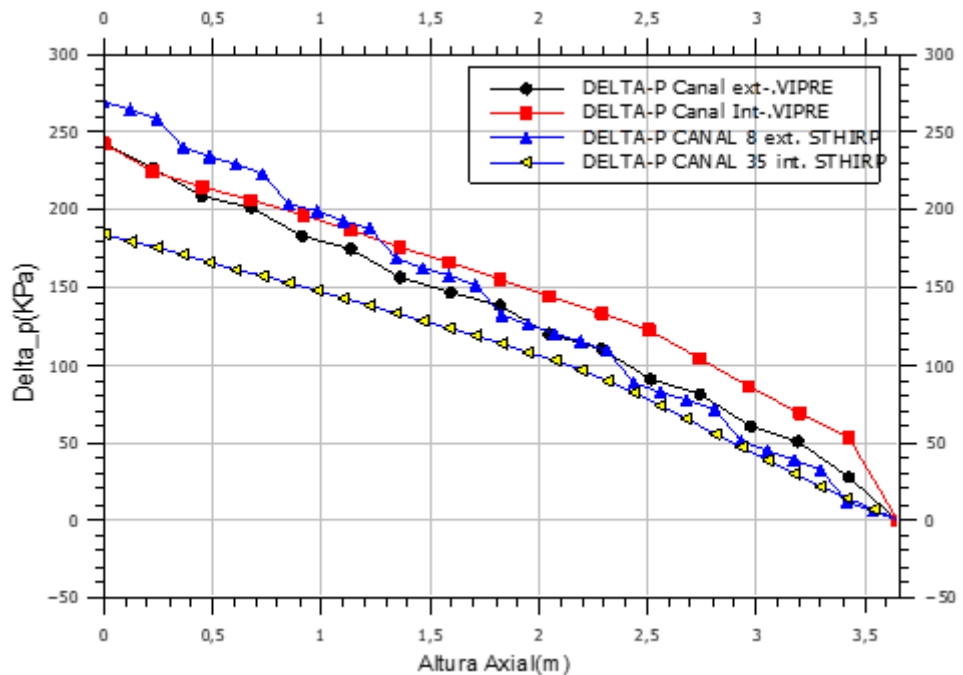


Fonte: Autor.

A figura apresenta a queda de pressão que ocorre nos canais 5, 6, 8, 9 e 35 que é a região mais aquecida e também dos canais de referência do VIPRE, além dos canais internos e externos da mesma região, no modelo utilizado na referência.

A Figura 6.9 apresenta os resultados dos canais canal 8 e 35 calculados por STHIRP e os canais do VIPRE, o mais aquecido entre os internos e o mais aquecido entre os externos. Fica explícito que nos canais externos a queda de pressão é praticamente a mesma, mas o canal interno apresentou grandes diferenças. Esse fato pode ser explicado pela diferença dos perímetros molhados dos canais e da presença das grades espaçadoras, que somente existem em canais externos. O código STHIRP produz um ajuste final na pressão de saída para que a pressão seja a mesma, a queda de pressão é medida em uma relação da pressão da saída em função de cada divisão axial. No código VIPRE é possível um ajuste do fluxo de massa na entrada e na saída. Além dessas diferenças o STHIRP inclui um fator de atrito nas paredes dos subcanais devido à rugosidade.

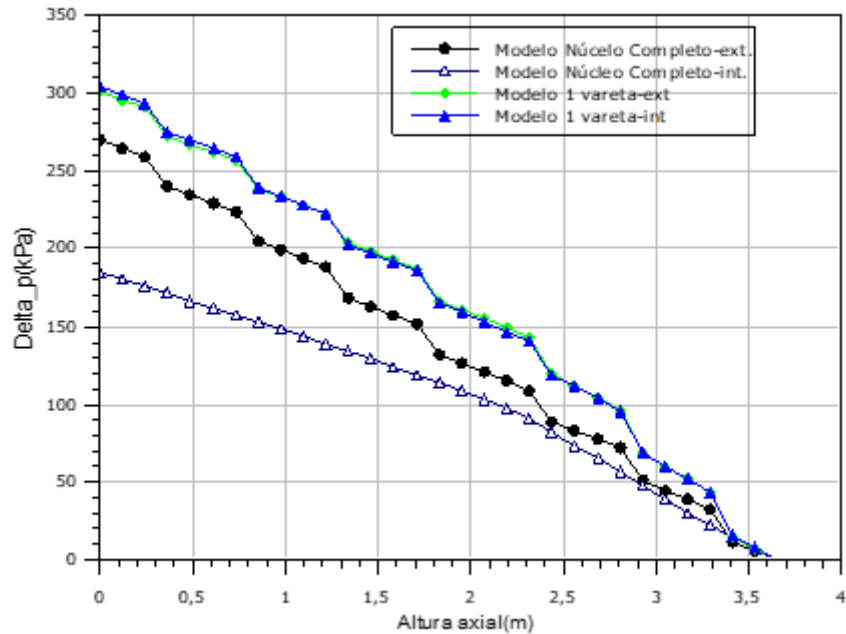
Figura 6.9 Queda de pressão nos canais 8, 35 e canais do VIPRE



Fonte: Autor.

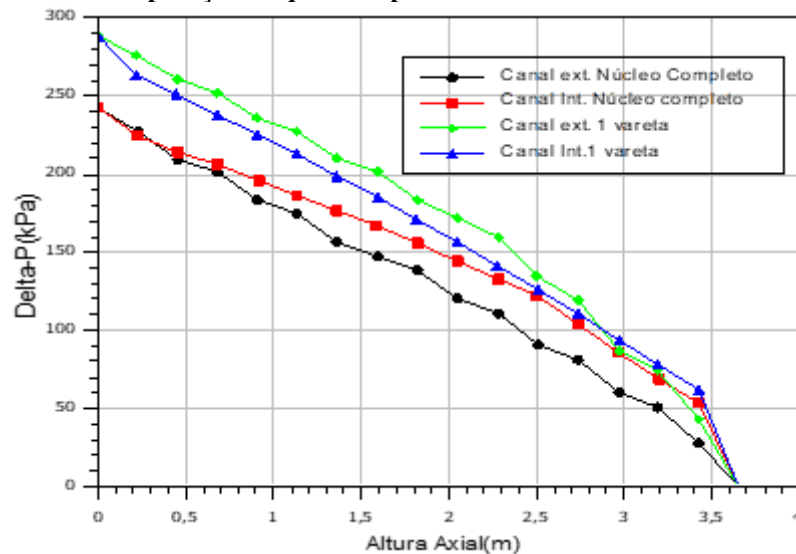
No perfil de queda de pressão Figura 6.10 é evidente o aumento da queda de pressão ao passar por cada uma das 7 grades espaçadoras. A Figura 6.11 é uma simples ilustração da queda de pressão apresentada no relatório de referência.

Figura 6.10 Comparação da queda de pressão modelo uma vareta e do modelo do núcleo.



Fonte: Autor.

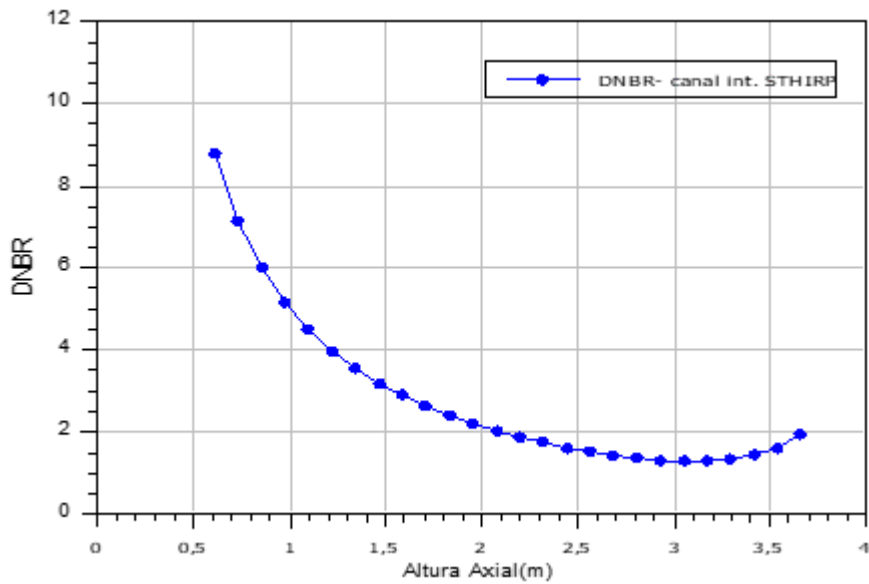
Figura 6.11 Comparação da queda de pressão dos modelos no VIPRE.



Fonte: Autor.

Os gráficos das Figuras 6.12 e 6.13 representam os DNBR's obtidos em cada subdivisão axial da vareta considerando todas as varetas de 1/8 do núcleo. No gráfico é demonstrado apenas os resultados dos canais internos, pois, observa-se que o MDNBR ocorre sempre nos canais internos na vareta 8.

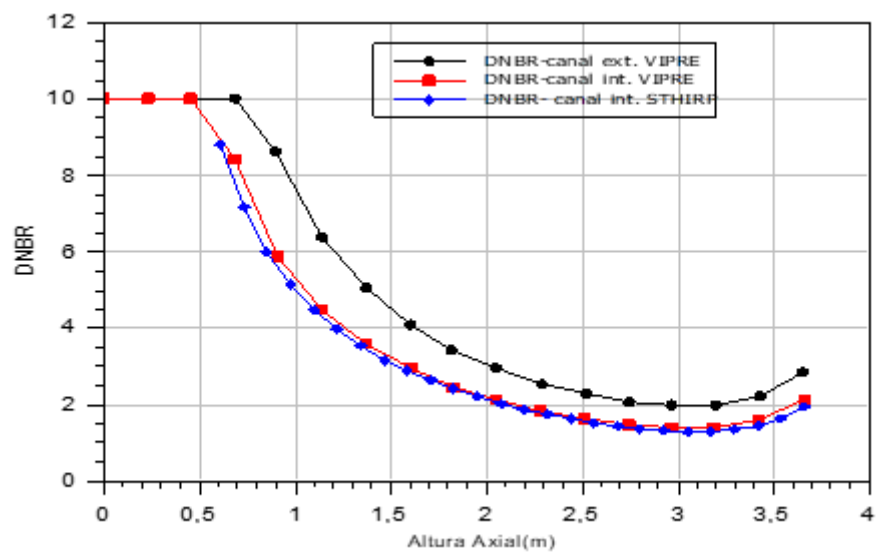
Figura 6.12 DNBR na altura axial



Fonte: Autor.

No gráfico da Figura 6.13 observa-se uma grande concordância no perfil no comportamento do DNBR dos canais internos dos programas VIPRE e STHIRP. Esse é um dos parâmetros mais importantes da simulação e a comparação mostra que há um bom acordo entre os códigos. Esse resultado atesta o modelo térmico do STHIRP, na sua capacidade de simulação em relação a reatores de potência utilizando varetas anelares.

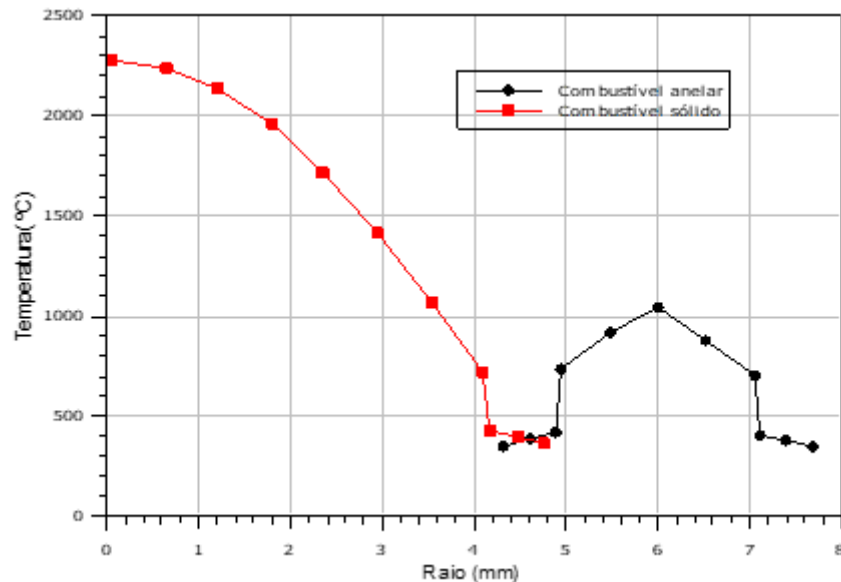
Figura 6.13 Comparação dos DNBR's STHIRP x VIPRE



Fonte: Autor.

A Figura 6.14 mostra o perfil de temperatura na pastilha sólida e na pastilha anelar. O raio 0 mm representa o centro das pastilhas. Como a pastilha anelar é vazia em sua região central é evidente que ela só apresenta uma distribuição de temperaturas que vai de seu raio interno até o raio externo.

Figura 6.14 Comparação da distribuição radial de temperatura do combustível sólido e anelar obtidos no STHIRP.



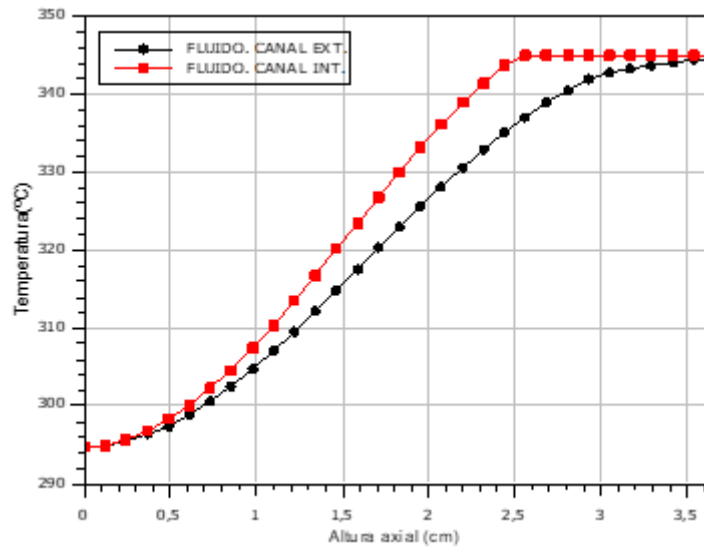
Fonte: Autor

A pastilha sólida alcança temperaturas na faixa de 2300 °C com o reator em sua potência nominal. Na simulação realizada utilizando o reator a 150% de potência a temperatura máxima na vareta anelar é de 1100 °C em relação aos parâmetros correntes do mesmo reator. Essa análise é importante porque em casos de acidente a pastilha sólida de UO_2 corre o risco de alcançar a temperatura de fusão de 2800 °C.

A Figura 6.15 evidencia o aumento axial da temperatura causado pela transferência de calor da vareta para a água. É possível observar a diferença de temperatura do fluido ao passar na região interna e na região externa da vareta 8, onde o canal interno atinge saturação mais rapidamente. A temperatura final é de 345,1 °C.

Sob o ponto de vista do estudo da vareta combustível, os resultados até aqui obtidos mostram que o aumento de potência alcançado é muito significativo, o que ocorre juntamente com o aumento da segurança do reator.

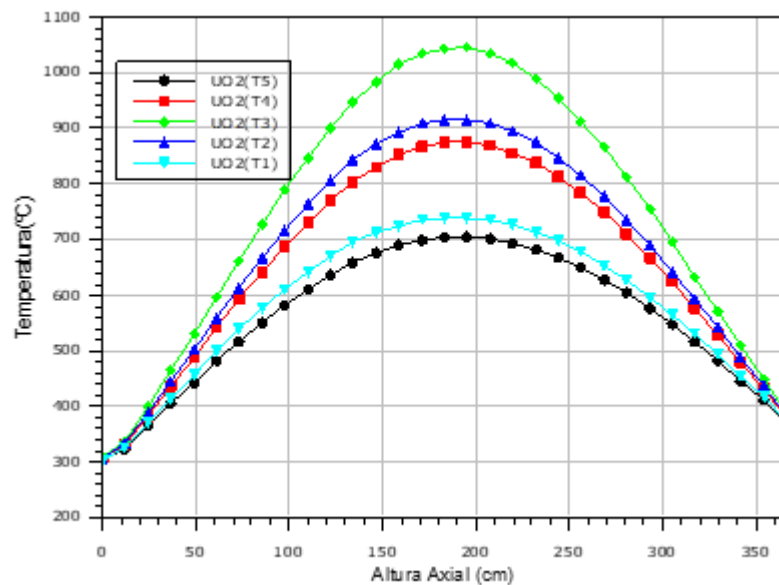
Figura 6.15 Perfil de temperatura atingida pela água ao longo dos canais 8 e 35.



Fonte: Autor.

A Figura 6.16 representa a distribuição axial de temperatura que foi analisada em 5 pontos distintos, distribuídos radialmente conforme Figura 5.1. Verifica-se que o perfil T_3 possui maior temperatura devido sua localização no raio central na pastilha.

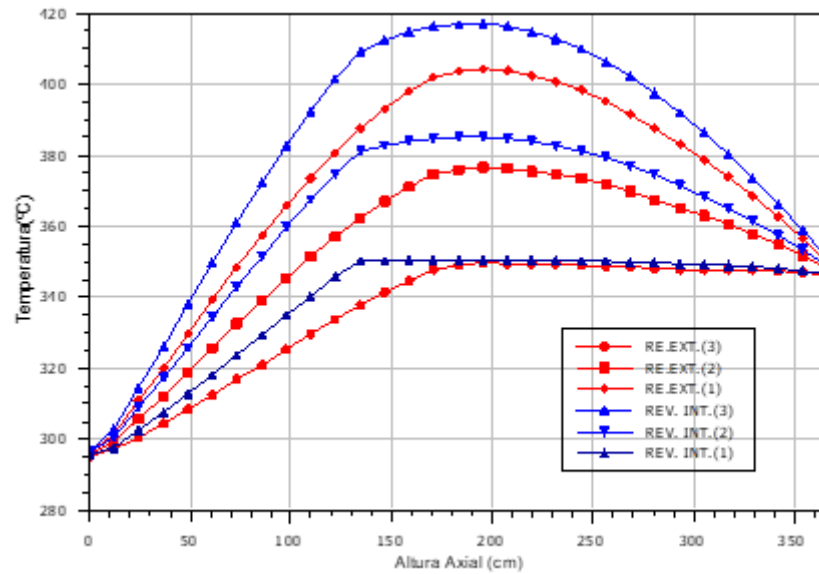
Figura 6.16 Distribuição axial de temperatura vareta 8



Fonte: Autor.

No gráfico da Figura 6.17 o perfil RE.EXT em vermelho significa revestimento externo e RE.INT em azul significa revestimento interno. Os pontos de verificação 1 estão em contato com a água e o ponto 3 estão em contato com o gás hélio entre o refrigerante e a pastilha.

Figura 6.17 Distribuição de temperaturas nos revestimentos vareta 8



Fonte: Autor.

A Tabela 6.3 evidencia as principais informações da água que refrigera o canal interno da vareta 8 no modelo adotado, o MDNBR está dentro do limite recomendado, pois a precisão da literatura é de 1,3 e já é considerando um aumento da potência em 18% contra transientes (DUDERSTADT; HAMILTON, 1976). Na água o aumento de temperatura é de 50,4 °C.

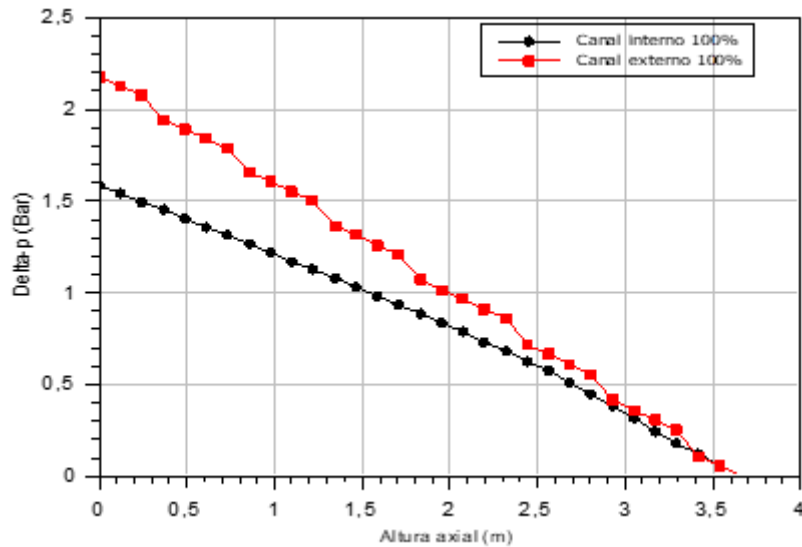
Tabela 6.3 Condição termodinâmica da água na saída do canal interno da vareta 8 no STHIRP

Entalpia entrada (kJ/kg)	1309,00
Entalpia saída (kJ/kg)	1626,45
Temperatura entrada (°C)	294,70
Temperatura de saída (°C)	345,10
Fluxo (kg/s)	0,4975
Delta-p (bar)	2,2037
MDNBR	1,291

Fonte: Autor

A seguir são apresentados os resultados da simulação do reator funcionando a 100% da potência nominal, mantendo os mesmos parâmetros anteriores com o objetivo de mostrar como o regime termo hidráulico do reator se comporta em comparação com o limiar de 150%.

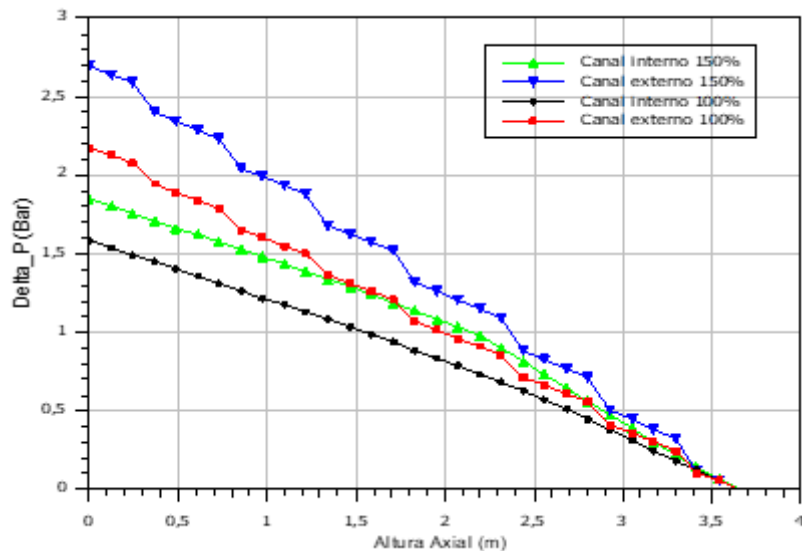
Figura 6.18 Queda de pressão reator a 100%



Fonte: Autor.

Na Figura 6.18 é apresentada a queda de pressão no reator a 100% de potência, e na Figura 6.19 é feita uma comparação dos mesmos canais com o reator a 100% e 150%. Fica evidente que a queda de pressão diminui com o reator com menor potência. A diferença entre as quedas de pressão é pequena, aproximadamente 0,5 bar.

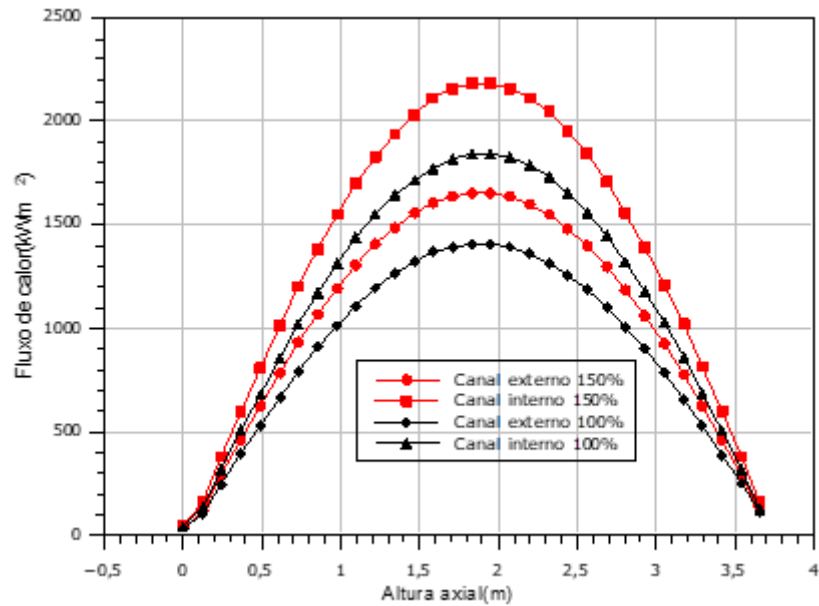
Figura 6.19 Comparativo da queda de pressão



Fonte: Autor.

O fluxo de calor com o reator a 100% segue o mesmo perfil, porém com uma intensidade menor. A Figura 6.20 evidencia a diferença encontrada. Como o fluxo de calor é menor devido a potência, o MDNBR aumenta acima de 2 de forma positiva em relação a segurança como visto nas Figuras 6.21 e 6.22.

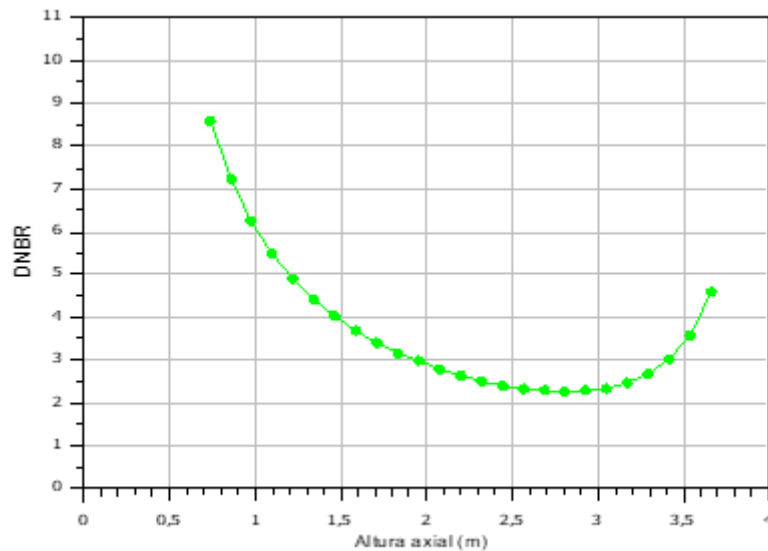
Figura 6.20 Comparação do fluxo de calor



Fonte: Autor.

Na Figura 6.22 está representado o MDNBR de cada altura axial que compõe o canal a 100%, principalmente na região de saída do canal é possível verificar um aumento no valor de DNBR.

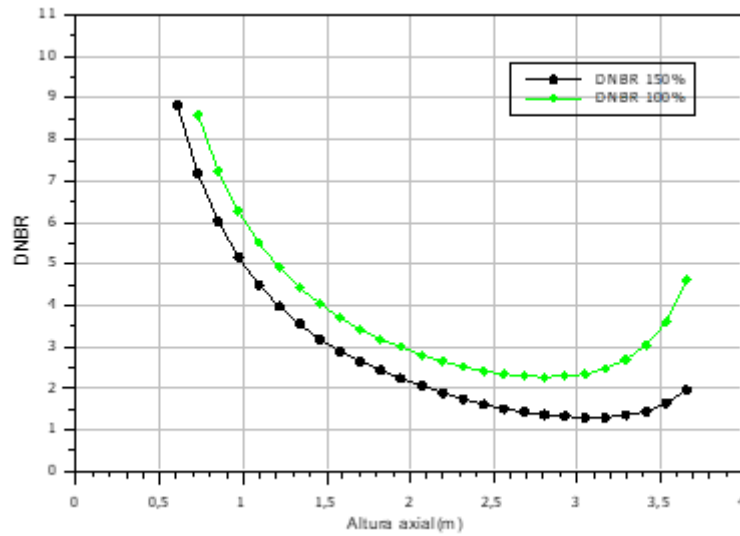
Figura 6.21 DNBR do reator a 100%



Fonte: Autor.

A Figura 6.22 é uma comparação entre o MDNBR do reator a 100% e 150%, ambos simulados no código STHIRP.

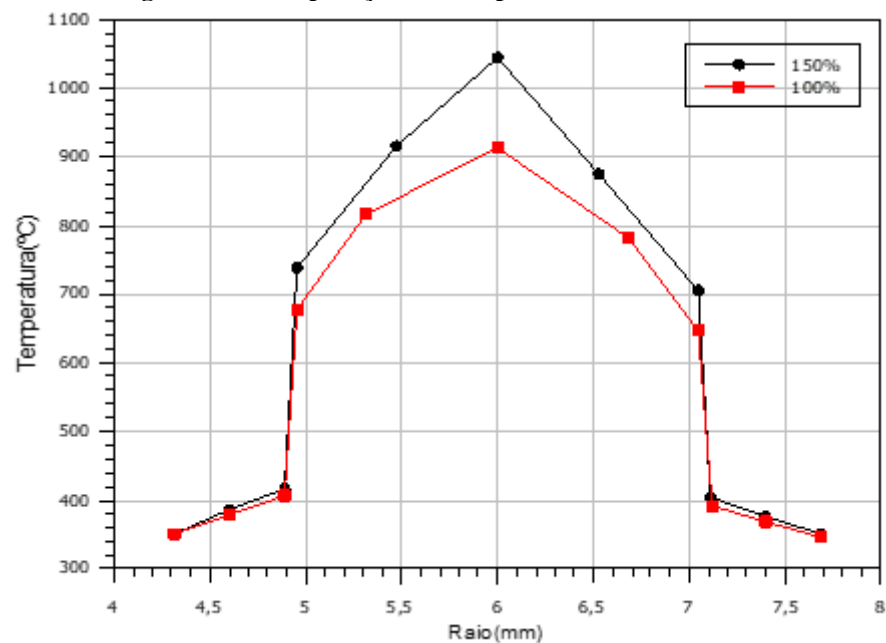
Figura 6.22 Comparação dos DNBR's



Fonte: Autor.

A Figura 6.23 representa uma comparação entre as temperaturas radiais atingidas na pastilha anelar com ambas potências. Observa-se que existem apenas 5 nodos o que prejudica a resolução, mas é possível avaliar as temperaturas máximas atingidas. Existe uma grande diferença principalmente no centro das pastilhas.

Figura 6.23 Comparação das temperaturas radiais



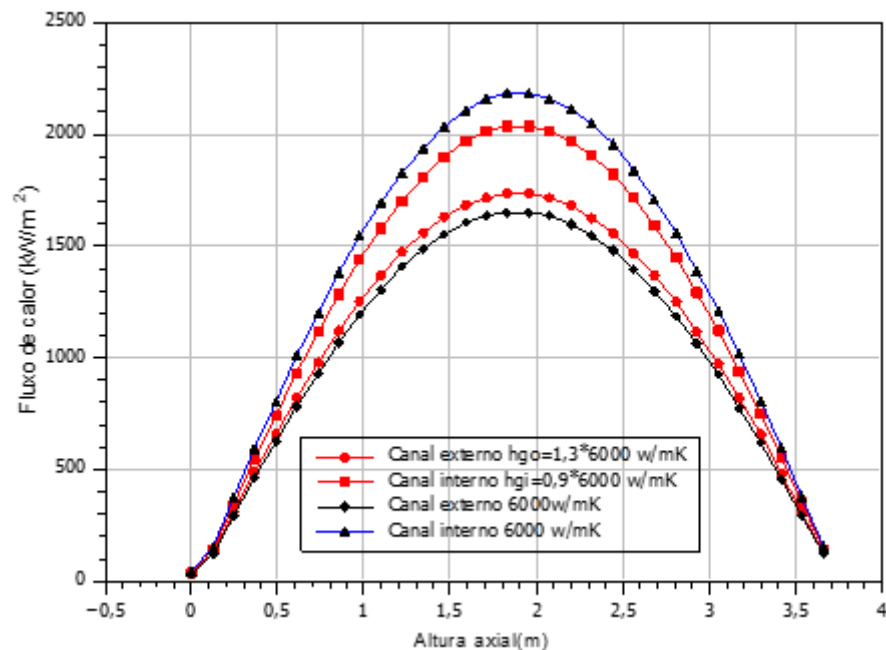
Fonte: Autor.

6.3 Alteração na condutância térmica

Nesta seção serão apresentados os resultados relativos às alterações ocorridas no modelo do núcleo devidas às mudanças da condutância térmica que resultam do histórico de queima do combustível.

A queima pode implicar no inchaço, trincas ou deslocamentos das pastilhas e esse parâmetro altera, não só a temperatura do combustível, como também o MDNBR.

Figura 6.24 Distribuição do fluxo de calor

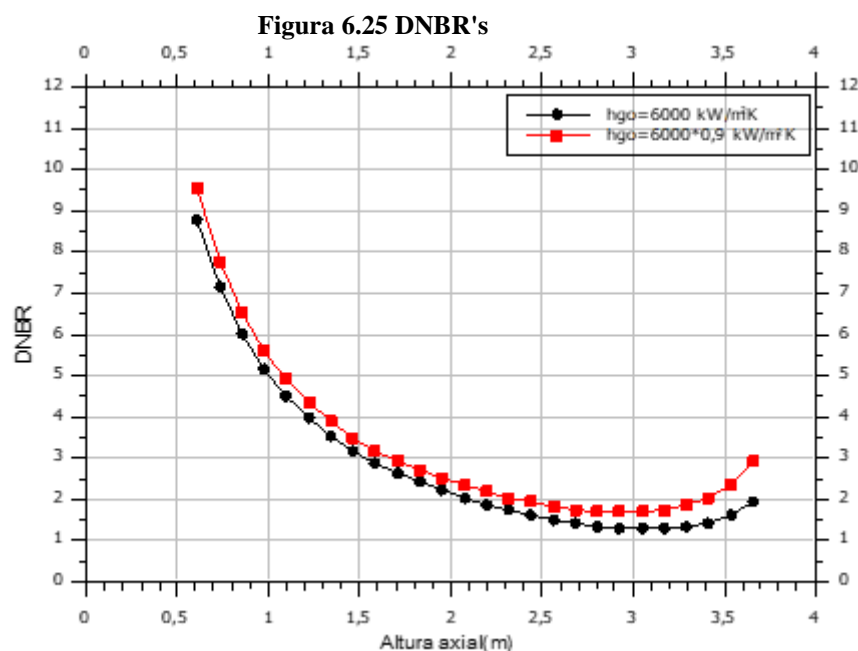


Fonte: Autor.

A Figura 6.24 representa a distribuição do fluxo de calor. O perfil apresenta um comportamento similar entre os modelos considerando apenas a mudança na condutância térmica do *gap*. Os perfis apresentam uma diferença menor entre o canal interno 35 e o canal externo 8.

Essa alteração no fluxo de calor causa uma mudança de MDNBR que era de 1,29 e passa a ser 1,699, ainda ocorrendo no canal interno. A Figura 6.25 mostra o novo perfil de DNBR obtido a partir da alteração proposta. É possível observar nesse caso que a alteração proporcionou um aumento na segurança. É importante lembrar que essa simulação é uma proposta feita por Kazimi *et al*, no relatório de referência, visto que o código VIPRE não possui a capacidade de simular um aumento de condutância no *gap* por causa do inchamento ou pelo trincamento da pastilha (KAZIMI; HEJZLAR, 2006). Já o programa STHIRP possui

em sua constituição uma correlação para pastilhas trincadas proposta por MacDonald-Weisman.



Fonte: Autor.

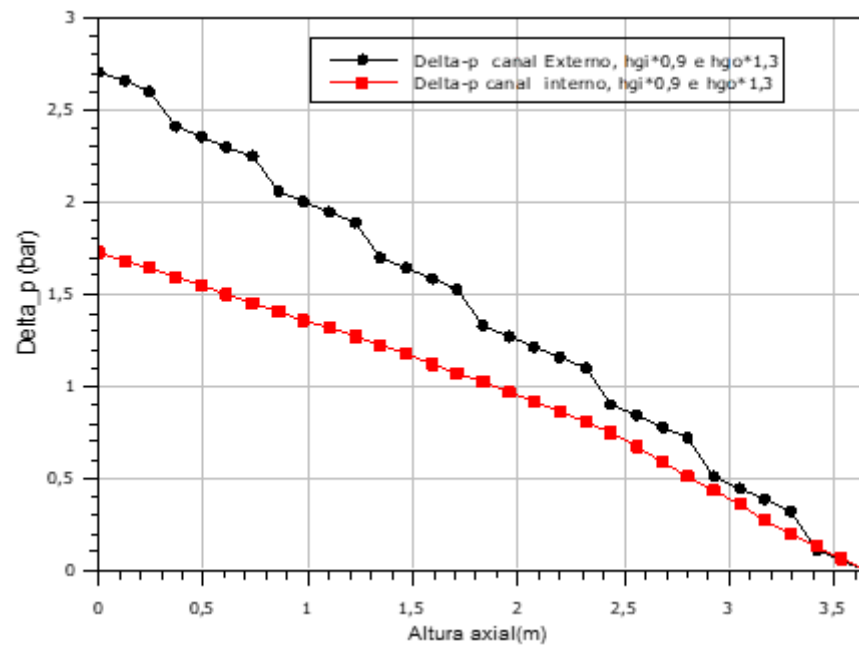
A perda de carga (Δp) é outro fator afetado embora com uma diferença mínima de 0,4% para canais externos e de 6,4 % para canais internos, conforme Figura 6.26. Essa diferença é gerada porque na formulação da perda de carga é considerada a velocidade de deslizamento de fases, onde é relacionado à velocidade do fluido líquido e vapor. Como há uma diferença de fluxo de calor a diferença de temperatura influencia nas fases e consequentemente na perda de carga.

É importante ressaltar que a maior diferença de 6,4 % se dá no canal interno, pois nele há maior fluxo de calor e onde é mais sensível a essa mudança de temperatura como pode ser observado na Figura 6.27.

O comportamento da temperatura da água na Figura 6.28 expõe uma variação mais uniforme entre os canais internos e externos, também é observável a diferença entre os perfis de temperatura.

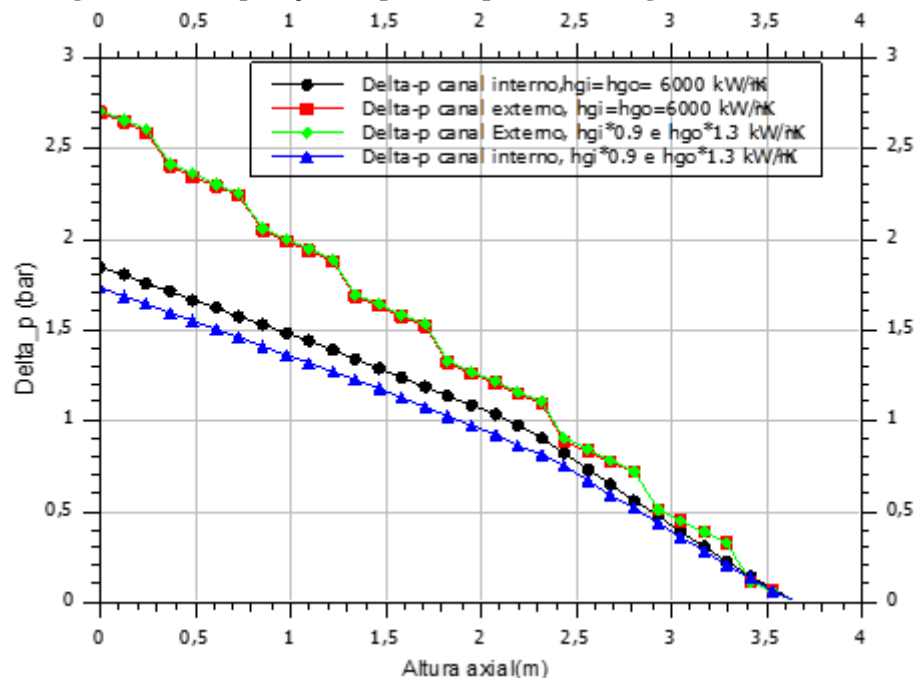
Em relação ao emprego do combustível anelar, os resultados apresentados são satisfatórios, considerando os dados disponíveis na literatura e no relatório de referência. Esses resultados reforçam a expectativa do uso pastilhas anelares em reatores de potência e até mesmo que sejam inseridas dos reatores existentes trocando o elemento combustível comum por um elemento com pastilhas anelares, já que a dimensão externa dos elementos combustíveis foi mantida.

Figura 6.26 Queda de pressão ao longo dos canais



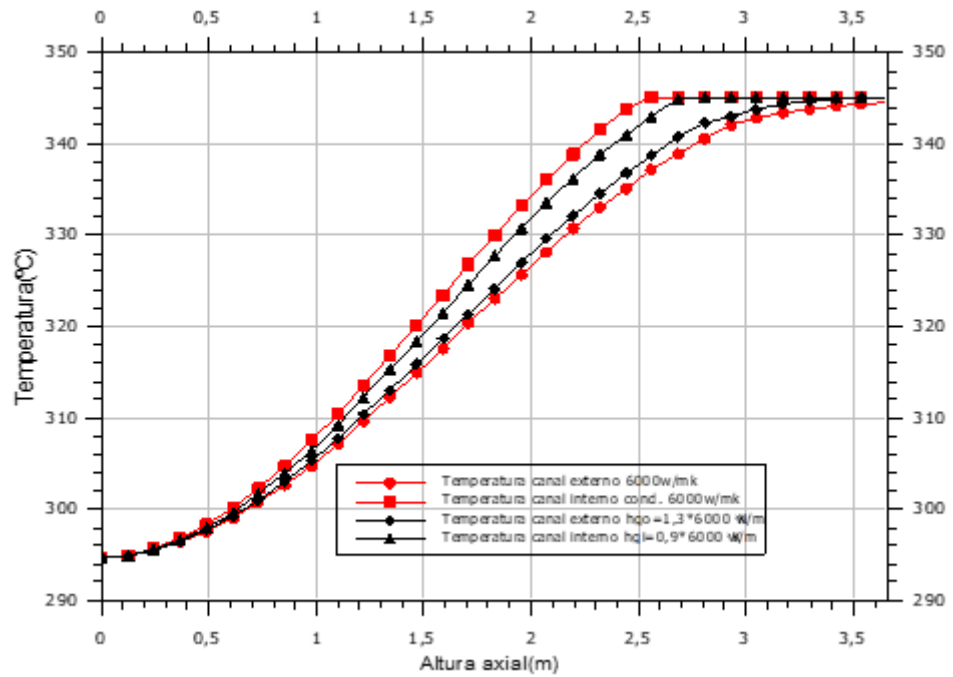
Fonte: Autor.

Figura 6.27 Comparação da queda de pressão ao longo dos canais



Fonte: Autor.

Figura 6.28 Temperatura da água ao longo do canal



Fonte: Autor.

A temperatura atingida na Figura 6.23 indica que o reator a 150% de potência tem uma grande margem em relação à temperatura de fusão, assim podemos concluir que a temperatura que pode ser atingida na pastilha anelar em operação normal não é fator de preocupação, o limite passa a ser potência das bombas de refrigeração, aumento de entalpia e fatores de engenharia.

7 CONCLUSÃO E TRABALHOS FUTUROS

Em 2006 foi publicado pelo *MIT Center for Advanced Nuclear Energy Systems*, o Relatório Final do projeto intitulado *High Performance Fuel Design for Next Generation PWRs* – Projeto de Combustível de Alta Performance para PWRs das Próximas Gerações (Kazimi and Hejzlar, 2006). Neste relatório - considerado como referência - foi apresentada a proposta de um combustível anelar refrigerado interna e externamente com o objetivo de permitir o aumento da densidade de potência (da ordem de 30% ou mais) de um reator PWR sem prejuízo das margens de segurança.

Visando avaliar a capacidade do programa STHIRP-1, principalmente em relação ao modelo térmico, foi feita a análise desse novo conceito de combustível. Os cálculos foram realizados sempre procurando seguir as informações - muitas vezes confusas - contidas no referido relatório. Os resultados mostraram que, de uma forma geral, há uma boa correspondência entre aqueles previstos por STHIRP-1 e os apresentados no documento de referência.

Este trabalho mostra que o código STHIRP possui um modelo térmico capaz de simular o núcleo de um reator cujo combustível é refrigerado interna e externamente. Essa característica o distingue da maioria dos outros códigos de subcanais que são amplamente utilizados hoje e, é de grande importância para a análise e desenvolvimento de combustíveis para os reatores de nova geração. O modelo térmico implementado no código STHIRP inclui a possibilidade de simulação da pastilha de combustível anelar diferentemente da maioria dos programas que foram usados na avaliação desse tipo de pastilha combustível nos quais foram necessárias adaptações.

Os resultados previstos para o modelo de uma vareta e para o modelo do núcleo mostram que o menor valor da razão-limite de ebulição nucleada (DNBR), mantém-se acima do valor mínimo de 1,30, indicando que a ocorrência de fluxo de calor crítico no núcleo do reator será muito pouco provável.

O modelo do núcleo representa uma simulação mais precisa das condições termo-hidráulicas do reator. Neste modelo foram obtidos o MDNBR e o fluxo de calor com excelente concordância com o relatório de referência. A perda de carga apresentou um comportamento distinto e fica evidente a diferença da queda de pressão entre os canais internos e externos. A temperatura no centro da pastilha representa uma boa faixa de segurança em relação à fusão da pastilha. A temperatura da água satura em aproximadamente 345 °C, embora a temperatura do canal interno da pastilha seja maior até certo ponto do canal.

A distribuição radial de temperatura fica dentro da faixa aceitável de segurança, com cerca de 900 °C de diferença entre o pico máximo de temperatura da pastilha anelar e a pastilha maciça.

Ainda no modelo do núcleo na comparação do reator operando a 150% e a 100% de potência houve uma redução de aproximadamente 20% na queda de pressão e de 14% de aumento no MDNBR. Valores esses que favorecem a segurança.

Os resultados do modelo com a condutância térmica do *gap* modificada mostram que a alteração simulada resulta em um melhor equilíbrio entre as temperaturas interna e externa da pastilha, na distribuição do fluxo de calor e na distribuição de temperatura do fluido. O valor do fluxo de calor interno máximo que era de 2046,5 kW/m² passou para 2038,96 kW/m² e o fluxo externo passou de 1654,18 kW/m² para 1736,26 kW/m². Isso significa uma redução de 0,36 % no canal interno e no canal externo um aumento de 4,96 %. O valor do MDNBR também aumenta cerca de 20% no canal interno.

O combustível anelar se mostra promissor em relação à segurança e eficiência. A simulação desse combustível é difícil e complexa. Assim poucos programas computacionais são adequados à sua análise. Os resultados obtidos com STHIRP comprovam a capacidade analítica do código na avaliação desse combustível considerado inovador sem a necessidade de nenhuma adaptação. O modelo térmico implementado no programa permite classificar os elementos condutores por tipos, que diferem entre si pela geometria e pelas condições de transmissão de calor nas superfícies de contorno. Podem ser considerados condutores nas formas de placas planas ou de varetas cilíndricas, podendo essas últimas ser internamente ocas, com características de barras combustíveis nucleares, de elementos aquecedores não-nucleares e de tubos convencionais.

Esse estudo mostra que o programa STHIRP é uma ferramenta promissora que está à disposição do Departamento de Engenharia Nuclear sem custos e gera perspectivas de trabalhos futuros tais como:

Um estudo sobre o uso do código em reatores CANDU usando pastilhas anelares.

Uma comparação do modelo de uma vareta calculado com os códigos STHIRP e RELAP.

Simulação de dados de testes experimentais para resultados mais consistentes, visto que os resultados dos cálculos feitos com STHIRP foram comparados com aqueles das simulações feitas por Kazimi et al.

Avaliação do modelo térmico do STHIRP com combustível em placas, já que sua formulação permite.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

A.P.DEOKULE et al. **Reactor physics and thermal hydraulic analysis of annular fuel rod**. Energy Procedia, Mumbai, v. unico, n. 1, p. 52-61, 2015. ISSN 10.1016.

AVRAMOVA, M. N.; SALKO, R. K. **CTF Theory Manual**. The Pennsylvania State University. Pensilvania, p. 1-312. 2016.

B.J.WEBB. **COBRA-IV PC: A Personal Computer Version of COBRA-IV-I for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements and Cores**. Battelle Memorial. Washington, p. 90. 1988.

BLINKOV, V. N. et al. **Prospects for Using Annular Fuel Elements**. Thermal engineering, Moscou Oblast, v. 57, n. 3, p. 2013-2018, 2010. ISSN 0040-6015.

BOWRING, R. W. **HAMBO: A Computer Programme for the Subchannel Analysis of the Hydraulic and Burnout Characteristiep of Rod Clusters**. U.K. Atomic Energy. Dorset. 1967.

DOROSCHUK, V. E., LEVITAN, L. L., LANTZMAN, F. P., **Investigation into Burnout in Uniformly Heated Tubes**, ASME Paper 75-WA/HT-22, 1975.

DOROSCHUK, V. E. et al., **Tabular Data for Calculating Burnout when Boiling Water in Uniformly Heat Round Tubes**, Thermal Engineering, vol. 23, no. 9, p. 77-79, 1976.

DUARTE, J. P.; SU, J.; ALVIM, A. C. M. **IMPROVED LUMPED PARAMETER FOR ANNULAR FUEL ELEMENT THERMOHYDRAULIC ANALYSIS**. International Nuclear Atlantic Conference - INAC, Belo Horizonte, 25 Outubro 2011. 11.

DUDERSTADT, J. J.; HAMILTON, L. J. **Nuclear Reactor Analisis**. 2^a. ed. Michigan: Jon Wiley and sons, v. I, 1976.

FORTINI, M. A.; STAMOULIS, M. **Aplicação do método de colocação ortogonal na determinação da distribuição de temperaturas em condutores cilíndricos**. INAC, Santos , 28 ago 2005. 8.

GROENEVELD, D. C. et al., **The 1995 Look-up Table for Critical Heat Flux in Tubes**, Nuclear Engineering and Design, vol. 163, p. 1-23, 1996.

GELLERSTEDT, J.S. et al **II Correlation of Critical Heat Flux in a Bundle Cooled by Pressurized Water**, ASME, Winter Annual Meeting, 1969, p. 63-71

HAN, K. H.; CHANG, S. H. **Development of a thermal-hydraulic analysis code for annular fuel assemblies**. Journal Nuclear Engeenering and Design, Yuseong-gu, v. 1, n. 226, p. 267-265, Julho 2003. ISSN 0029-5493.

JACKSON, J. W.; TODREAS, N. E. **COBRA IIIcMIT-2 : a digital computer program for steady state and transient thermal-hydraulic analysis of rod bundle nuclear fuel elements**. Massachusetts Institute of Technology. Massachusetts, p. 1-408. 1981.

KAERI. **Development of a Subchannel Analysis Code MATRA-a**. KAERI. Daejeon, p. 118. 1998.

KAZIMI, M. S.; HEJZLAR, P. **High Performance Fuel Design for Next Generation PWR's**. MIT-Center for Advanced Nuclear Energy Systems. Massachusetts, p. 292. 2006.

KIM, Y.-G.; KIM, W.-S.; KIM, Y.-J. **A subchannel analysis code MATRA-LMR for wire wrapped LMR subassembly**. *Annals of Nuclear Energy*, Taejeon, v. unico, n. 29, p. 303-321, Abril 2001.

KIRILLOV, P. L. et al., **New CHF Table for Water in Round Tubes, Proceedings of the Fifth International Topical Meeting on Reactor Thermal Hydraulics**, NURET-5, (Salt Lake City, Sept. 21-24, 1992), p. 511-518, *American Nuclear Society*, La Grange Park, IL, 1992.

KWON, Y. D., Yang, Y. S., Kim, J. S. and Kwon, S. B., 2013. **A study on the flow characteristics in an annular type fuel pellet of PWR**. *Journal of Mechanical Science and Technology* 27(1): 257-261

LANNING, D. D.; HANN, C. R. **Review of methods applicable to the calculation of gap conductance in Zircaloy-clad UO₂ fuel rods**. Battelle Pacific Northwest Labs. Richland, p. 37. 1975. (6210352).

MACDONALD, P. E.; WEISMAN, J. **Effect of Pellet Cracking on Light Water Reactor Fuel Temperatures**. *NUCLEAR TECHNOLOGY*, v. 31, n. 3, p. 357-366, 1976.

MORTH, A.; SHARMA, A. K.; VELUSAMY, K. **A review of sub-channel thermal hydraulic codes for nuclear reactor core and future directions**. *Nuclear engineering and design*, Kalpakkam, v. 332, p. 329-344, Junho 2018. ISSN 10.1016.

ROWE, D. S. **COBRA-II; A Digital Computer Program for Thermal-Hydraulic Subchannel Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements**. Pacific Northwest Laboratory. Washington, p. 80. 1970.

SHIN, C.-H. et al. **Thermal hydraulic performance assessment of dual-cooled annular nuclear fuel for OPR-1000**. *Nuclear Engineering and Design*, Daedeok-Daero, v. 1, n. 243, p. 9, Dezembro 2012.

SILVA, R. H. M. **Estudo de combustível anular para PWR**. Dissertação em ciências e técnicas nucleares. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, p. 71. 2017. ().

STEFFANI, E. **Método de Colocação Ortogonal aplicados á problemas bidimensionais de escoamento laminar aplicados em dutos cilindricos**. Universidade Estadual de Campinas. Campinas, p. 88. 1993.

STEWART, C. W. et al. (1977). **COBRA IV: The Model and the Method**. Richland, WA: Battelle, Pacific Northwest Laboratories BNWL-2214.

STEWART, C. W. et al. (1985). **VIPRE-O1: A Thermal-Hydraulic Code for Reactor Cores**; Volume I: Mathematical Modeling (Revision 2). EPRI-NP-2511-CCM. Richland, WA: Battelle, Pacific Northwest Laboratories.

STEWART, C. W.; KELLY, J. M.; CUTA, J. M. **VIPRE-02-A Two-Fluid Thermal-Hydraulics Code for Reactor Core and Vessel Analysis: Mathematical Modeling and Solution Methods**. Nuclear Technology, Texas , v. 100, n. 1, p. 246-249, Abril 1992. ISSN 0029-5450.

TONG, L. S. (1972). **Boiling Crisis and Critical Heat Flux**. AEC Critical Review Series. U. S. Atomic Energy Commission.

U.S. NUCLEAR REGULATORY COMMISSION. **RELAP5/MOD3 Code Manual**. Idaho National Engineering Laboratory. Washington, p. 293. 1995.

VELOSO, M. A. **Análise termo-hidráulica de reatores a água pressurizada**. NUCLEBRÁS/CDTN. Belo Horizonte, p. 261. 1978.

VELOSO, M. A. (1985). **PANTERA-IP: Programa para Análise Termo-hidráulica do Núcleo de Reatores a Água**. Nota Técnica DETR-PD-201/85. Belo Horizonte, MG: NUCLEBRÁS/CDTN, Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear.

VELOSO, M. A. **Simulação Computacional De Eventos Termo-Hidráulicos Transitórios Em Multicircuitos Com Multibombas**. Tese em Engenharia Química Sistemas de Processos Químicos e Informática-Universidade Estadual de Campinas(UNICAMP). Campinas, p. 1-300. 2003.

VELOSO, M. A. F. **Análise Termofluidodinâmica de Reatores Nucleares de Pesquisa Refrigerados a Água Em Regime de Convecção Natural**. Tese em Engenharia Química Sistemas de Processos Químicos e Informática-Universidade Estadual de Campinas(UNICAMP). Campinas, p. 231. 2004.

WILSON, R.H. et al **II Critical Heat Flux in a Nonuniformly Heated Rod Bundle**, ASME, Winter Annual Meeting, 1969, p. 56-62.

YANG, Y. S. et al. Evaluation of a Dual-Cooled Annular Fuel Heat Split and Temperature Distribution. **Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY**, Daejeon, v. 46, n. 8, p. 836-845, Abril 2009.

YUAN, Y. **The Design of High Power Density Annular Fuel for LWR's**. MASSACHUSETTS INSTITUTE OF TECHNOLOGY. Massachusetts, p. 237. 2004.

ZOHURI, B.; FATI, N. **Thermal-Hidraulic Analysis Of Nuclear Reactor**. 2ª edição. ed. Nova York: Springer International, v. 1, 2015.