

Vertical line of text or markings on the left side of the page.

Small, faint markings or characters.

Small, faint markings or characters.

Faint, illegible markings or characters in the lower right area.



CNEN/SP

ipen Instituto de Pesquisas
Energéticas e Nucleares

AUTARQUIA ASSOCIADA A UNIVERSIDADE
DE SÃO PAULO

ANÁLISE DE SENSIBILIDADE PARA MODELAGEM SEMI-MECANÍSTICA DE ACIDENTES SEVEROS

CLÁUDIA CRISTINA BRAGA

**Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do Grau
de Mestre em Ciências na Área de
Reatores Nucleares de Potência e
Tecnologia do Combustível Nuclear.**

**Orientador:
Dr. Horácio Nakata**

**São Paulo
1994**

COMISSÃO NACIONAL DE ENERGIA NUCLEAR
INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia Associada à Universidade de São Paulo.

**ANÁLISE DE SENSIBILIDADE PARA MODELAGEM SEMI-
MECANÍSTICA DE ACIDENTES SEVEROS**



CLÁUDIA CRISTINA BRAGA

Dissertação apresentada como parte dos requisitos para
obtenção do grau de Mestre em Ciências na Área de
Reatores Nucleares de Potência e Tecnologia do
Combustível Nuclear.

Orientador: Dr. HORÁCIO NAKATA

São Paulo
1994

"...prefiro acreditar demais -sem fanatismo ou intolerância- a ter pouca fé; se tenho que errar, quero errar achando que esta é uma grande vida, misteriosa, complicada, maravilhosa, e não cair no erro oposto de fazê-la menor e mais simples do que a minha imaginação."

J. B. Priestley
("O Homem e o Tempo")

Aos meus pais, Celso e Guiomar, à minha irmã,
Lygia, à Mara, à Cáritas e ao Sérgio. Obrigada,
por tudo que sou.

AGRADECIMENTOS

À Coordenadoria para Projetos Especiais (COPESP) do Ministério da Marinha, na pessoa de seu presidente, Dr. Othon Luiz Pinheiro da Silva, pelo fornecimento das instalações, equipamentos e apoio financeiro.

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares da Comissão Nacional de Energia Nuclear (IPEN/CNEN-SP) na pessoa de seu Superintendente, Dr. Spero Penha Morato, pelo fornecimento das instalações e pelo curso de Pós-Graduação oferecido.

Ao Dr. Gilberto Gomes de Andrade, Chefe do Departamento de Sistemas Nucleares da COPESP, pelo suporte concedido.

À Dra. Nanami Kosaka e ao Dr. José Rubens Maiorino, pela coragem de me aceitarem como aluna de pós-graduação nesta instituição e pelo apoio durante todo o curso de mestrado, principalmente na sua fase final.

Ao Dr. Antonio Teixeira e Silva, pelo apoio moral e ajuda profissional que foram fundamentais para a conclusão deste trabalho. Muito obrigada, Antonio, pelo incentivo e paciência nos momentos mais críticos desta dissertação; sem sua ajuda teria sido muito difícil chegar ao estágio atual com o trabalho concluído.

Às amigas Kátia, Nora Lia, Eliane, Zélia e Socorro, pela companhia e incentivo durante todo o curso de mestrado.

Aos colegas da Seção de Análise de Acidentes: Toninho, Mauricio, Thadeu, Alexandre, Iglésias, Almir, em particular à Gaiânê e Simone, pelo carinho demonstrado na convivência diária e pela leitura das "n" versões do capítulo 1 desta "dissertação".

À Gelson pelo apoio no desenvolvimento computacional.

À Cida, pela ajuda nas "n" cópias de figuras e do trabalho.

Ao Dr. Alexandre Onoda Pessanha e ao Dr. Antonio Teixeira e Silva pela participação como membro da banca examinadora da defesa de dissertação.

Ao meu orientador, Dr. Horácio Nakata, por termos conseguido, juntos, terminar este trabalho.

A todos, enfim, que contribuíram, de alguma forma, para o desenvolvimento e conclusão do trabalho de dissertação.

ANÁLISE DE SENSIBILIDADE PARA MODELAGEM SEMI-MECANÍSTICA DE ACIDENTES SEVEROS

CLÁUDIA CRISTINA BRAGA

RESUMO

Este trabalho consistiu na realização de testes de sensibilidade para identificar os fenômenos que apresentam maior influência no processo de derretimento do núcleo e que portanto, devem ser considerados em uma modelagem semi-mecanística. O programa semi-mecanístico MARCH3 e os dados de entrada da planta de TMI-2 foram utilizados para fazer os testes de sensibilidade na simulação do acidente severo que ocorreu nesta planta. Os testes de sensibilidade foram avaliados comparando-se os resultados obtidos com o programa contra os resultados registrados na planta no decorrer do acidente. Os resultados obtidos permitiram verificar que, embora existam muitos fenômenos envolvidos no derretimento do núcleo, a modelagem dos mais importantes foi suficiente para reproduzir, aos menos de forma qualitativa, a evolução deste acidente severo. Este fato ilustra a importância da realização de testes de sensibilidade para a escolha dos fenômenos que exercem maior influência no processo de derretimento do núcleo.

SENSITIVITY ANALYSIS IN A SEVERE ACCIDENT SEMI-MECHANISTIC MODELING

CLÁUDIA CRISTINA BRAGA

ABSTRACT

A sensitivity analysis to determine the most influent phenomena in the core melt progression to be considered in a semi-mechanistic modeling have been performed in the present work. The semi-mechanistic program MARCH3 and the TMI-2 plant parameters were used in the sensitivity analysis by simulating the TMI-2 severe accident. The sensitivity analysis was performed with the comparison of the results obtained by the program with the plant data recorded during the accident. The results enabled us to verify that although many phenomena are present in the accident, the modeling of the most important ones was enough to reproduce, at least in a qualitative way, the accident progression. This fact reflects the importance of the sensitivity analysis to select the most influent phenomena in a core melting process.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 Pressão do sistema primário de TMI-2, registrada durante o acidente nesta planta.....	07
Figura 2.2 Estágios de um acidente de derretimento do núcleo	10
Figura 2.3 Pressão no sistema primário de TMI-2, calculada com o programa MELCOR.....	12
Figura 2.4 Pressão no sistema primário de TMI-2, calculada com o programa MAAP.....	12
Figura 2.5 Pressão no sistema primário de TMI-2, calculada com o programa MARCH3/CTN1	14
Figura 3.1 Esquema da planta de TMI-2, planta pressurizada a água leve	17
Figura 3.2 Esquema do sistema primário de uma planta pressurizada a água leve utilizado no programa MARCH3 e neste trabalho	18
Figura 3.3 Curva típica da taxa de oxidação do encamisamento. Resultado obtido com os dados do caso amostra do programa MARCH3	23
Figura 3.4 Modelo utilizado para representar o sistema primário e o gerador de vapor no programa SGEN1.....	24
Figura 3.5 Esquema da área utilizada para calcular o aquecimento do vapor pelo fenômeno da convecção natural dentro do sistema primário.....	30
Figura 3.6 Ilustração do Modelo do Núcleo. Exemplo com n regiões radiais (R_1, R_2, \dots, R_n) e m regiões axiais (H_1, H_2, \dots, H_m).	32
Figura 3.7 Sequência de distribuição de calor no núcleo a partir do nódulo com maior temperatura na região radial R_2 . Exemplo de um núcleo contendo n regiões radiais (R_1, \dots, R_n) e m regiões axiais (H_1, \dots, H_m).	33
Figura 4.1 Pressão no sistema primário de TMI-2, registrada durante o acidente nesta planta	39
Figura 4.2 Pressão no sistema primário de TMI-2, durante os 174 minutos iniciais do acidente, calculada com o modelo de gerador de vapor SGEN, original do MARCH3	40

Figura 4.3 Potência dissipada no gerador de vapor, durante os 174 minutos iniciais do acidente de TMI-2, calculada com o modelo de gerador de vapor SGEN, original do MARCH3	40
Figura 4.4 Influência do fenômeno de convecção natural na pressão no sistema primário de TMI-2. Resultado obtido com os modelos SGEN1 e MELT1	42
Figura 4.5 Influência do fenômeno de convecção natural na potência dissipada no gerador de vapor. Resultado obtido com os modelos SGEN1 e MELT1	42
Figura 4.6 Influência do modelo de derretimento na pressão do sistema primário. Resultado obtido com o modelo SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão	44
Figura 4.7 Influência da queda do material derretido do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão na pressão do sistema primário. Resultado obtido com SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão	44
Figura 4.8 Influência da queda do material derretido do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão na potência dissipada no gerador de vapor. Resultado obtido com SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão.....	45
Figura 4.9 Potência dissipada no gerador de vapor durante o acidente de TMI-2. Resultado obtido com o programa MARCH3/CTN1	46
Figura 4.10 Influência do modelo de derretimento do núcleo no nível de água do sistema primário. Resultado obtido com SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão	46
Figura 4.11 Influência do modelo de derretimento do núcleo na temperatura da água do sistema primário. Resultado obtido com SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão.....	47
Figura 4.12 Temperatura da água do sistema primário durante o acidente de TMI-2. Resultado obtido com o programa MARCH3/CTN1	48
Figura 4.13 Estado final do núcleo da planta de TMI-2.....	49
Figura 4.14 Perfil de derretimento do núcleo. Comparação dos resultados obtidos com o modelo desenvolvido, MELT1 e o Modelo A, original de MARCH3.....	50
Figura A4.1 Esquema do gerador de vapor utilizado no programa SGEN1.....	71

Figura A5.1 Esquema da Área Utilizada para calcular o Aquecimento do Vapor pelo fenômeno da Convecção Natural dentro do Sistema Primário.....	74
---	----

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Resumo do Acidente de TMI-2.....	09
Tabela 3.1	Influência do modelo da reação de oxidação do zircaloy nos valores calculados para o derretimento do encamisamento e do núcleo. Resultados obtidos com os dados do caso amostra do programa MARCH3.....	22
Tabela 3.2	Influência da sequência da transferência de calor nos valores calculados para o derretimento do núcleo e do encamisamento. Resultados obtidos com os dados do caso amostra do programa MARCH3.....	34
Tabela 4.1	Influência do modelos de derretimento do núcleo nos valores calculados para as frações derretidas do núcleo e do encamisamento. Resultados obtidos na simulação do acidente de TMI-2, com o modelo SGEN1 e a simulação da convecção natural dentro do vaso de pressão.....	51
Tabela 4.2	Influência do modelo de oxidação nos valores calculados para o derretimento do encamisamento e para a massa de hidrogênio gerada. Resultados obtidos na simulação do acidente de TMI-2 com os modelos SGEN1, MELT1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão.....	52
Tabela A3.1	Constantes da reação de oxidação do zircaloy com o vapor para os modelos de cálculo existentes.....	68

ÍNDICE

RESUMO	iv
ABSTRACT	v
LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	ix
CAPÍTULO 1- INTRODUÇÃO.....	1
1.1 OBJETIVO.....	4
CAPÍTULO 2 - MÉTODOS DE SIMULAÇÃO DE ACIDENTES SEVEROS ATUALMENTE EM DESENVOLVIMENTO.....	5
2.1 INTRODUÇÃO.....	5
2.2 SIMULAÇÕES UTILIZANDO OS DADOS EXPERIMENTAIS DO ACIDENTE DE TMI-2	6
2.2.1 Eventos Principais nos 174 minutos iniciais.....	8
2.2.2 Revisão Bibliográfica das Simulações do Acidente de TMI-2	11
CAPÍTULO 3 - DESENVOLVIMENTO DA METODOLOGIA DE ANÁLISE DE SENSIBILIDADE.....	15
3.1 CONSIDERAÇÕES PRELIMINARES	15
3.2.MODELO DO SISTEMA PRIMÁRIO E EQUAÇÕES UTILIZADAS	17
3.2.1. Modelo do Sistema Primário.....	17
3.2.2 Conservação de Massa e Energia no Sistema Primário	19
3.2.3 Pressão no Sistema Primário	19
3.2.4 Temperatura no Espaço Gasoso.....	20
3.2.5 Transferência de Calor no Sistema Primário	20
3.3 MODELO DESENVOLVIDO PARA O G.V.: SGENI	23
3.3.1.Equações para os Coeficientes de Transferência de Calor.....	25

3.4 CONVECÇÃO NATURAL NO VASO DE PRESSÃO	30
3.4.1 Descrição do Modelo.....	30
3.4.2. Calor Cedido pelo Núcleo para o Vapor.	31
3.5 MODELO DESENVOLVIDO PARA O DERRETIMENTO DO NÚCLEO: MELT1.....	31
3.5.1 Modelo do Núcleo Utilizado no Trabalho.	31
3.5.2 MELT1 - Modelo Desenvolvido para o Derretimento do Núcleo.....	32
3.5.3 Modelo de Queda do Material Derretido do Núcleo: MELTL1	35
3.5.4 Solidificação do Material Derretido no Núcleo.....	36
 CAPÍTULO 4 - RESULTADOS DA ANÁLISE DE SENSIBILIDADE	 37
4.1 ANÁLISES PRELIMINARES.....	37
4.2 RESULTADOS OBTIDOS PARA A PRESSÃO, A POTÊNCIA DISSIPADA NO GERADOR DE VAPOR E A TEMPERATURA DA ÁGUA DO PRIMÁRIO.....	39
4.3 RESULTADOS OBTIDOS PARA O PERFIL DE DERRETIMENTO DO NÚCLEO	49
4.4 TESTE DOS MODELOS DE OXIDAÇÃO E DE DERRETIMENTO DO NÚCLEO NA SIMULAÇÃO DO ACIDENTE DE TMI-2.....	51
4.5 ANÁLISE DOS RESULTADOS	53
 CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES	 55
 BIBLIOGRAFIA	 57
 APÊNDICE 1 - ESTRUTURA DO PROGRAMA MARCH3	 64
A1.1 Subrotinas Chamadas pelo Programa MARCH3 [25].....	64
A1.2 Subrotinas Chamadas por BOIL	65
 APÊNDICE 2 - MODIFICAÇÕES FEITAS NO PROGRAMA MARCH3	 66
A2.1 - Variáveis de Entrada Modificadas	66
A2.2 - Equações Introduzidas no Programa.	67

APÊNDICE 3 - REAÇÃO DE OXIDAÇÃO DO ENCAMISAMENTO.....	68
APÊNDICE 4 - VERIFICAÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	70
A4.1 - Correlações Para Estimar Valores dos Coeficientes de Transferência de Calor para Condição Inicial da Planta.	70
A4.2 - Coeficiente de Transferência de Calor para Refrigerante Primário na Forma Líquida.....	71
A4.3 - Cálculos.....	72
A4.4 - Coeficiente de Transferência de Calor no Tubo de Inconel	72
A4.5 - Coeficiente de Transferência de Calor no Gerador.....	73
A4.6 - Cálculo do Coeficiente Total para o Líquido do Primário.	73
A4.7 Comparação dos Valores das Correlações com os do Programa	73
APÊNDICE 5 - CÁLCULO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR CONVECÇÃO NATURAL.....	74
APÊNDICE 6 - FLUXOGRAMA DO PROGRAMA DESENVOLVIDO PARA O DERRETIMENTO DO NÚCLEO: MELT1	76
APÊNDICE 7 - DADOS DE ENTRADA DA PLANTA DE TMI-2.....	87

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Desde o advento do primeiro reator nuclear, foi preocupação constante a procura da melhor prevenção contra prováveis acidentes em plantas nucleares, pelo fato de suas consequências não serem muito bem conhecidas, tanto as fenomenológicas como a proporção de sua capacidade destrutiva. Nesses acidentes, era comum se postular a ocorrência de degradação parcial ou total do núcleo do reator e esses acidentes foram vulgarmente denominados como Acidentes Severos.

Na década de oitenta, o interesse no estudo de acidentes severos aumentou com a ocorrência do acidente na unidade dois da planta nuclear de Three Mile Island (TMI-2), em 1979 [1].

Até aquela época, acreditava-se que um acidente severo, uma vez iniciado, seria incontrolável, provocando liberação de material radioativo para o meio ambiente e, conseqüentemente, causando sérios danos à população. Essa suposição incentivava a procura de meios para reduzir ao mínimo a probabilidade de ocorrência de um acidente severo, conduzindo a estudos que melhorassem os dispositivos de segurança da planta nuclear.

Em vista dos acontecimentos observados durante o acidente de TMI-2, onde, embora havendo derretimento parcial do núcleo do reator, não se verificou danos à população e nem ao meio ambiente, a filosofia na prevenção de acidentes severos foi alterada. Verificou-se que, mesmo quando ocorre um acidente severo, suas consequências podem ser controladas. Com base nisto, um esforço mundial foi iniciado para desenvolver ferramentas analíticas destinadas a estimar e propiciar um melhor entendimento do desenvolvimento de um acidente severo. Como resultado deste esforço, foram construídos vários programas computacionais para simular os principais fenômenos que ocorrem em uma planta nuclear, durante o desenvolvimento de um acidente severo.

Os programas computacionais existentes, para análise de acidentes severos, podem ser divididos em dois grupos, de acordo com o grau de detalhamento com o qual tratam os fenômenos que ocorrem durante um acidente severo, desde o seu início até a liberação de material radioativo para o meio ambiente: os programas mecanísticos e os programas semi-mecanísticos.

Os programas mecanísticos efetuam os cálculos de uma simulação com grande detalhamento no tratamento dos fenômenos envolvidos no acidente severo, utilizando a maior quantidade possível de equações fundamentais, de conservação e de transporte de massa, energia e momento. Estes programas são desenvolvidos com a finalidade de descrever, com a maior precisão possível, uma determinada parte da seqüência completa de um acidente severo. Existem programas que tratam apenas dos fenômenos envolvidos na despressurização inicial da planta, com a preocupação de retratar o mais detalhadamente possível a pressão e a temperatura do sistema primário nesta fase. Outros tratam dos fenômenos envolvidos no processo de aquecimento e derretimento do núcleo do reator, considerando já os eventos que ocorrem em uma etapa bem avançada na seqüência de um acidente severo.

Por outro lado existem os programas semi-mecanísticos que, utilizando modelos mais simples, com equações de conservação simplificadas, para representar os fenômenos que ocorrem em um acidente severo, conseguem reproduzir toda a sequência do acidente, desde a depressurização inicial da planta, até a liberação de material radioativo para o meio ambiente. São mais rápidos, em processamento numérico, que os programas mecanísticos, permitindo o desenvolvimento de grande número de cenários de riscos.

Os programas semi-mecanísticos utilizam equações aproximadas para efetuar os cálculos de pressão, temperatura, transferência de calor, aquecimento e desenvolvimento de derretimento do núcleo, sendo, portanto, apropriados quando se deseja determinar e isolar a influência de poucos elementos chaves dentre um grande número de condições hipotéticas que podem influir para o desenvolvimento de um acidente severo.

Normalmente a representação dos fenômenos, nos programas mecanísticos, é baseada em dados obtidos de experimentos onde é simulado o derretimento de um núcleo, como, por exemplo, o programa ICARE2, desenvolvido em conjunto com o projeto PHEBUS [2], projeto experimental de simulação de degradação do combustível em diferentes condições de temperatura de oxidação. Uma vez que o aperfeiçoamento destes programas só é possível com o embasamento nos dados de experimentos, eles acabam se tornando programas caros. Outra característica dos programas mecanísticos é que, justamente por utilizarem um grande número de equações, na tentativa de representar os fenômenos de uma maneira mais precisa, eles dispendem um longo tempo para executar uma pequena parte da sequência de um acidente.

Os programas semi-mecanísticos, por outro lado, utilizam aproximações, tanto nas equações quanto nos valores adotados para os coeficientes empíricos, guiando-se, por preferência, pelos modelos e parâmetros que resultem em um resultado final de maior gravidade possível. Desta forma permitem a construção de cenários de acidente de uma forma conservadora.

Existem grandes diferenças entre o tratamento teórico utilizado nos programas detalhados e o utilizado nos programas semi-mecanísticos. Estas diferenças se refletem, por exemplo, nas equações utilizadas para calcular os parâmetros dos sistemas primário e secundário da planta nuclear, durante o desenvolvimento de um acidente severo, e nos modelos utilizados para descrever o processo de derretimento do núcleo do reator. Os modelos utilizados para representar o derretimento do núcleo, nos programas semi-mecanísticos, não consideram as interações detalhadas de vários materiais no processo de aquecimento e fusão. Em geral, esses programas tratam o núcleo simplificada, como se fosse uma massa homogênea, com uma única temperatura de fusão.

A rigor não se pode afirmar, com certeza, qual das duas linhas de programa é a melhor. A opção por utilizar um programa mecanístico ou um programa semi-mecanístico, depende do que se quer estudar e do quanto se pode gastar em tempo computacional. Se se deseja obter rapidamente uma simulação do contorno aproximado da evolução do acidente opta-se por um programa semi-mecanístico. Se se deseja estudar o comportamento da planta nuclear, com precisão, durante uma determinada etapa do acidente, por exemplo, a da depressurização inicial do sistema primário, utiliza-se um programa mecanístico.

Em termos da qualidade da resposta fornecida pelos programas, é preciso verificar se existe vantagem, por um lado, em se investir grande tempo computacional com um programa mecanístico, sem muito ganho, proporcionalmente, na qualidade do resultado final obtido; e, por outro lado, em se utilizar métodos mais simples e rápidos com razoável precisão nos resultados finais obtidos.

A dúvida, em termos da vantagem e desvantagem entre a escolha de um programa mecanístico ou de um programa semi-mecanístico, em termos da precisão do resultado final, surge em decorrência da imprevisibilidade do processo de derretimento do núcleo. Este processo é bastante complexo e, ainda, praticamente desconhecido, dada a variedade de materiais presentes no núcleo, e de seu derretimento ocorrer de uma maneira não uniforme e aleatoriamente. Além de envolver fenômenos ainda não bem conhecidos, como a interação entre vários elementos que se encontram em fases diversas, existem gradientes de temperatura no núcleo que permitem que uma certa região atinja a temperatura de fusão de alguns materiais enquanto outras regiões permanecem com temperatura mais baixa. Deste modo, a fusão de um material no núcleo não ocorre de uma maneira uniforme, dependendo, predominantemente, da distribuição da temperatura local.

A temperatura de cada região do núcleo, por sua vez, depende da transferência do calor gerado, pelo decaimento dos produtos de fissão e pela reação de oxidação do encamisamento, para o fluido de refrigeração primário (líquido ou vapor), e das fases da mistura eutética formada. Esta transferência de calor varia de acordo com a temperatura do fluido refrigerante em cada região do núcleo.

Outro fator, que também influi na redução da remoção de calor do núcleo, refere-se ao bloqueio causado pelo material derretido ao se solidificar em contato com a região inferior, mais fria, do núcleo. Este material, quando solidificado no espaço existente entre as varetas combustíveis, diminui o fluxo do fluido refrigerante, reduzindo assim a remoção de calor das regiões localizadas acima do bloqueio. Este fenômeno pode ocorrer em qualquer região do núcleo, não sendo possível precisar o tempo do seu início a partir do instante em que o processo de aquecimento do núcleo começa.

A reprodução do fenômeno de aquecimento e derretimento do núcleo de um reator, nos programas computacionais para a análise de acidentes severos, apresenta, pelas razões citadas anteriormente, uma grande dificuldade. Tanto nos modelos mecanísticos, onde são considerados os diferentes materiais presentes no núcleo, quanto nos modelos semi-mecanísticos, onde se considera o núcleo homogêneo, as incertezas são muitas e a forma na qual o derretimento se desenvolve acaba tendo que ser escolhida a juízo dos pesquisadores. Nos programas semi-mecanísticos isto é feito, durante a simulação do acidente, por meio de hipóteses baseadas na geometria do núcleo e da planta nuclear. Nos programas mecanísticos a escolha é feita, pelo pesquisador, a partir de resultados fornecidos por experimentos.

No estágio atual de desenvolvimento, ainda é o ser humano, com seus julgamentos, muitas vezes subjetivos, o principal fator contributivo para a satisfatória execução dos programas de simulação de acidentes severos. Os resultados finais obtidos dependem, basicamente, da qualidade das decisões do usuário, baseadas nos conhecimentos e experiências previamente adquiridos. Portanto, uma contribuição significativa poderá, nesse campo ainda incipiente, ser

desenvolvida se essas incertezas nos juízos pessoais puderem ser melhor definidas e classificadas de uma forma consistente, podendo assim, reduzir os fatores subjetivos que persistem atualmente. Parte integrante e fundamental desse esforço deve ser a determinação de sensibilidade dos modelos de cálculo nos resultados finais obtidos pelos programas existentes atualmente.

1.1 OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é efetuar um estudo de sensibilidade na modelagem semi-mecanística para a simulação de um acidente severo, e tem como principal meta determinar o grau de influência dos principais fenômenos físicos e químicos no resultado final de uma simulação de acidente severo, mais especificamente, focalizando os fenômenos que influenciam no derretimento do núcleo.

Os principais fenômenos serão examinados e suas influências, no resultado do desenvolvimento do derretimento, serão obtidas através de simulações numéricas, com aproximações de diferentes níveis.

Alguns dos fenômenos a serem examinados são: transferência de calor nas regiões do núcleo; injeção e evaporação do refrigerante; perda do fluido refrigerante, condensação do vapor no gerador, dentre outros.

O trabalho de estudo de sensibilidade será centrado exclusivamente em modelos semi-mecanísticos, dada a sua economia e rapidez, frente a pouca perda na qualidade do resultado.

CAPÍTULO 2

MÉTODOS DE SIMULAÇÃO DE ACIDENTES SEVEROS ATUALMENTE EM DESENVOLVIMENTO

2.1 INTRODUÇÃO

Atualmente, os estudos do desenvolvimento e das consequências de um acidente severo são feitos com simulações de experimentos específicos, utilizando os programas computacionais disponíveis. Estas simulações têm a finalidade de verificar a precisão na modelagem dos fenômenos, indicando também quais fenômenos são essenciais para a melhor reprodução dos resultados experimentais.

A realização das simulações apresenta várias dificuldades, tanto na construção dos modelos com a escolha dos fenômenos mais representativos para a evolução de um acidente severo, quanto na viabilidade de dados experimentais para comparação dos resultados obtidos nas simulações.

A escassez de dados experimentais deve-se ao alto custo da realização dos experimentos e ao longo tempo requerido para a execução dos mesmos. Cada experimento realizado, normalmente, restringe-se à representação de um único fenômeno isolado, como, por exemplo, só o derretimento do núcleo, só a condensação do vapor, ou só a transferência de calor para o gerador de vapor.

O acidente de TMI-2 representa, mesmo que por acaso, o único experimento integral em reatores PWR com dados registrados desde o início do acidente até a fase final do derretimento do núcleo, quando então foram acionados os sistemas de refrigeração do primário para tentar controlar a planta. Em vista disto, quando houve a liberação pública dos resultados deste acidente foram feitas várias simulações numéricas para teste dos modelos utilizados nos programas computacionais. Estes resultados serão utilizados, também, em simulações do presente trabalho, para testar e examinar a eficácia dos diferentes modelos que serão desenvolvidos para o estudo de sensibilidade proposto.

Algumas destas simulações serão descritas, sucintamente, para realçar as dificuldades encontradas na modelagem do acidente, principalmente em relação à falta de alguns dados relevantes para o desenvolvimento do mesmo.

A simulação do acidente de TMI-2 é importante para o desenvolvimento deste trabalho uma vez que existem resultados publicados, na literatura, da porcentagem do núcleo que derreteu e das condições do sistema primário, desde o início do acidente até o começo do processo de derretimento.

Para melhor entendimento do grau de dificuldade encontrado para a reprodução do acidente de TMI-2, nos programas computacionais, será descrito, a seguir, o desenvolvimento dos acontecimentos durante este acidente juntamente com simulações executadas com alguns dos programas semi-mecanísticos disponíveis atualmente.

2.2 SIMULAÇÕES UTILIZANDO OS DADOS EXPERIMENTAIS DO ACIDENTE DE TMI-2

O acidente de TMI-2 teve início com a perda da água de alimentação do gerador de vapor. Isto ocasionou uma redução da remoção do calor do núcleo do reator levando a um aumento gradual da pressão do sistema primário. Quando a pressão atingiu o valor de abertura da válvula de alívio do pressurizador, teve início a perda de refrigerante primário. A falha no fechamento da válvula de alívio do pressurizador, quando a pressão do sistema primário diminuiu, permitiu a continuidade da fuga de refrigerante caracterizando o que se denomina de Acidente de Perda de Refrigerante Primário por Pequena Ruptura (APRPPR). A sequência de eventos resultou de falhas humanas e de equipamentos. Com a diminuição de refrigerante no sistema primário, o Sistema de Injeção de Emergência (SIE) do núcleo começou a atuar. Os operadores, interpretando erroneamente os dados da planta, interromperam a injeção de emergência. A manutenção deste quadro acarretou no descobrimento do núcleo com conseqüente aquecimento, oxidação do encamisamento de zircaloy, derretimento do núcleo e relocação do material derretido [3].

A detecção da fuga de refrigerante pela válvula de alívio do pressurizador foi constatada por volta de 138 minutos (para manter a uniformidade com os trabalhos publicados, o instante em que ocorreu a parada da turbina será definido como tempo de início do acidente, tempo = 0), quando esta foi então fechada. Por volta de 174 minutos, tentou-se ligar uma das duas bombas do circuito B. A água bombeada, entretanto, não foi suficiente para refrigerar a região degradada do núcleo, provocando um aumento de pressão. As bombas do circuito A foram acionadas aos 200 minutos, dando início a refrigeração do núcleo. O nível de água no vaso de pressão atingiu a altura da perna quente por volta de 203 minutos. Na sequência, procedimentos foram adotados para manter a refrigeração do núcleo [4, 5].

Através de exames do núcleo e do vaso do reator de TMI-2, a Nuclear Safety Analysis Center (NSAC) [6] estimou um nível mínimo de água de 76 cm no vaso de pressão. Segundo estas análises o núcleo ficou descoberto por aproximadamente uma hora permitindo a oxidação de 44 a 63 % do encamisamento de zircaloy, com a liberação de 450 - 585 kg de hidrogênio e o derretimento de aproximadamente 50 % do núcleo do reator [4, 7]. Como resultado da oxidação e enfraquecimento do encamisamento, a parte superior da maioria das varetas combustíveis caiu nos canais existentes no núcleo, causando bloqueio parcial do fluxo de vapor ou de água que poderia remover o calor do combustível derretido.

O acidente de TMI-2 foi dividido em quatro fases para propósito de análise [4, 8]:

FASE 1 (0 - 100 min): ocorre perda de refrigerante primário pela válvula de alívio do pressurizador enquanto o sistema de injeção a alta pressão é bloqueado pelos operadores;

FASE 2 (100 - 174 min): início do aquecimento e derretimento do núcleo;

FASE 3 (174 - 200 min): acionamento de uma das bombas do circuito B. A injeção de água no vaso do reator ocasiona uma grande geração de vapor provocando um aumento rápido na pressão;

FASE 4 (200 - 300 min): a injeção a alta pressão é restaurada pelos operadores. Início do processo de resfriamento do núcleo.

Durante as quatro fases do acidente ocorreram fenômenos bem distintos. A primeira fase é caracterizada pelo aspecto essencialmente termo-hidráulico. A segunda fase é caracterizada pelo aquecimento e dano da vareta combustível. Esta fase permite avaliar os programas desenvolvidos para modelar o comportamento do combustível e o fenômeno de degradação do núcleo, incluindo a geração de hidrogênio e liberação dos produtos de fissão. Nas fases 3 e 4 ocorre o realojamento do combustível derretido e o resfriamento dos fragmentos ("debris bed"). Desde que o comportamento termo-hidráulico total do sistema primário seja razoavelmente bem descrito através das quatro fases é possível simular cada fase independentemente da outra.

A influência dos fenômenos, que ocorreram durante os 300 minutos iniciais do acidente, no comportamento da pressão do sistema primário é mostrada na Figura 2.1 tendo sido obtido a partir de registros da planta [9].

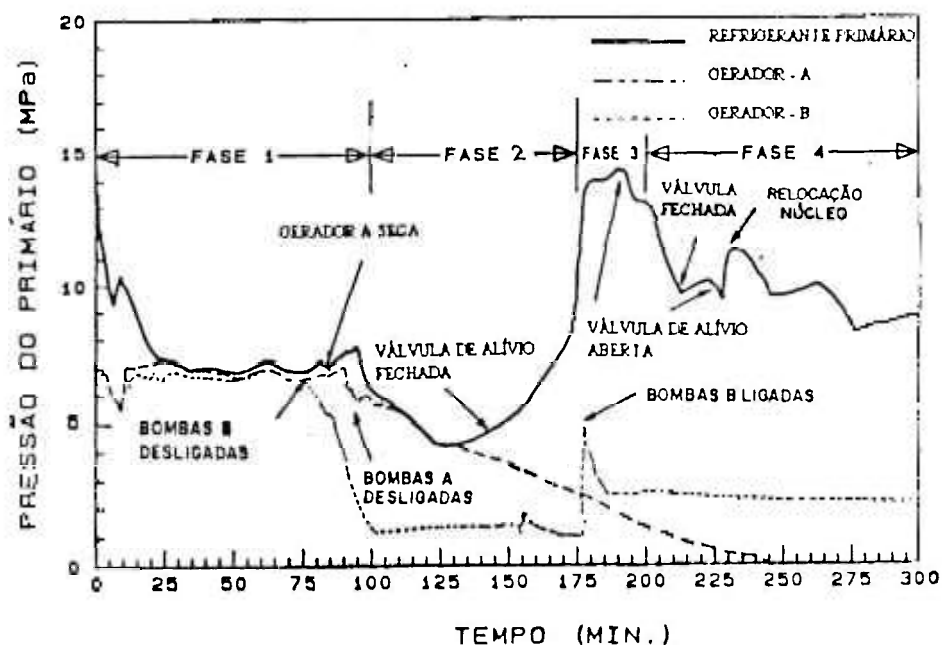


Figura 2.1 Pressão do Sistema Primário de TMI-2, registrada durante o acidente nesta Planta.

Na Figura 2.1, a depressurização rápida inicial é provocada pela fuga de vapor através da válvula de alívio do pressurizador. A pressão volta a aumentar quando o gerador de vapor seca, por volta de 2 minutos, e se estabiliza em 7 MPa com o início da injeção de água de alimentação a partir de 8 minutos.

Em 74 minutos as duas bombas do circuito B param de funcionar. Em 100 minutos, com o núcleo ainda coberto de água, as duas bombas de refrigeração do circuito A são desligadas. A partir deste instante o nível de água diminui rapidamente e a pressão do sistema primário cai. O nível de água atinge o topo do núcleo por volta de 113 minutos quando ele começa a descobrir-se. Até 125 minutos os geradores de vapor tiveram capacidade para remover o calor de decaimento gerado no núcleo. Após 125 minutos os geradores de vapor perderam sua capacidade de remoção de calor ocasionando o aumento da pressão do sistema primário para valores acima da pressão do secundário [6].

A injeção de água no vaso de pressão, por uma das bombas do circuito B, em 174 minutos, produziu vapor ocasionando o aumento rápido na pressão. Entretanto este fluxo de água não foi suficiente para resfriar a região derretida do núcleo e o derretimento do mesmo continuou.

A fase quatro começou com o início da injeção de emergência à alta pressão. O nível de água atingiu a altura das pernas quentes em 207 minutos. De acordo com análises da planta [6], a região central do núcleo, com materiais derretidos circundados por uma crosta, não foi resfriada nem neste momento. Entre 224 e 226 minutos deve ter ocorrido uma falha desta crosta quando aproximadamente 29000 kg de material derretido realojou-se no núcleo ou deslocou-se para a parte inferior do vaso de pressão.

2.2.1 Eventos Principais nos 174 minutos iniciais

Uma vez que este trabalho vai se restringir aos fenômenos que influem no processo de derretimento do núcleo, a simulação do acidente de TMI-2 será feita apenas para as duas fases iniciais, que correspondem aos 174 minutos iniciais do acidente. Este intervalo de tempo compreende o aquecimento e o derretimento dos materiais do núcleo.

Cada fase do acidente exhibe um conjunto único de fenômenos exigindo uma análise distinta. Na primeira fase, os fenômenos mais importantes estão relacionados à fuga de vapor pela válvula de alívio do pressurizador, à transferência de calor do núcleo para o fluido refrigerante e deste para o gerador de vapor. Na segunda fase o nível de água existente no vaso de pressão exerce a influência principal, uma vez que determina o momento em que o núcleo fica descoberto e inicia seu derretimento.

O esquema dos eventos mais importantes nas duas primeiras etapas do acidente é apresentado na tabela 2.1 [4,10].

TABELA 2.1 Resumo do Acidente de TMI-2

Tempo	Evento
0	parada da turbina
6 segundos	pressão atinge o valor de abertura da válvula de alívio do pressurizador
10 segundos	o reator desliga-se automaticamente
13 segundos	a válvula de alívio não se fecha com a redução da pressão
8 minutos	início do fluxo de água de alimentação para os dois geradores de vapor
22 - 60 minutos	o sistema primário permanece na condição de saturação com pressão de \cong 7MPa e temperatura de \cong 561 K
74 minutos	as duas bombas do circuito B são desligadas
100 minutos	as duas bombas do circuito A são desligadas
114 - 120 minutos	começa a ocorrer falha na vareta combustível
138 minutos	a válvula de alívio do pressurizador é fechada
174 minutos	uma das duas bombas do circuito B é ligada. Ocorre aumento da pressão do sistema primário devido à geração de vapor.

O processo de derretimento do núcleo envolve os principais fenômenos que ocorreram nos 174 minutos iniciais do acidente. O derretimento ocorre para todos os materiais presentes no núcleo: varetas combustíveis, estruturas de suporte, barras de controle e instrumentação. Segundo estudos feitos por membros da APS (American Physical Society) [11], não é possível obter-se a reconstituição da geometria do núcleo ou do comportamento preciso do material durante a fase de derretimento. Isto decorre do fato de que o material derretido se move no núcleo e este, por seu turno, move-se na cavidade do vaso de pressão.

Durante a fase de aquecimento do núcleo, os membros da APS [11] e William Kerr [12] verificaram que, em vista da possibilidade da interação do encamisamento com o combustível e da formação de ligas eutéticas, é difícil definir com precisão a temperatura em que o derretimento da vareta combustível se inicia. Esta temperatura depende da fase eutética existente em cada posição no núcleo.

Projetos experimentais como PHEBUS [13] e CORA [14] acoplados a estudos teóricos mais elaborados estão sendo desenvolvidos para tentar reduzir o campo de incertezas existente no processo de derretimento do núcleo.

De acordo com o modelo de Corradini, Swenson e Woodfin [15] o derretimento do núcleo tem início na parte superior das varetas combustíveis localizadas, radialmente, no centro do núcleo. Esta região é a de maior temperatura quando ocorre perda da água de refrigeração. No início, o material derretido é uma mistura de zircaloy, urânio e oxigênio. Este material flui para as regiões intactas do

elemento combustível e ressolidifica-se no encamisamento mais frio, acima do nível de água (Figura 2.2 a-b). (O comportamento é análogo ao observado na queima de uma vela : quando ela queima, a cera derretida flui para as partes inferiores onde se ressolidifica). Os bloqueios locais, causados pela ressolidificação de material, podem se espalhar radialmente e desviar o vapor gerado pela presença de água na parte inferior do vaso de pressão (Figura 2.2 c-d). A região derretida cresce medida que as varetas combustíveis acima dela vão derretendo, devido ao aumento de temperatura provocado pelo calor transferido por radiação. Desta forma ocorre um lento movimento do material derretido para a parte inferior das varetas combustíveis ainda intactas. Novos bloqueios são formados quando este material atinge a região mais fria do núcleo. Esta sequência continua até ocorrer uma falha na parte sólida que envolve o material derretido, permitindo a queda da massa derretida para a parte inferior do vaso de pressão onde ela pode interagir com a água, formando vapor.

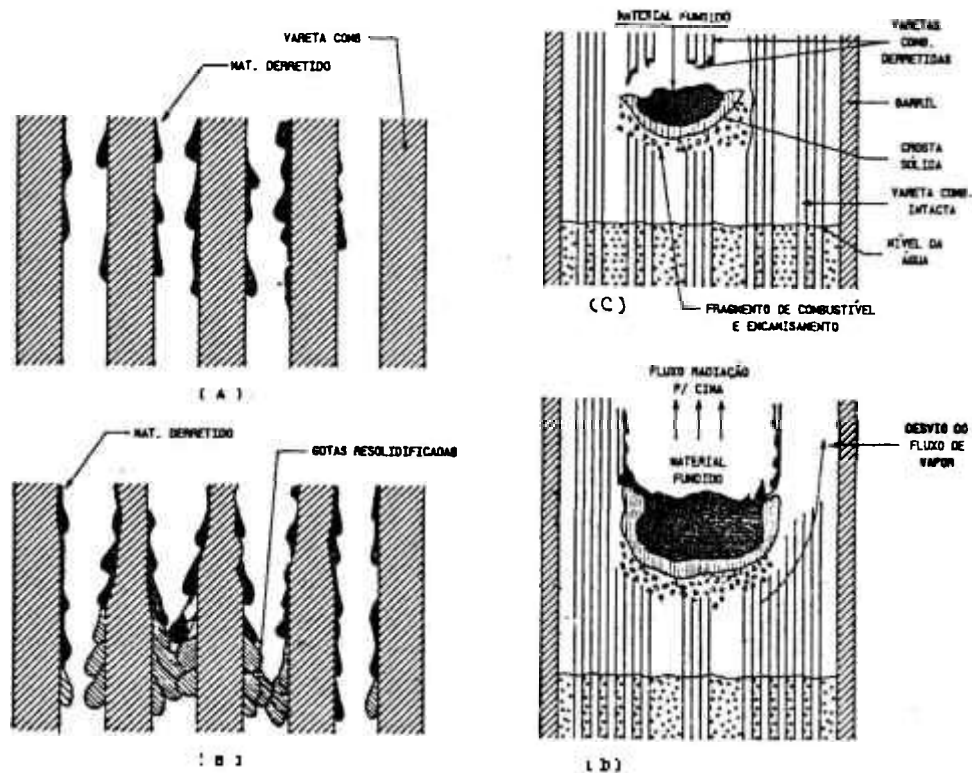


Figura 2.2: Estágios de um acidente de derretimento do núcleo: (a) fluxo de material derretido nos elementos combustíveis ainda intactos; (b) formação de bloqueio local nas regiões mais frias do elemento combustível; (c) formação de uma pequena região de material derretido; (d) crescimento radial e axial da região de material derretido (Ref. 15).

Existem incertezas associadas ao mecanismo da reação do encamisamento com o vapor. Esta reação tem grande influência no processo de derretimento do núcleo pela grande energia liberada (6510 J/grama de zirconium) e pela massa de hidrogênio produzida. A dilatação e a oxidação do encamisamento influenciam o

modo e o tempo de realojamento do material derretido no núcleo. A grande variedade de materiais no núcleo, cada um com sua temperatura de fusão, associada aos gradientes de temperatura faz com que a liquefação do combustível ocorra simultaneamente em várias regiões do núcleo fazendo com que o processo de derretimento seja muito difícil de ser reproduzido, mesmo utilizando-se modelos mecanísticos [16, 17, 18, 19].

2.2.2 Revisão Bibliográfica das Simulações do Acidente de TMI-2

Várias simulações do acidente de TMI-2 foram feitas para verificar e validar os modelos utilizados nos programas computacionais para análise de acidentes severos. Os dados necessários para entender e documentar a progressão do acidente foram extraídos durante o processo de limpeza e recuperação da planta através de esforços combinados da GPU Nuclear Corporation, Electric Power Research Institute (EPRI), U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) e U.S. Department of Energy (DOE) [20].

Os dados foram obtidos a partir de registros na instrumentação da planta, manuais, normas, análise detalhada de aspectos específicos do acidente e ações dos operadores. A estrutura dos dados de TMI-2 é feita para permitir cálculos específicos de determinados fenômenos que ocorreram durante uma única fase do acidente.

Entretanto, alguns parâmetros importantes para fins de simulação não foram registrados, como as vazões mássicas da água de injeção, da água que sai do sistema primário, e da água de alimentação para o gerador de vapor. Estes valores foram estimados a partir de dados de outras plantas [9].

Edward Boucheron e John Kelly [21], na simulação da fase inicial do acidente com o programa MELCOR, verificaram que a reconstituição da quantidade da massa de água no sistema primário é fundamental para a reprodução da pressão registrada no acidente, uma vez que o nível de água indica o instante a partir do qual o núcleo fica descoberto. Eles utilizaram o perfil da pressão do sistema primário, para avaliar o resultado da simulação, porque ela reflete a resposta do sistema em termos de geração e perda de calor e de água. O resultado obtido por eles, para o comportamento da pressão, coincidiu nos primeiros minutos com a registrada no acidente (Figura 2.3). No restante da primeira fase do acidente o resultado obtido foi mais qualitativo. Os pesquisadores acreditam que as discrepâncias ocorreram, provavelmente, devido a erros na transferência de calor do sistema primário para o gerador de vapor.

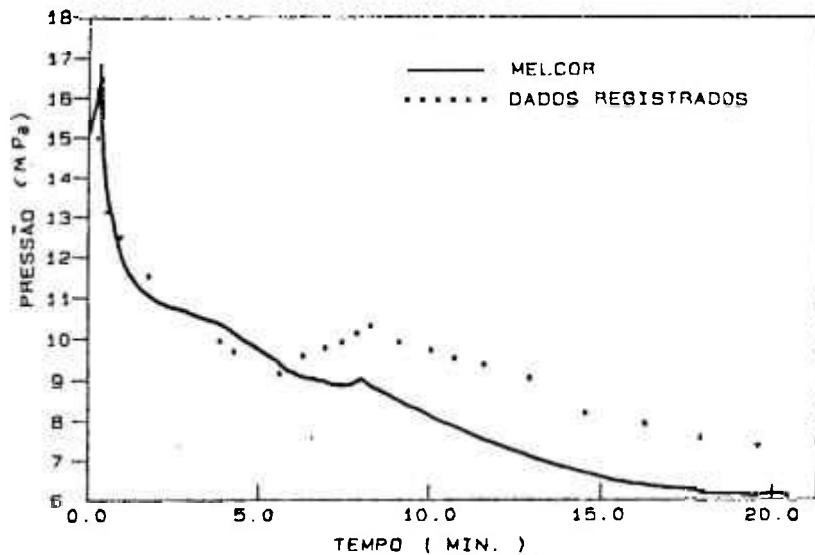


Figura 2.3 Pressão no Sistema Primário de TMI-2 calculada por Edward Boucheron e John Kelly com o programa MELCOR [21]

Ariel Sharon, Laurence Godin, Francisco Mora, Robert Henry e Garry Thomas [22], na simulação das duas fases iniciais do acidente com o programa MAAP (Modular Accident Analysis Program), conseguiram reproduzir o perfil da pressão durante os 174 minutos iniciais do acidente (Figura 2.4). Eles verificaram que a progressão do acidente é sensível à taxa de injeção de água no sistema primário. Esta injeção determina o nível de água no núcleo controlando o aquecimento do mesmo e a geração de hidrogênio a partir do momento em que fica descoberto. Segundo os autores, o hidrogênio influencia a transferência de calor para os geradores de vapor, refletindo no comportamento da pressão do sistema primário e do nível do pressurizador.

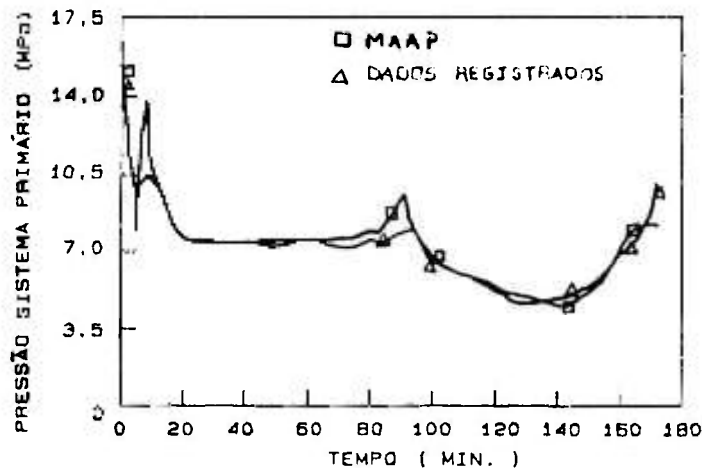


Figura 2.4 Pressão no Sistema Primário de TMI-2 calculada por Ariel Sharon, Laurence Godin, Francisco Mora, Robert Henry e Garry Thomas com o programa MAAP [22]

Roger Wooton [23] utilizou o programa MARCH (Meltdown Accident Response Characteristics) na simulação das quatro fases do acidente de TMI-2. Segundo o autor, a simulação se tornou possível com modificações no arquivo dos

dados de entrada do programa. Estas modificações se referiram à introdução de variáveis para a vazão mássica da água de alimentação do gerador de vapor e da vazão mássica da água de injeção e fuga do sistema primário.

Alguns modelos do programa também foram modificados, entre eles a condensação de vapor e o bloqueio do hidrogênio no gerador de vapor; a condensação de vapor na injeção de água de emergência do núcleo e a transferência de calor nas regiões onde existem materiais derretidos. Estes modelos apresentam grande influência no comportamento da pressão do sistema primário e na temperatura do núcleo após 150 minutos do início do acidente.

Uma vez que as taxas de injeção de água no sistema primário durante o decorrer do acidente não foram registradas, o autor admitiu uma taxa consistente com o nível mínimo de água, de 76 cm, registrado no vaso de pressão entre 135 e 155 minutos.

O resultado obtido por Roger Wooton foi o derretimento de 50% do núcleo e a oxidação de 37 % do encamisamento em 174 minutos. Para conseguir um valor para a oxidação do encamisamento mais próximo ao de TMI-2, o autor teve que considerar, na modelagem do acidente, a operação de uma das duas bombas do circuito B em 174 minutos e a restauração completa da injeção de emergência por volta de 200 minutos, conforme informações divulgadas na literatura. Com este procedimento obteve oxidação de 40 % do encamisamento, enquanto o núcleo permaneceu 50 % derretido. Estes resultados, bem melhores, uma vez que estão em acordo com os valores divulgados para o estado final do núcleo da planta de TMI-2, demonstram que o pesquisador foi bem sucedido na escolha dos fenômenos que influenciam, no modelo, a taxa de oxidação do encamisamento.

O aumento rápido na geração de vapor e na transferência de calor por volta de 224 minutos, quando parte do material derretido caiu na parte inferior do vaso de pressão, reproduziu bem o que foi observado em TMI-2. Embora não se tenha obtido uma resposta detalhada, houve boa concordância entre a pressão calculada e a observada durante o tempo no qual o núcleo, já derretido, estava sendo coberto por água. Durante este período existem interações complexas entre o modo de resfriamento do núcleo e o comportamento dos geradores de vapor. Segundo o autor ainda existem deficiências tanto nos modelos quanto nos dados de entrada.

Jorge Barón, Camino González, Marcelo Giménez e Agustín Alonso [24], do Centro Atômico de Bariloche, utilizaram o programa MARCH3/CTN1, no exercício de análise do acidente de TMI-2 para calcular as duas primeiras fases do acidente.

O programa MARCH3/CTN1 é uma versão desenvolvida pelos autores, com base no programa MARCH3, derivado do MARCH2 [25] que faz parte do sistema de análise de acidentes severos STCP ("Source Term Code Package") [26]. Esta versão difere do programa original já no arquivo de dados de entrada. As vazões mássicas da água de alimentação auxiliar; da água de injeção a alta pressão e da água que sai do vaso de pressão, constantes no programa original, foram redefinidas de modo a ficarem variáveis no tempo. Também foram modificadas as equações referentes ao balanço de massa e energia no sistema primário e foi introduzida a redução na transferência de calor para o gerador quando existe hidrogênio, gás não condensável, no sistema primário.

Os autores desenvolveram dois modelos para o derretimento do núcleo para representar a relocação do material derretido. Um dos modelos considera um núcleo homogêneo e o outro um núcleo heterogêneo.

O perfil obtido pelos autores para a pressão, nas quatro fases do acidente, com o programa MARCH3/CTN1 e o modelo de derretimento com o núcleo heterogêneo é mostrado na Figura 2.5. Este modelo de derretimento resultou na produção de uma massa de hidrogênio de 304 kg e no derretimento de uma fração menor do que 2% dos materiais presentes no núcleo. O modelo de derretimento para um núcleo homogêneo, para fins de comparação, resultou na produção de uma massa de hidrogênio de 421 kg e no derretimento de uma fração de 40% dos materiais presentes no núcleo. O valor extremamente baixo obtido com o modelo de núcleo heterogêneo é ocasionado, segundo os autores, pelo fato de este modelo considerar materiais que possuem temperatura de fusão abaixo da temperatura adotada para o início do derretimento do núcleo no programa. Estes materiais derretem antes de ter início o cálculo para encontrar a fração derretida do núcleo, não sendo, assim, considerados neste.

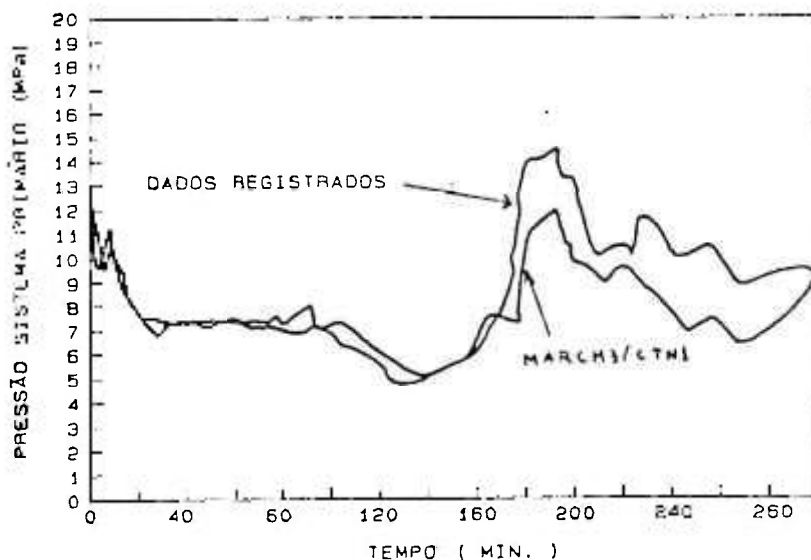


Figura 2.5 Pressão no Sistema Primário de TMI-2, calculada por Jorge Barón, Camino González, Marcelo Giménez e Agustín Alonso com o programa MARCH3/CTN1 [24].

Os resultados obtidos na simulação do acidente de TMI-2, por Roger Wooton e pelo grupo de Jorge Barón, reproduziram qualitativamente o perfil da pressão no sistema primário e apresentaram valores para o derretimento do núcleo próximos dos observados no núcleo do reator. (A curva para a pressão obtida pelo pesquisador Roger Wooton não foi divulgada, o que impede uma comparação com as anteriores).

CAPÍTULO 3

DESENVOLVIMENTO DA METODOLOGIA DE ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

3.1 CONSIDERAÇÕES PRELIMINARES

A realização de simulações de acidentes severos para identificar os fenômenos que exercem maior influência no desenvolvimento do derretimento do núcleo, objetivo do presente trabalho, exigia a utilização de um programa semi-mecânico para permitir uma análise da sequência completa de um acidente severo com um tempo rápido de processamento. Isto era necessário para permitir grande número de testes com diferentes aproximações no modelo, de forma a avaliar a influência de cada modificação na modelagem.

A estrutura básica do programa semi-mecânico MARCH3 (Meltdown Accident Response Characteristics) foi utilizada no desenvolvimento do trabalho. Este programa, além de ser rápido, possui uma estrutura de subrotinas, facilitando o estudo de uma parte do acidente isoladamente, trabalhando somente com as subrotinas de interesse. A estrutura do programa MARCH3 é apresentada no Apêndice 1.

Os dados iniciais da planta de TMI-2 foram utilizados para obtenção dos resultados do presente trabalho. A escolha da modelagem deste acidente ocorreu porque ele representa o único experimento, em um reator PWR, com resultados publicados na literatura desde o início do acidente até o derretimento do núcleo.

As primeiras tentativas de simular o acidente de TMI-2, utilizando o programa MARCH3, mostraram que seriam necessárias modificações no arquivo de dados de entrada do programa que, na sua forma original, não aceita os parâmetros necessários para simular este acidente. As alterações consistiram, principalmente, na redefinição dos parâmetros relacionados às vazões mássicas da água de alimentação do gerador de vapor, da água que sai do vaso de pressão e da água de injeção a alta pressão. Estes parâmetros, constantes no programa original, passaram a ser variáveis em relação ao tempo. As modificações feitas no programa são apresentadas no Apêndice 2.

Com a modificação implementada, foi obtido um primeiro resultado para verificar como o programa estava calculando a sequência do acidente de TMI-2. Para fins de comparação de resultados, foi escolhido o perfil da pressão do sistema primário. Esta escolha decorreu de esta variável ser sensível aos fenômenos que provocam geração e remoção de vapor no sistema primário. Os fenômenos principais em um acidente, com derretimento de núcleo, se enquadram nesta categoria.

O primeiro resultado obtido para a pressão do sistema primário ficou muito distante da registrada no acidente. Um estudo dos parâmetros que poderiam influenciar o valor da pressão no sistema primário mostrou que o problema era causado, principalmente, pela baixa remoção de calor do sistema primário. Isto ocorria porque o modelo de gerador de vapor existente no programa, denominado SGEN, não estava sendo adequado para representar a situação da planta no

desenvolvimento do acidente. Devido ao modelo de gerador de vapor, SGEN, não ter uma estrutura muito clara, (o modelo parece ter sido construído com base em algum experimento de onde foram tirados vários valores empíricos que aparecem sem maiores explicações nas suas equações), foi preciso desenvolver um outro modelo de gerador de vapor. Este novo modelo, que será denominado de SGEN1 no presente trabalho, foi incorporado no programa MARCH3, tendo sido construído de forma a ser compatível com o mesmo.

O resultado obtido para o comportamento da pressão, com o novo modelo de gerador de vapor, SGEN1, permitiu que se notasse a falta do fenômeno da convecção natural no vaso de pressão. A simulação deste fenômeno, no vaso de pressão, permitiu a obtenção de um resultado próximo do registrado na planta de TMI-2.

A obtenção de um perfil para a pressão no sistema primário, qualitativamente próximo do registrado no decorrer do acidente, foi o passo inicial para efetuar os testes de sensibilidade a fim de verificar a influência de alguns fenômenos no valor obtido para a quantidade de material derretido no núcleo. Dentre os fenômenos a serem analisados estavam: a reação de oxidação do encamisamento de zircaloy, a relocação do material derretido no núcleo e a queda do material derretido do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão. Estes fenômenos refletem diretamente no processo de derretimento do núcleo e foram responsáveis pelo quadro final obtido para o derretimento do núcleo da planta de TMI-2.

O modelo de derretimento do núcleo denominado MELT, existente no programa MARCH3, não considera estes fenômenos. Deste modo, um novo modelo teve que ser desenvolvido, o qual incorpora, de uma maneira simplificada seguindo as linhas do programa MARCH3, os fenômenos citados acima. Este novo modelo, que será denominado MELT1, foi incorporado no programa MARCH3, tendo sido construído de forma a ficar compatível com o mesmo.

Os modelos desenvolvidos no presente trabalho, SGEN1, para o gerador de vapor e MELT1, para o derretimento do núcleo, são apresentados em maiores detalhes nas seções 3.3 e 3.5. O fenômeno da convecção natural no vaso de pressão é apresentado na seção 3.4.

Os novos modelos, SGEN1 e MELT1, apresentam uma estrutura de construção simples devido à preocupação em torná-los compatíveis com o programa MARCH3, aonde teriam que ser inseridos para permitir a obtenção de resultados da sequência do acidente analisado. O interesse maior, durante o desenvolvimento dos modelos, foi na delimitação dos fenômenos capazes de influenciar o perfil da pressão de maneira decisiva de modo a aproximá-lo do perfil registrado no acidente de TMI-2.

Uma vez que este trabalho pretende estudar a influência dos fenômenos no desenvolvimento do derretimento do núcleo, ele vai se restringir aos processos que ocorrem no sistema primário somente até o instante em que o material derretido cai do núcleo, não sendo importante, para o trabalho atual, o estudo do que ocorre com o material derretido na parte inferior do vaso de pressão. Deste modo, um breve resumo de como é modelado o sistema primário no programa MARCH3, é apresentado na seção 3.2. Nesta seção também são mostrados os cálculos de algumas variáveis importantes ao trabalho bem como o modo de representação dos fenômenos que serão analisados, como por exemplo, a reação de oxidação do encamisamento de zircaloy.

3.2. MODELO DO SISTEMA PRIMÁRIO E EQUAÇÕES UTILIZADAS

3.2.1. Modelo do Sistema Primário

A Figura 3.1 apresenta o esquema da planta de TMI-2, com dois geradores de vapor de fluxo cruzado ("Once Through Steam Generator"), quatro bombas de refrigeração do primário, o pressurizador e o vaso de pressão [5]. O sistema primário desta planta é modelado, neste trabalho, de acordo com o modelo existente no programa MARCH3 [25], apresentado na Figura 3.2.

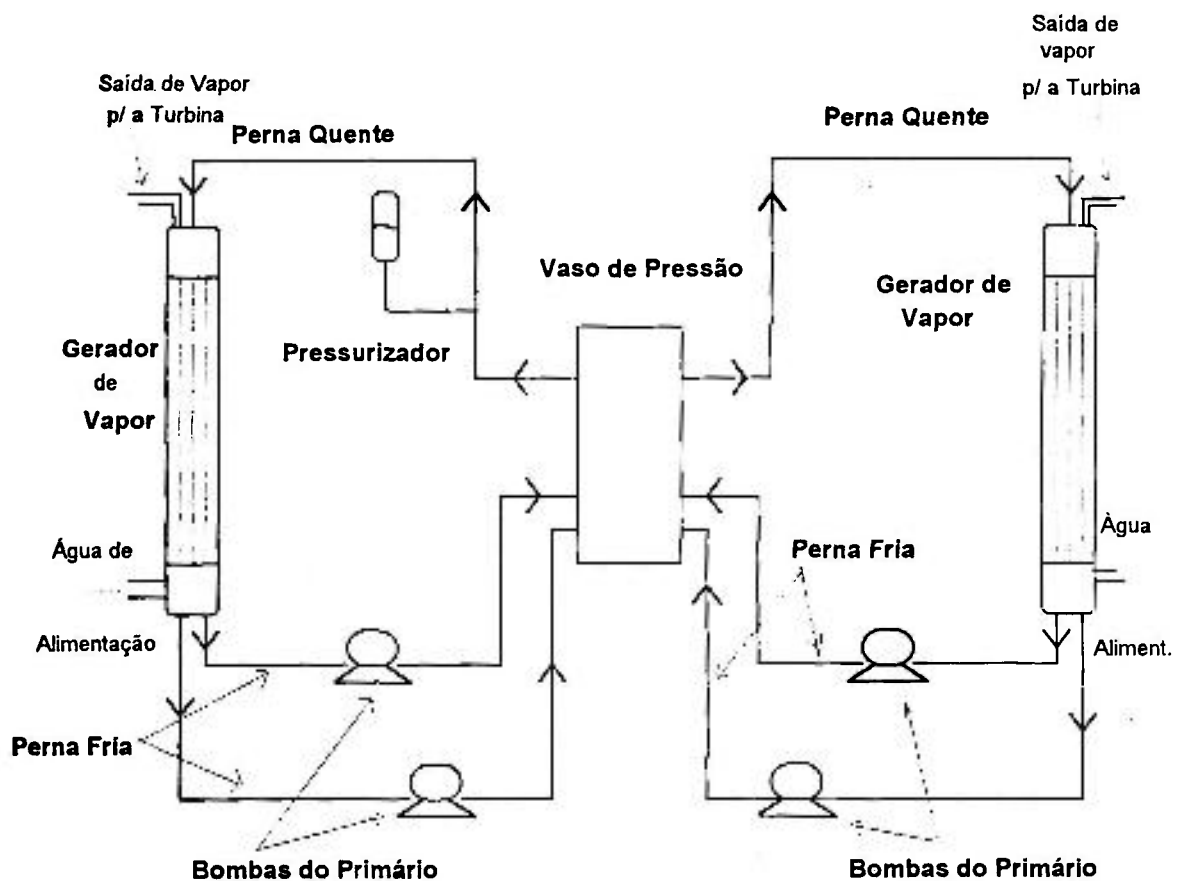


Figura 3.1 Esquema da Planta de TMI-2 [5], planta pressurizada a água leve.

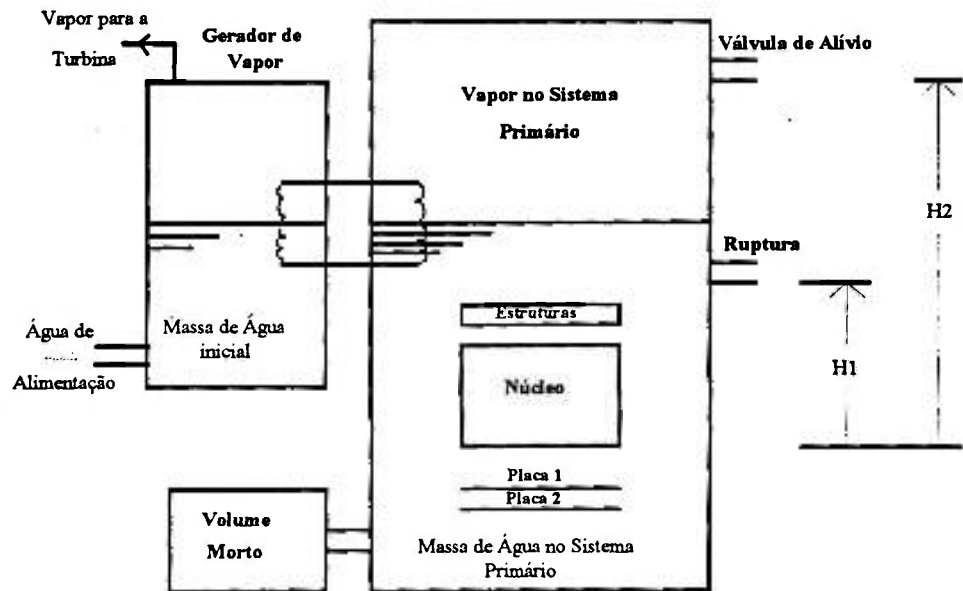


Figura 3.2 Esquema do Sistema Primário de uma Planta Pressurizada a Água Leve utilizado no Programa MARCH3 e neste trabalho [25].

O programa MARCH3 modela o sistema primário por um único volume cilíndrico, contendo líquido na parte inferior e vapor na parte superior. Todas as alturas no sistema primário possuem como referência a base do núcleo. A descrição inicial do sistema primário exige, como dado de entrada, a massa de líquido na parte inferior do vaso de pressão, a área do núcleo, a área total de líquido na região ativa do núcleo, a altura inicial de líquido no sistema primário e o volume de vapor inicialmente presente. As elevações da ruptura, H_1 , e da válvula de alívio do primário, H_2 , são fornecidas nos dados de entrada. O estado do fluido refrigerante que sai do sistema primário (líquido ou vapor) é determinado pelo nível do líquido no vaso de pressão em relação à elevação da abertura (ruptura ou válvula), de acordo com esquema mostrado na Figura 3.2.

Como parte da descrição do sistema primário, deve ser fornecido o volume do líquido que pode ficar preso nas partes baixas do sistema primário e que não sofreria troca de calor durante o descobrimento do núcleo, volume morto da Figura 3.2. Este líquido, por hipótese, fica em equilíbrio termodinâmico com o líquido no sistema primário e é liberado para a atmosfera da contenção após ocorrer falha na parte inferior do vaso de pressão.

3.2.2 Conservação de Massa e Energia no Sistema Primário

3.2.2.1 Conservação de Massa

O programa faz a conservação de massa, no sistema primário, utilizando a equação de Euler (E3.1). Esta equação é integrada sobre regiões fixas no espaço, nas quais não ocorre variação da densidade em função das coordenadas espaciais x , y e z [27]. Esta situação se aplica ao modelo utilizado para o sistema primário (ver Figura 3.2), onde a massa de líquido fica contida em um único volume, variando sua densidade apenas no tempo, na medida em que a temperatura se modifica.

Equação de Euler:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho v) = 0 \quad (\text{E3.1})$$

onde: $\rho \Rightarrow$ densidade do fluido
 $v \Rightarrow$ velocidade do fluido

3.2.2.2 Conservação de Energia

O programa faz a conservação da energia total do sistema, utilizando a equação simplificada (E3.2) [27]. Na transferência de calor do núcleo para o líquido, é utilizada toda a massa de líquido, que ainda não evaporou, existente no vaso de pressão. Deste modo, toda a massa de líquido existente no sistema primário possui uma única temperatura.

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} = -(\nabla \rho E v) - (\nabla q) + S \quad (\text{E3.2})$$

onde: $\rho \Rightarrow$ densidade do fluido;
 $v \Rightarrow$ velocidade do fluido;

$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} \Rightarrow$ taxa de ganho de energia por unidade de volume;

$\nabla \rho E v \Rightarrow$ taxa de entrada de energia por convecção por unidade de volume;

$\nabla q \Rightarrow$ taxa de entrada de energia por condução por unidade de volume;

$S \Rightarrow$ outras fontes e sumidouros de energia (fissão e decaimento, por exemplo).

3.2.3 Pressão no Sistema Primário

A pressão no sistema primário é obtida pela soma das pressões parciais do vapor d'água e do hidrogênio.

A pressão parcial, do vapor e do hidrogênio, é calculada com a equação dos gases ideais.

3.2.4 Temperatura no Espaço Gasoso

O espaço gasoso, no modelo considerado, contém todo o vapor d'água e hidrogênio que ocupam o volume do sistema primário. A temperatura neste espaço é calculada admitindo-se uma mistura homogênea instantânea das massas, já presentes neste espaço, com as massas dos gases (vapor d'água e hidrogênio), que vêm do núcleo.

O valor da temperatura do vapor, neste espaço, foi utilizado no modelo de gerador de vapor desenvolvido, SGEN1, na equação que calcula a quantidade de calor removida pelo gerador, conforme será discutido na seção 3.3.1.4.

3.2.5 Transferência de Calor no Sistema Primário

A transferência de calor, do núcleo para o fluido refrigerante, é realizada, separadamente, para a parte da vareta combustível imersa no líquido e para a parte que se encontra na região de vapor.

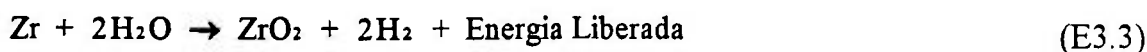
Na região em que a vareta combustível está imersa no líquido, a energia total cedida ao fluido refrigerante líquido, pelo núcleo intacto, é obtida pela soma do calor transferido por radiação com o calor de decaimento de todos os nódulos abaixo do nível da mistura.

Na região de vapor, o calor na vareta combustível resulta da soma do calor gerado no decaimento dos produtos de fissão e na reação de oxidação do encamisamento, com o calor transferido para o vapor, por convecção e radiação, com o calor transferido por radiação para as estruturas, elementos fora do núcleo, barril do núcleo e fluido refrigerante, e com o calor transferido por condução.

Para o processo de derretimento do núcleo, o calor liberado pela reação de oxidação do encamisamento da vareta combustível, apresenta uma grande importância devido à grande quantidade de energia liberada nesta reação. O mecanismo desta reação é detalhado no item abaixo, uma vez que sua inclusão, ou não, resulta em grande influência no curso do derretimento do núcleo.

3.2.5.1 Energia liberada pela reação Zircaloy-Vapor

A equação estequiométrica para a oxidação do encamisamento de zircaloy com o vapor é representada por:



onde, a energia liberada é igual a 6510 J/g da massa de zirconium oxidada [28].

Em reações deste tipo, a velocidade de crescimento do óxido sobre o metal coincide com a velocidade da reação e é o parâmetro característico para estes processos. A cinética da reação estabelece a relação entre a espessura da película formada e o tempo da reação. Existem diversas equações cinéticas experimentais baseadas em parâmetros como temperatura, pressão parcial do gás, forma da amostra. Estas equações estão associadas ao mecanismo da reação que controla a velocidade do processo. A reação só tem continuidade se pelo menos uma das espécies reativas puder se difundir através da película. Admitindo que as concentrações das espécies que difundem, são estacionárias nos dois lados da película, pode-se aplicar a primeira lei de Fick ao processo e em uma dimensão, a velocidade da difusão é inversamente proporcional espessura da película. Deste modo, o crescimento da película pode ser expresso como [29]:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{k_p}{x} \quad (\text{E3.4})$$

$x \equiv$ espessura da película

$k_p \equiv$ constante da taxa parabólica

A constante da taxa parabólica pode ser expressa como [30]:

$$k_p = A \times e^{-\frac{E}{RT}} \quad (\text{E3.5})$$

assim,

$$\frac{dx}{dt} = \frac{A}{x} \times e^{\left(\frac{-E}{RT}\right)} \quad (\text{E3.6})$$

$A, E \Rightarrow$ constantes empíricas da reação

$T \Rightarrow$ Temperatura da película

Acredita-se que a reação do encamisamento de zircaloy com o vapor seja limitada pela difusão do oxigênio através do filme de óxido e metal. Entretanto, uma grande quantidade de hidrogênio é liberada na superfície, o que poderia influenciar a taxa de reação limitando a disponibilidade de vapor para a reação de oxidação por blindagem do hidrogênio. A limitação da reação pela difusão do oxigênio é chamada de taxa de oxidação limitada pelo estado sólido. A falta de vapor para a reação é chamada de taxa de reação limitada pela difusão do gás.

Existe uma quantidade considerável de formulações de k_p como função da temperatura, sendo a mais comum a de Baker e Just. Algumas relações utilizadas para calcular a taxa de reação de oxidação limitada pela difusão do oxigênio e pela difusão do gás são apresentadas no Apêndice 3.

A influência dos modelos de reação de oxidação, no valor da fração derretida do encamisamento de zircaloy, é apresentada na Tabela 3.1. Os resultados foram

obtidos com os dados do caso amostra do programa MARCH3 [25]. Estes dados correspondem ao cálculo da sequência de acidente denominada TMLB, para o reator Zion. A sequência TMLB corresponde à perda de energia elétrica interna e externa na planta junto com a falha na remoção de calor residual do núcleo.

Na Tabela 3.1 são apresentados os resultados obtidos pelos modelos de Urbanic-Heidrick, Cathcart, e Baker e Just, para a reação de oxidação, do encamisamento de zircaloy, limitada pela difusão do oxigênio. São apresentados, para comparação, os tempos em que se inicia a queda do material derretido do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão. O derretimento do núcleo, nos três modelos, começou, aproximadamente, 149 minutos após o início do acidente.

Tabela 3.1 Influência do modelo da reação de oxidação do zircaloy nos valores calculados para o derretimento do encamisamento e do núcleo. Resultados obtidos com os dados do caso amostra do programa MARCH3 (sequência TMLB para o reator Zion).

Modelo de Reação de oxidação para o zircaloy (**)	Fração derretida do encamisamento	Início da queda do material derretido do núcleo. Tempo contado a partir do início do derretimento do núcleo.
1	0.55	9 minutos
2	0.54	8 minutos
3	0.59	7 minutos

(**) Os números se referem aos seguintes modelos de oxidação:

- 1 ⇒ Modelo de oxidação para o estado sólido de Urbanic-Heidrick
A taxa de oxidação do vapor é calculada por correlações que são apresentadas no Apêndice 3.
- 2 ⇒ Modelo de oxidação para o estado sólido de Cathcart
Modelo de oxidação para o vapor de Baker-Just
- 3 ⇒ Modelo de oxidação para o estado sólido de Baker-Just
Modelo de oxidação para o vapor de Baker-Just

De acordo com os resultados obtidos, verifica-se que o valor final encontrado para a fração derretida do encamisamento apresenta pouca sensibilidade à modificação do modelo que calcula a taxa de oxidação do encamisamento de zircaloy. De maneira similar, o início da queda do material derretido do núcleo, para a parte inferior do vaso de pressão, parece ser pouco influenciado pela escolha do modelo para a reação de oxidação. Isto é explicável porque no início a taxa de oxidação é bastante baixa e a energia liberada na reação de oxidação não é significativa, mas cresce, de maneira exponencial, em velocidade bastante alta, até o nível em que ocorre a máxima taxa de reação. Um gráfico típico do perfil da reação de oxidação do encamisamento é apresentado na Figura 3.3.

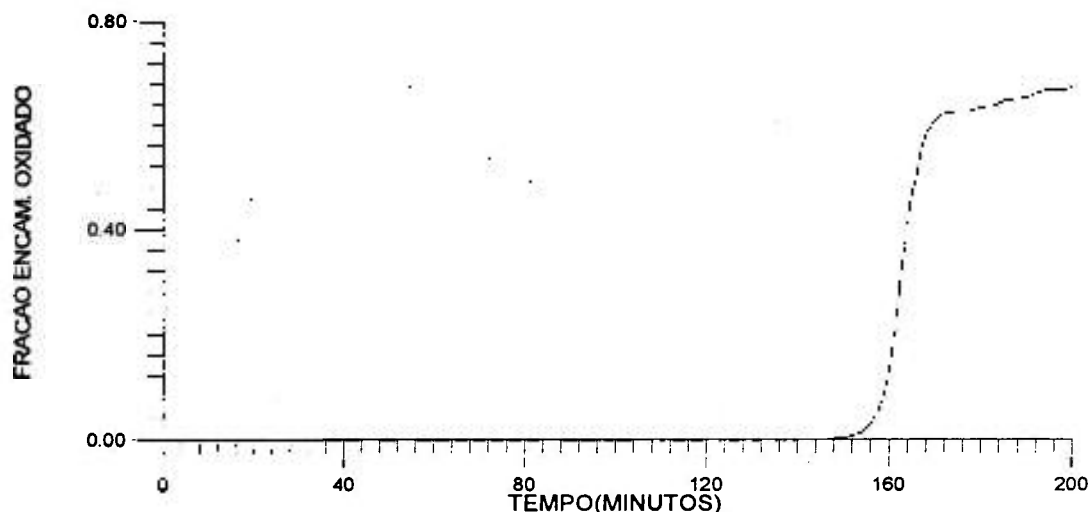


Figura 3.3 Curva Típica da Taxa de Oxidação do Encamisamento. Resultado obtido com os dados do caso amostra (sequência TMLB para o reator Zion) do programa MARCH3 [25].

3.3 MODELO DESENVOLVIDO PARA O G.V.: SGEN1.

Um modelo de gerador de vapor, denominado SGEN1, foi desenvolvido para o presente trabalho, considerando o gerador de vapor de passe único (Once Through Steam Generator), que é o utilizado na planta de TMI-2. O modelo foi desenvolvido e testado com informações acerca das condições da planta e resultados publicados em artigos [4, 31, 32].

Algumas características do gerador de vapor original do programa MARCH3, modelo SGEN, foram mantidas no novo modelo, uma vez que ele teria que ser compatível com o programa MARCH3.

As hipóteses do modelo SGEN, mantidas em SGEN1 são:

- o gerador possui um tamanho necessário para dissipar a potência gerada pelo decaimento dos produtos de fissão, em condições normais de operação;
- as válvulas de alívio do gerador não são explicitamente modeladas, sendo consideradas de tamanho suficiente para acomodar a taxa de ebulição calculada.
- o gerador de vapor pode remover o calor diretamente do fluido refrigerante, na forma líquida, reduzindo assim a ebulição, ou remover o calor condensando o vapor que chega do vaso de pressão. Quando o gerador opera no modo de condensação, o vapor condensado pode retornar ou não ao vaso de pressão dependendo da opção do usuário. A perda do condensado implica que o líquido é impedido de retornar ao vaso de pressão devido à geometria do sistema [25];
- no balanço de massa e energia no gerador são consideradas a água de alimentação e a ebulição;
- a pressão e a vazão mássica da água de alimentação são fornecidas por meio dos dados de entrada;

- o coeficiente de transferência de calor, utilizado nas condições do acidente, é obtido à partir do valor definido nas condições normais de operação do reator, a plena potência.

O gerador de vapor normalmente contém líquido e vapor no lado secundário. O modelo SGEN, entretanto, considera apenas a existência de líquido no secundário do gerador de vapor, desprezando a região de vapor presente no mesmo. De forma similar, o modelo admite somente um valor para o coeficiente de transferência de calor, independentemente do fluido refrigerante primário estar na forma de líquido ou vapor. Este coeficiente é calculado considerando a transferência de calor do líquido, no lado primário, para o líquido no lado secundário. Esta hipótese, no entanto, não é válida quando existe uma massa considerável de vapor no lado primário. As condições do acidente a serem simulados no presente trabalho são bastante complexas e requerem uma modelagem um pouco mais detalhada.

O modelo desenvolvido para o gerador, modelo SGEN1, contém uma nova equação para o cálculo do coeficiente de transferência de calor e para o cálculo da quantidade de calor removida do sistema primário. O modelo utilizado para o gerador, em SGEN1, considera duas regiões na parte secundária do gerador: uma de vapor e outra de líquido, conforme esquematizado na Figura 3.4.

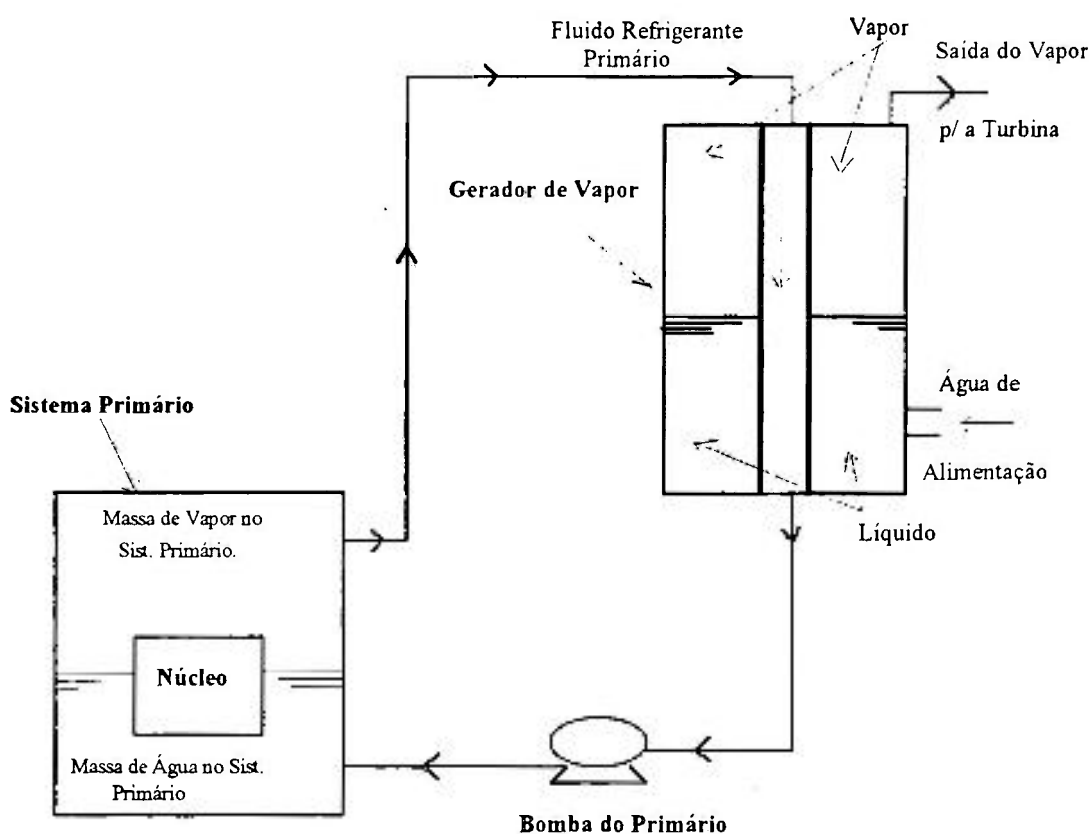


Figura 3.4 Modelo Utilizado para o Sistema Primário e para o Gerador de Vapor no Programa SGEN1.

O fluido refrigerante primário, líquido ou vapor, ao entrar no gerador de vapor passa por dentro dos tubos que possuem uma parte de seu comprimento em contato

com a região de vapor do secundário enquanto a outra parte está imersa na região líquida do secundário. Como o vapor apresenta um coeficiente de convecção menor do que o líquido, o cálculo do calor transferido para o fluido do gerador é dividido em duas partes: uma parte referente ao calor transferido ao líquido no Gerador de Vapor e outra parte referente ao calor transferido ao vapor existente no G.V. O calor total transferido para o G.V. é dado pela soma das duas partes.

Pelo fato de poder existir geração de vapor também no primário é preciso considerar quatro situações para calcular o valor do calor transferido do primário para o secundário. No início do cálculo tem-se o fluido refrigerante primário, na forma líquida, transferindo calor para o vapor e para o líquido do gerador de vapor. A partir do momento em que o nível de líquido, no vaso de pressão, fica abaixo da altura da perna quente, tem-se fluido refrigerante primário, na forma de vapor, transferindo calor para o vapor e para o líquido do gerador de vapor.

O maior problema para o desenvolvimento do modelo SGEN1 foi a forma de introduzir o coeficiente de transferência de calor, utilizado no cálculo do calor removido do sistema primário.

Normalmente, o coeficiente de transferência de calor é determinado experimentalmente. Uma vez que isto não foi possível, foi utilizado o coeficiente calculado a partir das condições iniciais da planta. A modificação do valor do coeficiente de transferência de calor, para representar uma possível alteração no regime de transferência de calor, no decorrer do acidente de TMI-2, pode ser feita por fatores, que foram introduzidos no programa com esta finalidade.

As equações utilizadas para o cálculo dos coeficientes são mostradas na seção (3.3.1). Para a área de transferência de calor, considera-se a área dos tubos correspondente a cada caso: quando ocorre transferência de calor para o líquido no gerador, utiliza-se a área dos tubos do gerador que está imersa no líquido; quando se faz a transferência de calor para o vapor no gerador, utiliza-se a área dos tubos que fica na região de vapor. Para as temperaturas dos fluidos, tanto primário como secundário, fazem-se as considerações abaixo, uma vez que o programa semi-mecânico não calcula os valores de temperatura nos lugares desejados.

Para o fluido primário é utilizada a temperatura do líquido do vaso de pressão ou, no caso do vapor, a temperatura do espaço gasoso, após a última estrutura acima do núcleo.

Para o fluido secundário é utilizada a temperatura do líquido do gerador ou a temperatura de saturação do vapor do gerador.

3.3.1. Equações para os Coeficientes de Transferência de Calor

De acordo como foi definido, o coeficiente de transferência de calor não representa a redução na remoção de calor do sistema primário, que ocorre quando começa a aparecer hidrogênio no sistema primário. O hidrogênio, proveniente da reação de oxidação do encamisamento de zircaloy, mistura-se com o vapor no espaço gasoso. Por ser um gás não condensável, atrapalha a condensação do vapor nos tubos do gerador e, conseqüentemente, reduz a remoção de calor do sistema primário, piorando as condições no vaso de pressão e fazendo com que o acidente tenha condições propícias para continuar a se desenvolver.

Não foi possível incluir o efeito do hidrogênio na condensação de vapor no modelo desenvolvido, SGEN1, porque o programa não calcula alguns parâmetros exigidos nas equações [33, 34] com o grau de detalhamento necessário. Além disto, a influência deste fenômeno apareceria em um tempo bem avançado do acidente, após o núcleo estar descoberto e a reação de oxidação ter começado e havia outros fenômenos, mais importantes para a descrição da planta nas duas etapas iniciais do acidente, que deveriam ser considerados.

Deste modo, quando se utiliza o modelo de gerador no modo de remoção do calor do sistema primário pela condensação do vapor, deve-se considerar que o valor encontrado não considera a redução na transferência de calor, que ocorreria devido à presença de hidrogênio junto com o vapor.

3.3.1.1 - Fluido Refrigerante Primário na forma Líquida.

O coeficiente de transferência de calor, do sistema primário para o gerador de vapor, é calculado a partir das condições iniciais de operação da planta. O coeficiente de transferência de calor é definido com a hipótese de que o gerador dissipe toda a potência da planta nuclear, em condições normais de operação. Considerando a equação:

$$Q = H \times A \times \Delta T \quad (E3.7)$$

admite-se Q como a potência total da planta (MW); A como a área dos tubos do gerador de vapor (m²) e ΔT como a diferença entre os valores de entrada, para a temperatura do líquido do primário e do secundário (K). A partir disto, pode-se estimar um valor para o coeficiente de transferência de calor de acordo com a equação abaixo:

$$H = \frac{Q_0}{ASG \times (TPOOL - TSG)} \quad (E3.8)$$

Q₀ ⇒- potência de operação inicial (MW)

ASG ⇒- área de transferência de calor do G.V. (m²)

TPOOL ⇒- temperatura inicial do líquido no primário (K)

TSG ⇒- temperatura inicial do líquido no secundário (K)

Com base na equação (3.8), o coeficiente de calor convectivo, associado ao líquido do gerador é :

$$HEFF = \frac{Q_0 \times \alpha}{ASG \times (TPOOL - TSG) \times FGLV} \quad (E3.9)$$

onde:

FGLV ⇒ fator que considera a presença de líquido e vapor no G.V.

ou,

$$FGLV = \frac{\text{Massa de \u00e1gua no G. V.}}{\text{Massa inicial de \u00e1gua no G. V.}} \times \beta \quad (E3.10)$$

O fator FGLV \u00e9 calculado em SGEN1 a cada instante, de modo a considerar o valor atualizado da massa de l\u00edquido e vapor do gerador. Este fator, multiplicando a \u00e1rea total da transfer\u00eancia de calor, retrata a \u00e1rea dos tubos que est\u00e1 imersa no l\u00edquido e, portanto, que faz a transfer\u00eancia para o mesmo. O fator multiplicativo β representa a porcentagem de l\u00edquido no gerador de vapor, nas condi\u00e7\u00f5es iniciais do acidente. Foi utilizado, para TMI-2, o valor de 0,5 para β , indicando que o gerador, no instante inicial, est\u00e1 com l\u00edquido na metade de sua altura. Este valor pode ser modificado de acordo com o modelo de gerador considerado, bastando saber o seu n\u00edvel inicial de l\u00edquido. O fator multiplicativo α em Q_0 representa a fra\u00e7\u00e3o do calor transferido ao l\u00edquido do gerador. Foi utilizado, na simula\u00e7\u00e3o de TMI-2, o valor de 0,9 para α . Neste caso, a maior parte do calor transferido do prim\u00e1rio para o secund\u00e1rio (90 %) ocorre no l\u00edquido existente no gerador de vapor. Este n\u00famero pode ser modificado de acordo com as condi\u00e7\u00f5es da simula\u00e7\u00e3o.

Com base na equa\u00e7\u00e3o (E3.9) o coeficiente de transfer\u00eancia de calor associado ao vapor do gerador \u00e9 definido como:

$$HEVAP = \frac{Q_0}{ASG \times (TPOOL - TMAXSG) \times (1 - FGLV)} \times \lambda \quad (E3.11)$$

$TMAXSG \Rightarrow$ temperatura de satura\u00e7\u00e3o do l\u00edquido do G. V.

Admite-se a condi\u00e7\u00e3o de satura\u00e7\u00e3o e utiliza-se a temperatura correspondente. A temperatura de satura\u00e7\u00e3o segue o comportamento da press\u00e3o que, por sua vez, \u00e9 controlada atrav\u00e9s dos dados de entrada.

A temperatura inicial do l\u00edquido no gerador \u00e9 fornecida pelo usu\u00e1rio no arquivo dos dados de entrada. O valor desta temperatura \u00e9 atualizado de acordo com a quantidade de calor absorvido pelo l\u00edquido na sequ\u00eancia do acidente simulado.

O fator multiplicativo de Q_0 , λ , reflete a porcentagem de calor transferida para o vapor no gerador. Este fator segue as condi\u00e7\u00f5es da simula\u00e7\u00e3o a ser feita e, para TMI-2, foi utilizado um valor de 0,1 para λ .

A necessidade da escolha da porcentagem de calor a ser transferida para o l\u00edquido, ou para o vapor, apresenta um grande problema no modelo. Uma vez que os coeficientes de transfer\u00eancia de calor est\u00e3o fixos, o efeito desta porcentagem se reflete diretamente na remo\u00e7\u00e3o de calor do sistema prim\u00e1rio, durante todo o desenvolvimento do acidente.

O conhecimento do n\u00edvel de l\u00edquido inicial no gerador, no in\u00edcio do acidente, \u00e9 outro fator determinante do modelo. Isto ocorre devido grande diferen\u00e7a nos valores dos coeficientes de transfer\u00eancia de calor do l\u00edquido e do vapor. Uma porcentagem maior de l\u00edquido no secund\u00e1rio do gerador implica uma maior remo\u00e7\u00e3o de calor e, provavelmente, um melhor cen\u00e1rio final do acidente do que o encontrado na situa\u00e7\u00e3o oposta. Desta maneira, a utiliza\u00e7\u00e3o deste modelo exige um

conhecimento detalhado do gerador de vapor, tanto do funcionamento, quanto de suas características físicas.

3.3.1.2 - Fluido Refrigerante Primário na forma de Vapor

O fato de ocorrer geração de vapor, no vaso de pressão, provoca uma degradação na transferência de calor que, por sua vez, é difícil de ser quantificada devido ao desconhecimento das condições exatas, tanto no vaso de pressão quanto no gerador de vapor, no caso de um acidente. Para contornar esse problema, introduziu-se um fator redutor, no modelo SGEN1, para os coeficientes calculados para o líquido como fluido primário, de modo a estimar um valor para os coeficientes de transferência de calor do fluido refrigerante na forma de vapor. O fator redutor foi escolhido de modo a satisfazer as condições existentes no acidente.

3.3.1.3 Estimativa de Parâmetros para o Modelo SGEN1

O modelo desenvolvido para o gerador de vapor, SGEN1, exige que sejam fornecidos os valores para os coeficientes de transferência de calor quando ocorrem mudanças nas condições do sistema primário, como, por exemplo, a passagem do fluido refrigerante de líquido para vapor. No caso particular de TMI-2 ocorrem mudanças no regime de transferência de calor aos 74 minutos, quando ocorre a parada das duas bombas do circuito B; quando o nível de líquido do primário fica abaixo da altura da perna quente; aos 138 minutos, com o fechamento da válvula de alívio do pressurizador e, aos 174 minutos, quando uma das bombas do circuito B é religada.

Devido às inúmeras incertezas, uma vez definido o valor para o coeficiente de transferência de calor nas condições iniciais, os coeficientes nos outros regimes foram obtidos a partir da aplicação de fatores redutores sobre este valor. Os fatores redutores foram encontrados a partir de simulações. O ajuste foi feito por comparação da influência dos valores dos coeficientes nos perfis da pressão do sistema primário e do calor transferido para o gerador de vapor.

3.3.1.4 Fatores Redutores dos Coeficientes de Transferência de Calor

A utilização dos fatores redutores se fez necessária devido à simplicidade do modelo utilizado para representar o gerador de vapor em SGEN1.

No acidente de TMI-2, a partir de 74 minutos, apenas um circuito de refrigeração ficou funcionando. A partir deste tempo, considerou-se que o coeficiente de transferência de calor no gerador de vapor, foi reduzido em 50 %. Isto foi necessário uma vez que o novo modelo, SGEN1, considera apenas um circuito de refrigeração.

Outro parâmetro considerado para acionar a redução dos coeficientes foi o descobrimento da entrada da perna quente, no instante em que o nível de líquido no vaso de pressão ficou abaixo da altura da perna quente. A partir deste momento a

remoção de calor do núcleo passou a ser feita pela circulação de vapor. Uma vez que este possui um coeficiente de transferência de calor convectivo menor do que o do líquido, reduziram-se os coeficientes de transferência de calor, para o vapor, pelo fator de 160 e, para o líquido, pelo fator de 23. Estes valores resultaram de processos iterativos até se obter a melhor simulação.

Aos 138 minutos do acidente, com o fechamento da válvula de alívio do pressurizador, o vapor ficou praticamente estagnado no vaso de pressão uma vez que, neste momento, todas as quatro bombas do primário estavam paradas. Os coeficientes de transferência de calor foram reduzidos por um fator de 4000, tanto para o vapor quanto para o líquido do gerador. Este valor foi ajustado iterativamente, até se obter o melhor resultado.

No Apêndice 4 são apresentados os valores dos coeficiente de transferência de calor, calculados através da utilização das correlações mais adequadas para o sistema físico considerado, com as condições iniciais existentes na simulação do acidente. Estes cálculos mostraram que os coeficientes ajustados no modelo, por meio dos parâmetros redutores, possuem valores próximos dos calculados por meio das correlações.

A utilização do modelo desenvolvido, SGEN1, em outras sequências acidentais, não é direta devido ao grande número de valores paramétricos que devem ser fornecidos nas condições em que ocorrem variações no regime de transferência de calor; o que exige do usuário o conhecimento do desenvolvimento do acidente e do comportamento do gerador de vapor.

As considerações adicionais feitas no modelo SGEN1, para a porcentagem de calor removida pelo líquido, ou pelo vapor, assim como para a massa inicial de líquido no gerador de vapor, conseguiram reproduzir um perfil de pressão, para o acidente de TMI-2, mais próximo do que o obtido pelo modelo existente no programa MARCH3.

Apesar das várias hipóteses adotadas no desenvolvimento do modelo SGEN1, é utilizada uma única equação para calcular o calor removido do sistema primário, durante o decorrer do acidente, independentemente do fluido primário ser líquido ou vapor. Este fato limita a origem das incertezas à escolha do valor do coeficiente de transferência de calor, e não mais nas equações utilizadas, como no modelo existente no MARCH3.

Um fator importante, para acertar a quantidade de calor removida do sistema primário, foi adotar a temperatura do vapor no espaço gasoso, e não a temperatura do vapor no núcleo, como a temperatura do refrigerante primário na forma de vapor. Esta consideração teve que ser feita, uma vez que o modelo utiliza apenas uma perna para ligar o vaso de pressão ao gerador. Esta única perna tem, então, que representar, do melhor modo possível, os fenômenos que ocorrem nas duas pernas: quente e fria, que ligam o gerador ao vaso de pressão. Uma vez que o fluido refrigerante possui temperaturas distintas nas duas pernas (quente em uma e fria na outra), pensou-se em utilizar um valor médio destas temperaturas, no modelo de uma única perna. Este valor médio é melhor representado pelo valor da temperatura do vapor no espaço gasoso. Um valor mais realista para esta temperatura foi obtido quando se considerou o mecanismo de convecção natural no vaso de pressão, permitindo o aquecimento do vapor ao entrar em contato com a parte descoberta do núcleo, a uma temperatura muito alta.

3.4 CONVECÇÃO NATURAL NO VASO DE PRESSÃO

A convecção natural dentro do vaso de pressão é, segundo vários autores [35, 36, 37], importante para o aumento da pressão no sistema primário a partir do momento em que o núcleo fica descoberto. Como o perfil obtido para a pressão, com o novo modelo de gerador de vapor, não reproduzia o aumento registrado no acidente de TMI-2, por volta de 150 minutos (Figura 2.1), tentou-se verificar a possível influência da simulação da convecção natural dentro do vaso de pressão. Um estudo do programa MARCH3 levou à possibilidade de se fazer esta simulação através da equação utilizada para calcular a temperatura do vapor no sistema primário. Deve-se lembrar que no modelo para o sistema primário (Figura 3.2) não há separação do vaso de pressão e do sistema primário, sendo os dois considerados em um único volume. Deste modo, embora seja utilizado o termo de vaso de pressão no restante do texto, este termo não possui o significado real.

3.4.1 Descrição do Modelo

Para simular o mecanismo de convecção natural foi modificada a equação que calcula a temperatura do vapor no vaso de pressão.

Considera-se que a partir do momento em que o nível de líquido fica abaixo da altura do núcleo, o vapor, ao passar perto do núcleo é aquecido pelo mesmo, ficando com uma temperatura mais alta. Este aquecimento pode ser quantificado em termos da área descoberta do núcleo, de um coeficiente de transferência de calor e da diferença de temperatura entre o núcleo e o vapor.

A área utilizada para a transferência de calor é obtida a partir da multiplicação do perímetro do núcleo ($2\pi r$) pela diferença entre a altura do núcleo (H) e o nível de líquido (Y), de acordo com a Figura 3.5.

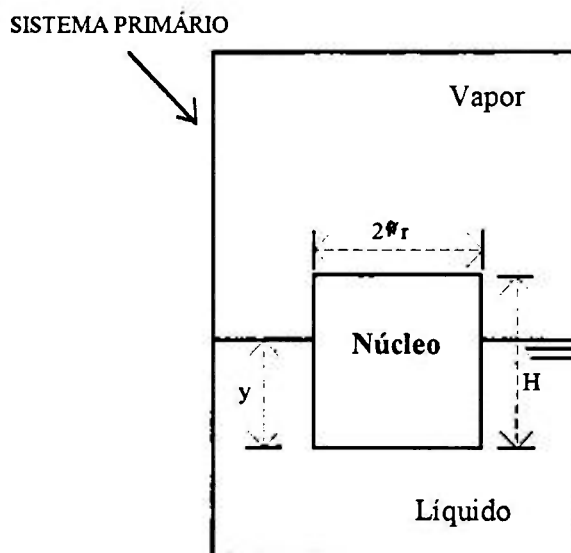


Figura 3.5 Esquema da Área Utilizada para calcular o Aquecimento do Vapor pelo fenômeno da Convecção Natural dentro do Sistema Primário.

Admite-se a temperatura do vapor como sendo a do espaço acima da última estrutura dentro do vaso de pressão, uma vez que não é fornecida pelo programa outro valor de temperatura para o vapor. Para o núcleo, considera-se a temperatura média, calculada a partir dos nódulos que ainda estão no núcleo.

O aumento de temperatura do vapor, provocado pela absorção do calor cedido pelo núcleo, é dado pela razão do calor absorvido pelas massas, de vapor e de hidrogênio, com seus respectivos calores específicos.

3.4.2. Calor Cedido pelo Núcleo para o Vapor.

$$Q = H_{nat} \times [2 \pi r (H - Y)] (T_{core} - T_{vapor}) \quad (E3.12)$$

$r \Rightarrow$ raio do núcleo (m)

$H \Rightarrow$ altura do núcleo (m)

$Y \Rightarrow$ nível de líquido no vaso de pressão (m)

$T_{core} \Rightarrow$ temperatura média do núcleo (K)

$T_{vapor} \Rightarrow$ temperatura do vapor (K)

$H_{nat} \Rightarrow$ coef. transf. calor por convecção natural ($W/m^2 /K$)

O cálculo feito para encontrar o valor para o coeficiente de transferência de calor por convecção natural é apresentado no Apêndice 5.

3.5 MODELO DESENVOLVIDO PARA O DERRETIMENTO DO NÚCLEO: MELT1.

3.5.1 Modelo do Núcleo Utilizado no Trabalho.

O modelo utilizado para o núcleo, no modelo semi-mecânico, não considera os diferentes constituintes de uma forma explícita, simulando o núcleo como uma massa uniforme.

A temperatura a partir da qual o derretimento tem início é fornecida como dado de entrada para o programa. Esta temperatura é escolhida com base em testes de sensibilidade, tendo um valor no intervalo de temperaturas de fusão do encamisamento (2030 K) e do combustível (3120 K). Utilizam-se os valores das fases eutéticas mais importantes que se formam durante a interação do combustível com o encamisamento e, com base nos resultados obtidos, adota-se o mais adequado. O valor escolhido para esta temperatura apresenta influência direta no valor calculado para a fração derretida do núcleo, uma vez que ela determina o início do derretimento. Para as mesmas condições da planta, um valor menor para esta temperatura implica uma fração maior de material derretido no núcleo.

O modelo do núcleo é mostrado na Figura 3.6 para melhor visualização dos modelos de derretimento.

O núcleo consiste de um cilindro dividido em regiões radiais concêntricas, divididas igualmente em um número variável de regiões axiais. As regiões radiais têm tamanhos arbitrários e são normalmente selecionadas de maneira a descrever a distribuição de potência radial dentro do núcleo. Estas regiões são também chamadas de nódulos.

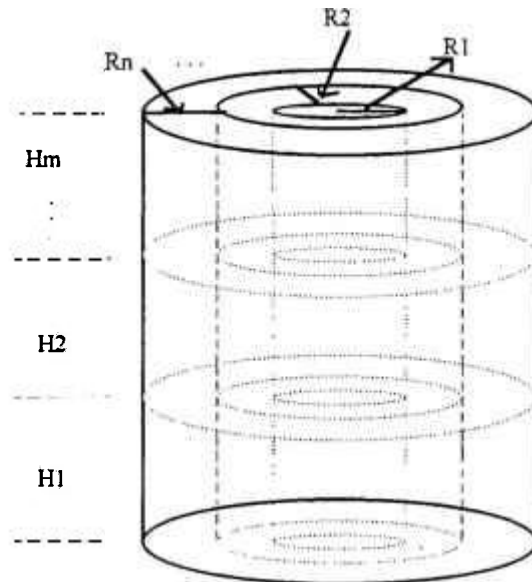


Figura 3.6 Ilustração do Modelo do Núcleo. Exemplo com n regiões radiais (R_1, R_2, \dots, R_n) e m regiões axiais (H_1, H_2, \dots, H_m).

3.5.2 MELT1 - Modelo Desenvolvido para o Derretimento do Núcleo.

O novo modelo de derretimento do núcleo, desenvolvido no presente trabalho, o qual será denominado de MELT1, faz a transferência de calor em duas dimensões (R, Z). O modelo incorpora também, um mecanismo para representar a solidificação do material derretido no núcleo e para permitir a queda do material derretido através do espaço existente entre o núcleo e o barril.

Os modelos de derretimento existentes no programa MARCH3, no total de três, denominados Modelos A, B e C, não assumem que o material derretido no núcleo possa bloquear os canais entre as varetas combustíveis e reduzir a reação do encamisamento com o vapor. A transferência de calor é feita apenas na direção axial, e em um único sentido, ascendente ou descendente, dependendo do modelo escolhido. O material derretido sai de sua posição original no núcleo, caindo para a parte inferior do vaso de pressão, apenas quando houver um nódulo completamente derretido, em uma posição inferior, dentro da sua região radial.

O novo modelo desenvolvido se propõe a representar os fenômenos que ocorrem, a partir do instante em que uma dada região no núcleo fica com uma temperatura maior do que a de fusão, até o momento em que os nódulos caem para a parte inferior do vaso de pressão. Esta queda ocorre em duas situações: quando um

nódulo de referência (altura axial dada como entrada para o programa) em cada região radial derrete totalmente ou quando um nódulo na região radial mais externa do núcleo cai do mesmo.

A partir do momento da queda do material derretido na parte inferior do vaso de pressão, o programa segue os cálculos com outras subrotinas que não foram alteradas no desenvolvimento deste trabalho.

3.5.2.1 Sequência de Cálculo

A temperatura dos nódulos do núcleo é calculada levando em consideração o calor de decaimento dos produtos de fissão, o calor transferido por convecção para o vapor, ou para o líquido, o calor gerado pela reação do encamisamento com o vapor, o calor perdido por radiação e o calor transferido axialmente, por condução, entre os nódulos.

A seguir é realizada a distribuição de calor em todo o núcleo, utilizando a temperatura calculada para cada nódulo. A distribuição de calor tem início com a procura, dentro de cada região radial, dos nódulos com temperatura maior do que uma temperatura de referência, definida no programa com um valor maior do que a temperatura de fusão dos materiais do núcleo.

O programa foi desenvolvido para fixar um referencial no nódulo com a maior temperatura em cada região radial. A distribuição de calor começa a partir deste nódulo, na ordem indicada na Figura 3.7: primeiro para o nódulo à sua esquerda (1), em segundo para o nódulo à sua direita (2), em terceiro para o nódulo localizado abaixo (3) e por último para o nódulo superior (4).

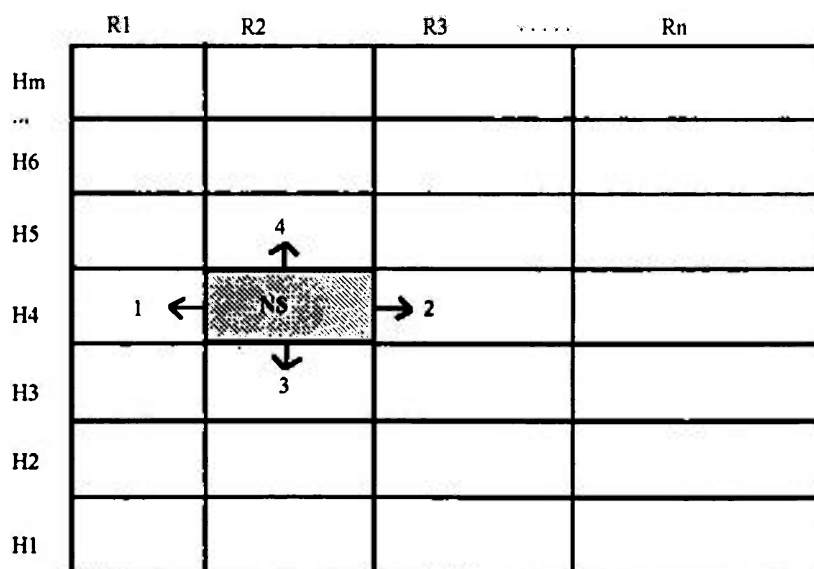


Figura 3.7 Sequência de Distribuição de Calor no Núcleo a partir do Nódulo com maior temperatura na região radial R2. Exemplo de um núcleo contendo n regiões radiais (R1,...,Rn) e m regiões axiais (H1,...,Hm).

A distribuição de calor contínua, nessa sequência, até que a temperatura média dos nódulos varridos fique com um valor menor do que a temperatura de fusão. O último nódulo tomado na distribuição de calor recebe o excesso de temperatura de modo a haver conservação de energia.

A transferência de calor, em uma dada região radial, é feita até que todos os nódulos derretidos nessa região tenham sido considerados. Deve-se salientar que a transferência de calor contínua em uma dada direção e sentido, mesmo que tenha cessado em outra. Após ter terminada a distribuição nessa região radial considera-se a próxima e, assim, sucessivamente, até o término de todas as regiões radiais.

A influência da sequência em que os nódulos são considerados, para o cálculo da temperatura média é mostrada na Tabela 3.2. Os resultados foram obtidos na etapa de desenvolvimento do modelo MELT1, com os dados do caso amostra do programa, sequência TMLB para o reator Zion [25], a fim de definir como seria feita a transferência de calor em MELT1.

Tabela 3.2 Influência da Sequência de Transferência de Calor nos valores calculados para o Derretimento do Núcleo e do Encamisamento. Resultados obtidos com os dados do Caso Amostra do Programa MARCH3: Sequência TMLB para o Reator ZION [25].

Sequência (**)	Intervalo de tempo entre o início do derretimento do núcleo e a queda do primeiro nódulo.	Fração derretida do núcleo (%)	Fração derretida do encamisamento (%)
S1	5 minutos	85	36
S2	5 minutos	82	36
S3	5 minutos	81	38
S4	5 minutos	79	30

(**) A ordem na sequência de transferência de calor, a partir do nódulo com temperatura maior do que a de fusão, está esquematizada de acordo com a Figura 3.7.

Sequência S1 ⇒ Faces 1, 2, 3 e 4

Sequência S2 ⇒ Faces 2, 1, 3 e 4

Sequência S3 ⇒ Faces 3, 4, 2 e 1

Sequência S4 ⇒ Faces 4, 3, 2 e 1

3.5.2.2 Cálculo da Temperatura Média do Núcleo

Uma vez que o modelo desenvolvido utiliza o valor da temperatura média como parâmetro para cessar a transferência de calor no núcleo, é importante definir, em harmonia com o objetivo proposto, a equação para o cálculo desta temperatura.

A partir do modelo utilizado para o núcleo, Figura 3.6, tem-se que é preciso considerar as massas dos nódulos que estão em regiões radiais distintas, uma vez que estas regiões possuem tamanhos diferentes. Esse problema não existe quando se considera a transferência de calor entre dois nódulos da mesma região radial, uma vez que o modelo divide cada região radial em nódulos axiais com o mesmo tamanho.

Para a distribuição de calor entre os nódulos, considera-se que o nódulo com maior temperatura entra em equilíbrio térmico com o primeiro nódulo à sua esquerda, como esquematizado na Figura 3.7. Admite-se que o calor recebido por um deles corresponde ao cedido pelo outro.

Se a temperatura média resultante for maior do que a temperatura de fusão, admite-se um terceiro nódulo em equilíbrio com estes dois. Este terceiro nódulo corresponde ao número dois, indicado pela seta, na Figura 3.7. Considera-se a massa e a temperatura deste nódulo e calcula-se o valor da nova temperatura de equilíbrio (Temperatura Média). Caso o valor calculado resulte ainda maior do que a temperatura de fusão, o processo continua sequencialmente com o próximo nódulo, de acordo com a sequência da Figura 3.7.

3.5.3 Modelo de Queda do Material Derretido do Núcleo: MELTL1

Os materiais constituintes do núcleo, uma vez derretidos, começam a fluir pelos canais existentes entre as varetas combustíveis. Quando a água estiver em um nível abaixo do núcleo, este material continua seu caminho descendente, até cair do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão. Este fenômeno é considerado em parte, no programa, quando se permite a queda do material derretido a partir do instante em que um dado nódulo, à escolha do usuário, estiver totalmente derretido.

No caso do material derretido se formar na região mais externa do núcleo, existe ainda a possibilidade de queda deste através do espaço existente entre o núcleo e o barril do núcleo. Esta possibilidade, inexistente no modelo do programa MARCH3, foi introduzida no modelo desenvolvido, MELT1. Uma vez que esta opção é escolhida externamente pelo usuário, o modelo de derretimento com a opção de queda lateral ativada é denominado de MELTL1, para diferenciá-lo do modelo sem a opção de queda lateral, denominado MELT1.

O programa MELTL1 considera a queda do material derretido a partir do momento em que houver a queda de algum nódulo na região radial mais externa do núcleo. O espaço deixado por este nódulo serve de caminho para que o material derretido, localizado nas regiões mais internas, flua do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão.

A introdução dessa possibilidade favorece o aumento da massa de material derretido na parte inferior do vaso de pressão. Esta massa, à alta temperatura, reage com a água existente na parte inferior do vaso de pressão formando vapor, que passa pelo núcleo em fluxo ascendente. O aumento na massa de vapor, que passa no núcleo, provoca aumento na taxa de reação de oxidação do encamisamento, com a liberação de maior quantidade de energia. Esta sequência de eventos faz com que a temperatura do núcleo continue alta, propiciando a continuação do processo de derretimento.

3.5.4 Solidificação do Material Derretido no Núcleo

O material solidificado pode causar um bloqueio dos canais existentes no núcleo desviando o fluxo de vapor, reduzindo a refrigeração da parte superior das varetas combustíveis e a taxa de reação de oxidação do encamisamento. Estes temas não são tratados no programa MARCH3 e foram considerados, no modelo MELT1, devido à grande influência que exercem no desenvolvimento do processo de derretimento do núcleo.

A simulação do bloqueio do canal existente entre as varetas combustíveis, pela solidificação do material derretido, foi feita utilizando-se a fração derretida de cada nódulo. A partir dos dados de entrada pode-se escolher qual o valor de derretimento do nódulo a partir do qual o material derretido começa a fluir. Este valor determina o início do bloqueio à passagem do vapor, impedindo assim a transferência de calor por convecção do núcleo para o vapor.

O programa desenvolvido leva em consideração a redução da reação de oxidação do encamisamento, causada pelo bloqueio do material solidificado, nos canais do núcleo, à passagem do vapor. Esta redução é acionada a partir de um valor limite de derretimento do nódulo, valor fornecido pelo usuário no arquivo de entrada de dados do programa.

A influência do bloqueio ocasionado pela solidificação do material derretido, nos canais do núcleo, foi analisada em termos da degradação da transferência convectiva de calor entre o núcleo e o vapor, e da redução da reação do encamisamento com o vapor nas regiões que ficam acima do bloqueio. Pode-se controlar de maneira independente a transferência convectiva para o vapor e a ocorrência da reação do encamisamento com o vapor.

O fluxograma do programa desenvolvido, MELT1, se encontra no Apêndice 6.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS DA ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

4.1 ANÁLISES PRELIMINARES

A realização de testes de sensibilidade com o modelo de derretimento do núcleo exigia a reprodução das condições do sistema primário até o processo de derretimento do núcleo ter início. Deste modo, o trabalho consistiu, inicialmente, no estudo da sequência do acidente, em sua modelagem original no programa MARCH3 e na tentativa de reprodução das condições da planta entre 0 e 100 minutos e depois entre 100 e 174 minutos do acidente. Esta primeira etapa do trabalho resultou no desenvolvimento de novos modelos, já descritos no capítulo 3, que permitiram a obtenção de resultados qualitativamente próximos aos de TMI-2 durante os primeiros 174 minutos do acidente.

A análise feita no desenvolvimento dos modelos de gerador de vapor, SGEN1, e de convecção natural, constituiu uma contribuição significativa ao trabalho na medida em que permitiu a delimitação dos fenômenos mais importantes na planta antes de ter início o processo de derretimento do núcleo. O modelo de gerador de vapor, por exemplo, mostrou-se fundamental nos 100 minutos iniciais, quando foi o responsável pelo comportamento da pressão do sistema primário.

A evolução do processo de derretimento do núcleo foi analisada com o modelo desenvolvido, MELT1, que contém os fenômenos que, em uma primeira análise, pareciam ter grande influência no processo de derretimento. Os resultados dos testes de sensibilidade com o modelo de derretimento desenvolvido, MELT1, foram comparados com os obtidos com o modelo original de derretimento do programa MARCH3, modelo A. Procurou-se verificar a influência do modelo de derretimento no perfil da pressão do sistema primário, do calor transferido para o gerador de vapor, da temperatura da água do sistema primário e do nível de água no vaso de pressão.

A apresentação dos resultados segue a sequência do acidente, de modo que em primeiro vêm os referentes à reprodução da condição da planta desde o início do acidente, quando a despressurização do primário e a remoção de calor pelo gerador têm papel fundamental até o momento em que o núcleo fica descoberto, por volta de 119 minutos, e o fenômeno da convecção natural no vaso de pressão passa a ser mais importante. O processo de aquecimento continuou e, por volta de 155 minutos, teve início o derretimento dos materiais presentes no núcleo, quando o modelo de derretimento passa a ter uma grande influência na evolução do acidente.

Dentre os vários resultados apresentados na saída do programa, os de interesse ao trabalho são: a pressão do sistema primário, a quantidade de água existente no vaso de pressão, a quantidade de material derretido do núcleo e a massa de zircaloy que reagiu com o vapor d'água. A pressão é importante porque ela é o reflexo da quantidade de massa de vapor no vaso de pressão. Isto permite verificar se as quantidades de vapor gerado e removido do sistema primário estão corretas e, de

forma equivalente, se o modelo utilizado para os cálculos consegue reproduzir o comportamento da planta de TMI-2 no decorrer do acidente.

O nível de água no vaso de pressão influi no tempo de acidente decorrido, no qual o núcleo fica descoberto e tem início a reação de oxidação do encamisamento de zircaloy.

A variação na quantidade de massa do material derretido dentro do núcleo decorre, diretamente, do modelo utilizado para se fazer a transferência de calor no seu interior, a partir do instante em que a temperatura atinge o valor da temperatura de fusão dos materiais presentes no núcleo. Deste modo a análise da quantidade de material derretido no núcleo permite avaliar se o modelo de derretimento utilizado está ou não apto a representar a sequência testada.

A massa de zircaloy que reage depende da quantidade de vapor disponível para a reação, da possibilidade de contato entre o vapor e o encamisamento e, em princípio, do modelo utilizado para a reação de oxidação. Assim, o valor obtido para a quantidade de zircaloy que reagiu no acidente serve como parâmetro para testar se a massa de vapor presente no vaso de pressão está sendo calculada corretamente, se o bloqueio ocasionado pela solidificação do material derretido no núcleo é significativo, e se a reação de oxidação utilizada é representativa para as condições existentes na planta.

A quantidade de calor transferida para o gerador de vapor, durante o decorrer do acidente, seria o parâmetro mais adequado para a verificação dos valores adotados para os coeficientes de transferência de calor do modelo desenvolvido, SGEN1. Entretanto, o perfil do calor transferido no decorrer do acidente, não foi encontrado na literatura. A única informação encontrada publicada a respeito desta quantidade foi um artigo que trata da simulação do acidente de TMI-2 com o programa MARCH3/CTN1 [24]; comportamento semelhante verificou-se com o perfil da temperatura da água no vaso de pressão.

Deve-se notar que os parâmetros - pressão, quantidade de calor removida do sistema primário e temperatura da água no vaso de pressão - permitem identificar os fenômenos que influem diretamente nas condições do sistema primário e, portanto, no desenvolvimento do processo de derretimento do núcleo.

Os valores divulgados para as frações derretidas, do núcleo e do encamisamento, foram adotados como referência nos testes de sensibilidade com o modelo desenvolvido para o derretimento do núcleo, MELT1.

Os dados de entrada foram tomados das referências [24] e [38], e são apresentados no Apêndice 7. Os dados que não são conhecidos foram ajustados por tentativas de modo a reproduzir os efeitos finais gerados como, por exemplo, a vazão mássica da água de alimentação para o gerador de vapor e a vazão mássica da água de injeção e de fuga do vaso de pressão, em consonância com outros conhecidos pesquisadores [4, 22, 23, 24, 38].

4.2 RESULTADOS OBTIDOS PARA A PRESSÃO, A POTÊNCIA DISSIPADA NO GERADOR DE VAPOR E A TEMPERATURA DA ÁGUA DO PRIMÁRIO.

Na Figura 4.1 é apresentado o resultado divulgado [9] para a pressão registrada no sistema primário da planta de TMI-2. Este resultado serviu de referência para comparação com os resultados obtidos nas simulações feitas e, conseqüentemente, para a identificação dos fenômenos que exerceram maior influência na pressão do sistema primário no decorrer deste acidente.

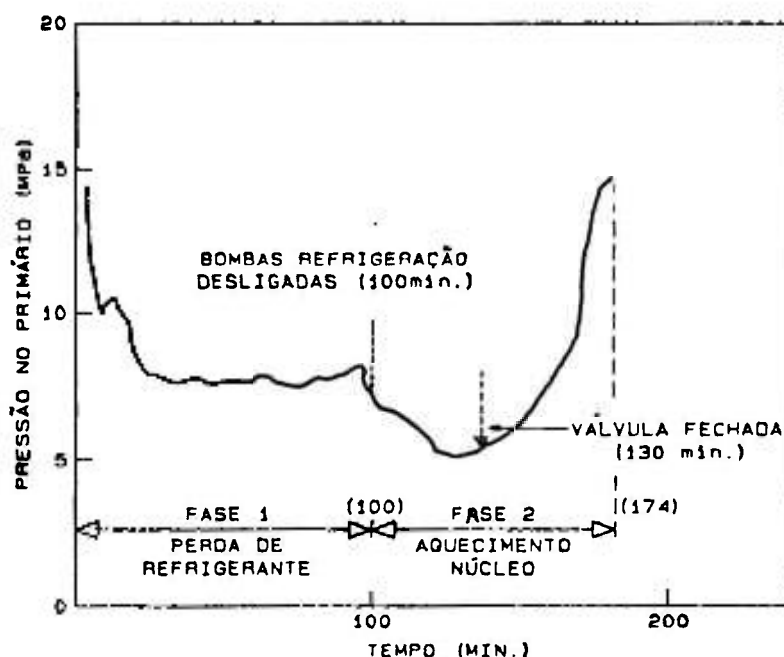


Figura 4.1 Pressão no Sistema Primário de TMI-2, registrada durante o acidente nesta planta. [9]

Os primeiros resultados obtidos, ainda no início do trabalho, são apresentados nas Figuras 4.2 e 4.3. Estes resultados foram importantes para a continuação do trabalho já que mostraram que a adaptação do programa para aceitar os dados de entrada do acidente de TMI-2 estava correta. Além disto, o resultado da pressão, obtido com o modelo SGEN, indicou o caminho para novas mudanças a serem introduzidas no programa para se obter algum resultado de qualidade, que pudesse ser comparado aos divulgados. O modelo SGEN calculou um grande aumento na pressão do sistema primário, logo no início do acidente, que, além de não ser coerente com o resultado registrado (Figura 4.1), não tem, praticamente, significado físico se considerarmos uma planta real. O valor máximo de pressão, obtido com o modelo SGEN, foi de ~ 64 MPa, que corresponde a ~640 bar. A pressão obtida com o modelo SGEN é apresentada na Figura 4.2.

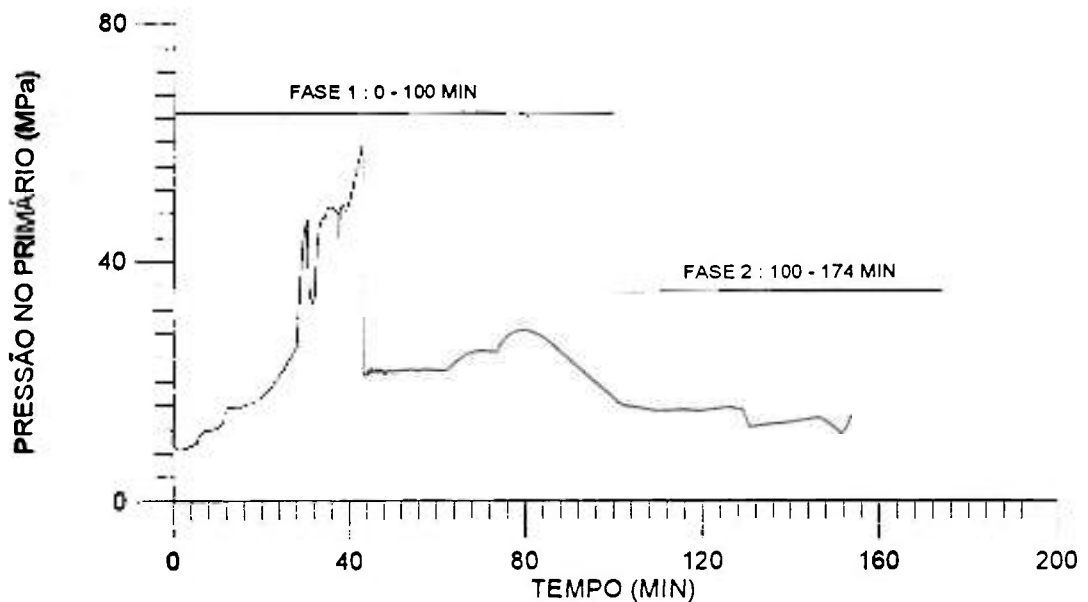


Figura 4.2 Pressão no sistema primário de TMI-2, durante os 174 minutos iniciais do acidente, calculada com o modelo de gerador de vapor SGEN, original do programa MARCH3.

O exame das variáveis de saída do programa, que de alguma forma influem na pressão do sistema primário, levou à conclusão de que a diminuição indevida na quantidade de calor removida do sistema primário pelo gerador de vapor era a principal responsável pelo perfil da pressão, como pode ser visto na Figura 4.3.

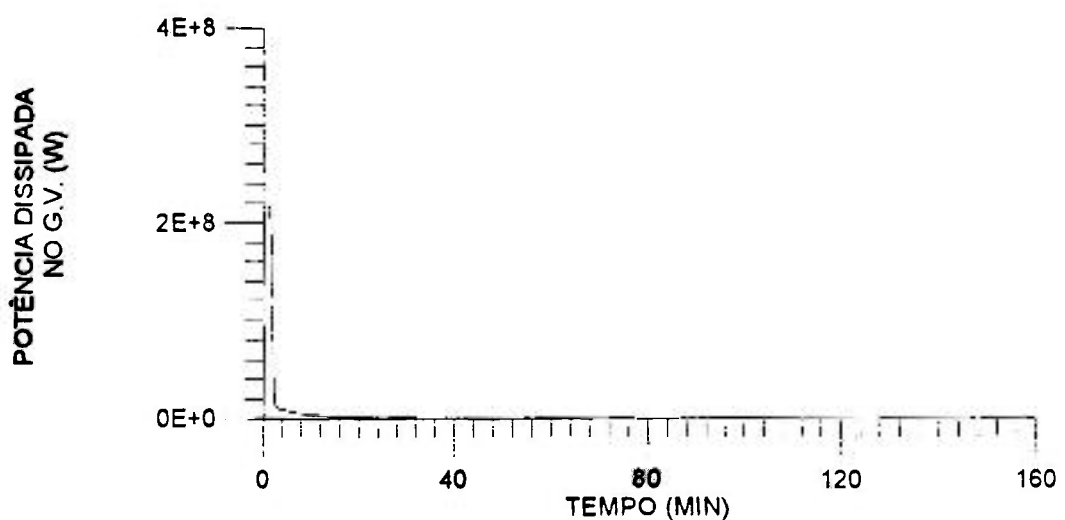


Figura 4.3 Potência dissipada no gerador de vapor, durante os 174 minutos iniciais do acidente de TMI-2, calculada com o modelo de gerador de vapor SGEN, original do MARCH3.

Os resultados obtidos com o modelo de gerador de vapor desenvolvido neste trabalho, SGEN1, para a simulação do acidente de TMI-2, são mostrados nas Figuras 4.4 e 4.5. Estes resultados, embora bem melhores do que os obtidos com o modelo SGEN, Figuras 4.2 e 4.3, ainda não reproduziram o aumento súbito da pressão registrado no acidente em 150 minutos, como apresentado na Figura 4.1.

Isto serviu para mostrar que algum fenômeno importante, que ocorreu por volta deste instante e possuía influência no valor da pressão do sistema primário, não estava sendo considerado nos modelos do programa.

Os estudos de artigos que detalham a sequência do acidente, e de simulações realizadas com outros programas computacionais de acidentes severos, serviram para que se verificasse que, no momento do aumento rápido da pressão, o núcleo estava descoberto. No resultado obtido, o núcleo também estava descoberto neste instante, indicando que o cálculo das vazões mássicas da água no vaso de pressão estava coerente com a reprodução da situação encontrada na planta neste momento.

Os fenômenos que normalmente influenciam o comportamento da pressão estavam sendo modelados no programa, como, por exemplo, o calor gerado pelo decaimento dos produtos de fissão, a reação de oxidação do encamisamento de zircaloy, com geração de hidrogênio, o qual colabora para o aumento da pressão no sistema primário, e a geração de vapor por ebulição da água existente no vaso de pressão, devido à alta temperatura no sistema primário.

Uma análise detalhada das temperaturas no sistema primário revelou a causa do problema. Enquanto o núcleo e a água, na parte inferior do vaso de pressão, apresentam um alto valor de temperatura no instante em que o núcleo estava descoberto, o vapor, na parte superior do vaso de pressão, tinha, em comparação, uma temperatura muito baixa. Embora o vapor, ao passar pelo núcleo, não remova tanto calor quanto a água na forma líquida, sua temperatura deveria ser maior devido às condições existentes no sistema primário neste momento do acidente, quando o núcleo já se encontrava descoberto e a oxidação do encamisamento de zircaloy já havia começado. O vapor deveria se aquecer ao entrar em contato com o núcleo descoberto, pelo fenômeno da convecção natural no vaso de pressão.

Entretanto, o modelo original existente no programa considerava que o vapor, uma vez chegando na parte superior do vaso de pressão, não interagiria mais com o núcleo, indo diretamente para o gerador de vapor. No gerador, o vapor sofria condensação, voltando como líquido para o sistema primário.

A introdução da convecção natural no modelo do sistema primário utilizado na simulação de TMI-2, permitiu a reprodução qualitativa do perfil da pressão registrado no acidente, no momento em que o núcleo já estava descoberto, como aparece na Figura 4.4.

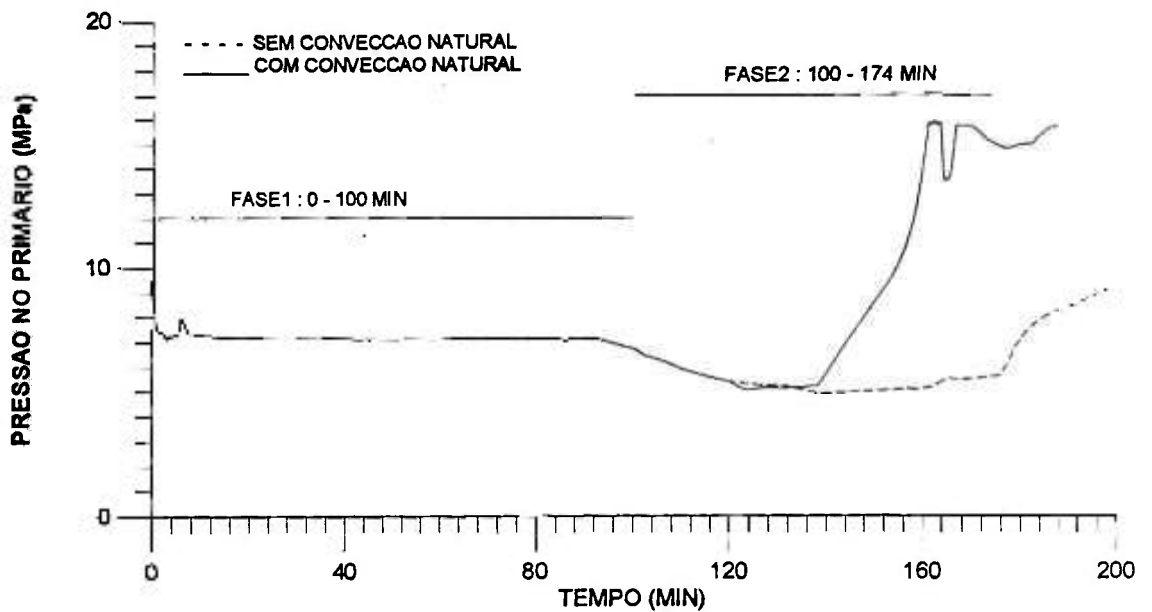


Figura 4.4 Influência do fenômeno de convecção natural na pressão no sistema primário de TMI-2. Resultado obtido com os modelos SGEN1 e MELT1.

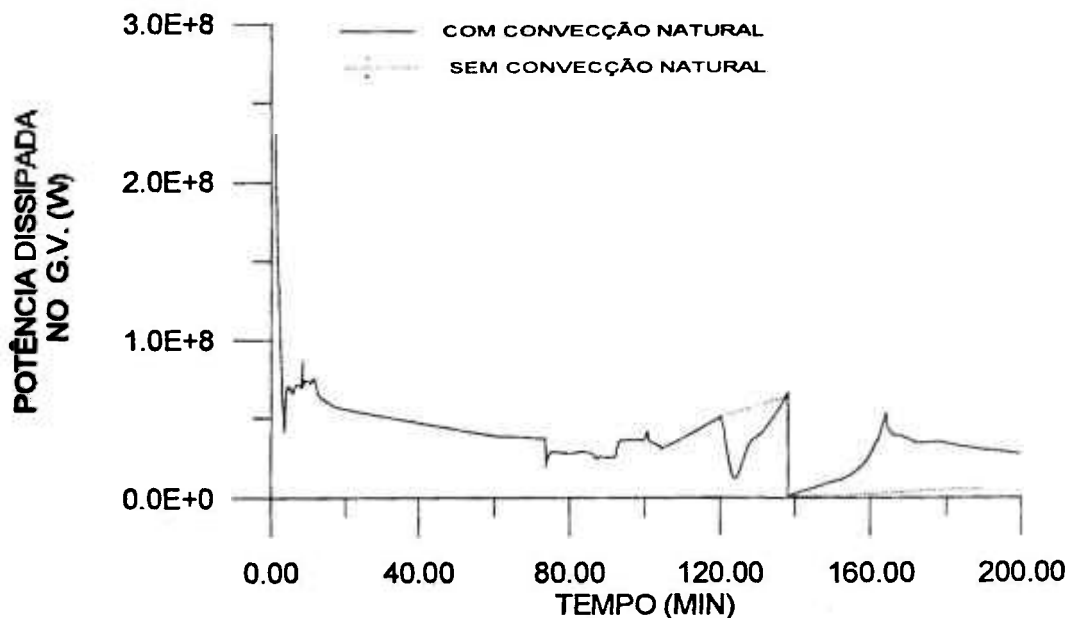


Figura 4.5 Influência do fenômeno de convecção natural na potência dissipada no gerador de vapor. Resultado obtido com os modelos SGEN1 e MELT1.

No gráfico da pressão, podem ser identificadas duas das quatro etapas principais nas quais é dividida a sequência do acidente de TMI-2 para propósito de análise. Cada uma destas etapas é caracterizada por diferentes fenômenos. Na etapa

1 (0- 100 minutos) os fatores mais importantes foram a parada das bombas do circuito B (~74 minutos) e o desligamento das bombas do circuito A (~ 100 minutos). A parada das bombas do circuito B foi representada por uma redução de cinquenta por cento nos coeficientes de transferência de calor para o gerador de vapor para simular a condição de funcionamento de apenas um circuito a partir deste instante. A redução foi feita nos coeficientes porque o programa admite a existência de apenas um gerador de vapor e a planta de TMI-2 possui dois geradores de vapor. A parada das bombas do circuito A foi simulada, novamente, com redução nos coeficientes de transferência de calor de acordo com a descrição feita na seção 3.3.1.4.

A segunda etapa (100-174 minutos) tem início com o núcleo ainda coberto por água. O descobrimento do núcleo, por volta de 119 minutos, marca o início da reação do encamisamento do combustível, com o vapor existente no vaso de pressão. A reação de oxidação do encamisamento, exotérmica, provoca aumento de temperatura no primário. De acordo com o perfil obtido para a pressão verifica-se que o ajuste dos coeficientes foi adequado para a simulação do acidente nesta primeira etapa. A válvula de alívio do pressurizador, aberta até então, é fechada aos 138 minutos. Com o seu fechamento o gás existente no sistema primário fica praticamente estagnado uma vez que as bombas estão paradas. Este fenômeno foi reproduzido com a redução dos coeficientes de transferência de calor para o gerador de vapor. A redução na transferência de calor, associada ao fechamento da válvula de alívio e continuação da reação de oxidação provocam o aumento na pressão. O perfil obtido nesta segunda etapa coincide qualitativamente com os valores registrados (Figura 4.1), demonstrando que os valores atribuídos aos coeficientes foram coerentes para representar a situação existente na planta nesta segunda fase do acidente.

O aumento da pressão, em aproximadamente 150 minutos, com a utilização do modelo SGEN1, só foi conseguido com a simulação do mecanismo de convecção natural no vaso de pressão como pode ser visto na Figura 4.4. A coincidência do comportamento da pressão com a inclusão deste fenômeno mostra que ele foi um fator importante para o aquecimento do gás no vaso de pressão no decorrer do acidente de TMI-2.

Tendo-se obtido um perfil razoavelmente próximo aos dados do registro, no decorrer do acidente de TMI-2, foram efetuados os testes de sensibilidade com o modelo de derretimento do núcleo.

Na Figura 4.6 são apresentados os resultados obtidos para a pressão no sistema primário de TMI-2, com o modelo de derretimento desenvolvido, MELT1, e com o Modelo A, original do MARCH3.

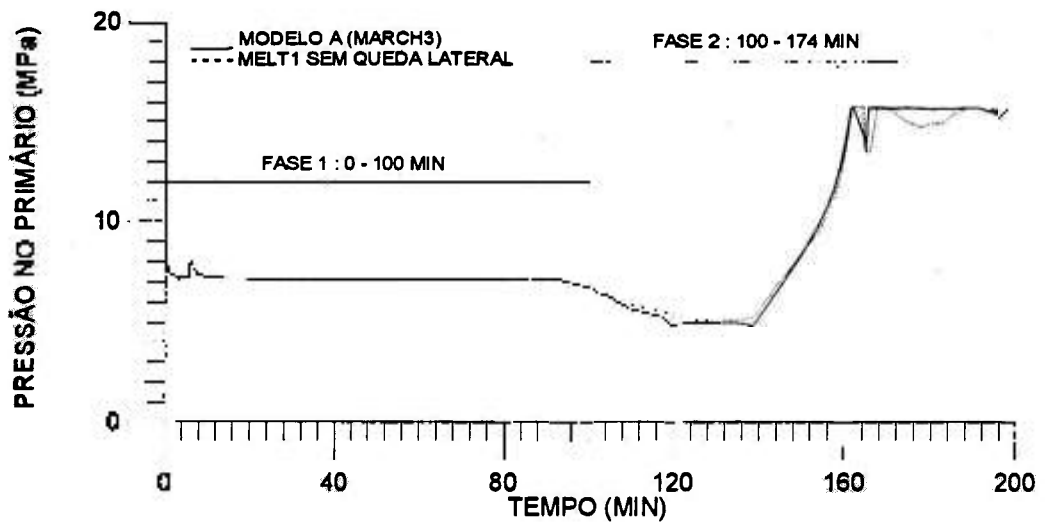


Figura 4.6 Influência do modelo de derretimento na pressão do sistema primário. Resultado obtido com o modelo SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão.

As Figuras 4.7 e 4.8 mostram a influência da queda do material derretido do núcleo, para a parte inferior do vaso de pressão, através do espaço entre o núcleo e o barril, nos valores obtidos para a pressão do sistema primário e para a potência dissipada no gerador de vapor durante o acidente na planta de TMI-2.

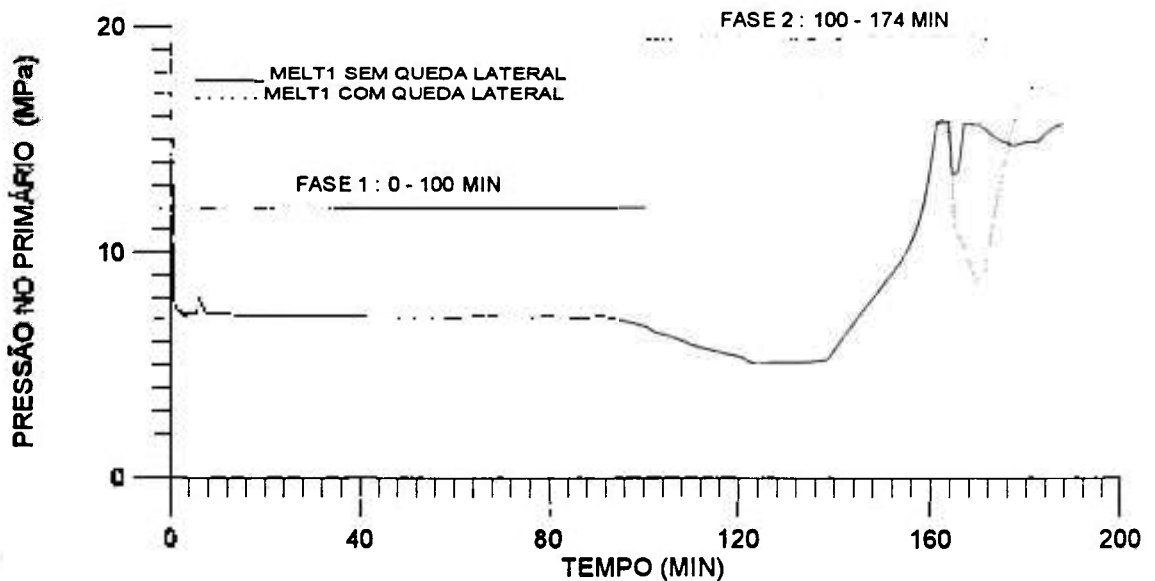


Figura 4.7 Influência da queda do material derretido do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão na pressão do sistema primário. Resultado obtido com SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão.

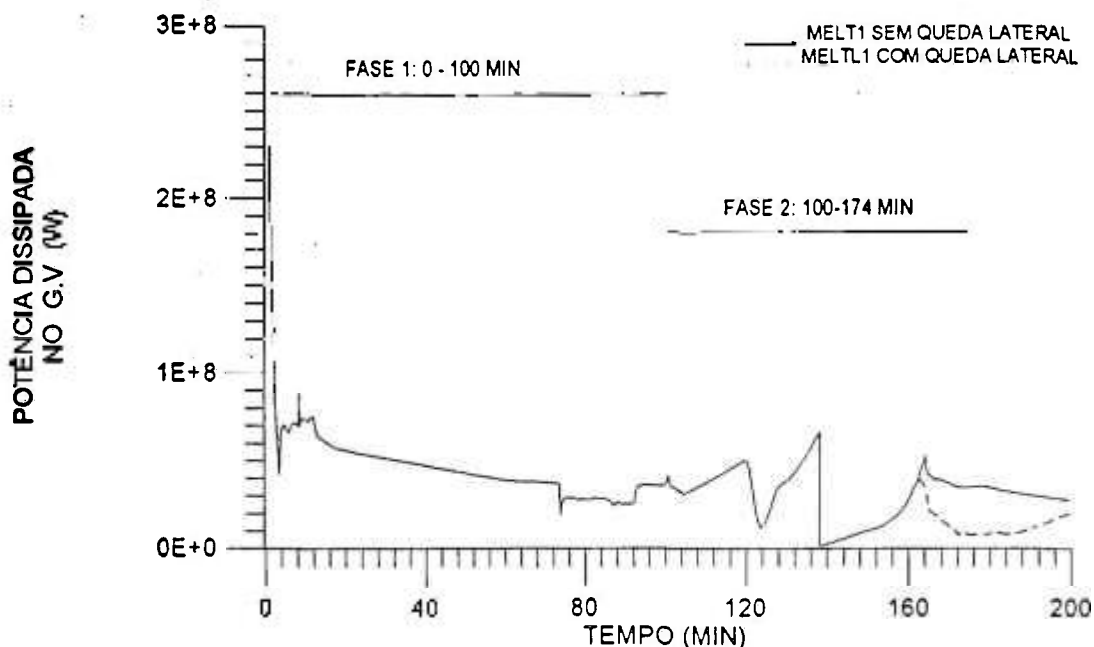


Figura 4.8 Influência da queda do material derretido do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão na potência dissipada no gerador de vapor. Resultado obtido com SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão.

Pela figura 4.8 percebe-se que o modelo de transferência de calor para o gerador de vapor exerce a influência preponderante no comportamento da pressão até, aproximadamente, 160 minutos. A influência do modelo de derretimento aparece justamente após 160 minutos, como mostrado nas Figuras 4.6 e 4.7, que é quando começa a ocorrer o derretimento do núcleo e a queda do material derretido para a parte inferior do vaso de pressão.

A partir da Figura 4.7 pode-se perceber que a queda do material derretido do núcleo exerce uma grande influência no perfil da pressão do primário. Quando não se permite a queda lateral, o perfil da pressão se aproxima do registrado no acidente de TMI-2. De onde se deduz que, provavelmente, a massa de material derretido que cai do núcleo, calculada pelo modelo MELTL1 é muito maior do que a que ocorreu no acidente.

Não foi encontrado o perfil registrado no acidente de TMI-2 para a potência dissipada no gerador de vapor no decorrer do acidente. O único resultado encontrado na literatura para este parâmetro foi obtido por Javier González, Jorge Baron, Camino González e Agustin Alonso [24], com a versão MARCH3/CTN1, na simulação do acidente de TMI-2. Este resultado é apresentado na Figura 4.9, para uma comparação qualitativa com o resultado apresentado na Figura 4.8.

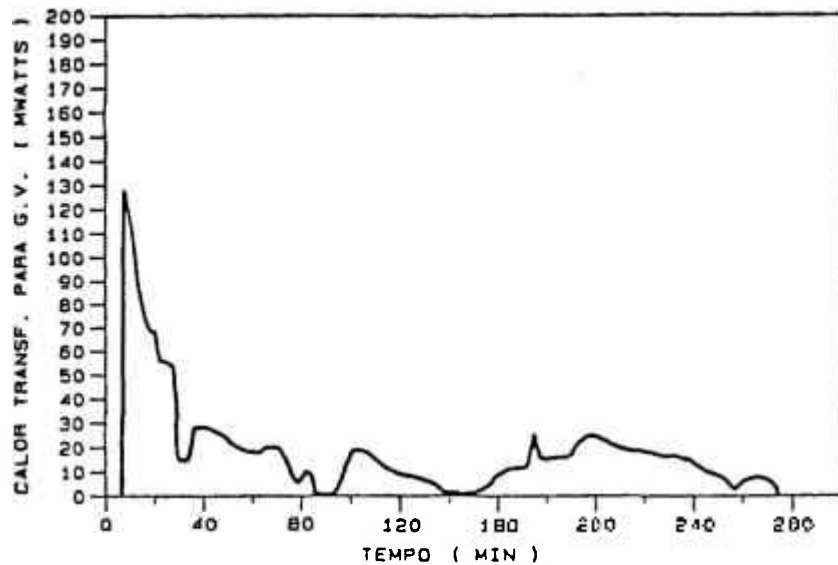


Figura 4.9 Potência dissipada no gerador de vapor durante o acidente de TMI-2. Resultado obtido com o programa MARCH3/CTN1 por Javier González, Jorge Baron, Camino González e Agustín Alonso [24] na simulação do acidente de TMI-2.

A influência do modelo de derretimento no nível e na temperatura da água do primário pode ser vista nas Figuras 4.10 e 4.11 onde são apresentados os resultados obtidos com os modelos de derretimento desenvolvidos, MELT1 e MELTL1 e com o Modelo A, original do programa MARCH3.

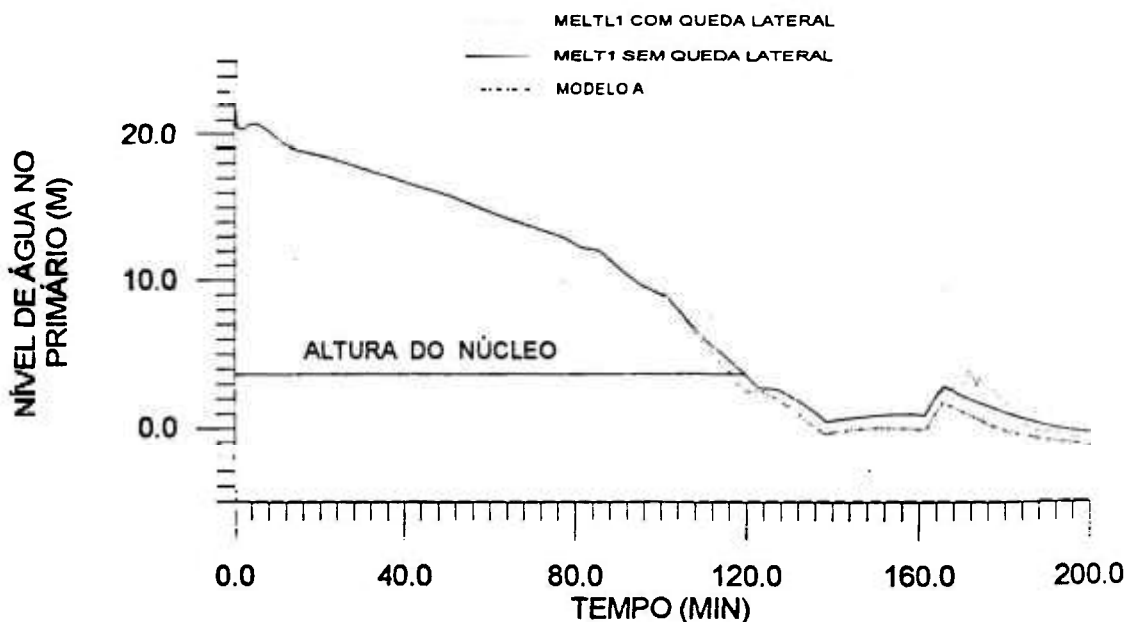


Figura 4.10 Influência do modelo de derretimento do núcleo no nível de água do sistema primário. Resultado obtido com SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão.

As curvas mostradas na figura 4.10 representam situações nas quais o núcleo, com altura de 3,6 metros, ficou descoberto por volta de 119 minutos nos modelos MELT1 e MELTL1 e por volta de 116 minutos no Modelo A. O derretimento dos materiais no núcleo começou por volta de 154 minutos e a queda dos materiais para a parte inferior do vaso de pressão teve início por volta de 160 minutos nos três modelos.

O nível de água igual a zero corresponde à base do núcleo, de modo que os valores negativos devem ser associados ao fato da água estar abaixo da base do núcleo, representando o fato do núcleo estar totalmente descoberto. O perfil registrado para o nível de água no sistema primário da planta de TMI-2 durante o decorrer do acidente não foi encontrado. Os artigos publicados de simulações deste acidente com outros programas de acidentes severos relatam um nível mínimo de água entre 0,3 e 1,0 metro no sistema primário. Entretanto, estes valores não podem ser adotados como referência devido à imprecisão nos valores de entrada da água de injeção e de fuga do vaso de pressão. Estes parâmetros não foram registrados durante o acidente e são estimados por cada pesquisador para retratar as condições do sistema primário da melhor forma possível. Neste trabalho, adotou-se como referência principal para a escolha dos valores de entrada e saída de água, a sua influência no perfil da pressão do sistema primário, sendo que os valores mais adequados foram obtidos após vários testes.

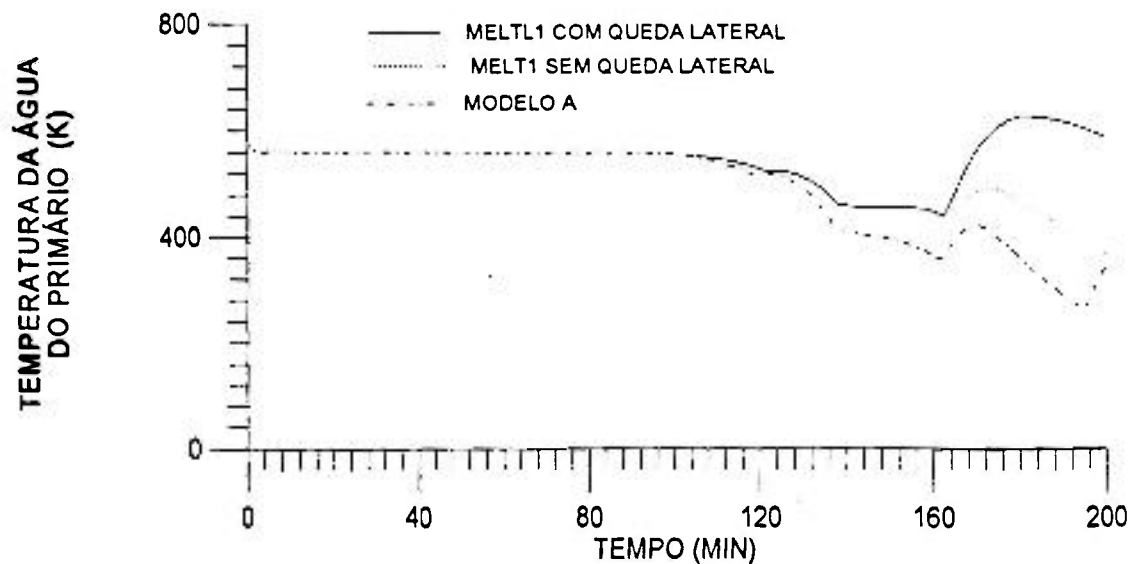


Figura 4.11 Influência do modelo de derretimento do núcleo na temperatura da água do sistema primário. Resultado obtido com SGEN1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão

O único resultado encontrado na literatura para a temperatura da água do primário no decorrer do acidente é apresentado na Figura 4.12.

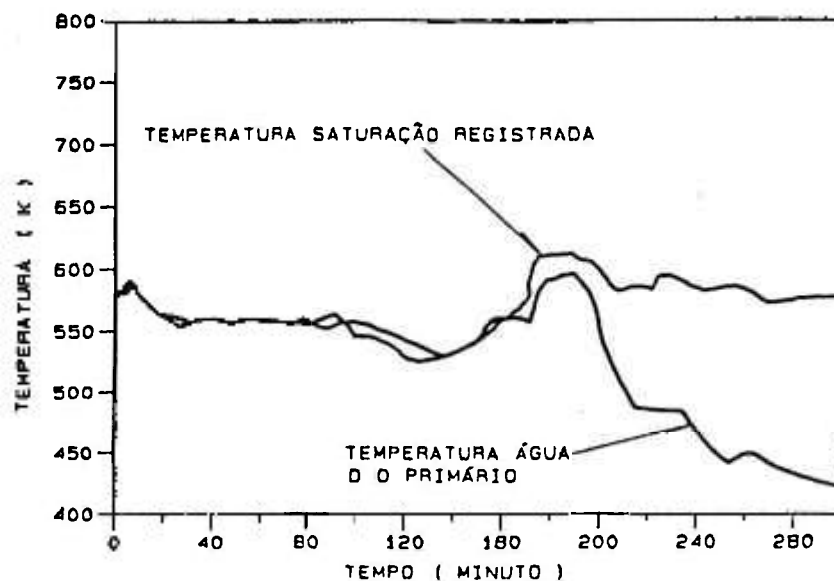


Figura 4.12 Temperatura da água do sistema primário durante o acidente de TMI-2. Resultado obtido com o programa MARCH3/CTN1 por Javier González, Jorge Baron, Camino González e Agustin Alonso [24], na simulação do acidente de TMI-2.

Os valores obtidos para a temperatura da água do primário com o modelo MELTL1, desenvolvido no presente trabalho, Figura 4.11, coincidem, qualitativamente, com os apresentados pelo grupo espanhol, Figura 4.12. A não concordância dos valores obtidos para a temperatura com os modelos MELT1 e Modelo A, pode ser explicada pelo fato destes modelos não permitirem a queda de material derretido através do espaço entre o núcleo e o barril do núcleo. O material derretido do núcleo, a uma temperatura muito alta, ao cair para a parte inferior do vaso de pressão provoca o aquecimento da água localizada nesta região. O material derretido começa a cair do núcleo por volta de 160 minutos a partir do início do acidente, momento em os valores obtidos pelos dois modelos, MELT1 e MELTL1, começam a divergir, conforme apresentado na Figura 4.11.

Uma vez que o modelo MELT1 permite a queda de uma menor quantidade de material derretido na parte inferior do vaso de pressão, provoca um menor aquecimento da água aí existente, e apresenta valores para a temperatura da água do primário inferiores aos calculados com o modelo MELTL1, como é mostrado na Figura 4.11. A mesma explicação se aplica para os valores inferiores de temperatura obtidos com o Modelo A quando comparados aos valores de MELT1.

4.3 RESULTADOS OBTIDOS PARA O PERFIL DE DERRETIMENTO DO NÚCLEO

O estado final da planta de TMI-2 é mostrado na Figura 4.13 [39].

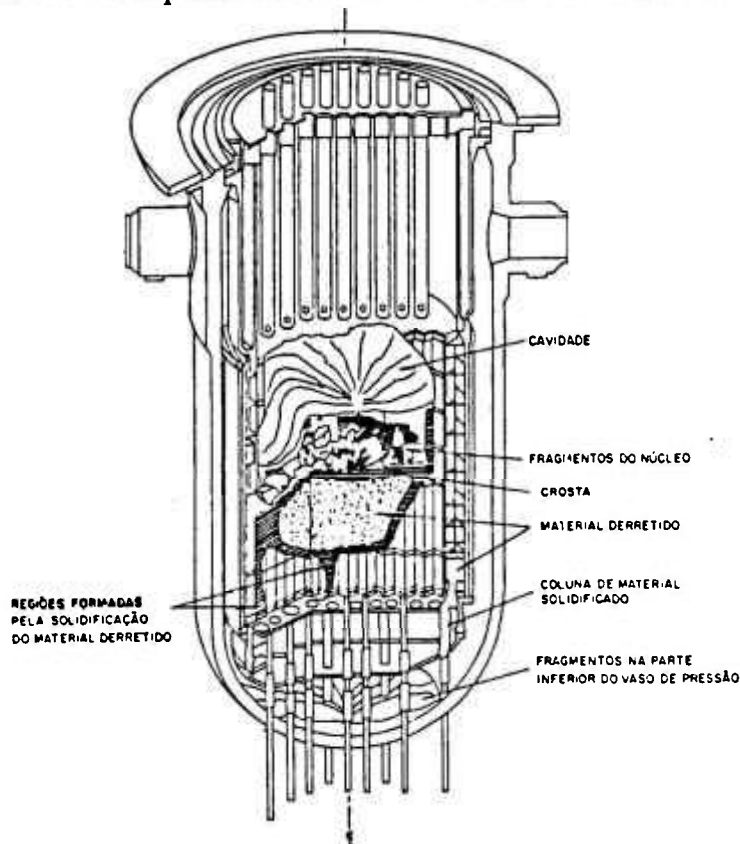
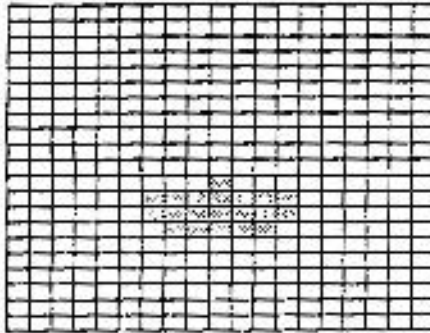


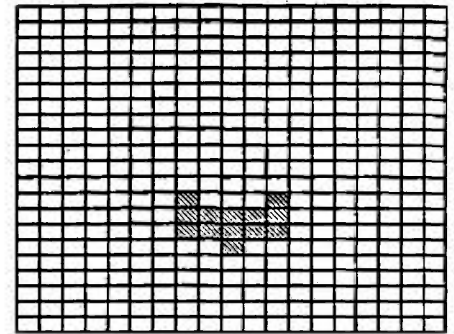
Figura 4.13 Estado final do Núcleo da Planta de TMI-2 [39].

Os perfis obtidos para o desenvolvimento do derretimento no núcleo são apresentados na Figura 4.14. Nesta figura são representados cortes transversais de um núcleo com 10 regiões radiais e 21 regiões axiais, como modelado para o acidente de TMI-2.

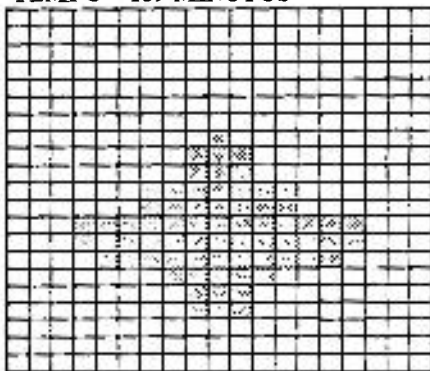
TEMPO = 157 MINUTOS



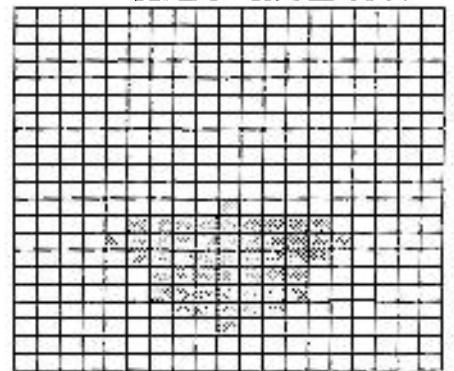
TEMPO = 157 MINUTOS



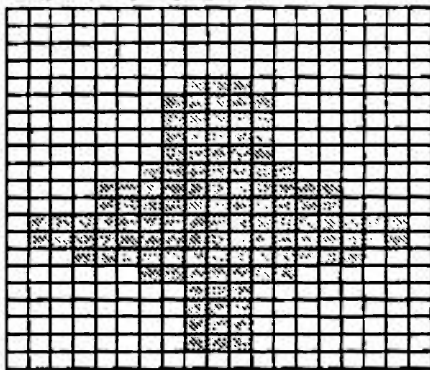
TEMPO = 159 MINUTOS



TEMPO = 159 MINUTOS

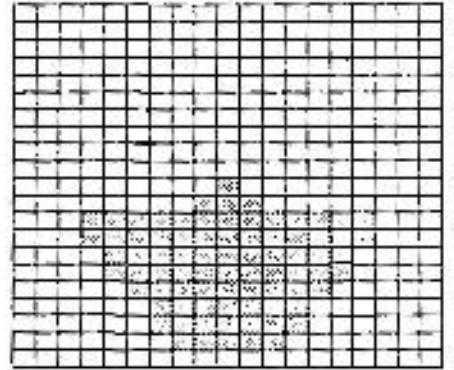


TEMPO = 160 MINUTOS



(A)

TEMPO = 160 MINUTOS



(B)

(A) Modelo de Derretimento Desenvolvido (MELT1)

(B) Modelo de Derretimento A original do programa MARCH3

Figura 4.14 Perfil de derretimento do núcleo. Comparação dos resultados obtidos com o modelo desenvolvido, MELT1 e o Modelo A, original de MARCH3.

Uma comparação entre os dois perfis permite visualizar a maior uniformidade obtida com o novo modelo desenvolvido, MELT1, resultante da transferência de calor bidimensional neste modelo. O modelo A, original do programa MARCH3, faz a transferência de calor apenas na direção axial e no sentido descendente. Pode-se também perceber, com base na Figura 4.14, que o modelo MELT1 produz um

perfil para o derretimento do núcleo mais consistente com o que foi observado no acidente de TMI-2, Figura 4.13.

4.4 TESTE DOS MODELOS DE OXIDAÇÃO E DE DERRETIMENTO DO NÚCLEO NA SIMULAÇÃO DO ACIDENTE DE TMI-2.

Os resultados divulgados do estado da planta de TMI-2, após o acidente, mostraram que houve derretimento de 45 %- 60 % dos materiais presentes no núcleo [40] e o derretimento de aproximadamente 50 % do encamisamento de zircaloy [23], provocando a liberação de 450 kg a 585 kg de hidrogênio [41].

Na Tabela 4.1 estão as frações derretidas do núcleo e do encamisamento obtidas com o modelo A, original do MARCH3 e com os modelos desenvolvidos, MELT1 e MELTL1. Tanto o modelo A quanto MELTL1 e MELT1, foram avaliados na condição em que é utilizado o modelo desenvolvido para a transferência de calor para o gerador de vapor, SGEN1, e é simulada a convecção natural dentro do vaso de pressão.

TABELA 4.1 Influência do modelos de derretimento do núcleo nos valores calculados para as frações derretidas do núcleo e do encamisamento. Resultados obtidos na simulação do acidente de TMI-2, com o modelo SGEN1 e a simulação da convecção natural dentro do vaso de pressão.

MODELO DE DERRETIMENTO (***)	FRAÇÃO DERRETIDA DO NÚCLEO	FRAÇÃO DERRETIDA DO ENCAMISAMENTO	MASSA DE HIDROGENIO GERADA PELA REAÇÃO DE OXIDAÇÃO
Dados de TMI-2	45 - 60 %	≅ 50 %	450 - 585 kg
MODELO A	66 %	91 %	900 kg
MELTL1	54 %	49 %	500 kg
MELT1	37 %	69 %	600 kg

(***) Modelo de derretimento:

MELT1 ⇒ Modelo de derretimento desenvolvido sem atuação do mecanismo de queda lateral.

MELTL1 ⇒ Modelo de derretimento desenvolvido com a opção de queda lateral.

MODELO A ⇒ Modelo de derretimento A, original do programa MARCH3.

O modelo desenvolvido para o derretimento do núcleo, MELT1, de acordo com a Tabela 4.2, apresenta frações derretidas do núcleo e do encamisamento mais consistentes, em comparação com os valores calculados pelo modelo A, original do programa MARCH3.

O modelo MELTL1, que permite a queda do material derretido do núcleo através do espaço entre o núcleo e o barril, produz valor menor para a fração derretida do encamisamento, como mostrado na Tabela 4.1. O valor menor encontrado para a fração do encamisamento que derreteu, pode ser explicado pela menor permanência do material derretido no núcleo. O programa calcula a fração de derretimento do encamisamento apenas para materiais que permanecem no núcleo.

De acordo com os valores apresentados na Tabela 4.1, o modelo utilizado para o derretimento do núcleo influi no derretimento dos materiais presentes no núcleo e no derretimento do encamisamento, mesmo quando se utiliza um único modelo para a reação de oxidação (modelo de Urbanic-Heidrick para a reação limitada pelo estado sólido e correlações para a reação limitada pela difusão do vapor).

Os modelos para a reação de oxidação do encamisamento foram testados com os dados de TMI-2 e o modelo de derretimento desenvolvido MELT1. Os resultados obtidos são apresentados na Tabela 4.2.

TABELA 4.2 Influência do modelo de oxidação nos valores calculados para o derretimento do encamisamento e para a massa de hidrogênio gerada. Resultados obtidos na simulação do acidente de TMI-2 com os modelos SGEN1, MELT1 e a simulação da convecção natural no vaso de pressão.

MODELO DE OXIDAÇÃO (**)	FRAÇÃO DERRETIDA DO ENCAMISAMENTO	MASSA DE HIDROGÊNIO GERADA
1	66 %	660 kg
2	68 %	680 kg
3	74 %	720 kg

(**) Os números se referem aos seguintes modelos de oxidação:

- 1 ⇒ Modelo de oxidação para o estado sólido de Urbanic-Heidrick
A taxa de oxidação do vapor é calculada por correlações que são apresentadas no Apêndice 3.
- 2 ⇒ Modelo de oxidação para o estado sólido de Cathcart
Modelo de oxidação para o vapor de Baker-Just
- 3 ⇒ Modelo de oxidação para o estado sólido de Baker-Just
Modelo de oxidação para o vapor de Baker-Just

A variação no modelo para a reação de oxidação não apresenta uma diferença significativa nos valores encontrados para a fração derretida do encamisamento. Isto confirma o resultado obtido, apresentado no capítulo 3, ainda na fase de testes do programa, com os dados do caso amostra sequência TMLB para o reator Zion.

4.5 ANÁLISE DOS RESULTADOS

O modelo desenvolvido para o gerador de vapor, SGEN1, considera apenas uma perna, ligando o vaso de pressão ao gerador de vapor, e não considera fluxo bifásico, separando o líquido do vapor pela altura do líquido em relação a perna quente. Quando o nível do líquido, no vaso de pressão, for inferior a altura da perna quente, ocorre transferência de calor apenas por vapor.

No novo modelo, SGEN1, foi utilizada a temperatura calculada para o vapor no espaço gasoso do sistema primário e não a calculada no núcleo, no intuito de tornar o valor da temperatura do vapor mais próximo do obtido no sistema real. Esta modificação, embora simples, mostrou ser fundamental para o ajuste da transferência de calor para o gerador de vapor quando o fluido primário está na forma de vapor. Deve-se notar, entretanto, que a utilização da temperatura do espaço gasoso para representar a temperatura média do vapor do primário só foi representativa após ter sido introduzido o fenômeno da convecção natural no vaso de pressão que permitiu o acerto no cálculo desta temperatura a partir do momento em que o núcleo ficou descoberto.

O acerto no cálculo da temperatura do vapor no espaço gasoso do sistema primário e da quantidade de calor transferida para o gerador de vapor implicou na reprodução do aumento rápido da pressão, após o descobrimento do núcleo, quando começa a atuar o fenômeno de convecção natural, conforme registrado em TMI-2.

A proximidade do perfil obtido para a pressão do sistema primário, com o resultado divulgado para o acidente de TMI-2, permitiu a realização dos testes de sensibilidade com o modelo de derretimento do núcleo.

O modelo de derretimento do núcleo apresentou grande sensibilidade em relação ao momento em que ocorre a queda do material derretido para a parte inferior do vaso de pressão. Isto é ocasionado pelo contato e reação, deste material derretido com a água na parte inferior do vaso de pressão. Além do resfriamento rápido deste material, gerando vapor, ocorre a reação do zircaloy remanescente com o vapor, gerando mais energia e aquecendo ainda mais o vaso de pressão.

Verificou-se que, quando não se permite a queda do material derretido, pelo espaço existente entre o núcleo e o barril do núcleo, o perfil da pressão se aproxima do registrado no acidente de TMI-2. Entretanto, quando se compara a fração obtida para o derretimento do encamisamento e do núcleo, o modelo que permite a queda do material derretido, pelo espaço existente entre o núcleo e o barril do núcleo, apresenta valores mais próximos dos encontrados para o núcleo da planta de TMI-2.

Nos modelos teóricos utilizados para representar o processo de derretimento do núcleo, é difícil dizer se um modelo é mais correto que o outro. Este tipo de afirmação exigiria um grande conhecimento do processo de derretimento, o que não é a situação atual. Os experimentos que simulam o processo de derretimento do núcleo, fornecem alguns dados que podem ser utilizados nas modelagens mecânicas, permitindo a escolha de uma ou outra opção nos modelos existentes. Entretanto, não fornecem informações suficientes para que se possa precisar, com certeza, a sequência de eventos envolvidos no derretimento. Deve-se notar que, ainda hoje, persistem grandes dúvidas quanto à forma de desenvolvimento do derretimento dos

materiais do núcleo. A pesquisa na área de acidentes severos, seja com a realização de experimentos ou de testes de sensibilidade, possui o objetivo de encontrar os fenômenos que exercem maior influência no curso de derretimento do núcleo e que exigem um maior estudo, e os fenômenos que exercem pouca ou nenhuma influência na sequência estudada, e que podem ser desprezados na análise. A escolha de qual modelo utilizar depende, ainda, de decisões do usuário.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

A realização dos testes de sensibilidade com um programa semi-mecânico, para verificar a influência dos principais fenômenos físicos e químicos no resultado final de uma simulação de acidente severo, foi efetuada, de acordo com o objetivo inicial deste trabalho.

O desenvolvimento de um novo modelo para o gerador de vapor e para o derretimento do núcleo do reator, bem como a modelagem do fenômeno da convecção natural no vaso de pressão, resultaram da necessidade de adaptar o programa semi-mecânico MARCH3 para simular a sequência do acidente de TMI-2 e permitir a realização dos testes de sensibilidade.

Os resultados dos testes de sensibilidade, na simulação do acidente de TMI-2, permitiram visualizar a influência de alguns fenômenos no processo de derretimento do núcleo do reator.

Alguns fenômenos revelaram-se de fundamental importância para que se obtivesse uma reprodução das condições da planta no decorrer do acidente, enquanto outros, considerados importantes em uma primeira análise, não mostraram ter alguma influência significativa.

Nos modelos semi-mecânicos desenvolvidos neste trabalho, para simular o acidente de TMI-2, os seguintes fenômenos apresentaram grande influência:

- a temperatura correta do fluido refrigerante primário na forma de vapor : a utilização da temperatura do vapor calculada quando ele está no espaço gasoso do sistema primário e não mais no núcleo foi fundamental para o modelo calcular a quantidade de calor removida do sistema primário de modo a produzir um resultado mais próximo do divulgado. A utilização desta temperatura é importante no modelo de gerador de vapor, SGEN1, porque ele simula apenas uma perna ligando o vaso de pressão ao gerador de vapor, e não duas, como em um circuito real;

- a quantidade de água presente no sistema primário: este valor é fundamental para o programa calcular o tempo em que o núcleo fica descoberto e tem início o processo de aquecimento do mesmo;

- a queda do material derretido do núcleo para a parte inferior do vaso de pressão: a quantidade e o instante em que o material cai do núcleo apresentaram grande influência no comportamento da pressão do sistema primário devido quantidade de vapor gerado pelo contato do material derretido, a uma alta temperatura, com a água existente na parte inferior do vaso de pressão;

- a transferência de calor lateral no núcleo: ela permitiu que se fizesse a transferência de calor bidimensional no núcleo, tornando mais realista a distribuição de calor e permitindo a obtenção de uma geometria mais próxima da encontrada no núcleo de TMI-2 após o acidente;

- a consideração de duas regiões (uma de líquido e outra de vapor) no secundário do gerador de vapor de passe único e a possibilidade do refrigerante no lado primário ser líquido ou vapor : esta modelagem do gerador permitiu uma melhor representação da situação real existente tanto para este tipo de gerador, no qual a maior parte do comprimento dos tubos fica em contato com a região de vapor

no gerador, quanto para o sistema primário, permitindo considerar a massa de vapor que normalmente se forma em um acidente severo;

- o fenômeno da convecção natural no vaso de pressão: este fenômeno foi fundamental para o aumento da temperatura do vapor no sistema primário da planta de TMI-2 após o núcleo estar descoberto.

Os fenômenos que não apresentaram influência significativa, na modelagem feita para representar a sequência deste acidente, foram:

- modelo da reação de oxidação do encamisamento com o vapor: independentemente do modelo utilizado os valores obtidos para a fração derretida do encamisamento ficaram muito próximos;

- utilização de um coeficiente de transferência de calor variável durante o decorrer do acidente: a utilização de um coeficiente médio que pode ser alterado por meio de fatores redutores, seguindo as modificações ocorridas no regime de transferência de calor, mostrou ser eficiente para retratar a quantidade de calor removida do sistema primário durante a sequência do acidente.

A abordagem semi-mecanística demonstrou ser viável desde que o usuário possua informações sobre o acidente a ser simulado, e valores de alguns parâmetros no decorrer do acidente para servirem de referência aos resultados obtidos com os modelos teóricos. Entretanto, seria conveniente e recomendável que, em trabalhos futuros, o desenvolvimento de modelagens teóricas ocorresse conjuntamente com a realização de experimentos porque o maior problema, ainda hoje, é a falta de informações acerca da forma em que ocorre o derretimento dos materiais presentes no núcleo, e de como ocorrem as transferências de calor no núcleo derretido.

Em termos dos modelos desenvolvidos neste trabalho, pode-se verificar a possibilidade, em um trabalho futuro seguindo a linha semi-mecanística, de se introduzir mais um circuito de refrigeração no modelo desenvolvido SGEN1. Isto permitiria um estudo separado do comportamento dos dois geradores de vapor, sem uma grande alteração no tempo de execução, e tornaria o modelo mais representativo na simulação de uma sequência de acidente severo.

BIBLIOGRAFIA

- [1] EIDAM, G.R. The TMI-2 Scenario. In: ROGERS, J. T. *Fission Product Transport Processes in Reactor Accidents*. New York, N.Y., Hemisphere, 1990. p. 819-33.
- [2] ADROGUER, B.; BOURDON, S.; GONZALES, R. Analysis of Fuel-Cladding Interaction in PHEBUS SFD Tests Using the ICARE2 CODE. In: INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Behavior of core materials and fission product release in accident conditions in LWRS : Proceedings of a Technical Committee Meeting on..., held in Aix-en-Provence, France, 16-19 March 1992*. Vienna, June, 1993.
- [3] HENDRIE, J.M. Regulation of Civil Use of Nuclear Power. *Nucl. Energy*, 19(2):93-101, 1980
- [4] IRELAND, J.R.; WEHNER, T.T.; KIRCHNER, W.L. Thermal Hydraulic and Core Damage Analyses of the TMI-2 Accident. *Nucl. Saf.*, 22 (5):583-93, 1981.
- [5] ROY, D.H. *TMI-II Core Condition Assessment*. Lynchburg, VA, Babcock & Wilcox, 1979.
- [6] KEMENY, J.; BABBITT, B.; McPHERSON H.; LEWIS, C.; TRUNK, A.; TAYLOR, T.; PETERSON, R.; HAGGERTY, P.; MARKS, P.; MARRETT, C.; McBRIDE, L. *Report of the President's Commission on the Accident at Three Mile Island*. Washington, D.C. 1979.
- [7] PETTI, D.A.; KUAN, P.; TOLMAN, E.L.; BROUGHTON, J.M. A Scenario of the TMI-2 Accident. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Nuclear Fission: Fifty years of Progress in Energy Security and the Topical Meeting TMI-2 Accident Materials behavior and Plant recovery technology: International Conference on ..., held in Washington, D.C. Oct. 30 - Nov. 4, 1988*. (Trans. Am. Nucl. Soc., 57:395-7, 1988.)

- [8] JENKS, R.P. Preliminary Modeling of the TMI-2 Accident with MELPROG-TRAC. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Nuclear Fission: Fifty years of Progress in Energy Security and the Topical Meeting TMI-2 Accident Materials behavior and Plant recovery technology: International Conference on ..., held in Washington, D.C. Oct. 30 - Nov. 4, 1988.* (Trans. Am. Nucl. Soc., 57:437-8, 1988.)
- [9] GOLDEN, D.W. Summary of the Results of the TMI-2 Analysis Exercise. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Nuclear Fission: Fifty years of Progress in Energy Security and the Topical Meeting TMI-2 Accident Materials behavior and Plant recovery technology: International Conference on ..., held in Washington, D.C. Oct. 30 - Nov. 4, 1988.* (Trans. Am. Nucl. Soc., 57:444-6, 1988.)
- [10] DUNSTER, H.J. Some Reactions to the Accident at Three Mile Island. *Nucl. Energy*, 19 (3) : 139-46, 1980.
- [11] BALDWIN, D.; BERRY, R.; COMMINS, E.; KEYES, R.; LIEB, E.; QUIGG, C.; RICE, T.; SALPETER, E.; WENESER, J.; WILKINS, J. APS Study Group on Severe Accidents at Nuclear Power Plants. *Rev. Mod. Phys.*, 57 (3):50-97, 1985.
- [12] KERR, W. Measures for Mitigation of Core Melt Consequences. *Energ. Nucl., anno 5* (1):43-8, 1988.
- [13] HARDT, P.; TATTEGRAINS, A. The Phebus Fission Product Project. *J. Nucl. Mater.*, 188 :115-30, 1992.
- [14] HOFMANN, P.; HAGEN, S.; SCHANZ, G.; SHUMACHER, G.; SEPOLD, L. Chemical-Physical Behavior of LWR Core Components in Severe Reactor Accidents.. In: INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Behavior of core materials and fission product release in accident conditions in LWRS: Proceedings of a Technical Committee Meeting on..., held in Aix-en-Prevence, France, 16-19 March 1992.* Vienna, June, 1993.
- [15] CORRADINI, M.; SWENSON, D.; WOODFIN, R. Analysis of Containment Failure due to Steam Explosions Following a Postulated Core Meltdown in a Light Water Reactor. *Nucl. Saf.*, 23 (1):21-31, 1982.

- [16] KINNERSLY, S.R. In Vessel Core Degradation in LWR Severe Accidents: The State of the Art.. In: INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Behavior of core materials and fission product release in accident conditions in LWRS : Proceedings of a Technical Committee Meeting on..., held in Aix-en-Provence, France, 16-19 March 1992.* Vienna, June, 1993.
- [17] CORRADINI, L.M. Severe Accidents and Severe Accident Codes. *Notes of Short Courses.* Zurich, March 23-27, 1992.
- [18] HENRY, R.E. Controlling Physical Processes in Severe Core Damage Accidents. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Reactor thermal hydraulics: Proceedings of the Third International Topical Meeting on..., held in Newport, Rhode Island, 15-18 Oct., 1985.*
- [19] HENRY, E.R. Benchmarking of Severe Accident Codes: How Should It Be Done and How Should It Be Used?. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Thermal Reactor Safety: Proceedings of the International ANS/ENS Topical Meeting on..., held in San Diego, California, February 2-6, 1986.*
- [20] GIESSING, D. The TMI-2 Analysis Exercise. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Nuclear Fission: Fifty years of Progress in Energy Security and the Topical Meeting TMI-2 Accident Materials behavior and Plant recovery technology: International Conference on..., held in Washington, D.C. Oct. 30 - Nov. 4, 1988.* (Trans. Am. Nucl. Soc., 57:434-5, 1988.)
- [21] BOUCHERON, E.; KELLY, J. MELCOR Analysis of the TMI-2 Accident. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Nuclear Fission: Fifty years of Progress in Energy Security and the Topical Meeting TMI-2 Accident Materials behavior and Plant recovery technology: International Conference on ..., held in Washington, D.C. Oct. 30 - Nov. 4, 1988.* (Trans. Am. Nucl. Soc., 57:435-6, 1988.)

- [22] SHARON, A.; GODIN, L.; MORA, F.; HENRY, R.; THOMAS, G. Simulation of the first 174 minutes of the TMI-2 Accident Using MAAP3.0B. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Nuclear Fission: Fifty years of Progress in Energy Security and the Topical Meeting TMI-2 Accident Materials behavior and Plant recovery technology: International Conference on ..., held in Washington, D.C. Oct. 30 - Nov. 4, 1988.* (Trans. Am. Nucl. Soc., 57:439-41, 1988.)
- [23] WOOTON, R.O. MARCH Calculations Performed for the TMI-2 Analysis Exercise Program. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Nuclear Fission: Fifty years of Progress in Energy Security and the Topical Meeting TMI-2 Accident Materials behavior and Plant recovery technology: International Conference on ..., held in Washington, D.C. Oct. 30 - Nov. 4, 1988.* (Trans. Am. Nucl. Soc., 57:444, 1988.)
- [24] BARÓN, J.; GIMÉNEZ, M.; GONZÁLEZ, C.; ALONSO, A. *TMI-2 Analysis Exercise MARCH3/CTN1 Code Calculations.* Madrid, Universidad Politecnica, E.T.S. Ingenieros Industriales, October 1989. (TMI-3106/89 Rev.0)
- [25] WOOTON, R.O.; CYBUISKIS, P.; QUAYLE, S. F. MARCH2 (Meltdown Accident Response Characteristics). *Code Description and User's Manual.* Washington, D.C.; Nuclear Regulatory Commission, 1984. (NUREG/CR - 3988).
- [26] GIESEKE, J. A.; CYBULSKIS, P.; JORDAN, H.; LEE, K. W.; SCHUMACHER, P. M.; CURTIS, L. A.; WOOTON, R. O.; QUAYLE, S. F.; KOGAN, V. *Source Term Code Package: A User's Guide (MOD1).* Batelle's Columbus Division, 1986. (NUREG/CR - 4587)
- [27] BIRD, R.B. ; STEWART, W. E. ; LIGHTFOOT, E. N. *Transport Phenomena.* New York, N.Y., John Wiley & Sons, 1960.
- [28] VISKANTA, R. & MOHANTY, A. K. Heat-Up of a Partially Uncovered PWR Fuel Rod In The Presence of Cladding Oxidation and Steam Dissociation. *Nucl. Eng. Des.*, 105: 231-42, 1988.

- [29] BAZÁN, J. C. *Química de Sólidos*. Washington, D.C., The General Secretariat of the Organization of American States, 1984.
- [30] URBANIC, U. F. & HEIDRICK, T. R. High Temperature Oxidation of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 in Steam. *J. Nucl. Mater.*, 75: 251-61, 1978.
- [31] HETSRONI, G. Steam Generators. *Notes of Short Courses*. Zurich, March 23-27, 1992.
- [32] FITZGERALD, C. Three Mile Island: Everyone's Concern. *Nucl. News*, 22(8):40-4, 1979.
- [33] GEBHART, B. *Heat Transfer*. New York, N.Y., McGraw-Hill, 1961.
- [34] SPARROW, E. M. & LIN, S. H. Condensation Heat Transfer in the Presence of a Noncondensable Gas. *J. Heat Transfer*, 86:431-36, 1964.
- [35] BIENIARZ, P. P. The Effects of Phenomena not Modeled by STCP on Fission Product Transport in a PWR System Accident. In : ROGERS, J. T. *Fission Product Transport Processes in Reactor Accidents*. New York, N.Y., Hemisphere, 1990; p. 285-94.
- [36] RAJ SEHGAL, B.; DENNY, V.E.; STEWART, W.A.; CHEN, B. C. J. Effects of Natural Convection Flows on PWR High Pressure Severe Accidents. In : INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Source Term Evaluation for Accident Conditions: Proceedings of a symposium on...held in Columbus, Ohio, 28 Oct. - 1 Nov., 1985*. Vienna, 1986. (IAEA-SM-281/27)
- [37] LILLINGTON, J.N. The PARANA Code for Modelling Natural Circulation Under PWR Severe Accident Conditions. *Nucl. Energy*. 30 (6):385-94, 1991.
- [38] BARÓN, J.; GONZÁLES, C.; GONZÁLES, J.; ALONSO, A. *TMI-2 Analysis Exercise Phases 1 & 2 Calculations*. Madrid, Universidad Politécnica, E.T.S. Ingenieros Industriales, January 1989. (TMI-3101/88 Rev.2).

- [39] BOTTOMLEY, P. D. W. ; COQUERELLE, M. Fuel Debris analysis of TMI-2: Fuel and Structural Materials Behaviour.. In: INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Behavior of core materials and fission product release in accident conditions in LWRs: Proceedings of a Technical Committee Meeting on..., held in Aix-en-Provence, France, 16-19 March 1992*. Vienna, June, 1993.
- [40] HASHIMOTO, K.; ONIZAWA, K.; KURIHARA, R.; KAWASAKI, S.; SODA, K. Thermal and Stress Analyses of the Reactor Pressure Vessel Lower Head of the Three Mile Island Unit 2. *Int. J. Press. Vessels Piping*, 52:25-40, 1992.
- [41] HENRIE, J. O. Timing of the TMI-2 Core Degradation as Determined by Forensic Engineering. In: AMERICAN NUCLEAR SOCIETY. *Nuclear Fission: Fifty years of Progress in Energy Security and the Topical Meeting TMI-2 Accident Materials behavior and Plant recovery technology: International Conference on ..., held in Washington, D.C. Oct. 30 - Nov. 4, 1988*. (Trans. Am. Nucl. Soc., 57:534-5, 1988.)
- [42] McBABAN, M. P. An Improved Zircaloy-Steam Reaction Model for use with the MARCH2 Code. In : LIGHT water reactor severe accident evaluation: *International Meeting on ...held in Cambridge, MA, August, 1983*.
- [43] BERTOLOTTI, B. N. & McDONALD, E. R. Once-Through Steam Generator-Oconee-1 Operation. *Energ. Nucl.*, 21(8-9):484-94, 1974.
- [44] BABCOOK & WILCOX Co. *Babcock and Wilcox Safety Analysis Report*. Lynchburg, VA, 1976, v.2 - (B-SAR-205).
- [45] HOLMAN, J.P. *Transferência de Calor*. São Paulo, MacGraw-Hill, 1983.
- [46] McADAMS, W.H. *Heat Transmission*. New York, N.Y., McGraw-Hill, 1954.

[47] DEPARTAMENTO DE COMBUSTÍVEL NUCLEAR DCN.O. *Dados de Angra I para Análise de Acidentes*. Rio de Janeiro, Divisão de Simulação da Operação de Reatores DSOR.O, Julho, 1979.(Nota Técnica DCN.0.004.7.)

[48] MARTIN, W. R.; LEE, J. C. ; WARD, M. E. ; METHNAMI, M. M. ; LEE, S. C. *TRANSG-02- A Computer Code for Transient Analysis of Nuclear Steam Generators*. v.2: *Coding Description*. University of Michigan, Department of Nuclear Engineering, Michigan. sem data

APÊNDICE 1

ESTRUTURA DO PROGRAMA MARCH3

A1.1 Subrotinas Chamadas pelo Programa MARCH3 [25]

O programa MARCH controla o fluxo de informações dentro de todo o programa e chama as subrotinas principais. Estas subrotinas são listadas abaixo:

MARCH

- IOINIT
- INP
- SUMHED
- FACTOR
- CNVERT
- ECHO
- MARNT1
- INITL
- MACENT
- MARNT2
- MACE
- BOIL
- HOTDRP
- INTER

A entrada para o programa MARCH define a natureza da sequência do acidente a ser considerada e controla uma parte da saída do programa. A subrotina INP lê todas as entradas para o programa. A subrotina CNVERT modifica os valores de entrada para as unidades internas. Os valores de entrada são impressos através da subrotina ECHO. A subrotina INITL estabelece as condições iniciais para a contenção.

A subrotina MACE e as subrotinas associadas a ela avaliam a resposta da contenção em termos da adição de massa e energia calculadas pelas outras subrotinas do programa MARCH.

A subrotina MACE contém modelos para os sistemas de engenharia de segurança da contenção e para o escoamento de calor sendo capaz de modelar várias configurações para a contenção.

A subrotina HOTDRP e as subrotinas associadas a ela modelam a interação do núcleo e fragmentos das estruturas com a água na cavidade do reator considerando os efeitos da divisão dos fragmentos, formação de "debris bed", transferência de calor e reações químicas.

A subrotina INTER e as subrotinas associadas analisam a interação entre o núcleo derretido e os fragmentos das estruturas com o concreto do chão da contenção, incluindo a penetração dos fragmentos derretidos no concreto.

A subrotina BOIL e subrotinas associadas controlam os cálculos do sistema primário. Elas avaliam a geração e a transferência de calor dentro do núcleo, a pressurização do sistema primário, a ebulição e a fuga da água do vaso do reator, o derretimento e subsequente queda do material do núcleo na parte inferior do vaso de pressão, a falha da parte inferior do vaso de pressão e a reação de metais (zircaloy e ferro) com a água no núcleo e na parte inferior do vaso de pressão.

A subrotina BOIL chama a subrotina PRIMP para avaliar a pressão do sistema primário e a fuga através de pequenas rupturas no encanamento ou pelas válvulas de alívio ou de segurança. A subrotina HEAD analisa a transferência de calor entre os fragmentos do núcleo e a parte inferior do vaso de pressão e calcula a falha da parte inferior do vaso de pressão. A subrotina AXIALC contém modelos para uma planta BWR.

A1.2 Subrotinas Chamadas por BOIL

As subrotinas associadas à subrotina BOIL são apresentadas abaixo, na ordem em que são chamadas.

BOIL

- BOILPR			
- PROPS			
- CR1			
- ANSQ			
- F235U			
- INTERP			
- RHEAT			
- PROP	INTERP		
- RAD			
- TVIEW			
- BARREL			
- AXIALC			
- SGEN			
- STEAM			
- DBED	PROPS		
- CONV			
- PROP- INTERP			
- HRSTM			
- STMH2P			
- HCGAS			
- HRSTM			
- AXCOND	PROP	INTERP	
- ZRWATR	PROP	INTERP	
- MELT			
(QSLUMP)	MWDRP		
- FPLOSS			
- FPLK			
- SPHERE	PROPS		
- HEAD			
(BOILEX)	EXITQ	STMH2P	
- HCGAS			
(BOILEX)	PRIMP		
- PROPS			
- CR1			
- EHCRIT	PROPS		
(BOILEX)	FPQSTR		

Várias outras subrotinas e funções são utilizadas em todo o programa MARCH3. A subrotina ANSQ calcula o calor de decaimento dos produtos de fissão em função do tempo após o desligamento do reator. A subrotina BURN calcula a combustão do hidrogênio e monóxido de carbono se suas concentrações atingirem o limite de combustão. A subrotina FPLOSS modela a perda do calor de decaimento dos produtos de fissão dos fragmentos do núcleo durante um acidente em que ocorra o derretimento do núcleo. A subrotina ZRWATR fornece várias opções para calcular a taxa da reação do zircaloy com a água. Outras subrotinas e funções são utilizadas para fornecer as propriedades do vapor e da água incluindo CONV, FENT, GENT, FVOL, GVOL, PROP, PROPS, PRSS e STMH2P.

APÊNDICE 2

MODIFICAÇÕES FEITAS NO PROGRAMA MARCH3

Todas as variáveis introduzidas ou modificadas foram inseridas no programa BLOCK DATA, que lista todos os COMMON BLOCKS e variáveis utilizados no programa MARCH, e na NAMELIST correspondente.

De acordo com a estrutura do programa, foi definido um COMMON BLOCK BR contendo todas as variáveis introduzidas.

A2.1 - Variáveis de Entrada Modificadas

As variáveis relacionadas ao fluxo da água de alimentação do secundário, da injeção a alta pressão, e da que sai do sistema primário ("letdown"), foram alteradas para serem variáveis com o tempo.

a) fluxo da água de alimentação do G.V. (taxa de "makeup")

No programa original :

WAFW \Rightarrow fluxo água de alimentação

TMAFW \Rightarrow tempo no qual o fluxo é iniciado

TMAFOF \Rightarrow tempo no qual o fluxo é terminado

No programa modificado :

WAFWI (20) \Rightarrow fluxo água de alimentação variável no tempo

TMAFWI (20) \Rightarrow tempo de duração de um dado valor do fluxo

NWAF \Rightarrow representa a dimensão dos vetores WAFWI e TMAFWI; possui valor máximo de 20

Estas variáveis assumem valores iniciais na parte NLBOIL do arquivo DADOSTM.

b) fluxo de água que sai do sistema primário ("letdown")

No programa original os fluxos de entrada e saída de água são iguais:

WMUP1 \Rightarrow taxa fluxo entrada/saída ("makeup"/"letdown") para tempo menor do que TMUP1

WMUP2 \Rightarrow taxa fluxo entrada/saída para tempo maior do que TMUP1 e menor do que TMUP2

No programa modificado, os fluxos de entrada e saída são dados por variáveis distintas, para o fluxo de saída:

VWMULD (20) \Rightarrow taxa de fluxo de saída variável no tempo

TMULD (20) \Rightarrow tempo no qual o fluxo assume um valor correspondente

NMULD \Rightarrow representa a dimensão dos vetores VWMULD e TMULD; possui valor máximo igual a 20

Estas variáveis são inicializadas na parte NLBOIL do arquivo DADOSTM.

c) fluxo de injeção a alta pressão

Apenas a dimensão da variável foi alterada. No programa original sua dimensão, dada por N, tem um valor máximo de 6. Este número foi modificado para 20 no programa BLOCK DATA.

WEC (N) ⇒ fluxo de injeção a alta pressão da n-ésima bomba do sistema de refrigeração de emergência do núcleo

TM (N) ⇒ tempo de início da n-ésima bomba

Estas variáveis recebem valores iniciais na parte NLECC do arquivo DADOSTM.

A2.2 - Equações Introduzidas no Programa.

As variáveis introduzidas no programa, listadas no item anterior, exigiram modificações em algumas equações nas subrotinas em que são utilizadas. As equações introduzidas são listadas abaixo, bem como a parte do programa a qual pertencem.

a) água de alimentação do gerador de vapor: subrotina SGEN

Equações :

```
NWAFWI = NWAFI - 1
DO 171 I=1,NWAFI
IF ( ATIME.GE.TMAFWI(I).AND.ATIME.LT.TMAFWI(I+1)) WAFW=WAFWI(I)
171 CONTINUE
```

b) fuga de água do sistema primário : subrotina BOIL

Equações :

```
NMULD1 = NMULD - 1
DO 111 I=1,NMULD1
IF(ATIME.GE.TMULD(I).AND.ATIME.LT.TMULD(I+1))WMULD=VWMULD(I)
111 CONTINUE
IF ( ATIME.GE.TMULD(NMULD))WMULD=VWMULD(NMULD)
TOTWMUD=TOTWMUD + WMULD * DTM
```

A variável TOTWMUD, impressa na saída, fornece o total da massa de água que escapou do sistema primário (" letdown ").

A modificação no programa MARCH3 para rodar o acidente de TMI-2 exigiu a introdução de um novo modelo para calcular a transferência de calor para o gerador de vapor. Isto confirma o fato do programa MARCH3, com seus modelos originais, não conseguir rodar este acidente.

APÊNDICE 3

REAÇÃO DE OXIDAÇÃO DO ENCAMISAMENTO

A reação do encamisamento de zircaloy com o vapor só tem continuidade se pelo menos uma das espécies reativas puder se difundir através da película. Acredita-se que ela é limitada pela difusão do oxigênio através do filme de óxido e metal. Entretanto, uma grande quantidade de hidrogênio é liberada na superfície, o que poderia influenciar a taxa de reação limitando a disponibilidade de vapor para a reação de oxidação por blindagem do hidrogênio. A limitação da reação pela difusão do oxigênio é chamada de taxa de oxidação limitada pelo estado sólido. A falta de vapor para a reação é chamada de taxa de reação limitada pela difusão do gás.

Algumas relações utilizadas para calcular a taxa de reação de oxidação limitada pela difusão do oxigênio e pela difusão do gás são apresentadas abaixo.

As relações utilizadas para a taxa de reação limitada pela difusão do oxigênio são [25]:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{A}{x_0} \times Fh2 \times \exp\left(-\frac{B}{T}\right) \quad (\text{EA3.1})$$

$x_0 \Rightarrow$ espessura da camada oxidada

$A, B \Rightarrow$ constantes da reação

$Fh2 \Rightarrow$ fator de bloqueio do hidrogênio

Os valores das constantes A e B, são mostrados na Tabela A3.1.

Tabela A3.1 Constantes da reação de oxidação do zircaloy com o vapor para os modelos de cálculo existentes.

MODELOS	A (cm ² / seg)	B, R	INTERVALO
URBANICK-HEIDRICK [30]	0,00353	30276	1323 K < T < 1853 K
	0,0104	29898	1853 K < T < 2123K
CATHCART	0,0373	36181	-----
BAKER-JUST [30]	0,394	41220	1273 K < T < 2123 K

As relações utilizadas para a taxa de reação limitada pela difusão do gás são :

A - Para fluxo laminar (Re < 2100)

$$\frac{dx}{dt} = 5,57 \times 10^{-6} \times \left(\frac{Tf}{d}\right)^{0,68} \times Fh1 \times f\left(x, \frac{s}{Dh}, Sc, Re\right) \quad (\text{EA3.2})$$

Re \Rightarrow número de Reynolds

Sc \Rightarrow número de Schmidt

Tf \Rightarrow temperatura do filme

$$T_f = \left[\frac{T_r + T_g}{2} \right]$$

$T_r \Rightarrow$ temperatura do elemento combustível

$T_g \Rightarrow$ temperatura do gás

$d \Rightarrow$ diâmetro do elemento combustível

$x \Rightarrow$ distância do nível de água

$s/D_h \Rightarrow$ pitch/diâmetro hidráulico

$$f = a \left(\frac{s}{D_h} \right) \times [4,76 + g(x, Re, Sc)]$$

$F_{h1} \Rightarrow$ fator de bloqueio do hidrogênio

B - Para fluxo turbulento ($Re > 2100$)

$$\frac{dx}{dt} = 1,28 \times 10^{-7} \times Re^{0,8} \times Sc^{0,4} \times F_{h1} \quad (EA3.3)$$

Os fatores de bloqueio do hidrogênio são dados na referência [42].

Através da taxa de oxidação do encamisamento pode-se determinar a taxa de volume de zircaloy que reage por volume de elemento combustível.

$$\text{Volume de zircaloy que reage} = \pi \times D \times l \times \frac{dx}{dt}$$

$$\text{Volume do elemento combustível} = \pi \times l \times \left(\frac{D^2}{4} \right)$$

$D \Rightarrow$ diâmetro do elemento combustível

$l \Rightarrow$ altura do elemento combustível

$dx/dt \Rightarrow$ taxa de oxidação do encamisamento

A taxa de Zircaloy que reage por cm de combustível é encontrada por:

$$\frac{dZr}{dt} = \frac{\text{volume de Zircaloy que reage}}{\text{volume do elemento combustível}} \quad (EA3.4)$$

$$\frac{dZr}{dt} = \frac{4}{D} \times \frac{dx}{dt} \quad (EA3.5)$$

A taxa de calor liberado na reação do Zircaloy com o vapor pode ser encontrada por:

$$Q_{mwv} = 8,742 \times 10^6 \times \frac{dx}{dt} \times \frac{1}{D} \quad (EA3.6)$$

Onde, a constante que aparece na equação resulta da multiplicação da energia liberada por grama-mol de Zr oxidado (590436,14 Joules), pela densidade do Zircaloy (6437,82 kg/m³), dividida pelo mol do Zircaloy (0.09194 kg). Este resultado é ainda multiplicado pelo fator quatro, que aparece na equação (EA3.5).

APÊNDICE 4

VERIFICAÇÃO DOS COEFICIENTES DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Para verificar os valores dos coeficientes de transferência de calor calculados no modelo SGEN1, a partir das equações (E3.9) e (E3.11), utilizaram-se correlações teóricas correspondentes à situação real conhecida.

O cálculo dos coeficientes de transferência de calor exige, o conhecimento das condições do sistema e dados geométricos do gerador de vapor da BABCOK & WILCOX, que é do modelo de passe único (OTSG). Este tipo de gerador possui uma quantidade menor de líquido, do que o gerador com tubos em U, e a parte superior dos tubos verticais permanece seca, produzindo vapor superaquecido [43, 44]. A quantidade exata de líquido, neste gerador, não foi encontrada na literatura disponível. Uma vez que este parâmetro é utilizado nas equações desenvolvidas para calcular os coeficientes de transferência de calor, no modelo SGEN1, ele foi ajustado a partir de várias simulações.

Uma vez com os dados do gerador e definidos os regimes de transferência de calor, em concordância com as publicações acerca da evolução do acidente, foram calculados os coeficientes de transferência de calor.

A4.1 Correlações Para Estimar Valores dos Coeficientes de Transferência de Calor para Condição Inicial da Planta.

Para calcular um valor para o coeficiente de transferência de calor, na condição de operação inicial da planta, utilizou-se a equação do coeficiente global de transferência de calor [45] :

$$(H_t)^{-1} = (H_{pr})^{-1} + (H_{tb})^{-1} + (H_{sg})^{-1} \quad (EA4.1)$$

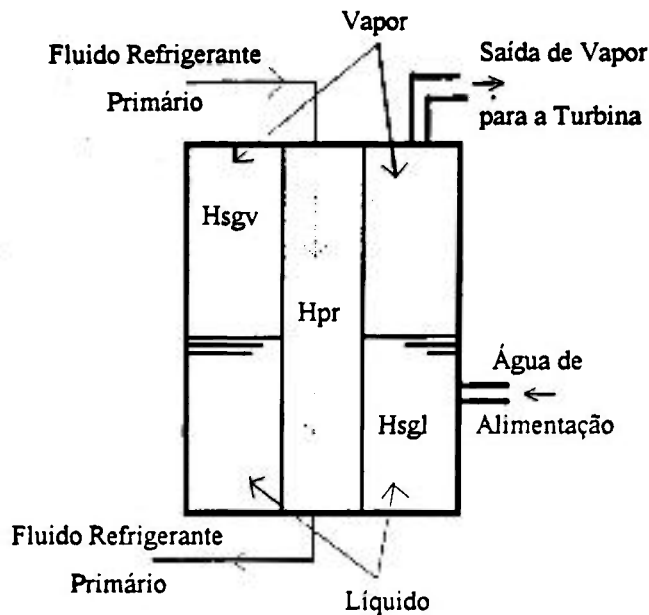
$H_t \Rightarrow$ coeficiente total de transferência de calor

$H_{pr} \Rightarrow$ coefic. transf. calor convectivo associado ao primário

$H_{tb} \Rightarrow$ coefic. transf. calor condutivo do tubo de Inconel

$H_{sg} \Rightarrow$ coefic. transf. calor convectivo associado ao gerador

O gerador de vapor utilizado para a transferência de calor é esquematizado na Figura A4.1



H_{pr} \Rightarrow coefic. transf. calor convectivo associado ao refrigerante primário
 H_{sgv} \Rightarrow coefic. transf. calor convectivo associado ao vapor no secundário do gerador
 H_{sgl} \Rightarrow coefic. transf. calor convectivo associado à água no secundário do gerador

Figura A4.1 Esquema do Gerador de Vapor Utilizado no novo Modelo SGEN1.

A4.2 - Coeficiente de Transferência de Calor para Refrigerante Primário na Forma Líquida

O coeficiente H_{pr} pode ser calculado pela correlação de Dittus e Boelter, válida para escoamento turbulento plenamente desenvolvido em tubos lisos para $0.6 \leq Pr \leq 100$ com pequenas diferenças entre as condições da parede e do fluido [46] :

$$Nud = 0,023 \times (Red)^{0,8} \times (Pr)^n \quad (EA4.2)$$

$$n = \begin{cases} 0,4 & \text{para aquecimento} \\ 0,3 & \text{para resfriamento} \end{cases}$$

$Nud \Rightarrow$ número de Nusselt
 $Red \Rightarrow$ número de Reynolds
 $Pr \Rightarrow$ número de Prandtl

$$H_{pr} = \frac{Nud \times k}{d} \quad (EA4.3)$$

$k \Rightarrow$ condutividade térmica do fluido (W/m/K)
 $d \Rightarrow$ diâmetro do tubo (m)

A4.3 Cálculos

Para realizar os cálculos utilizamos os dados do gerador de vapor de passe único (OTSG) que é o modelo existente na usina de TMI-2 [44] :

Número de tubos de Inconel \Rightarrow 16000

Diâmetro interno de cada tubo \Rightarrow 0.0150114 (m)

Altura ativa dos tubos \Rightarrow 15.8 (m)

Espessura de cada tubo \Rightarrow 0.0008636 (m)

Condições do sistema primário.

Admitindo o sistema na condição de saturação , temos:

Pressão \Rightarrow 71,05 bar = 7,105 MPa

Temperatura \Rightarrow 560,7 K

$k \Rightarrow 550 \times 10^{-3}$ (W/K/m)

$\mu \Rightarrow 80 \times 10^{-6}$ (kg/s/m)

$Pr \Rightarrow 0,9$

$n = 0,3$ para o fluido primário

O número de Re pode ser calculado por :

$$Re = \frac{4 \times \dot{m}}{\pi \times d \times \mu} \quad (EA4.4)$$

$\dot{m} \Rightarrow$ vazão de massa por tubo

$$\dot{m} = \frac{\text{vazão em massa da bomba do primário}}{\text{número total de tubos do gerador}} \quad (EA4.5)$$

A partir da referência [5] :

$\dot{m} = 0.5386$ (kg/s)

assim,

$Re = 571114,48$

$Nud = 898,21256$

$$H_{pr} = 32909,45 \text{ (W/m}^2 \text{ /K)}$$

A4.4 Coeficiente de Transferência de Calor no Tubo de Inconel

O coeficiente H_{tb} é obtido a partir da relação [45] :

$$H_{tb} = \frac{k_{\text{inconel}}}{x_{\text{inconel}}} \quad (EA4.6)$$

$k_{\text{inconel}} \approx 19,0388$ (W/m/K) , para $477 \text{ K} \leq T \leq 755 \text{ K}$ [47]

$x_{\text{inconel}} \Rightarrow$ espessura do tubo (m)

assim,

$$H_{tb} = 22045,855 \text{ (W/m}^2 \text{ /K)}$$

A4.5 Coeficiente de Transferência de Calor no Gerador

Por falta de dados sobre o sistema secundário, o coeficiente H_{sg} foi estimado a partir de um experimento [48] com geradores de vapor do mesmo modelo que o da simulação. A partir deste experimento, pode-se admitir:

$$H_{sgl} = 34000 \text{ (W/m}^2 \text{ /K)}$$

$$H_{sgv} = 1200 \text{ (W/m}^2 \text{ /K)}$$

$H_{sgl} \equiv$ coeficiente de transferência de calor para o líquido do gerador

$H_{sgv} \equiv$ coeficiente de transferência de calor para o vapor do gerador

A4.6 - Cálculo do Coeficiente Total para o Líquido do Primário.

Admitindo o fluido refrigerante primário na forma líquida, temos a existência de dois coeficientes : um para o líquido do gerador e outro para o vapor do gerador.

Para o líquido do gerador, o coeficiente total é:

$$H_{tl} = 9511 \text{ (W/m}^2 \text{ /K)}$$

Para o vapor do gerador:

$$H_{tv} = 1120 \text{ (W/m}^2 \text{ /K)}$$

A4.7 Comparação dos Valores das Correlações com os calculados no programa SGEN1

A partir das equações (E3.9) e (E3.11), temos:

-para o líquido do gerador $\Rightarrow H_{tl} = 11437,53 \text{ (W/m}^2 \text{ /K)}$;

-para o vapor do gerador $\Rightarrow H_{tv} = 1253,07 \text{ (W/m}^2 \text{ /K)}$

Estes valores não são muito diferentes dos encontrados através das equações teóricas, o que permite considerar que as aproximações feitas nos cálculos dos coeficientes, no modelo desenvolvido, SGEN1, são adequadas para representar a transferência de calor entre os sistemas primário e secundário no decorrer do acidente de TMI-2.

APÊNDICE 5

CÁLCULO DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR POR CONVECÇÃO NATURAL

De acordo com a Figura A5.1 utiliza-se a correlação dada em MacAdams [46], para cilindros e placas verticais, para calcular o coeficiente de transferência de calor por convecção natural:

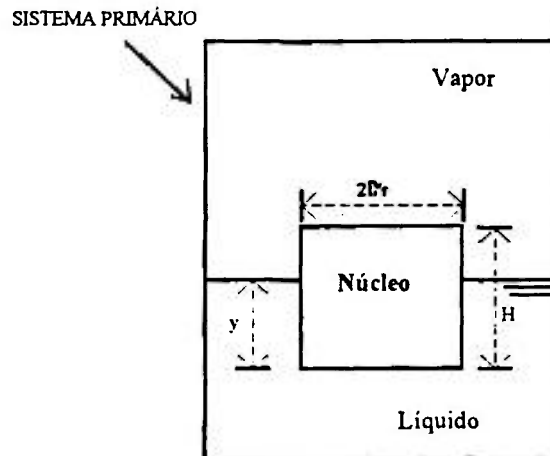


Figura A5.1 Esquema da Área Utilizada para calcular o Aquecimento do Vapor pelo fenômeno da Convecção Natural dentro do Sistema Primário.

$$Nnu = c \times [Ngr \times Npr]^n \quad (EA5.1)$$

onde :

Nnu \equiv número de Nusselt
 Ngr \equiv número de Grashof
 Npr \equiv número de Prandtl

A equação (EA5.1) vale para $10 \leq Ngr \leq 10^5$, com as constantes $c = 0,13$ e $n = 1/3$. Os números adimensionais anteriores são dados por :

$$Nnu = Hnat \times [L / kf] \quad (EA5.2)$$

$$Ngr = L^3 \times \rho f^2 \times g \times \beta f \times \Delta T (\mu f)^{-2} \quad (EA5.3)$$

$$Npr = (Cp \times \mu f / kf) \quad (EA5.4)$$

onde:

L \equiv comprimento do tubo, no caso, comprimento ativo do núcleo (m)
 kf \equiv condutividade térmica do vapor (W/m/ K)
 ρf \equiv densidade do vapor (kg/m^3)

$g \equiv$ aceleração da gravidade (m/s^2)

$\beta_f \equiv$ coeficiente de expansão volumétrica do vapor (m)

$\mu_f \equiv$ viscosidade dinâmica do vapor ($kg/m/s$)

$C_p \equiv$ calor específico do vapor a pressão constante ($J/kg/K$)

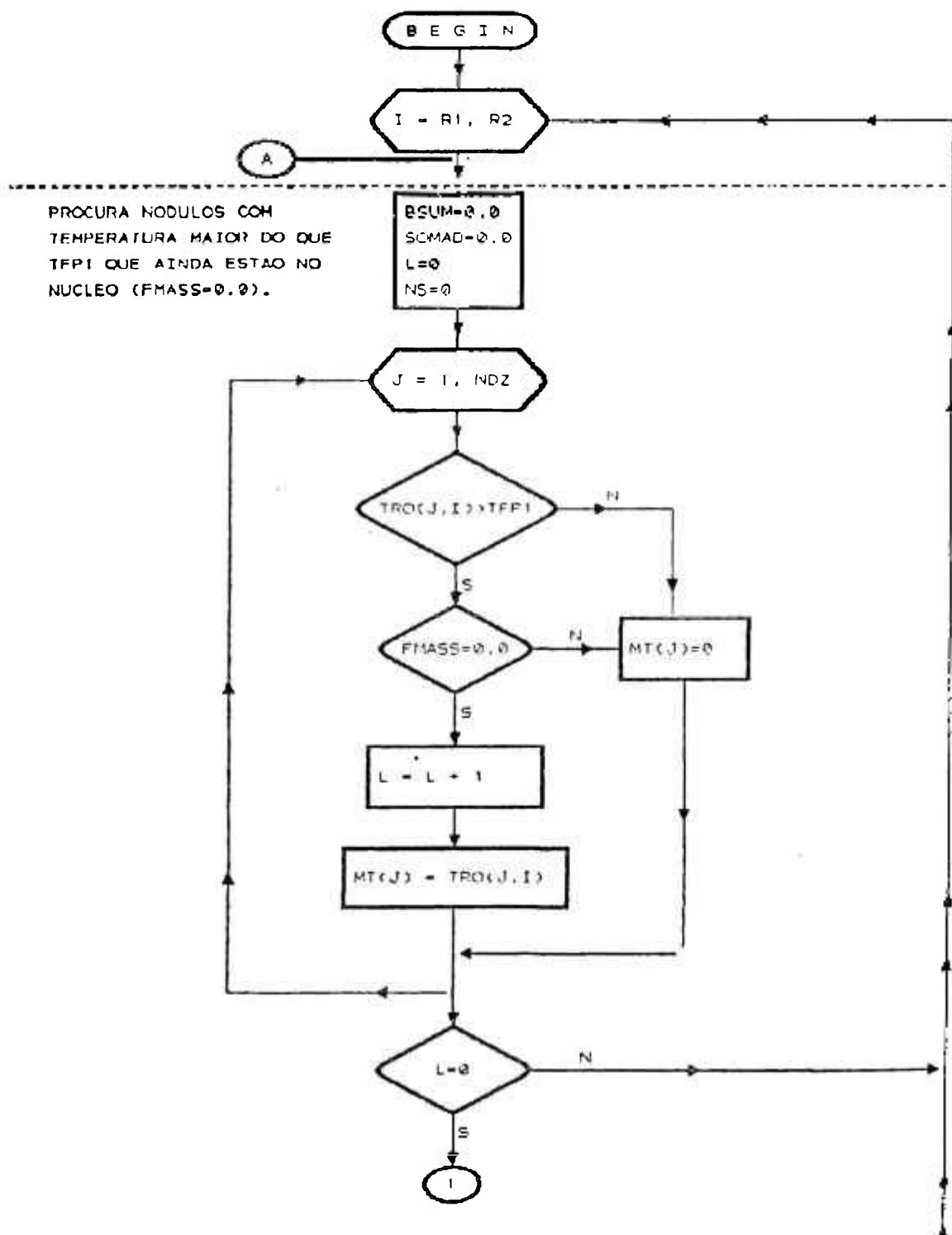
Para estimar o valor do coeficiente de transferência de calor por convecção natural, na simulação do acidente de TMI-2, utilizaram-se os valores das propriedades da equação EA5.2, para a temperatura do vapor de 573 K e pressão de 50 bar.

O valor encontrado para o coeficiente, com as hipóteses acima, foi de $HNAT=39$ ($W/m^2 /K$). Entretanto o valor mais adequado para o coeficiente foi de $HNAT=36$ ($W/m^2 /K$), valor que foi ajustado iterativamente, até se obter o melhor resultado.

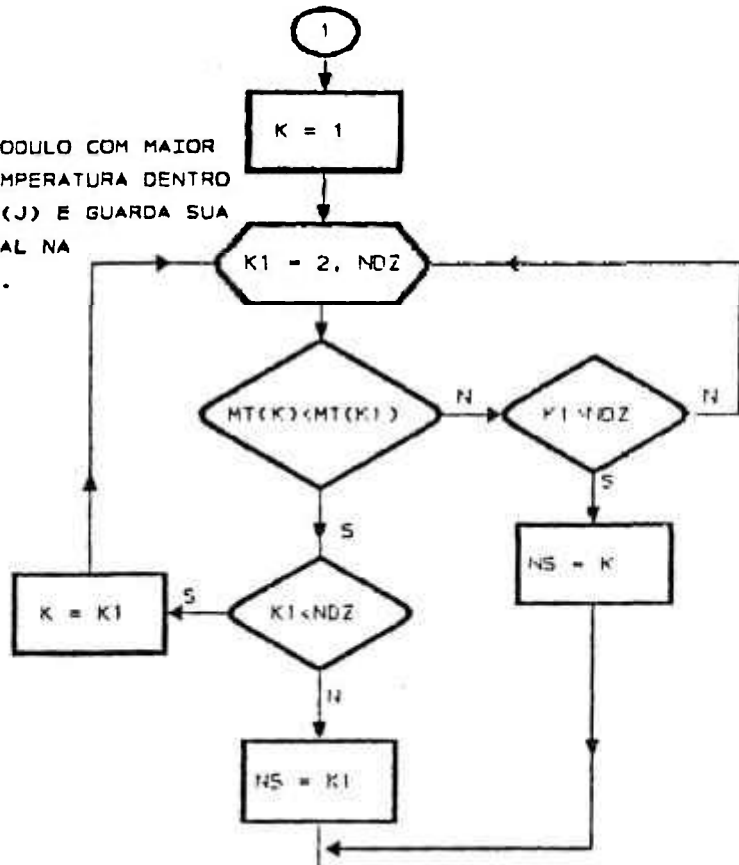
Deve-se ressaltar que o valor encontrado deve ser considerado como um valor aproximado e não exato, uma vez que as condições do vapor variam dentro do vaso de pressão e também que a altura descoberta do núcleo varia com o tempo (o cálculo foi feito com o valor de L igual altura total do núcleo).

APÊNDICE 6

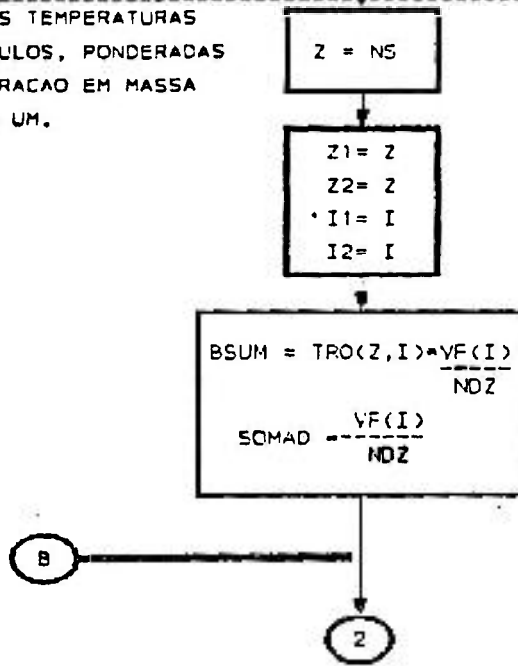
FLUXOGRAMA DO MODELO DESENVOLVIDO PARA O DERRETIMENTO DO NÚCLEO: MELT1



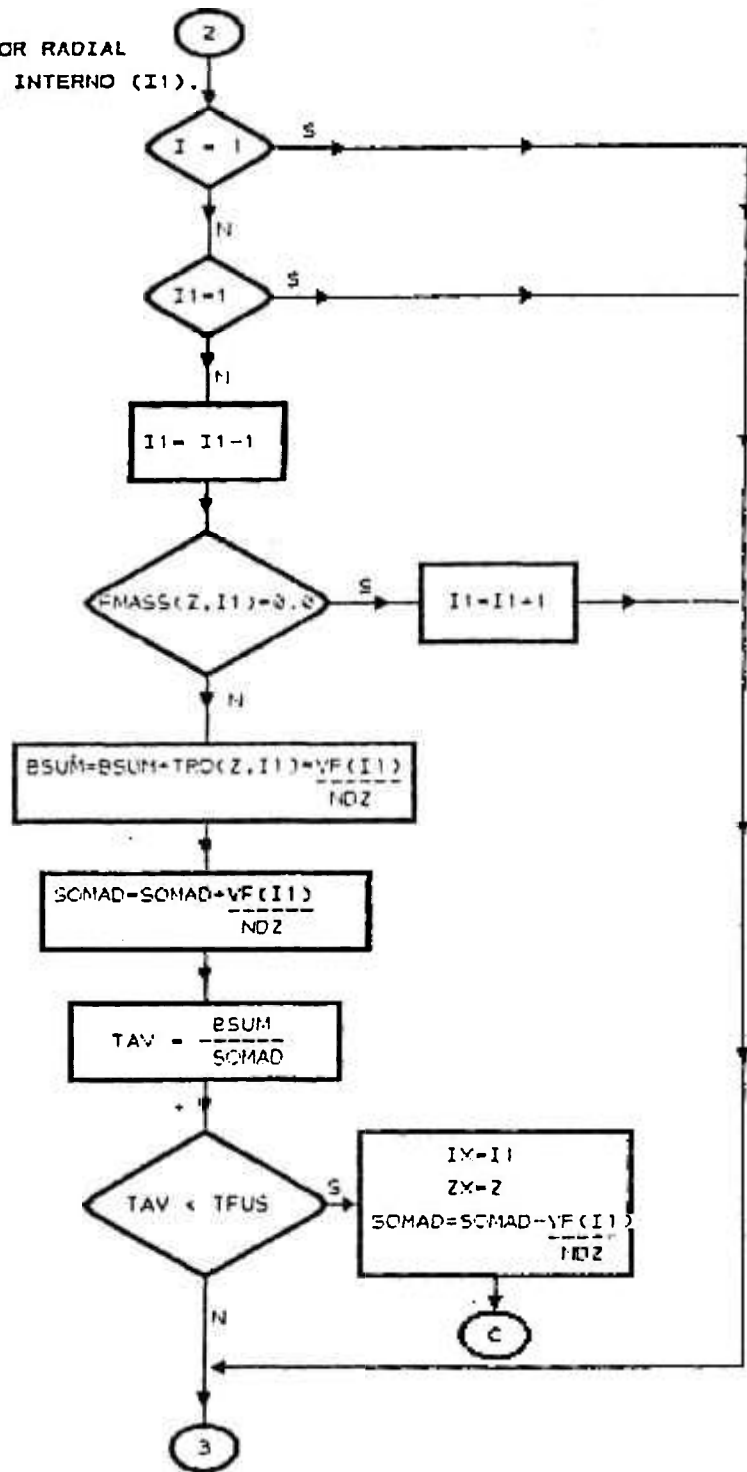
PROCURA O NODULO COM MAIOR VALOR DE TEMPERATURA DENTRO DO VETOR MT(J) E GUARDA SUA POSICAO AXIAL NA VARIABEL NS.



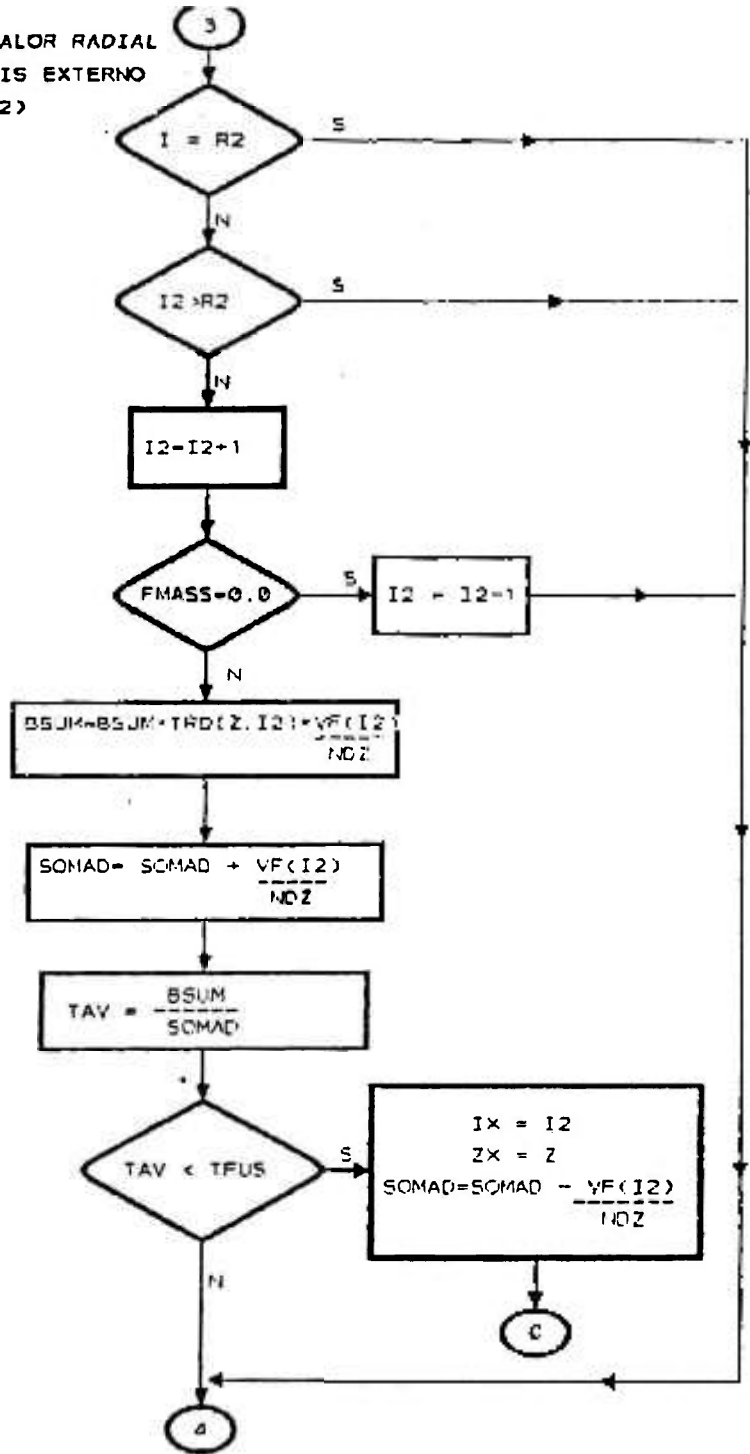
SOMA DAS TEMPERATURAS DOS NODULOS, PONDERADAS COM A FRACAO EM MASSA DE CADA UM.



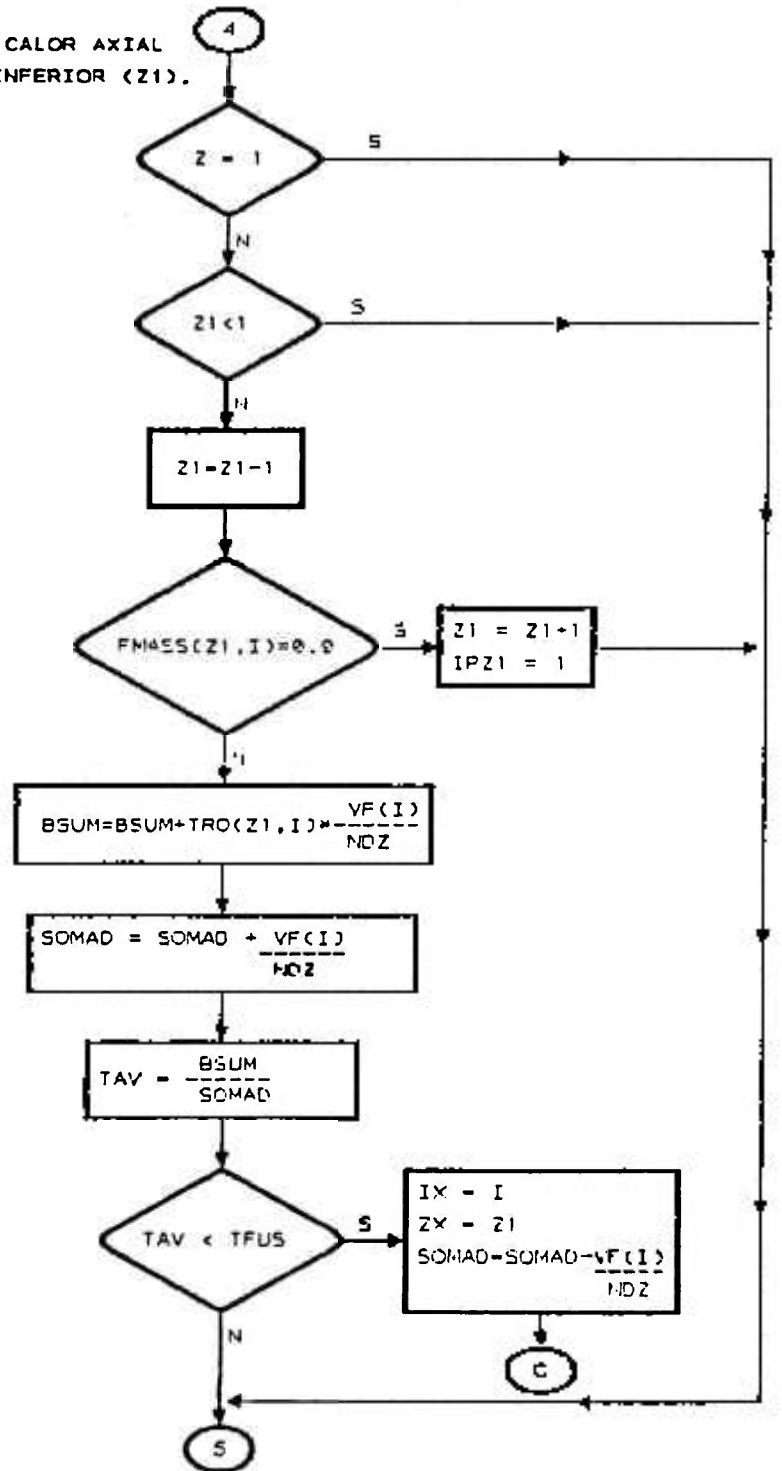
TRANSMISSÃO DE CALOR RADIAL
PARA O NÓDULO MAIS INTERNO (I1).



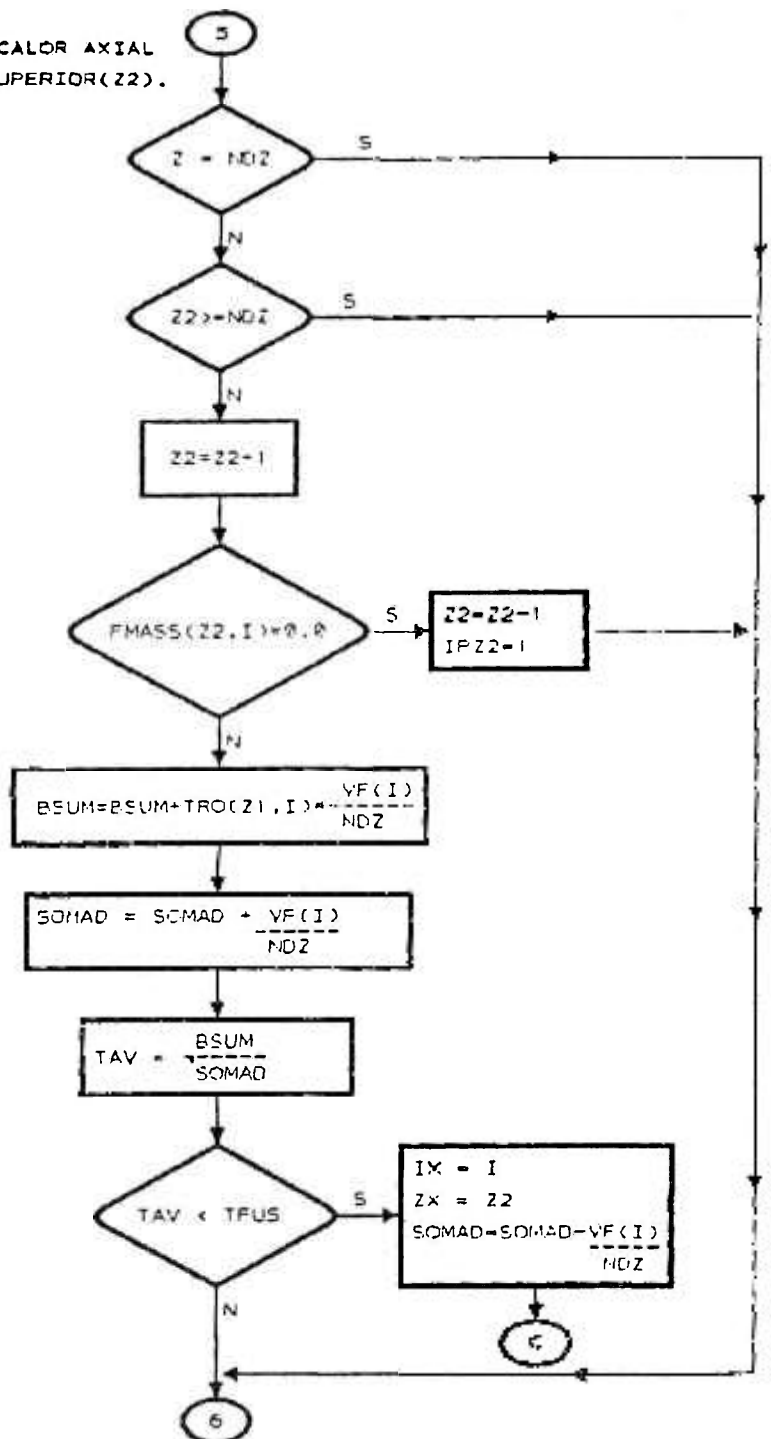
TRANSMISSÃO DE CALOR RADIAL
 PARA O NODULO MAIS EXTERNO
 (REGIAO RADIAL R2)



TRANSMISSAO DE CALOR AXIAL
 PARA O NODULO INFERIOR (Z1).

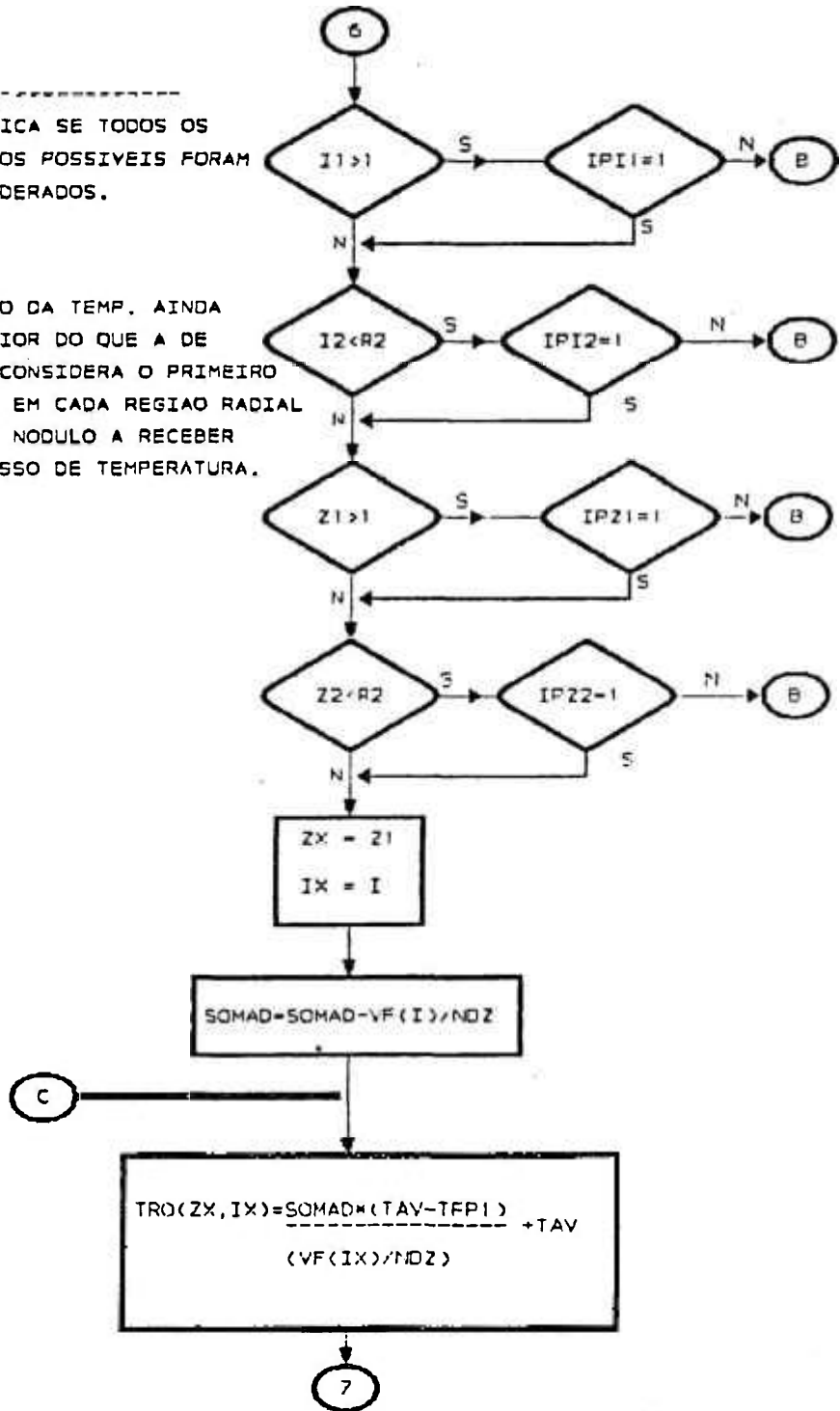


TRANSMISSAO DE CALOR AXIAL
PARA O MODULO SUPERIOR(Z2).

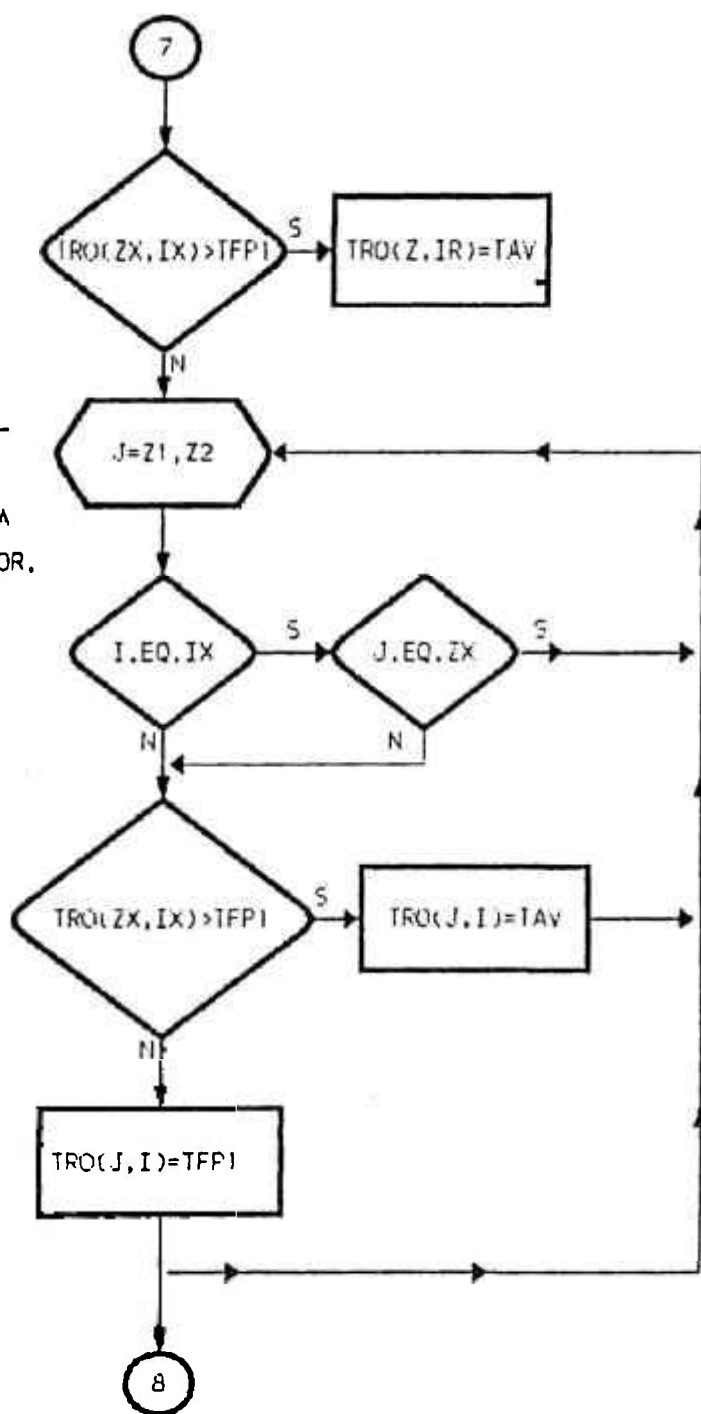


VERIFICA SE TODOS OS
NODULOS POSSIVEIS FORAM
CONSIDERADOS.

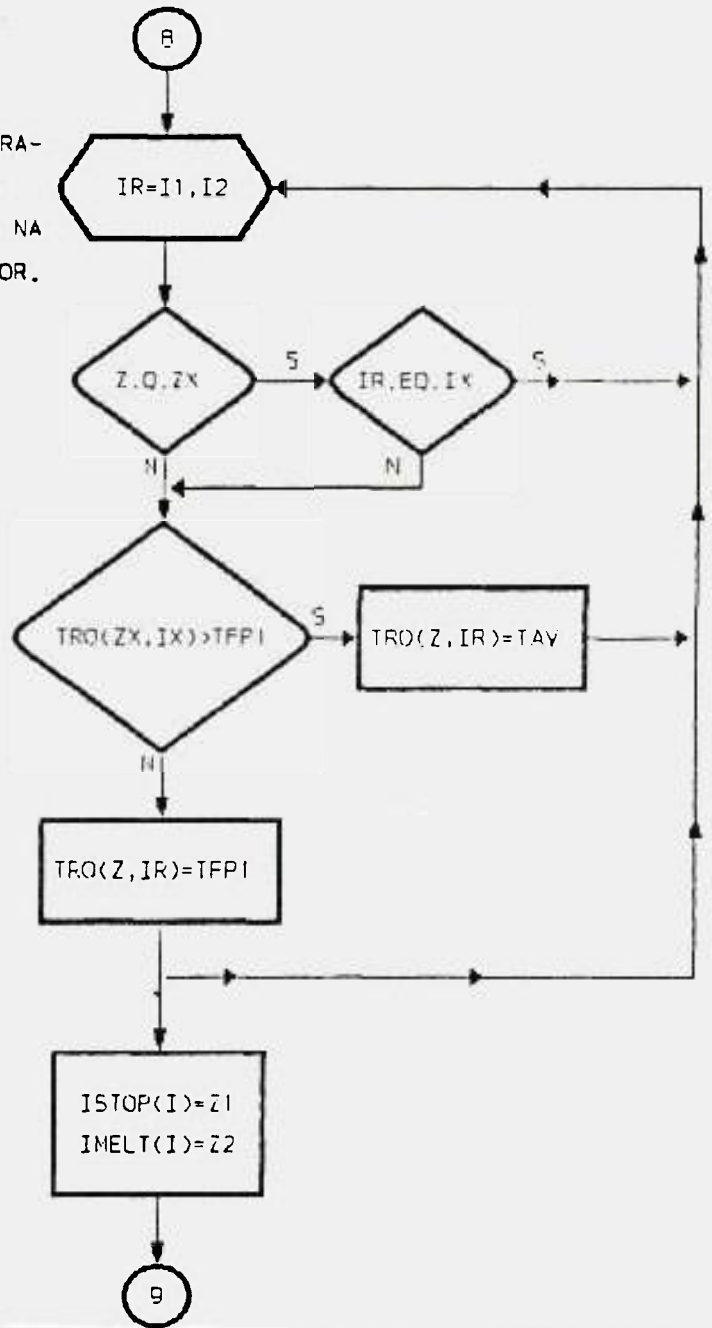
NO CASO DA TEMP. AINDA
SER MAIOR DO QUE A DE
FUSAO CONSIDERA O PRIMEIRO
NODULO EM CADA REGIAO RADIAL
COMO O NODULO A RECEBER
O EXCESSO DE TEMPERATURA.

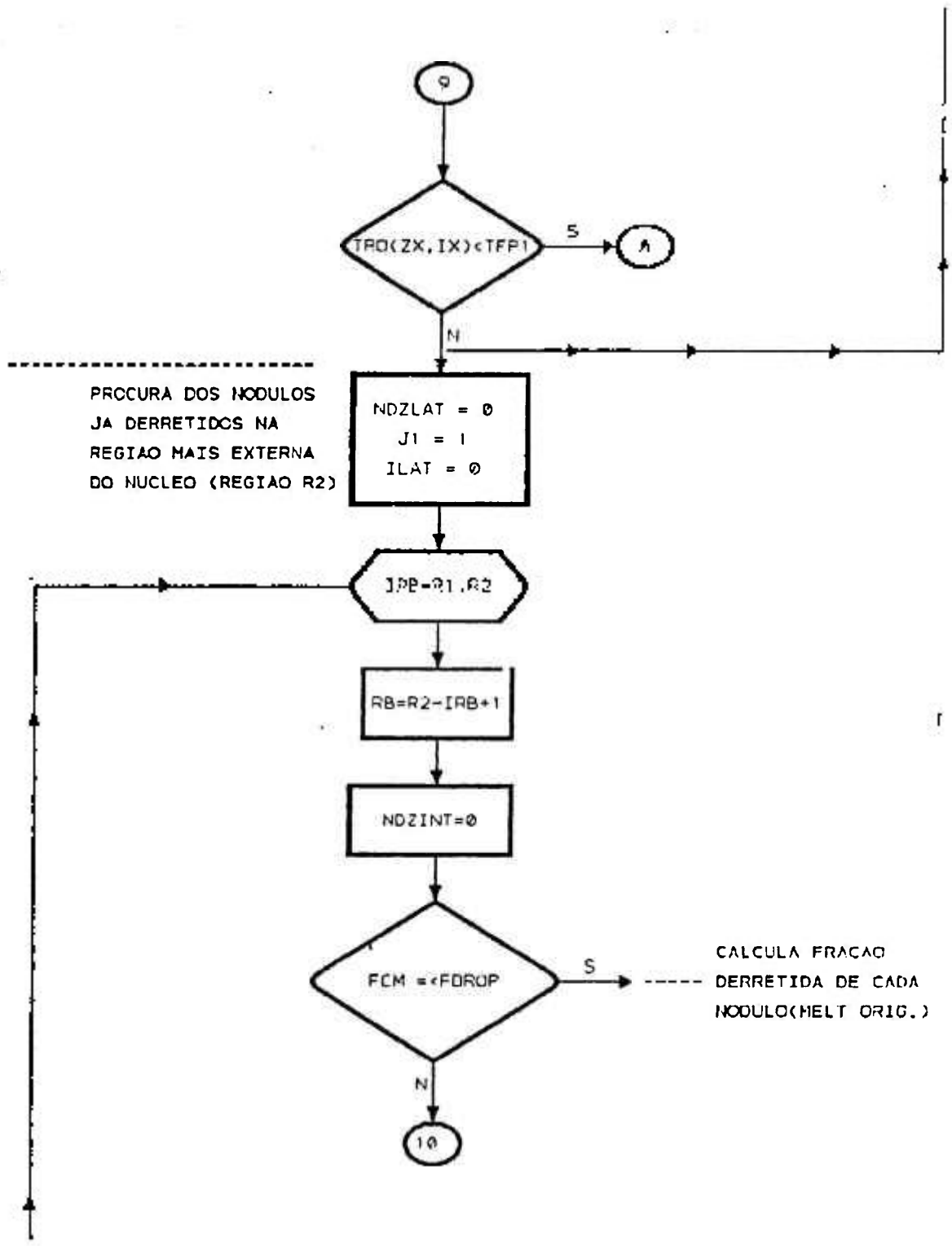


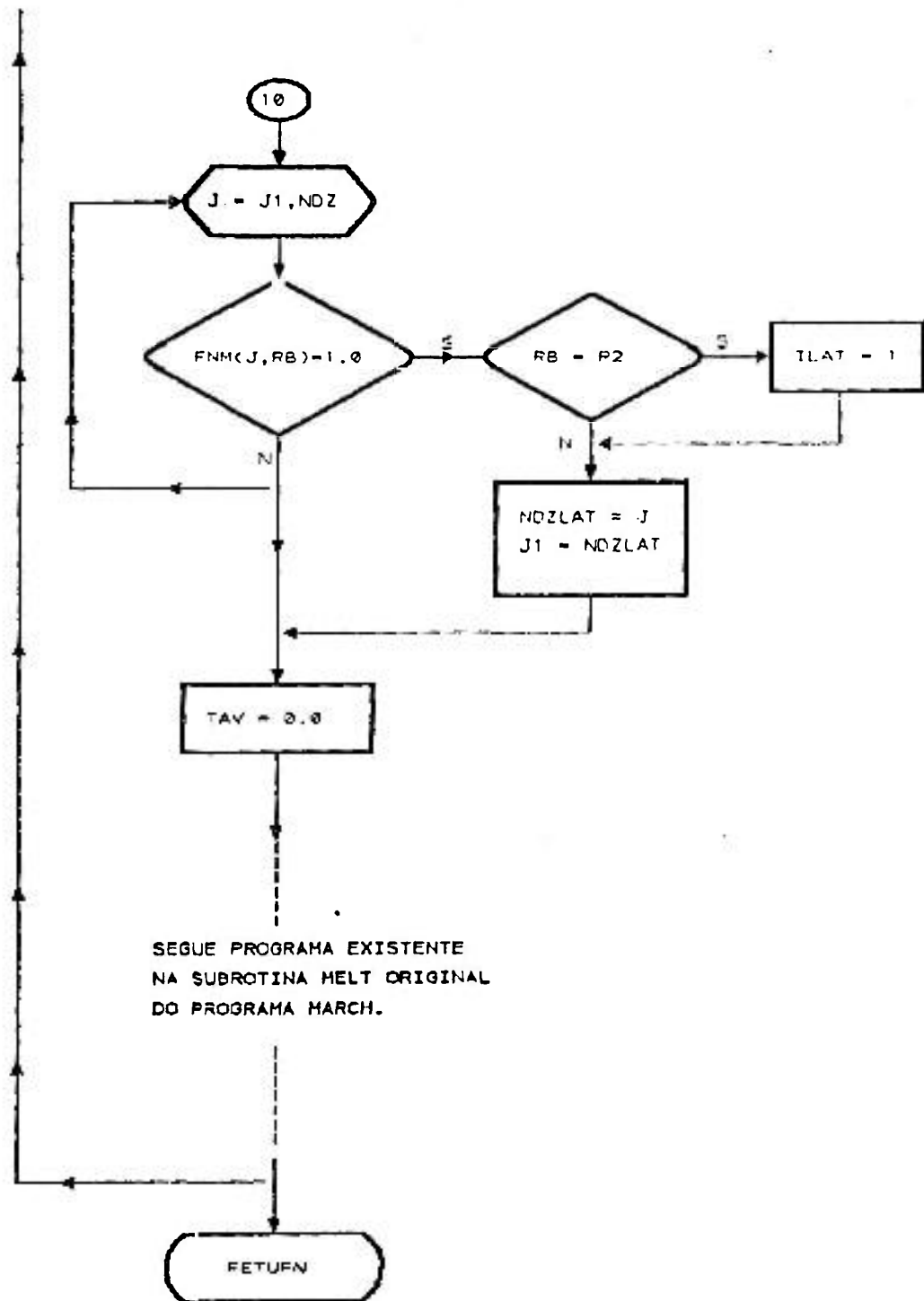
ATRIBUICAO DE TEMPERATURA AOS MODULOS AXIAIS ENVOLVIDOS NA DISTRIBUICAO DE CALOR.



ATRIBUICAO DE TEMPERATURA AOS NODULOS RADIAIS ENVOLVIDOS NA DISTRIBUICAO DE CALOR.







APÊNDICE 7

DADOS DE ENTRADA DA PLANTA DE TMI-2

O arquivo que contém os dados de entrada para o programa MARCH3 apresenta as variáveis de cada NAMELIST de uma forma separada. O programa possui um total de 12 NAMELISTS. A de maior interesse para o desenvolvimento do trabalho é a NLBOIL que contém os dados referentes ao sistema primário da planta.

As NAMELISTS que não tiverem nenhuma variável estão com os valores do caso amostra do programa [25].

NAMELIST NLMAR

```
ATIME=0.0,  
CONTAN=23,  
CPSTP=500000.,  
DTINTL=0.02,  
FLOWS=1,  
HECTR=22,  
IBLDP=5,  
IBRK=0,  
ICBRK=1,  
ICHECK=0,  
IECCXX=2,  
IFPSM=5,  
IS=3,  
ISPRA=1,  
ITRAN=1,  
IU=3,  
NTP2=0,  
PRST=1.0E10,  
TAP=1.253E5,  
TOTAL=48.41, 4.91, 89.69, 7.78, 8.26, 3.88, 0.61, 27.48, 1015.4, 14.98,  
205140., 49755., 70.75, 3196.5, 49.42, 20.03, 1173., 284., 0., 23.27,  
4848., 303., 909., 62.34, 7.26, 0.44, 38.91, 5.48, 8.08, 55.78,  
1.18, 144.19, 2.89, 6.43, 17.15, 8.79, 11.71, 17.39, 354.22, 1.08,  
TRST=200.,  
VANESA=0,  
END
```

NAMELIST NLINTL

END

NAMELIST NLSLAB

```
DEN=511.0, 511.0, 150.0, 146.0,  
DTDx=9*0.0,  
HC=0.110, 0.110, 0.186, 0.240,  
HIF=20.0, 20.0, 7*0.0,  
IDGAS=3,  
IMAT='STEEL', 'STEEL+', 'CONCRETE', 'CONCRETE+',  
ISLAB='CYLINDER', 'DOME', 'FLOOR', 'RV CAVITY', 'CRANE WALL',  
'OP. DECK', 'SHIELD WL', 'SCANAL', 'MISC.STEEL',
```

IVL=9*1,
IVR=9*1,
MAT1=1, 1, 4, 1, 3, 3, 3, 2, 1,
MAT2=3, 3, 4, 1, 3, 3, 3, 2, 1,
NMAT=4,
NNO1=4, 4, 8, 4, 8, 8, 7, 4, 4,
NNO2=8, 8, 7*0,
NOD=1, 5, 37, 53, 60,
NSLAB=9,
SAREA=77500., 19500., 15500., 2000., 31000., 5000., 7000., 16000., 50000.,
TC=26.0, 9.4, 0.8, 1.6,
TCHI=1200.0,
TCLO=700.0,
TEMP=67*110.0,
TWHI=500.0,
TWLO=200.0,
X(1)=0.0, 0.005, 0.01, 0.02083, 0.04083, 0.07083, 0.12083, 0.22083,
0.52083, 1.02083, 2.02083, 3.52083,
X(13)=0.0, 0.005, 0.01, 0.02083, 0.04083, 0.07083, 0.12083, 0.22083,
0.52083, 1.02083, 2.02083, 2.6875,
X(25)=0.0, 0.01, 0.02, 0.05, 0.1, 0.2, 0.5, 1.0,
X(33)=0.0, 0.005, 0.01, 0.02083,
X(37)=0.0, 0.01, 0.02, 0.05, 0.1, 0.2, 0.5, 1.0,
X(45)=0.0, 0.01, 0.02, 0.05, 0.1, 0.2, 0.5, 1.0,
X(53)=0.0, 0.01, 0.02, 0.05, 0.1, 0.25, 0.75,
X(60)=0.0, 0.005, 0.01, 0.02083,
X(64)=0.0, 0.005, 0.01, 0.02083,
END

NAMELIST NLECC

ACMO=33000.,
CSPRC=6.00E-2,
DTSUBX=10.,
ECCRC=6.00E-2,
NPUMP=16,
P=16*10000.,
PACMO=0.,
PLO=16*0.,
RWSTM=3.91E6,
STP=0.13, 0.6, 2.0, 3.2, 4.58, 10.4, 11.7, 100.0, 120.0, 153.0,
161.0, 165.3, 217.0, 236.1, 239.0, 243.0, 257.3, 262.0,
263.0, 267.0,
TACM=90.,
TM=0., 0.13, 0.6, 2.0, 3.2, 4.58, 10.4, 11.7, 100.0, 120.0, 153.0,
161.0, 165.0, 217.0, 236.1, 239.0, 243.0, 257.3, 262.0,
263.0,
TRWSTX=85.,
TUHI=100.,
UHIO=2.0,
WEC=86.7, 86.7, 396.88, 959.96, 94.57, 94.57, 0.0, 162.18, 67.93,
126.82, 119.58, 1061.32, 100.15, 149.48, 971.01, 971.01, 971.01, 0.0,
157.41, 157.41,
WTCVX=100.0,
END

NAMELIST NLHX

EQR=5.6E07,
ETP1R=137.5,
ETS1R=107.1,
EWPR=3.9E06,
EWSR=4.96E06,
END

NAMELIST NLCOOL

CQR=3.24E08,
CTPR=271.0,
CTSR=80.0,
CWSR=6.48E04,
JCOOL=1,
NCOOL=0,
PCOOL=0.0,
POFF=0.0,
QRCOOL=0.0,
TCOOL=1.0E10,
END

NAMELIST NLMACE

AFLR=471.0,
AREA=1.550E04,
C1=64.0, 149.,
C2=0.583, 0.583,
C3=5.33E-4, 7.0,
C4=0.0, 0.0,
DCF=100.0,
DCFICE=100.0,
DIAMP=1.312E-4,
DTPNT=20.0,
DTS=5.0E03,
FALL=1.0,
FSPRA=0.0,
H2DIST=10*140.0,
H2HI=0.1,
HIG=0.55,
HUM=0.5,
IBURN=5,
IBURNJ=1,
IBURNL=2,
IBURNM=1,
ICECUB=0,
IGNITE=10*0.0,
JRPV1=1,
JRPV3=1,
N=2,
NC=2*1,

NCAV=-11,
NCUB=1,
NRPV1=1,
NRPV2=1,
NS=2, 2,
NSMP=1,
NSMP2=1,
NT=7, 7,
PO=14.7,
STPFAN=1.0E10,
STPSPR=1.0E10,
TEMPO=110.0,
VC=2.715E06,
VCAV=9.5E03,
VFLR=1.E10,
WVMAKS=0.0,
WVMAX=0.0,
END

NAMelist NLBOIL

ABRK=0.,
ACOR=49.2,
AH=147.64, 108.6, 1016.33, 249122.58, 202.08, 1326.94, 423.306,
ARSTR(1)=34.8, 7.06, 0.362, 52.56,
ARSTR(5)=-.366, -2.6, -7.14,
ASR(1)=9.39E-03, 5.92E-03, 3.94E-03, 2.54E-03, 3.13E-03,
3.85E-03, 3.24E-03, 3.47E-03, 6.26E-03, 3.13E-03,
5.82E-03, 3.94E-03, 1.78E-03, 1.2E-03, 0.84E-03, 0.,
ASRV=1.06E-3,
ATOT=106.,
CLAD=.00252,
CM=998.4, 30241.0, 40261.0, 188827.65, 2167.1, 7000.0, 11149.85,
D=.03583,
DC=10.68,
DD=.386, 3.0, 0.679, 0.0464, 0.4, 0.16, 0.416,
DF=.03083,
DH=.04348,
DHEAT=0.0000E+00, -1.0000E+00, 1.3333E-01, 1.0000E+00, 1.5000E-01,
6.2200E-02, 2.0000E-01, 5.4800E-02, 3.0000E-01, 4.8200E-02,
8.0000E-01, 3.8200E-02, 1.8000E+00, 3.1900E-02, 6.8000E+00,
2.4200E-02, 1.6800E+01, 1.9600E-02, 6.0133E+01, 1.3200E-02,
1.2013E+02, 1.0500E-02, 3.0013E+02, 0.7930E-02,
DPART=.03083,
DTKXXX=1000.0,
DTPN=5.,
DTPNTB=0.02,
DUO2=.03083,
F235U=1.02,
F238U=0.0,
F239PU=0.0,
FCOL=0.75,
FDCR=1.64,
FDROP=.05,
FHC=1.0,

FHM=1.0,
FMAG=0.5,
FPV=.05, .45, .45, 0.05,
FRE1=0.5,
FRE2=160.0,
FRE3=23.0,
FULSG=107157.,
FZ=3*0.5502, 3*1.2025, 3*1.3283, 3*1.2072, 3*1.1751, 3*1.1916,
3*0.829,
FZMCR=1.0,
FZOCR=1.0,
FZOS1=0.0,
H=12.,
HO=70.46,
HW=300.,
IAXC=1,
IBEDC=3,
IBEDS=3,
ICNAT=1,
ICON=0,
ICONV=20,
IDECAY=12,
IHC=0,
IMWA=3,
IRAD=2,
ISG=4,
ISTR=4,
IVMELT=1,
IVSGEN=1,
MWORNL=1,
NDTM=200000,
NDZ=21,
NDZDRP=1,
NMULD=16,
NR=36816,
NRPLT=7*1,
NWAFF=16,
NZPLT=1,2,3,4,5,6,7,
PF=1.4706, 1.2897, 1.1481, 1.1639, 1.0086, 1.0365,
0.9494, 0.9728, 0.9350, 0.7099,
PITCH=.0473,
PSETX=2255.,
PSG=1024.7,
PVSL=2210.,
Q235U=220.,
Q238U=208.96,
Q239PU=211.44,
QLAT=1,
QPUMP1=5.46E7,
QPUMP2=2.73E7,
QZERO=9.213270142E+9,
R1=1,
R2=10,
R239U=0.8,
RHOCU=53.5,

TAFW=400.,
TB(1)= 0.05, 5.5, 11.0, 13.0, 22.0, 50., 63., 70., 77., 81., 85.,
91., 95., 101.5, 119., 139.,
TCAV=1200.,
TFAIL2=2550.,
TFAILB=1.0E10,
TFAILX=2550.0,
TFE00=600.,
TFUS=5861.,
TGOO=581.,
TMAFOF=0.,
TMAFW=0.,
TMAFWI=0., 8., 39.25, 84.7, 91.65, 100., 120.6, 129.3, 134.5,
144.8, 147.4, 152.3, 178.1,
TMELT=4724.,
TMSG1=92.05,
TMSG2=200.0,
TMULD=0.0,2.35,7.05,77.64,85.00,110.00,130.0,143.0,148.0,164.0,235.29,
5*1.E10,
TMUP1=0.,
TMUP2=239.,
TMWOFF=5000.0,
TPN=0.133,
TPUMP1=73.6,
TPUMP2=100.6,
TRPS=0.133333,
TSB(1)=0.133, -0.1, 101.,
TSCT(1)=0.133, 1.E10, 1.0E10,
TT=3*608., 548., 3*556.,
TTMI=138.0,
VF=.00565, .0026, 0.0452, .0678, .09039, .11299, .13559,
.13559, .133, .27119,
VOLPX=11750.,
VOLSX=700.,
VWMULD=551.6,0.0,950.0,300.0,2000.0,00.0,0.0,0.0,0.0,0.0,
6*0.0,
WAFW=0.,
WAFWI=0., 2970., 2000.,0., 2424., 2923., 13.7, 727., 12.6,
1533., 12.7, 2711., 330.,
WATBHX=26673.25,
WBAR=14682.2,
WCST=1.E6,
WDED=134124.8,
WFE2=8000.,
WMUP2=86.03,
WSETX=1867.,
WTRSG=80000.,
YBRK=100.,
YLEG=26.0,
YSR(1)=76.06, 14*2., 76.06,
YSRV=76.06,
END

NAMELIST NLBWR

IBWR=0,
END

NAMELIST NLHEAD

COND=8.,
DBH=14.25,
FHEAD=0.0,
FOPEN=0.0,
SIGF=8.0E04,
THICK=.4167,
THKF=.1667,
TMLTXX=4130.,
WFECXX=14680.,
WGRIDX=58270.,
WUO2XX=205140.,
WZRCXX=50770.,
END

NAMELIST NLHOT

ACAV=471.0,
CON=5.0,
DP=0.02,
FLRMC=0.0,
IDBED=0,
IHOT=100,
MWR=1,
NSTOP=500,
TCORM=2500.0,
TPOOLH=125.0,
WTR=0.0,
END

NAMELIST NLCRCN

AERAB=0.98,
AWBLK=0.0,
CNAME='SIO2', 'AL2O3', 'CA(OH)2', 'H2OEVAP', 'CACO3',
DELTIM=60.0,
DPRIN=1200.0,
DRWALL=1.0E10,
EMM=.9, .9,
EO=.9, .9,
EWCRCN=0.9,
HBB=10.0,
HIT=7.46,
HTWALL=7.62,
ICONCN=0,

IDRAD=0,
IGEOM=2,
IPINC=20,
IREM='TIME',
IREO='TIME',
NBOT=10,
NCORN=10,
NEM=2,
NEO=2,
NRAYS=95,
QVHF=0.0,
RAD=3.73,
RADC=0.1,
RBR=.135,
RHOC=2340.,
RW=13.73,
SM=.359, .001, .14, .04, .46,
TDC=1450.0,
TF=36500.0,
TIC=316.,
TLIQCT=1650.,
TORT1=0., 1.0E6,
TORT2=0., 1.0E6,
TPRIN=900000.0,
TSOLCT=1350.,
ZO=1.5,
ZT=0.0,
END