



MODELAGEM DA PRESSURIZAÇÃO DA CONTENÇÃO DE UM PWR COM RESFRIAMENTO PASSIVO DE MATERIAL DE MUDANÇA DE FASE

Rafaela Vilas Boas Pedrassani

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Nuclear, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Nuclear.

Orientador: Su Jian

Rio de Janeiro
Julho de 2021

MODELAGEM DA PRESSURIZAÇÃO DA CONTENÇÃO DE UM PWR COM
RESFRIAMENTO PASSIVO DE MATERIAL DE MUDANÇA DE FASE

Rafaela Vilas Boas Pedrassani

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO
ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE
ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO
PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU
DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA NUCLEAR.

Orientador: Su Jian

Aprovada por: Prof. Su Jian

Profa. Maria de Lourdes Moreira

Prof. Pedro Luiz da Cruz Saldanha

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

JULHO DE 2021

Pedrassani, Rafaela Vilas Boas

Modelagem da Pressurização da Contenção de um PWR com Resfriamento Passivo de Material de Mudança de Fase/Rafaela Vilas Boas Pedrassani. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2021.

XV, 78 p.: il.; 29, 7cm.

Orientador: Su Jian

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Nuclear, 2021.

Referências Bibliográficas: p. 74 – 78.

1. Contenção. 2. Parâmetros Concentrados. 3. Mudança de Fase. I. Jian, Su. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Nuclear. III. Título.

*Dedico esse trabalho a minha
mãe Sueli, que já se foi, mas
continua sendo minha maior
força e inspiração na vida.*

Agradecimentos

À Deus.

A minha família, meu sincero agradecimento.

Agradeço imensamente o meu orientador, professor Su Jian, por toda dedicação, paciência, orientação e ensinamentos que foram fundamentais e decisivos para elaboração desta dissertação.

Agradeço aos colegas do LASME, pois sem a ajuda de vocês este trabalho não poderia ter sido escrito.

A todos os professores e funcionários do Programa de Engenharia Nuclear (PEN/COPPE).

À CAPES, especialmente ao Programa PROCAD-Defesa, pela bolsa de mestrado que possibilitou a realização deste estudo.

Por fim, agradeço a todos que contribuíram direta ou indiretamente para realização deste trabalho.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

MODELAGEM DA PRESSURIZAÇÃO DA CONTENÇÃO DE UM PWR COM RESFRIAMENTO PASSIVO DE MATERIAL DE MUDANÇA DE FASE

Rafaela Vilas Boas Pedrassani

Julho/2021

Orientador: Su Jian

Programa: Engenharia Nuclear

A pressurização do edifício de contenção de uma usina nuclear de reator de água pressurizada (PWR) pode ocorrer em um curto espaço de tempo caso ocorra um acidente de perda de refrigerante (LOCA) devido a uma ruptura na tubulação do circuito primário. Recentemente, os materiais de mudança de fase (PCM) têm sido considerados um método de resfriamento passivo no edifício de contenção pelo armazenamento de energia térmica em caso de acidentes. Neste estudo, propõe-se um modelo acoplado para a pressurização da contenção de usina PWR durante um LOCA hipotético. O modelo proposto consiste em um modelo termodinâmico conservador de célula única para o balanço de massa e energia na contenção, e um modelo aperfeiçoado de parâmetros concentrados para a condução de calor unidimensional com fusão de uma placa PCM, baseado nas aproximações de Hermite para integrais. O sistema não linear de equações diferenciais ordinárias é resolvido numericamente utilizando o software simbólico-numérico Wolfram Mathematica 11.0. O modelo da contenção é verificado comparando-se com a pressão e a temperatura finais da contenção disponíveis na literatura, e o modelo para a condução no PCM é validado comparando-se a interface de fusão no PCM e a temperatura média da fase líquida com uma solução analítica aproximada. As variações da temperatura e pressão na contenção foram avaliadas para diferentes tipos e áreas transferência de calor de PCM. Os resultados da análise demonstraram que o PCM poderia resfriar com sucesso a contenção e diminuir o ponto máximo de pressão significativamente.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

DYNAMIC ANALYSIS OF PRESSURIZATION OF CONTAINMENT
BUILDING OF A PRESSURIZED WATER REACTOR WITH PHASE
CHANGE MATERIALS

Rafaela Vilas Boas Pedrassani

July/2021

Advisor: Su Jian

Department: Nuclear Engineering

Pressurization of the containment building of a pressurized water reactor (PWR) nuclear power plant can occur in a short time if a loss of coolant accident (LOCA) occurs due to a break in the primary circuit piping. Recently, phase change materials (PCM) have been considered as a method of passive cooling in the containment building by storing thermal energy in case of accidents. In this study, we propose a coupled model for the pressurization of the PWR containment during a hypothetical LOCA. The proposed model consists of a conservative single-cell thermodynamic model for the mass and energy balance in the containment, and an improved lumped parameter model for one-dimensional heat conduction with melting of a PCM plate, based on Hermite approximations for integrals. The nonlinear system of ordinary differential equations is solved numerically using the symbolic-numerical software Wolfram Mathematica 11.0. The containment model is verified by comparing the final containment pressure and temperature with data available in the literature, and the model for conduction in the PCM is validated by comparing the melting interface and the liquid phase average temperature of the PCM with an approximate analytical solution. Temperature and pressure variations in the containment were evaluated for different types and heat transfer areas of the PCM. The analysis results demonstrated that the PCM could successfully cool the containment and lower the maximum pressure significantly.

Sumário

Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xii
Lista de Símbolos	xiii
Lista de Abreviaturas	xv
1 Introdução	1
1.1 Contenção de Reator PWR	2
1.2 Acidente de Perda de Líquido Refrigerante	3
1.3 Material de Mudança de Fase	5
1.4 Objetivos	7
1.5 Organização do Trabalho	7
2 Revisão Bibliográfica	9
2.1 Pressurização de Contenção	9
2.1.1 Sistemas de Segurança Passiva	11
2.1.2 Condensadores de Gelo	15
2.2 Modelo de Parâmetros Concentrados	16
2.2.1 Parâmetros Concentrados Clássicos	16
2.2.2 Parâmetros Concentrados Aperfeiçoados	17
2.3 Material de Mudança de Fase	21
3 Metodologia	24
3.1 Problema Físico	24
3.2 Modelagem da Pressurização de Contenção	26
3.2.1 Equações Governantes	26
3.2.2 Análise das Condições de Equilíbrio	29
3.3 Modelo de Mudança de Fase	32
3.3.1 Equações Governantes	32
3.3.2 Processo de derretimento do PCM	33

3.4	Método de Solução	35
3.5	Implementação Computacional	38
4	Resultados e Discussões	40
4.1	Validação do Modelo de Contenção	40
4.2	Validação do Modelo de PCM	44
4.3	Condições finais na contenção sem PCM	47
4.4	Seleção Preliminar de PCM	50
4.5	Pressurização da Contenção com PCM	51
4.5.1	Perfil de temperatura na contenção	53
4.5.2	Influência do tipo de PCM na temperatura da contenção . . .	60
4.5.3	Influência da área de PCM na temperatura da contenção . . .	63
4.5.4	Influência do tipo de PCM na pressão da contenção	65
4.5.5	Balanco energético	68
5	Conclusões e Sugestões	71
5.1	Conclusões	71
5.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	72
	Referências Bibliográficas	74

Lista de Figuras

1.1	Estrutura de contenção de um PWR.	3
1.2	Ilustração de um acidente de perda de líquido refrigerante (HOWE <i>et al.</i> [1]).	4
2.1	Estrutura do reator IRIS (INGERSOLL [2] e INGERSOLL <i>et al.</i> [3])	12
3.1	Ilustração de um acidente de perda de refrigerante do tipo guilhotina no tubo da perna fria.	25
3.2	Instalação da placa de PCM na partição interna da estrutura de contenção.	26
3.3	Balanco de massa para a análise transiente	27
3.4	A geometria do processo de derretimento de uma placa de PCM. . . .	33
4.1	A vazão mássica de vazamento de refrigerante durante um LBLOCA de um reator genérico.	41
4.2	Entalpia específica liberada em função da depressurização do circuito primário do reator.	42
4.3	Temperatura e pressão na contenção de um reator genérico A.	43
4.4	Comparação entre a posição de interface prevista pelo modelo de parâmetros concentrados e a solução analítica.	45
4.5	Comparação entre as temperaturas médias do líquido obtidas pelo modelo de parâmetros concentrados proposto e da solução analítica aproximada.	46
4.6	Pressão na contenção do reator genérico.	47
4.7	Temperatura na contenção do reator genérico.	48
4.8	Massa de água do sistema primário.	49
4.9	Massa de água na contenção.	49
4.10	PCM da linha RT-Line (RUBITHERM [4]).	51
4.11	Perfis de temperatura para o PCM RT 64 HC - Caso 1 e Caso 2. . . .	54
4.12	Perfis de temperatura para o PCM RT 64 HC - Caso 3 e Caso 4. . . .	55
4.13	Perfis de temperatura para o PCM RT 70 HC - Caso 1 e Caso 2. . . .	56
4.14	Perfis de temperatura para o PCM RT 70 HC - Caso 3 e Caso 4. . . .	57

4.15	Perfis de temperatura para o PCM RT 80 HC - Caso 1 e Caso 2. . . .	58
4.16	Perfis de temperatura para o PCM RT 80 HC - Caso 3 e Caso 4. . . .	59
4.17	Influência do tipo de PCM em função da área de transferência de calor - Caso 1 e Caso 2.	61
4.18	Influência do tipo de PCM em função da área de transferência de calor - Caso 3 e Caso 4.	62
4.19	Influência da área de transferência de calor no PCM RT 64 HC. . . .	63
4.20	Influência da área de transferência de calor no PCM RT 70 HC. . . .	64
4.21	Influência da área de transferência de calor no PCM RT 80 HC. . . .	64
4.22	Ponto máximo de pressão em função da área de transferência de calor - Caso 1 e Caso 2.	66
4.23	Ponto máximo de pressão em função da área de transferência de calor - Caso 3 e Caso 4.	67
4.24	Estimativa de massa de PCM em função da pressão final na contenção para os PCMs RT 64 HC, RT 70 HC e PCM 80 HC.	69

Lista de Tabelas

1.1	Critérios para avaliação de PCMs	6
4.1	Parâmetros iniciais de uma reator genérico A (TODREAS e KAZIMI [5])	40
4.2	Condições finais na planta de um reator genérico A	44
4.3	Propriedades iniciais da planta de um reator genérico B	47
4.4	PCMs com potencial de uso para armazenamento de calor latente . .	50
4.5	Propriedades termofísicas dos PCMs selecionados	51
4.6	Casos utilizados na implementação numérica	52
4.7	Pressão final na contenção	68
4.8	Condições iniciais utilizadas para o balanço energético	69
4.9	Estimativa de massa de PCM na contenção	70

Lista de Símbolos

A	Área de transferência de calor [m^2], p. 34
T_m	Temperatura de derretimento [K], p. 32
α	Difusividade térmica [m^2/s], p. 32
β	Expansividade térmica [K^{-1}], p. 16
h	Coeficiente de transferência de calor, p. 34
k	Condutividade térmica [$W/m^2.K$], p. 34
q''	Fluxo de calor [W/m^2], p. 34
C_{va}	Calor específico à volume constante [$J/kg.K$], p. 32
P_a	Pressão parcial da água [Pa], p. 32
P_w	Pressão parcial de vapor d'água [Pa], p. 32
P	Pressão da mistura de ar-água [Pa], p. 32
Q_{c-st}	Transferência de calor do volume de controle para as estruturas, p. 29
Q_{i-j}	Transferência de calor do subsistema i para j , p. 29
Q_{n-wpr}	Transferência de calor do combustível para a água que permanece sistema primário, p. 29
Q_{wpr-c}	Transferência de calor da água que permanece no sistema primário para o volume de controle, p. 29
Ra	Constante do gás [$J/kg.K$], p. 32
T_a	Temperatura do ar [K], p. 28
T_{sat}	Temperatura de saturação, p. 28

T	Temperatura final na contenção $[K]$, p. 32
V_T	Volume total ($V_c + V_p$), p. 27
V_c	Volume livre de contenção $[m^3]$, p. 27
V_p	Volume do sistema primário $[m^3]$, p. 27
Φ	Umidade relativa, p. 32
\dot{m}	Fluxo de massa, p. 29
a	Ar, p. 27
c	Contenção, p. 27
m_a	Massa de ar na contenção $[kg]$, p. 27
m_{wa}	Massa de água no ar da contenção $[kg]$, p. 27
m_{wcl}	Massa de vapor d'água no ar da contenção $[kg]$, p. 27
m_{wpd}	Massa de água descarregada na contenção, p. 27
m_{wpr}	Massa de água que permanece no sistema primário, p. 27
m_{wp}	Massa/vapor de água do sistema primário , p. 27
m_w	Massa total de água, i.e., m_{wa} e m_{wp} , p. 27
n	Combustível, p. 27
st	Estruturas, p. 27
t	tempo $[s]$, p. 32
u_{wa}	Energia interna da água no ar, p. 28
u_{wp}	Energia interna do sistema primário, p. 28
u_w	Energia interna da água, i.e., u_{wa} e u_{wp} , p. 28
x_{st}	Título, p. 32

Lista de Abreviaturas

ABPS	Acidentes de Base de Projeto, p. 2
APWR	Reator Avançado de Água Pressurizada, p. 2
CFD	Fluidodinâmica Computacional, p. 15
DECL	Acidente de quebra do tipo guilhotina, p. 15
FSAR	Relatório Final de Análise de Segurança, p. 15
HBIM	Integral de Balanço de Calor, p. 21
IRIS	Reator Internacioanal Seguro e Inovador, p. 15
PCCS	Sistema de Resfriamento de Contenção Passiva, p. 15
PCM	Material de Mudança de Fase, p. 2
PWR	Reator de Água Pressurizada, p. 2
SMR	Pequeno Reator Modular, p. 15
VBA	Excel Visual Basic, p. 15

Capítulo 1

Introdução

A segurança de uma usina nuclear baseia-se no conceito de defesa em profundidade que significa o estabelecimento de diferentes barreiras para evitar ou mitigar a liberação de qualquer material radioativo para o ambiente externo. A estrutura de contenção é a última barreira de proteção projetada para manter o confinamento de qualquer material radioativo, cujo projeto é baseado nas cargas produzidas pelos acidentes de base de projeto (Design Basics Accidents - DBA, do inglês).

A pressurização do edifício de contenção de uma usina nuclear de reator de água pressurizada (Pressurized Water Reactor - PWR, do inglês) pode ocorrer em um curto espaço de tempo caso ocorra um acidente com perda de líquido refrigerante (Loss of Coolant Accidents - LOCA, do inglês) devido a uma ruptura na tubulação do circuito primário.

Este tipo de acidente é caracterizado pela despressurização do reator e a transferência de massa e energia no interior da estrutura de contenção. Nestes acidentes, a pressão e a temperatura elevam-se drasticamente no interior da contenção e, na ausência de medidas de segurança, este evento deixaria o núcleo rapidamente sem refrigerante, com risco de superaquecimento e grande quantidade de refrigerante vaporizado na estrutura de contenção.

Atualmente, a maioria dos projetos de contenção de reatores PWR utilizam como sistema de refrigeração trocadores de calor e sistemas de pulverização (sprays). Entretanto, desde o acidente de Fukushima em 2011, a aplicação de sistemas de resfriamento passivo baseados em forças naturais como gravidade, convecção e circulação natural se tornaram mais relevantes.

Recentemente, os materiais de mudança de fase (Phase Change Material - PCM, do inglês) foram considerados materiais capazes de aprimorar a segurança passiva

e recursos de remoção de calor em sistemas de reatores nucleares. Através de uma seleção meticulosa dos materiais que não derretem em operação normal da unidade, somente sob condições de acidentes, o calor da atmosfera de contenção pode ser removido passivamente.

Um conceito semelhante a estes sistema é utilizado em contenções de condensadores de gelo projetados pela Westinghouse. O condensador de gelo é um sistema de segurança elaborado para absorver rapidamente o vapor e reduzir a pressão de contenção sob condições de acidentes do tipo LOCA. Estes sistemas fornecem um mecanismo de segurança eficaz, porém requerem resfriamento e manutenção constante devido a sublimação do gelo.

Neste trabalho, propõe-se a implementação de um sistema de resfriamento passivo baseado na aplicação de PCMs durante um hipotético acidente do tipo LOCA. PCMs orgânicos com altas temperaturas de transição de fase podem ser utilizados como alternativa aos condensadores de gelo para armazenar grandes quantidades de energia durante o acidente em questão.

1.1 Contenção de Reator PWR

De acordo com o conceito de segurança em profundidade, a última barreira de proteção de uma usina é composta por um envoltório de contenção metálico que engloba todo o sistema primário do reator e atua como barreira final da liberação de material radioativo para o meio ambiente no caso de acidentes que causam degradação do núcleo, Figura 1.1.

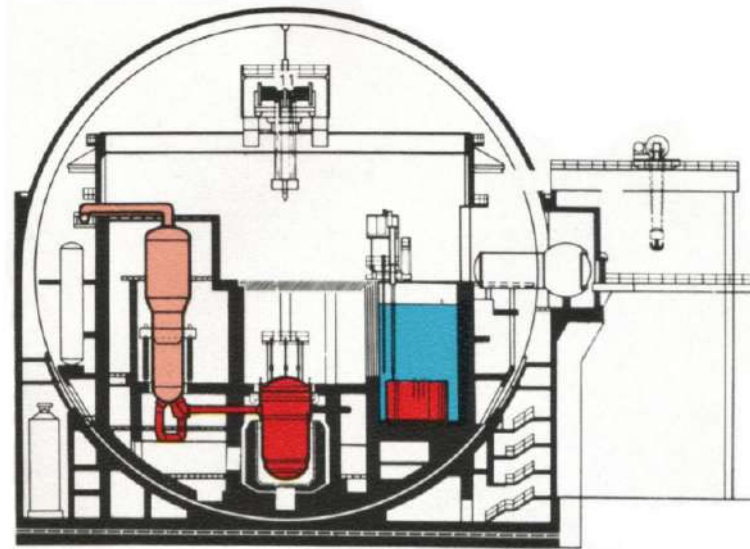


Figura 1.1: Estrutura de contenção de um PWR.

A contenção utilizada em reator PWR é formada por um envelope de concreto reforçado com aço e apresentam internamente um espaço anular que é mantido numa condição sub-atmosférica, visando manter confinado qualquer vazamento radiativo que possa ocorrer no seu interior. Geralmente, estas estruturas apresentam geometria cilíndrica, cobertura esférica ou totalmente esférica e um grande volume livre disponível internamente [6].

1.2 Acidente de Perda de Líquido Refrigerante

Os acidentes de perda de líquido refrigerante são caracterizados pela despressurização do circuito primário e a correspondente pressurização da estrutura de contenção. Nestes tipos de acidentes, a energia armazenada no sistema primário é a contribuição predominante para o aumento de pressão e temperatura de contenção [6], Figura 1.2.

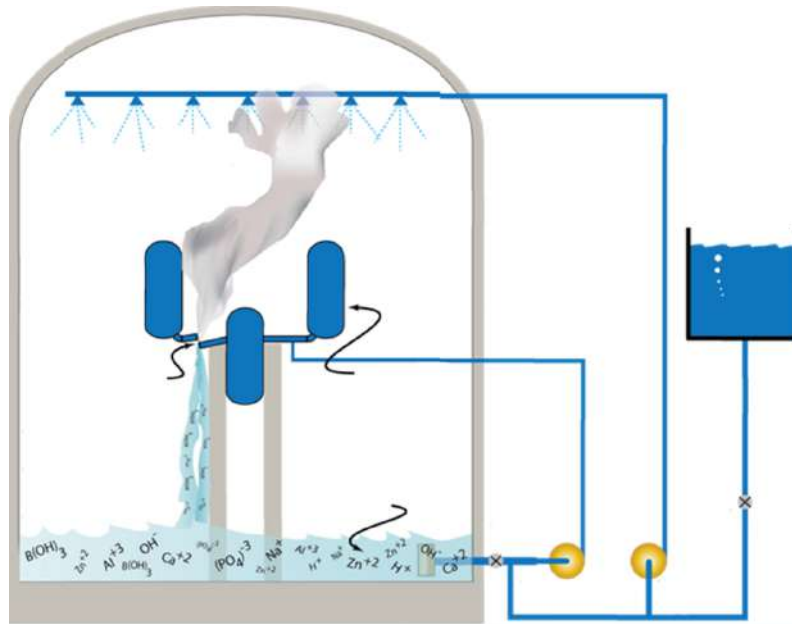


Figura 1.2: Ilustração de um acidente de perda de líquido refrigerante (HOWE *et al.* [1]).

O conhecimento do comportamento de pressão e temperatura interna na contenção é importante para determinar condições de projeto dos equipamentos e estruturas presentes, visto que estes poderão sofrer esforços que podem variar de acordo com as características dos elementos do circuito primário e do local de quebra do acidente ocorrido. Desta forma, as bases de projeto estabelecem um dimensionamento adequado da estrutura de contenção levando em consideração os valores máximos de pressão e temperatura ao longo do transiente deste tipo de acidente, fazendo considerações sobre as trocas de calor que podem ocorrer dentro da estrutura e os sistemas de segurança que podem promover o aumento da troca de calor e assim, minimizar a pressão máxima no interior da contenção.

O aumento de pressão e temperatura decorrente de um LOCA pode ser estudado a partir das principais variáveis que governam o problema, como por exemplo, a entalpia inicial do circuito primário em condições de operação, massa de refrigerante presente no circuito, as taxas de liberação de massa e energia para o volume de controle em questão, o volume do circuito primário e volume de contenção.

A partir do conhecimento das variáveis que governam o problema, é possível realizar um balanço macroscópico de massa e energia envolvida no acidente em um tempo de despressurização do reator que pode ser função do tamanho de ruptura. Este tempo é o período no qual todo o refrigerante do primário será liberado para a atmosfera de contenção, e toda energia armazenada no circuito primário se tornará

a principal contribuição para o aumento de pressão e temperatura de contenção.

Dentro deste contexto, torna-se necessária a operação dos subsistemas de segurança de contenção, que normalmente são compostos por:

- Isolamento;
- Ventilação da contenção;
- Spray de contenção.

Os subsistemas de isolamento visam reduzir a pressão e impedir que qualquer material radioativo evada a contenção. Os subsistemas de ventilação são projetados para remover o calor do edifício durante operação normal, e no caso de acidentes. Os subsistemas de sprays são dispositivos que injetam uma solução de água e hidróxido de sódio na contenção visando limitar a pressão máxima de pico e promover a intensificação da transferência de calor pela condensação de vapor. Além disso, a contenção também é provida de recombinadores de hidrogênio e sistemas de detecção de hidrogênio capazes de detectar e monitorar através de alarmes de maneira contínua, o hidrogênio existente na atmosfera [6].

Embora estes sistemas forneçam um mecanismo de segurança eficaz, desde o acidente de Fukushima em 2011, a aplicação de subsistemas de resfriamento passivo baseado em forças naturais como gravidade, convecção natural e circulação natural se tornaram mais relevantes.

Dentro deste contexto, neste trabalho propõe-se um sistema de resfriamento passivo baseado na aplicação de placas de material de mudança de fase (PCM) na estrutura de contenção, que será apresentado na próxima seção, para fins de armazenamento de energia durante acidentes do tipo LOCA.

1.3 Material de Mudança de Fase

Como já referido, os materiais de mudança de fase são utilizados para armazenamento de energia térmica. Estes materiais são categorizados segundo a transição de fases, que pode ocorrer do estado sólido para líquido, sólido para gás e sólido para sólido.

Embora vários tipos de PCMs estejam disponíveis na literatura, neste trabalho, apenas PCMs orgânicos foram considerados para o estudo. A aplicação de PCMs orgânicos com altas temperaturas de transição de fase representam uma boa alternativa para a segurança passiva de contenção, uma vez que são materiais de alto calor latente e utilizam o processo de fusão do estado sólido para líquido para armazenar grandes quantidades de energia.

Para que estes materiais possam ser aplicados em situações reais, uma avaliação quantificada e criteriosa deve ser realizada. Durante a avaliação, deve-se selecionar materiais que apresentem temperatura de derretimento alta o suficiente para permanecerem em estado sólido durante operação normal da usina, e temperatura de fusão baixa o suficiente para condensar o vapor absorvendo energia térmica durante o acidente [7].

Além disso, é necessário a avaliação dos materiais numa base em que seja possível identificar o tipo de material mais apropriado. Estes critérios são indicados na Tabela 1.1:

Tabela 1.1: Critérios para avaliação de PCMs

Calor latente	Quanto maior o valor do calor latente, menor quantidade de material será necessário;
Densidade do material	Para materias mais densos, menores volumes são requeridos;
Temperatura de mudança de fase	Temperatura alta o suficiente para permanecerem sólidos em condições de operação da unidade;
Estabilidade química	O PCM deve manter sua composição química inalterada por milhares de ciclos;
Nível de toxicidade	Não devem apresentar toxicidade;
Custo	Deve-se avaliar o custo e ampla oferta.

A partir das condições impostas, os materiais de mudança de fase foram selecionados para serem instalados na estrutura de contenção de um reator genérico selecionado para este estudo. O modelo de mudança de fase proposto envolve um processo de fusão de uma placa de PCM e conclui-se com um processo de derretimento do material. No processo de fusão, o fluxo de calor proveniente do LOCA fornece energia ao material de mudança de fase na forma de calor latente. Assim, atinge-se o equilíbrio térmico na contenção ao final do processo de mudança de fase no intervalo de tempo determinado.

1.4 Objetivos

O objetivo geral do presente trabalho é propor um modelo acoplado para a pressurização de contenção durante um hipotético acidente do tipo LOCA, através de um modelo termodinâmico conservador de célula única para o balanço de massa e energia na contenção e um modelo de parâmetros concentrados para transferência de calor unidimensional com fusão de placas de material de mudança de fase.

Contudo, ressalta-se que o principal objetivo deste trabalho é reduzir a pressão de contenção e a temperatura passivamente quando sistemas de injeção de segurança ativos falharem.

Os objetivos específicos do trabalho são os seguintes:

- Realizar uma seleção de materiais de mudança de fase com potencial de uso para armazenamento de calor latente;
- Verificar a influência do tipo de PCM na temperatura de contenção;
- Verificar a influência da área de PCM na temperatura da contenção;
- Verificar a influência do tipo de PCM na pressão de contenção;
- Desenvolver um balanço energético de massa de PCM necessário para manter a pressão de contenção abaixo da pressão máxima de pressurização sem PCM;
- Verificar o efeito do PCM para diferentes áreas de transferência de calor.

1.5 Organização do Trabalho

No capítulo 1, foi apresentado uma breve introdução dos temas abordados e os objetivos a serem desenvolvidos no trabalho.

No capítulo 2, será apresentado uma revisão bibliográfica relacionada ao tema de pressurização de contenção e resfriamento passivo abordando a utilização de materiais de mudança de fase.

No capítulo 3, será apresentado o problema físico e as metodologias de solução numérica para obtenção dos resultados.

No capítulo 4, será apresentado os resultados das simulações para os diferentes materiais de mudança de fase estudados.

No capítulo 5, serão discutidas as conclusões e apresentadas as sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

Neste capítulo, apresenta-se primeiramente uma breve revisão sobre os trabalhos de modelagem de contenção de usinas nucleares, seguida por uma revisão sobre os modelos de parâmetros concentrados para a condução de calor transiente. Por fim, é apresentada uma revisão sobre os materiais de mudança de fase (PCMs).

2.1 Pressurização de Contenção

A análise de acidentes em reatores é uma das partes mais importantes das análises de segurança em usinas nucleares. Variedades de códigos são abordados na literatura para implementação numérica e analítica de pressurização de contenção. Esses modelos, além de permitirem o estudo de diversos parâmetros físicos, ajudam no desenvolvimento de métodos que resultam em otimização de processos e análise de segurança nos reatores.

Dentro deste contexto, diversos estudos têm sido realizados para simular diferentes tipos de acidentes e analisar a resposta da estrutura de contenção. NOORIKALKHORAN *et al.* [8] utilizaram o código CONTAIN 2.0, desenvolvido pelo Laboratório Sandia em 1997, para analisar os parâmetros termo-hidráulicos da Usina Nuclear de Bushehr, localizada no Irã, durante um acidente do tipo DECL (Double Ended Cold Leg, do inglês). O tempo de simulação foi de 200 segundos, e os resultados foram comparados com o FSAR (Final Safety Analysis Report - FSAR, do inglês) da usina. O modelo foi programado pelo MATLAB utilizando um volume de controle (modelo de célula única) e a estrutura de contenção foi considerada com três camadas esféricas, a camada interna de aço, a camada externa de concreto e uma lacuna entre as estruturas. Devido ao número de estruturas térmicas consideradas, os resultados obtidos pelo código CONTAIN 2.0 foram satisfatórios, embora menores que os resultados do FSAR. Para a distribuição média da pressão na contenção, o modelo de volume único obteve bons resultados.

Em 2016, NOORI-KALKHORAN *et al.* [9] utilizaram o mesmo estudo programado pelo MATLAB em 2014, mas agora considerando o sistema de pulverização e condensação na parede estrutural na primeira etapa do processo. Na segunda etapa, o modelo foi desenvolvido em um modelo multicelular para considerar a influência da nodalização e da localização espacial dos elementos na pressurização de contenção em comparação com o modelo de elemento único. Na terceira etapa, o CONTAIN 2.0 foi utilizado para simular o acidente. Por fim, a Usina Nuclear de Bushehr foi considerada como um estudo de caso.

CHOOBDAR RAHIM *et al.* [10] desenvolveram um modelo analítico para calcular o acúmulo de pressão local, levando em consideração a subdivisão da contenção durante a simulação da pressurização da contenção do reator AP1000. A modelagem para cada subseção foi baseada em modelos apropriados de fluxo bifásico. Cada subseção da contenção foi considerada com uma nodalização de pressão e temperatura separado ao qual são aplicadas as equações de balanço de massa, energia e momento. Para cada subseção, um ponto de equilíbrio termodinâmico entre vapor, água e ar foi assumido. Os resultados obtidos mostraram que se uma subseção com pico de alta pressão fizer parte da parede de contenção, no caso de LOCA, a integridade de contenção pode ser questionável.

LEE e FAN [11], utilizaram em seu trabalho os códigos CONTAIN, MARCH3 e MAAP para analisar a pressurização e queima de gases combustíveis em um reator PWR durante uma sequência de queda de energia da estação. Os códigos MARCH3 e MAAP foram utilizados para simular os parâmetros termo-hidráulicos do reator e da estrutura de contenção. Logo, o código CONTAIN foi utilizado para analisar os fenômenos de acidentes severos na contenção.

O código CONTAIN é uma ferramenta de análise abrangente utilizada para prever as condições físicas, composição química e distribuição de materiais radioativos em edifícios de contenção. O código inclui modelos atmosféricos de água e vapor, fluxo intracelular, condensação e evaporação em estruturas, e o comportamento da queima de gases combustíveis. Ele também inclui modelo de interação concreto-núcleo (NOORI-KALKHORAN *et al.* [9]), entretanto, não calcula as taxas de massa e energia descarregadas do LOCA para a contenção. Essas informações precisam ser obtidas a partir dos resultados de outras análises.

Desta forma, uma interface foi criada entre MARCH3 e CONTAIN para transferir os resultados termo-hidráulicos da ruptura. Os dados utilizados para interface foram a taxa de fluxo de massa dependente do tempo, entalpia da água, vapor e hidrogênio.

Uma comparação entre o cálculo de MARCH3, modelo de uma célula, e do cálculo de CONTAIN, utilizado para uma divisão de seis células, mostra que a queima de gases combustíveis ocorre mais cedo e tem maior impacto na pressão de contenção no cálculo de MARCH3. Os resultados de MARCH3 preveem uma pressão de contenção maior do que os resultados de CONTAIN. Além disso, o código MAAP obteve a maior pressão de contenção devido a grande quantidade de água disponibilizada para resfriar os detritos após a falha no vaso do reator. Devido a alta concentração de vapor prevista, a queima de gases combustíveis não foi considerada neste código, uma vez que foi considerado a interação núcleo-concreto.

SIBAMOTO *et al.* [12] desenvolveram um código simplificado baseado em equações de balanço de massa e energia em um sistema de parâmetros concentrados para compreensão dos comportamentos de acidentes da Usina Nuclear de Fukushima. O código foi desenvolvido com base no esquema numérico do código CVBAL, aprimorado e designado como código HOTCB [13]. Na pesquisa, a geração de hidrogênio foi considerada a partir de códigos de acidentes severos e o calor de decaimento foi calculado utilizando a equação de Way-Wigner (WAY e WIGNER [14]), considerando a queima do combustível. Os resultados das análises do progresso do acidente nas unidades 1 e 2, mostraram a utilidade do código para compreender o comportamento do acidente. As razões para a resposta da pressão e o tamanho do vazamento foram assumidas com base na consistência da pressão calculada e medida na contenção.

2.1.1 Sistemas de Segurança Passiva

Desde o início da década de 1990, os projetos avançados de reatores nucleares incorporaram novos recursos de segurança. A melhoria desses sistemas de segurança envolveu o desenvolvimento de sistemas de resfriamento de contenção passiva. O reator internacional seguro e inovador (IRIS) é um reator de geração IV que possui um layout de sistema de refrigeração de reator integral, conforme Figura 2.1(a), onde as bombas de refrigeração, gerador de vapor, pressurizador e mecanismos de acionamento de haste de controle estão localizados dentro da contenção do reator. Esse arranjo de reator integral elimina a necessidade de vasos individuais, tornando a configuração mais compacta e minimizando a possibilidade de acidentes do tipo LOCA. Neste arranjo, existe uma piscina de supressão de pressão dentro do sistema de contenção e um poço de inundação para abastecimento de água por gravidade, de forma a garantir que a parte inferior do vaso do reator seja preenchida com água em caso de acidentes (CARELLI *et al.* [15]).

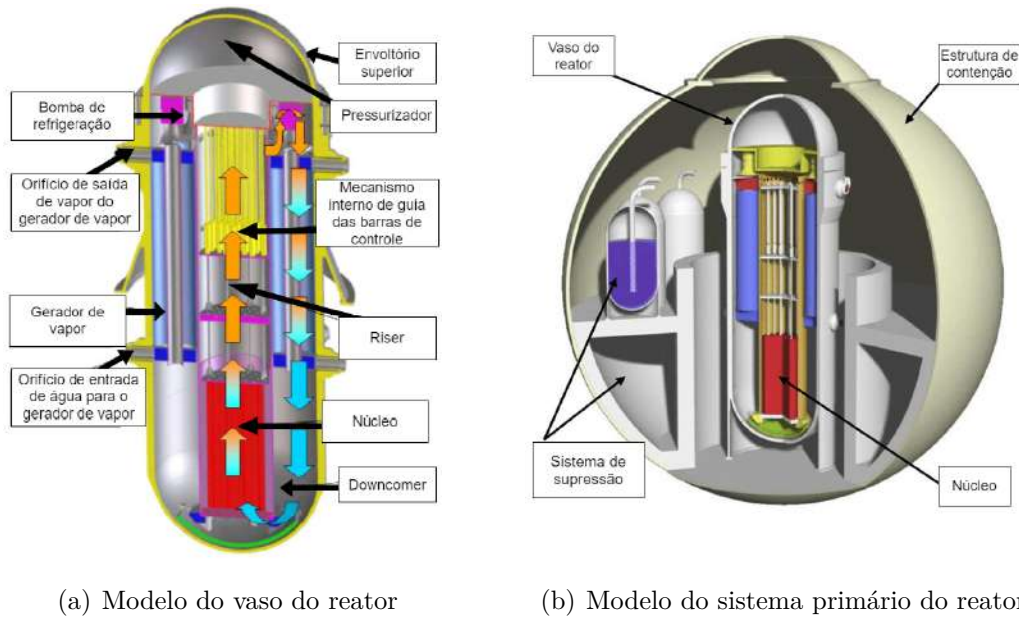


Figura 2.1: Estrutura do reator IRIS (INGERSOLL [2] e INGERSOLL *et al.* [3])

PAPINI *et al.* [16] investigaram os fenômenos de condensação, pressão e temperatura envolvidos dentro da contenção do reator IRIS utilizando os códigos GOTHIC e RELAP5. Um modelo simplificado de cavidade seca (drywell) foi aplicado para analisar a resposta da contenção à um SBLOCA. Para essa análise, uma geometria esférica da contenção foi simplificada com um volume livre aproximado. A contenção IRIS foi implementada com RELAP5, de acordo com uma abordagem em fatias, com base no conceito de dois tubos com junção, enquanto o código GOTHIC utilizou várias opções de modelagem, tanto em relação as correlações de transferência de calor quanto ao volume e estrutura térmica de nodalização. Duas estruturas térmicas foram introduzidas para modelar a transferência de calor, sendo a estrutura de aço envolvendo a contenção seca, e a estrutura de concreto, dividindo o volume de contenção seca e o resto da contenção.

Os resultados obtidos com o código GOTHIC permitiram uma melhor reconstrução da progressão do acidente, reproduzindo locais de fluxos de recirculação interna e estratificação térmica dentro do vapor liberado. O principal parâmetro que afeta a condensação do vapor liberado é a quantidade de gás não condensado presente na contenção. A correlação de Uchida [17], apresenta uma correlação de transferência de calor semi-empírica dependente apenas da fração de massa de gás não condensado no vapor condensado, foi considerada um método apropriado para simular este efeito em condições de contenção IRIS. O modelo de contenção de dois tubos com junção utilizada no código RELAP5 pode ser considerado uma ferramenta aceitável para lidar com grandes volumes em análise de transientes.

Projetos de reatores modernos geralmente fornecem meios adicionais para cenários de mitigar o acidente por meio de controle avançados, como tanques de abastecimento adicionais, sistemas de injeção de alta pressão, sistemas de resfriamento baseado em circulação natural e sistemas de segurança passiva, que ao contrário dos sistemas ativos, não precisam de entrada externa, como energia, para operar.

KARAMELDIN *et al.* [18] estudaram diferentes medidas de segurança visando aumentar as margens de segurança de usinas nucleares por tanques de água localizados dentro ou fora da zona superior da contenção. Esse sistema de contenção passiva proposto foi implementado por um mecanismo especial, que permite a pressurização da água nos tanques e, portanto, permite um sistema de spray adicional em caso de aumento da pressão de contenção sobre um determinado valor logo abaixo da pressão de projeto. Um modelo unidimensional de parâmetros concentrados foi formulado para descrever o compartimento do processo termohidráulico dentro da contenção após um acidente além da base do projeto. Os parâmetros considerados foram a taxa de fluxo de massa dos sprays, diâmetros da gotícula, o tempo de resfriamento do combustível e a pressão final de contenção. Os autores sugeriram que o tempo de depressurização da contenção depende totalmente da taxa de fluxo de massa de sprays e do diâmetro da gotícula. O balanço geral de massa e energia dentro da contenção foi realizado durante a depressurização da contenção, pelo sistema de spray, e a pressurização, pelo calor residual. Verificou-se que o tempo de depressurização era maior no caso de gotículas grandes quando comparado com casos de gotículas pequenas.

CHENG *et al.* [19] estudaram o efeito dos sistemas de spray na remoção de iodo e na dinâmica dos gases. O estudo foi para três valores diferentes de pH 4,5, 7,0 e 9,0 e diâmetro médio das gotículas utilizadas foram de 0,2 mm. O iodo gasoso foi utilizado para os experimentos. Os autores capturaram o efeito de pressão e fluxo de massa de injeção, diferentes valores de pH do spray e o tamanho da gota na remoção do iodo. Concluíram que a remoção do iodo segue uma decadência exponencial enquanto o spray está operando.

DING *et al.* [20] desenvolveram uma investigação numérica sobre o desempenho do sistema de spray combinado com o sistema de refrigeração passiva em casos de acidentes graves. O desempenho do sistema de resfriamento combinado foi investigado por meio de simulações CFD GASFLOW tridimensionais para resolver as equações de Navier-Stokes, considerando a condução na parede da estrutura e a condensação da parede que é influenciada pela concentração de vapor e mistura de gás, sendo necessário incorporar o sistema de spray neste sistema combinado para

analisar o efeito de acoplamento. As interações entre sistema de spray e resfriamento passivo externo foram analisadas. O modelo de spray utilizado trata as gotículas de água como uma fase dispersa. As interações de massa, momentum e energia entre as gotículas e a mistura de gás ambiente foram levadas em consideração. O modelo de transferência de calor aplicado considerou o efeito de fluxo convectivo entre a gotícula e a fase do gás ambiente. A temperatura da gotícula foi calculada de acordo com um equilíbrio térmico, que está relacionado à mudança de calor durante a convecção da gotícula e a transferência de calor latente durante a evaporação ou condensação. Os resultados numéricos mostraram que nem o resfriamento passivo, nem o sistema de spray podem remover o calor e despressurizar a contenção de forma eficiente em todas as circunstâncias, sendo necessário aproveitar as vantagens de ambos os sistemas. Os resultados numéricos demonstraram que, nem o simples resfriamento passivo, nem o sistema de spray podem remover o calor e despressurizar a contenção de forma eficiente em todas as circunstâncias

Com o potencial de colocar em risco a integridade da contenção por combustão de hidrogênio, pesquisas envolvendo mitigação de hidrogênio tornou-se uma parte obrigatória da análise de segurança de novas usinas nucleares chinesas [21]. A liberação de hidrogênio durante acidentes severos representa uma séria ameaça a integridade da contenção. Procedimentos mitigadores são necessários para evitar explosões locais. Durante acidentes severos, o resfriamento do núcleo pode ser interrompido e o calor de decaimento do combustível e a reação de água-metal no revestimento do combustível impulsionam a temperatura do núcleo. A medida que o nível de água diminui e o núcleo fica exposto, os processos de transferência de calor se tornam menos eficientes e o combustível começa a sofrer degradações físicas, químicas ou até mesmo derretimento. Neste caso, uma quantidade significativa de hidrogênio pode ser liberado para a contenção a partir da oxidação da água, que libera hidrogênio e é altamente exotérmico [22].

O funcionamento de sistemas de recombinadores autocatalíticos passivos são empregados na maiorias das usinas nucleares, mas esses sistemas podem não lidar com o cenário de degradação do núcleo completo. Neste cenário, gases inertes podem ser utilizados na atmosfera de contenção para reduzir a fração de volume de oxigênio abaixo da concentração limite de oxigênio, impedindo qualquer risco de explosão.

DEHJOURIAN *et al.* [23] avaliou o comportamento de degradação do núcleo durante um acidente sem atuação de sistemas de injeção de segurança, considerando apenas os sistemas de recombinadores catalíticos e sistemas de sprays na contenção. O código MELCOR foi utilizado para avaliar o comportamento da degradação e

contenção do núcleo durante o acidente. O autor considerou 55 recombinadores autocatalíticos instalados em várias áreas da contenção.

Os recombinadores são dispositivos de segurança que combinam o hidrogênio e o oxigênio produzindo vapor de água, e são fabricados pelas empresas AREVA, NIS E AECL. Estes, provocam a redução com acúmulo abaixo de 4%, limite seguro de contração.

O problema foi modelado no MELCOR com 43 volumes de controle, e as estruturas de calor, paredes de aço e concreto, foram utilizadas como dissipadores de calor com superfícies externas adiabáticas. O cenário de acidente que uma quebra de guilhotina na perna fria foi assumida e todas as bombas de injeção de segurança foram presumidas como falhadas. Como resultado, uma grande quantidade de água saturada foi descarregada na contenção. A geração de hidrogênio se deu em 380 segundos quando a temperatura do revestimento de combustível atingiu a temperatura de aproximadamente 1100 K, e 128 kg de hidrogênio foi liberado na contenção. A medida que a pressão média aumentou, o funcionamento de sistemas de sprays diminuíram a pressão média condensando o vapor. A utilização dos sistemas de sprays quando combinadas com os recombinadores autocatalíticos, apresentaram ser uma estratégia eficaz de segurança de hidrogênio neste tipo de acidente.

AVELAR *et al.* [22] apresentou um modelo simplificado para pós-inertização de hidrogênio para contenção de um pequeno reator modular (Small Modular Reator - SMR, do inglês). Neste estudo, um LOCA foi analisado agravado pela falha completa do sistema de resfriamento de emergência do reator. A injeção pós-acidente de gás inerte na contenção foi utilizado para aumentar as margens de segurança do acidente. Um modelo simplificado utilizando códigos SCILAB e Excel Visual Basic (VBA) foi utilizado para analisar o desempenho de diferentes sistemas de controle de gás combustível. Este modelo foi verificado levando em conta a intercomparação do código contra um modelo MELCOR. O sistema de inertização foi bem sucedido na complementação de recombinadores autocatalíticos passivos para realizar o controle de gás combustível.

2.1.2 Condensadores de Gelo

Os condensadores de gelo foram projetados pela Westinghouse no final da década de 1970 e início dos anos 1980. As plantas condensadoras de gelo são únicas entre os reatores de água pressurizada. Este foi o resultado de um extenso trabalho de desenvolvimento durante os estágios iniciais da indústria nuclear comercial como parte de um esforço contínuo para simplificar os projetos das usinas nucleares, e reduzir o

tamanho da contenção e uso de materiais, ao mesmo tempo em que melhorou a segurança. Esse equilíbrio de tecnologia comprovada e novos conceitos de intervenção de acidentes tem sido levado adiante satisfazendo requisitos fundamentais exigidos pela próxima geração de reator HYLKO [24].

Embora os condensadores de gelo forneçam um mecanismo de segurança eficaz, eles precisam ser continuamente refrigerados em temperaturas entre -18°C e -7°C . Além disso, estes sistema requerem manutenção constante devido a sublimação do gelo. Se não for verificado, isso pode fazer com que o sistema falhe em caso de acidente, entupindo entradas de vapor e saídas de água (SAEED *et al.* [7]).

Problemas relacionados a manutenção nos condensadores levaram a paralisações de longo prazo como ocorreu na Usina Nuclear de Sequoyah em 1992, que foi descomissionada devido ao bloqueio dos recipientes de armazenamento de gelo[7]. Atualmente apenas Watts Bar 1 e 2, Sequoyah 1 e 2, Catawba 1 e 2, McGuire 1 e 2, D.C. Cook 1 e 2, Loviisa (Finlândia) e Ohi (Japão) contam com sistemas de condensador de gelo HYLKO [24].

2.2 Modelo de Parâmetros Concentrados

2.2.1 Parâmetros Concentrados Clássicos

A condução de calor em um sólido isotrópico é governada pela seguinte equação [25]:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t}(x, t) = \nabla \cdot (k \nabla T(x, t)), \quad x \in R, \quad t > 0, \quad (2.1)$$

na região R limitada pela superfície S e com condições de contorno sobre S

$$\alpha(x) T(x, t) + \beta(x) k \frac{\partial T}{\partial \eta}(x, t) = \phi(x, t), \quad x \in S, \quad t > 0, \quad (2.2)$$

onde os coeficientes α e β são funções prescritas no contorno da superfície S . O coeficiente ρ , c representam, respectivamente, a densidade e a capacidade térmica, k a condutividade térmica e T a temperatura. O termo $\phi(x, t)$ é especificado de acordo com o tipo de condição de contorno para cada superfície S e η representa o vetor unitário normal externo para a superfície S .

A condição inicial é dada por:

$$T(x, 0) = f(x), \quad x \in R. \quad (2.3)$$

Para eliminar as derivadas espaciais, definimos a temperatura média no volume V como:

$$T_{av}(t) = \frac{1}{V} \int_R T(x, t) dV. \quad (2.4)$$

Aplicando o Teorema da divergência para transformar a integral de volume na integral de superfície:

$$\int_S k \frac{\partial T}{\partial \eta} = \int_R \nabla \cdot k \nabla T dV \quad (2.5)$$

reescrevendo a condição de contorno:

$$k \frac{\partial T}{\partial \eta} = \frac{1}{\beta} [\phi(x, t) - \alpha(x) T(x, t)], \quad x \in S \quad (2.6)$$

e realizando algumas manipulações matemáticas, obtemos:

$$\rho c V \frac{dT_{av}(t)}{dt} = \int_S \frac{\phi(s, t)}{\beta(x)} dS - \int_S \frac{\alpha(x)}{\beta(x)} T(x, t) dS. \quad (2.7)$$

Esta é a equação caracterizada pela presença de termos que envolvem a temperatura média e o valor da temperatura no contorno.

A suposição característica dentro da análise dos parâmetros concentrados é agora utilizado quando aproximamos a distribuição de temperatura na superfície de contorno por uma função de temperatura média, definida como:

$$T(x, t) \approx f[T_{av}(t)] \quad (2.8)$$

A determinação de $f[T_{av}(t)]$ resulta em diferentes abordagens, utilizadas de dois tipos de aproximações, definidas como: Aproximação Clássica e Aproximação Aperfeiçoadas. Logo, para a aproximação clássica [25], utilizamos:

$$T(x, t) \approx T_{av}(t). \quad (2.9)$$

Ou seja, a distribuição de temperatura na superfície de contorno é aproximada pela temperatura média.

2.2.2 Parâmetros Concentrados Aperfeiçoados

A abordagem por parâmetros concentrados têm sido amplamente utilizada na área de engenharia nuclear. Nesta abordagem, propriedades físicas de regiões de contorno

são utilizadas como propriedades médias sendo normalmente adotadas para solução de problemas de condução de calor [26, 27].

Essa abordagem resulta em uma formulação diferencial integrada que oferece um aperfeiçoamento sobre as aproximações clássicas em termos de precisão, mas é introduzida uma complexidade adicional, na equação diferencial simplificada final correspondente, para ser trabalhada.

Para a aproximação aperfeiçoada, utilizamos as condições de contorno. A formulação é obtida diretamente da aproximação de Hermite para integrais. Esta aproximação é baseada nos valores do integrando e suas derivadas nos limites de integração.

A expressão geral da aproximação de Hermite é dada por:

$$\int_{x_0}^{x_1} f(x) dx = \sum_{\nu=0}^a c_{\nu}(\alpha, \beta) \Delta x^{\nu+1} f^{(\nu)}(x_0) + \sum_{\nu=0}^{\beta} c_{\nu}(\beta, \alpha) (-1)^{\nu} \Delta x^{\nu+1} f^{(\nu)}(x_1) + E_{\alpha, \beta}, \quad (2.10)$$

onde:

$$\Delta x = x_1 + x_0, \quad (2.11)$$

$$c_{\nu}(\alpha, \beta) = \frac{(\alpha + 1)!(\alpha + \beta - \nu + 1)!}{(\nu + 1)!(\alpha - \nu)!(\alpha + \beta + 2)!}. \quad (2.12)$$

As aproximações utilizadas nesse trabalho são:

$$H_{0,0} \Rightarrow \int_a^b f(x) dx \approx \frac{1}{2}(b - a)(f(a) + f(b)), \quad (2.13)$$

$$H_{1,1} \Rightarrow \int_a^b f(x) dx \approx \frac{1}{2}(b - a)(f(a) + f(b)) + \frac{1}{12}(b - a)^2(f'(a) - f'(b)), \quad (2.14)$$

que correspondem respectivamente as regras de integração trapezoidal simples e trapezoidal corrigida.

De forme genérica, a Equação (2.8) pode ser reescrita como:

$$T(x, t) \approx \zeta T_{av}(t), \quad x \in S, \quad (2.15)$$

onde $\zeta = 1$ é utilizado para a aproximação clássica e neste trabalho ζ é calculado a partir das aproximações $H_{0,0}$ e $H_{1,1}$.

Com isto chegamos a:

$$\rho c V \frac{dT_{av}(t)}{dt} + \zeta h_s S T_{av}(t) = P(t), \quad t > 0 \quad (2.16)$$

onde:

$$h_s = \frac{1}{S} \int_S \frac{\alpha(x)}{\beta(x)} dS, \quad (2.17)$$

e

$$P(t) = \int_S \frac{\phi(x, t)}{\beta(x)} dS. \quad (2.18)$$

A condição inicial do problema pela Equação (2.16) é a média da condição inicial, isto é:

$$T_{av}(0) = f_{av} \equiv \frac{1}{VR} \int_R f(x) dV. \quad (2.19)$$

Então, resolvendo a Equação (2.16) com a condição de contorno definida, determinamos:

$$T_{av}(t) = f_{av} \exp\left[\frac{-h_s S}{\rho c V} t\right] + \int_0^t P(t') \exp\left[-\frac{h_s S}{\rho c V} (t - t')\right] dt'. \quad (2.20)$$

Esta formulação pode ser usada para qualquer problema de difusão de calor transiente, uma vez que a informação local da distribuição de temperatura é abandonada ao longo do processo.

MENNIG e ÖZİŞİK [28] desenvolveram uma formulação de parâmetros concentrados aperfeiçoados para solução da posição da interface de mudança de fase no derretimento de uma placa semi-infinita. Nesta primeira formulação aperfeiçoada de parâmetros concentrados, a regra do trapézio foi utilizada para a aproximação das integrais.

COTTA *et al.* [29] estudaram a formulação para placas de espessura finita. Inicialmente a placa é completamente sólida e a temperatura da parede é que iniciará a propagação do derretimento. Neste caso, o problema apresenta duas regiões, uma sólida e outra líquida, introduzindo novas equações ao problema inicial.

CORREA e COTTA [30] compararam as soluções de parâmetros concentrados clássicos e aperfeiçoados de diferentes ordens com a solução analítica do problema. Nos resultados, observaram que as soluções com baixo número de Biot (menores que 0,1) foram todas validadas com a solução analítica, entretanto, para número de Biot (maiores do que 0,1) a solução clássica apresentou péssimos resultados. Para parâmetros concentrados aperfeiçoados, as soluções para um alto número de Biot continuaram acuradas com um desvio médio menor do que 2%.

SU [31] comparou as aproximações de hermite $H_{0,0}$ e $H_{1,1}$ com a solução por diferenças finitas em um problema de resfriamento assimétrico com convecção de calor em uma placa. Como resultado, a solução clássica e a regra do trapézio apresentaram piores resultados.

AN e SU [32] desenvolveram um modelo de parâmetros concentrados aperfeiçoados para problemas de fusão unidimensional de uma placa com geração de calor volumétrico sujeito a diferentes tipos de condições de contorno. O modelo foi obtido através das aproximações de hermite. A aproximação $H_{1,1}$ foi utilizada para integral de temperatura média para as fases líquida e sólida durante o derretimento da placa e a regra trapezoidal $H_{0,0}$ foi utilizada para estimar os fluxos de calor. Excelente concordância com soluções analíticas e numéricas foram alcançadas.

Sistemas de armazenamento de energia que utilizam calor latente envolvem uma interface sólido-líquido. Nestes problemas, é requerido a solução da posição da interface de mudança de fase nos quais a localização da frente entre o sólido e o líquido não é conhecida, mas deve ser determinada como parte da solução. Em geral, não há soluções analíticas para estes casos, portanto, métodos numéricos são necessários. Além disso, também existem métodos de solução a partir da integral de equilíbrio térmico.

RODAY e KAZMIERCZAK [33] estudaram um problema de fusão unidimensional em uma placa finita com condições de contorno convectivas utilizando o método da integral de balanço de calor (Heat Balance Integral Method — HBIM). Neste problema, a placa é assumida inicialmente como sólida e, considera-se um lado da placa acima da temperatura de fusão. Os resultados obtidos prevêem a taxa na qual ocorre a mudança de fase, ou seja, a posição da interface sólido-líquido em função do tempo e fornecem a distribuição de temperatura na região sólida e líquida. Além disso, também foi desenvolvido uma formulação direta que pode ser utilizada para calcular a posição da interface de fusão. Ambas as soluções foram comparadas. Vários números de Biot foram analisados com uma condição inicial de temperatura

de fusão. Os resultados obtidos foram muito precisos.

Recentemente, RIBEIRO *et al.* [34] analisaram o comportamento dinâmico do Reator Multipropósito Brasileiro (RMB) usando um código acoplado de neutrônico-termo-hidráulica, que consiste das equações de cinética pontual (NPK) com seis grupos de nêutrons atrasados, as equações de condução de calor em uma placa de combustível, e a equação de transporte de energia em um subcanal de refrigeração. O modelo aperfeiçoado de parâmetros concentrados foi adotado para a condução de calor na direção transversal do combustível e revestimento, enquanto a equação de energia do fluido é discretizada ao longo do subcanal pelo método de diferenças finitas. O código foi verificado em relação aos problemas de benchmark IAEA 10 MW MTR, mostrando boa concordância com os dados da literatura. Os resultados da simulação demonstraram que o RMB opera com segurança sob os cenários postulados de perda de fluxo e inserção de reatividade.

2.3 Material de Mudança de Fase

Os materiais de mudança de fase são amplamente conhecidos devido sua alta capacidade de armazenamento de calor. A aplicação destes materiais na estrutura de contenção representam uma boa alternativa para a segurança passiva de contenção, uma vez que são materiais de alto calor latente e utilizam o processo de fusão do estado sólido para líquido para armazenar grandes quantidades de energia. Uma revisão na literatura mostrou que existe uma carência significativa sobre dados publicados e investigados sobre este tema.

A literatura sobre o armazenamento de calor latente começou a surgir durante a crise energética no final dos anos 1970 e início dos anos de 1980. A maior parte da literatura estuda a aplicação de materiais de mudança de fase em processos metalúrgicos, aplicação na indústria de processos e edificações. Atualmente, a mudança de fase tem sido estudada em sistemas de armazenamento de energia térmica, visando uma melhora significativa das temperaturas e redução do consumo de energia, como foi mostrado por [35].

Diversos tipos de PCM estão disponíveis no mercado. Em relação aos PCMs orgânicos, as parafinas são as mais utilizadas para o armazenamento de energia térmica. Estas, são ceras comerciais, com calor latente moderado ($\sim 200 kJ/kg$), e uma ampla variedade de temperaturas de fusão (ZALBA *et al.* [36]).

Materiais inorgânicos, como ácidos graxos e misturas eutéticas também tem sido estudadas para armazenamento térmico de calor latente e análise das propriedades térmicas dos materiais [37]. Estes, geralmente têm maior calor latente e são mais econômicos, entretanto, a estabilidade química é uma questão extremamente importante para a segurança dentro do edifício de contenção.

Muitos autores têm estudado a aplicação de PCM em diversas áreas, além disso, como suas condições de contorno mudam de acordo com a propagação da solidificação ou fusão, é difícil resolver o problema, o que faz com que este campo tenha muitos conteúdos relevantes.

SAEED *et al.* [7] apresentaram uma caracterização de PCMs de alta temperatura para melhorar a segurança passiva e recursos de remoção de calor em sistemas de reatores nucleares. Entre diversos materiais estudados pelo autor, o ácido octadecênico foi identificado como um candidato promissor para esta aplicação. Como resultado do estudo, foi disponibilizado um banco de dados importante para prever a resposta transitória dos sistemas de armazenamento de energia e garantir um projeto confiável e condições seguras.

CHO *et al.* [38] apresentam um sistema para atuar como dissipadores de calor definitivos para a contenção. A capacidade de resfriamento do condensador foi analisado utilizando o código CAP (HONG *et al.* [39]), desenvolvido na sociedade nuclear coreana para análise de comportamentos termo-hidráulicos de contenção nuclear. Além disso, um experimento foi planejado para verificar a capacidade real de absorção de calor do PCM. Diferentes geometrias foram estudadas pelos autores. Os resultados mostraram que mesmo sem sistemas de spray na contenção, os condensadores propostos podem resfriar com sucesso a contenção.

HONG *et al.* [39] apresentaram o modelo do código desenvolvido para análise do comportamento de contenção nuclear PWR, incluindo tendências de pressão e temperatura e concentração de hidrogênio. O código adota os modelos físicos de fluxos bifásicos e a programação é baseada em C++ ao invés de linguagem FORTRAN. Além disso, o código considera modelagem multicelular ou volume único de acordo com a abordagem do usuário. Acredita-se que o código tenha desempenho suficiente para a análise convencional de segurança de contenção.

Recentemente, Wang *et al.* [40–42] estudaram numericamente a aplicação de PCM em tubulações de produção offshore de gás e petróleo, usando métodos de diferenças finitas [40, 41] e o modelo aperfeiçoado de parâmetros concentrados baseado nas

aproximações de Hermite para integrais. Foram mostrados que a aplicação de PCM pode prolongar de modo significativo o tempo entre a parada do escoamento de produção e a formação de hidratos de gás que podem bloquear a tubulação. Partículas microencapsuladas de PCM dispersas numa matrix polimérica tem sido mostradas com um método viável e eficiente em garantia de escoamento em produção de gás e petróleo em águas profundas.

Capítulo 3

Metodologia

Neste capítulo, serão apresentados o problema físico e a metodologia utilizada para a solução deste, os quais serão discutidos no capítulo seguinte. Inicialmente, será discutido o problema físico que constitui da modelagem de pressurização de contenção com resfriamento passivo de material de mudança de fase. Em seguida, serão apresentadas as equações que governam o estudo. Serão abordados, logo após, os fundamentos envolvendo material de mudança de fase, a formulação do problema com as duas regiões, sólido-líquido, incluindo a equação da interface devido a mudança de fase quando aquecido o conjunto em razão da pressurização de contenção. Por último, as considerações computacionais admitidas, mais especificamente, o software utilizado e o método de análise dos resultados.

3.1 Problema Físico

O problema físico estudado consiste na pressurização de contenção de um reator PWR devido a um acidente postulado do tipo LBLOCA. O acidente começa com uma ruptura instantânea na tubulação da perna fria, conforme ilustrado na Figura 3.1.

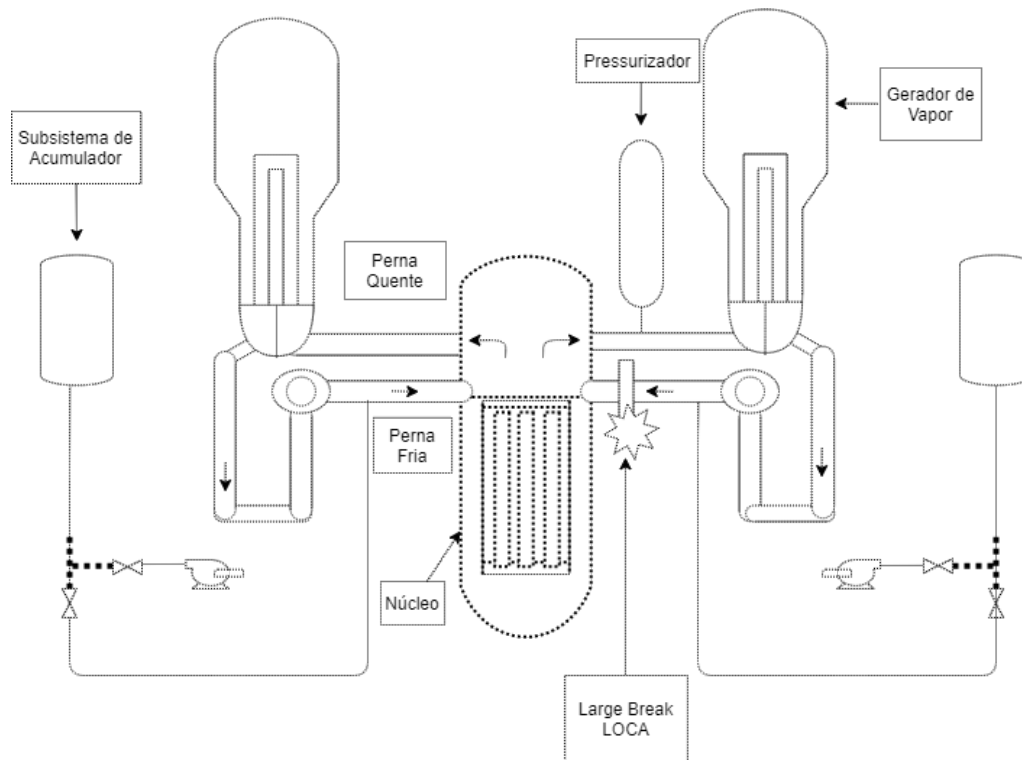


Figura 3.1: Ilustração de um acidente de perda de refrigerante do tipo guilhotina no tubo da perna fria.

Havendo uma ruptura no circuito primário, todo o refrigerante inicialmente no estado subresfriado sofre uma rápida depressurização ocupando o volume livre de contenção. Durante a depressurização, a pressão do reator se reduz rapidamente até que uma pressão de equilíbrio seja atingida. Neste processo, o vapor d'água na contenção pode se condensar e trocar calor com as paredes da contenção e com os equipamentos presentes no interior da contenção, normalmente em temperaturas muito mais baixas que a temperatura do vapor d'água.

O modelo desenvolvido neste trabalho, baseado nas formulações apresentadas por TODREAS e KAZIMI [5], permite determinar os parâmetros termo-hidráulicos como pressão e temperatura no respectivo volume de controle e as taxas de fluxo de massa e energia nos subsistemas definidos em questão.

A instalação de placas de PCM é proposta para armazenamento de calor na contenção. A ideia é utilizar placas de dupla face com material de mudança de fase armazenado, Figura 3.2, para atuar como um sistema de resfriamento passivo. Através de uma seleção meticulosa dos materiais que não derretem em operação normal da unidade, somente sob condições de acidentes, o calor da atmosfera pode ser armazenado pelo PCM e o aumento da pressão na atmosfera de contenção pode ser

reduzido.

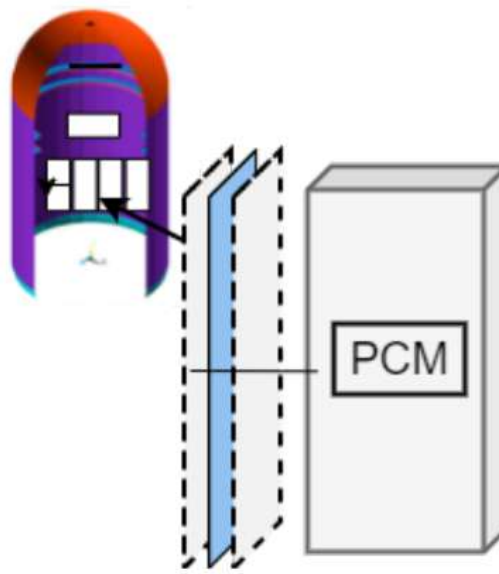


Figura 3.2: Instalação da placa de PCM na partição interna da estrutura de contenção.

3.2 Modelagem da Pressurização de Contenção

Nesta seção, serão apresentadas as equações governantes para as análises das condições transientes de pressurização da contenção.

Para este modelo conservador, as seguintes considerações foram assumidas:

1. A contenção é considerada um sistema adiabático, não troca calor com a atmosfera;
2. Não foram consideradas perdas de massa e energia através do edifício de contenção;
3. Não foram consideradas as gerações de calor de decaimento e reação química água-metal;
4. Não foi considerada a atuação dos sistemas de injeção de segurança e de nenhum sistema auxiliar de resfriamento dentro da contenção, como por exemplo, ventiladores, sprays e recombinadores de hidrogênio.

3.2.1 Equações Governantes

Neste modelo, para estimar a pressão alcançada na atmosfera de contenção, aplicamos a primeira lei da termodinâmica para um sistema termodinâmico de interesse

composto por três subsistemas [5]:

1. Massa de ar inicial na contenção: m_a ;
2. Massa de vapor d'água inicial no ar da contenção: m_{wcl} ;
3. Massa de água inicial no sistema primário: m_{wp} .

Aplicando a primeira lei da termodinâmica para cada um dos subsistemas, conforme a Figura 3.3, tem-se, respectivamente:

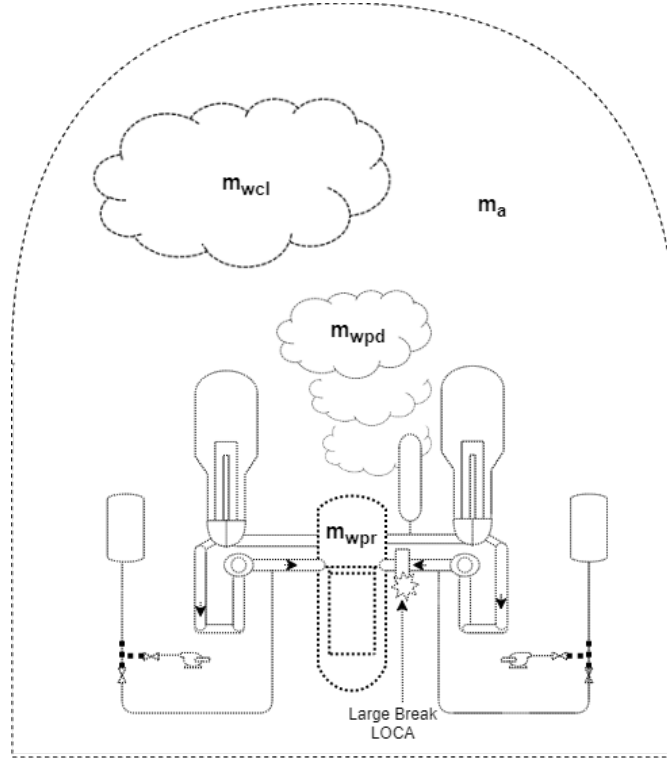


Figura 3.3: Balanço de massa para a análise transiente

Para m_a

$$\frac{d}{dt}(m_a u_a) = \dot{Q}_{wc1-a} + \dot{Q}_{wpd-a} - \dot{Q}_{a-st} - P_T \frac{d}{dt} V_a. \quad (3.1)$$

Para m_{wcl}

$$\frac{d}{dt}(m_{wcl} u_{wcl}) = \dot{Q}_{wpd-wc1} - \dot{Q}_{wc1-a} - \dot{Q}_{wc1-st} - P_T \frac{d}{dt} V_{wcl}. \quad (3.2)$$

Para m_{wp}

$$\frac{d}{dt}(m_{wpd} u_{wpd} + m_{wpr} u_{wpr}) = \dot{Q}_{n-wpr} - \dot{Q}_{wpd-wc1} - \dot{Q}_{wpd-a} - \dot{Q}_{wpd-st} - P_T \frac{d}{dt} V_{wpd}. \quad (3.3)$$

onde o termo Q_{i-j} representa a taxa de transferência de calor do subsistema i para o subsistema j , P_T a pressão total de contenção, e V o volume do subsistema. Os subscritos a , n e st referem-se à ar, combustível e estruturas.

Somando as Equações (3.1), (3.2) e (3.3) temos que:

$$\frac{d}{dt}(m_a u_a + m_{wcl} u_{wcl} + m_{wpd} + m_{wpr} u_{wpr}) = \dot{Q}_{n-wpr} - \sum_i \dot{Q}_{i-st} - P_T \frac{d(V_a + V_{wcl} + V_{wpd})}{dt}. \quad (3.4)$$

O termo \sum_i representa os três subsistemas que compõem a atmosfera da contenção.

Após a integração da Equação (3.4), desde o momento do início do acidente t até um tempo posterior $t + \Delta t$ durante o processo de descarga, tem-se a Equação (3.5), resultado desejado para análise transiente das condições da contenção.

$$U^{t+\Delta t} - U^t = Q_{n-wpr}^{t+\Delta t} - \sum_i Q_{i-st}^{t+\Delta t}, \quad (3.5)$$

sendo que, em termos de energia total U :

$$U^{t+\Delta t} = m_a u_a^{t+\Delta t} + (m_{wc}^t + m_{wpd}^{t+\Delta t}) u_{wc}^{t+\Delta t} + m_{wpr}^{t+\Delta t} u_{wp}^{t+\Delta t},$$

$$U^t = m_a u_a^t + m_{wc}^t u_{wc}^t + m_{wpr}^t u_{wp}^t.$$

A massa de água na contenção é governada pela seguinte equação:

$$\frac{dm_w(t)}{dt} = \dot{m}(t). \quad (3.6)$$

Assim, a massa na contenção $m_w^{t+\Delta t}$ é obtida através da integração do fluxo de massa de ruptura, $\dot{m}(t)$ durante o intervalo de tempo t à $t + \Delta t$:

$$m_w^{t+\Delta t} = m_w^t + \int_t^{t+\Delta t} \dot{m}(t) dt. \quad (3.7)$$

Após a ruptura, o volume do sistema primário flui para o volume de controle à taxa de $\dot{m}(t)$. O volume de controle permanece constante e não há trabalho. Portanto, a primeira lei para um volume de controle é definida como:

$$\frac{dU_{c.v}(t)}{dt} = \dot{m}(t) h_p(t) + \dot{Q}_{wpr-c} - \dot{Q}_{c-st}. \quad (3.8)$$

Integrando entre os tempos t e $t + \Delta t$, temos:

$$U^{t+\Delta t} = U^t + \int_t^{t+\Delta t} h_p(t) \dot{m}(t) dt + Q_{wpr-c}^{t+\Delta t} - Q_{c-st}^{t+\Delta t}, \quad (3.9)$$

sendo que, para o volume de controle:

$$U^{t+\Delta t} = m_a u_a^{t+\Delta t} + (m_{wc}^t + m_{wpc}^{t+\Delta t}) u_{wc}^{t+\Delta t},$$

$$U^t = m_a u_a^t + m_{wc}^t u_{wc}^t.$$

Então, a Equação (3.9) torna-se:

$$m_a u_a^{t+\Delta t} + (m_{wc}^t + m_{wpc}^{t+\Delta t}) u_{wc}^{t+\Delta t} = U^{t+\Delta t}. \quad (3.10)$$

As condições finais na contenção podem ser obtidas pela Equação (3.10).

Neste trabalho, a transferência de calor entre o sistema primário e a contenção é desconsiderada, ou seja, $Q_{wpr-c}^{t+\Delta t} = 0$. Somente a transferência de calor entre a contenção e as placas de PCM é modelada, desconsiderando a transferência de calor entre a contenção e outras superfícies. A Equação (3.11), apresenta a transferência de calor entre a contenção e as placas de PCM:

$$Q_{c-st}^{t+\Delta t} = Q_{pcm}^{t+\Delta t} = h A_{pcm} (T_w(t) - T_c(t)), \quad (3.11)$$

onde A_{pcm} é a área total de transferência de calor entre as placas de PCM e a contenção; h é o coeficiente de transferência de calor entre a superfície de PCM e a contenção; T_c é a temperatura da contenção no tempo t .

O acoplamento entre o modelo da contenção e o modelo do PCM se dá pelo termo de transferência de calor $Q_{pcm}^{t+\Delta t}$ dada pela Equação (3.11) através das variáveis T_w e T_c .

3.2.2 Análise das Condições de Equilíbrio

As análises das condições de pressão de equilíbrio em função do tempo são determinadas após o final do processo de pressurização estabelecendo que a pressão de equilíbrio entre a contenção e o sistema primário, Equação (3.7), ainda é aplicável, mas o novo estado $t + \Delta t$ é determinado após o processo de pressurização de contenção. Então, a energia interna de $u_{wc}^{t+\Delta t}$ e $u_{wp}^{t+\Delta t}$ são iguais e no tempo t e todo

o refrigerante do sistema está no sistema primário. Desta forma, a Equação (3.5) torna-se:

$$U^{t+\Delta t} - U^t = Q_{n-wpr}^{t+\Delta t} - \sum Q_{i-st}^{t+\Delta t}, \quad (3.12)$$

onde:

$$U^{t+\Delta t} = m_a u_a^{t+\Delta t} + (m_{wc}^t + m_{wp}) u_{wc}^{t+\Delta t},$$

$$U^t = m_a u_a^t + m_{wc}^t u_{wc}^t + m_{wp} u_{wp}^t.$$

No volume de controle, uma aproximação da perda de calor para as estruturas pode ser reescrita como Q_{c-st} :

$$U^{t+\Delta t} - U^t = Q_{n-wpr}^{t+\Delta t} - Q_{c-st}^{t+\Delta t}. \quad (3.13)$$

O balanço de energia da Equação (3.13) torna-se:

$$m_w (u_w^{t+\Delta t} - u_w^t) + m_a c_{va} (T^{t+\Delta t} - T_a^t) = Q_{n-wpr}^{t+\Delta t} - Q_{c-st}^{t+\Delta t}. \quad (3.14)$$

onde $Q_{wpr-c} = 0$.

Assim:

$$m_w u_w^t = m_{wa} u_{wa}^t + m_{wp} u_{wp}^t,$$

$$m_w u_w^{t+\Delta t} = (m_{wa} + m_{wp}) u_w^{t+\Delta t}.$$

A Equação (3.14) pode ser reescrita para expressar separadamente a massa de água do primário e a massa de água no ar:

$$m_{wpd}^{t+\Delta t} (u_f^{t+\Delta t} + x_{st1} u_{fg}^{t+\Delta t}) + m_{wa}^t (u_f^{t+\Delta t} + x_{st1} u_{fg}^{t+\Delta t}) + m_a C_{va} (T_c^{t+\Delta t}) = U^{t+\Delta t}, \quad (3.15)$$

onde u_f , u_{fg} , v_f e v_{fg} são funções da $T_c^{t+\Delta t}$.

As análises de pressão e temperatura final são modeladas sem condições de transferência de calor. Considerando que o vapor d'água e o ar estão presentes na atmosfera de contenção cada um exercendo a sua pressão parcial, pela lei de Dalton das

pressões parciais, temos:

$$P^{t+\Delta t} = P_w^{t+\Delta t}(T^{t+\Delta t}) + P_a^{t+\Delta t}, \quad (3.16)$$

onde $P^{t+\Delta t}$ é a pressão da mistura, $P_w^{t+\Delta t}$ é a pressão parcial de vapor d'água correspondente de $t + \Delta t$ e $P_a^{t+\Delta t}$ é a pressão parcial do ar correspondente de $t + \Delta t$.

Introduzindo a definição de título x_{st} e tratando o ar como um gás perfeito, temos:

$$V_c^{t+\Delta t} = m_w^{t+\Delta t} [v_f^{t+\Delta t} x_{st2} v_{fg}^{t+\Delta t}(T_{sat}^{t+\Delta t})] \simeq \frac{m_a R_a T_c^{t+\Delta t}}{P_a^{t+\Delta t}}, \quad (3.17)$$

e da Equação (3.17):

$$x_{st2} = \frac{\frac{V_c}{m_w^{t+\Delta t}} - v_f^{t+\Delta t}}{v_{fg}^{t+\Delta t}}. \quad (3.18)$$

A partir da pressão inicial no ar da contenção P_a^t , devemos considerar o vapor d'água presente. Esta correlação ilustra a utilização da Lei de Dalton das pressões parciais. As condições iniciais são características declaradas em termos de umidade relativa do ar Φ , temperatura inicial T_a^t e pressão total P^t . A partir da definição de umidade relativa, a pressão de vapor d'água dada na condição inicial P_{wa}^t é definida como:

$$P_{wa}^t = \phi p_{sat}(T_a^t). \quad (3.19)$$

Portanto, utilizando a Lei de Dalton:

$$P_a^t = P^t - P_{wa}^t, \quad (3.20)$$

e pela lei dos gases perfeitos:

$$m_a = \frac{p_a^0 V_c}{R_a T_a^0}. \quad (3.21)$$

A massa inicial de água na contenção é definida como:

$$m_{wa}^0 = \frac{V_c}{v_{wa}^0}, \quad (3.22)$$

e a massa de água da ruptura:

$$V_{wpd}^t = m_{wpd}^t v_{wpd}^t. \quad (3.23)$$

A massa total de água no sistema de contenção será a soma entre a massa inicial de água na contenção e a massa de água que foi descarregada pela ruptura:

$$m_w^{t+\Delta t} = \sum_{t=1}^{t+\Delta t} m_{wpd}^t + m_{wa}^0. \quad (3.24)$$

Agora, todos os parâmetros desconhecidos são dependentes de T_c . Com a determinação deste valor através de uma estimativa inicial próxima da raiz procurada, todas as variáveis desconhecidas podem ser determinadas.

Finalmente, a pressão parcial da água é obtida através da pressão de vapor d'água para a temperatura calculada no passo de tempo, e a pressão parcial do ar calculada pela lei dos gases ideais. A pressão total será a soma das pressões parciais:

$$P_w^{t+\Delta t} = f_{sat}(T^{t+\Delta t}), \quad (3.25)$$

$$P_a^{t+\Delta t} = \frac{m_a R_a T^{t+\Delta t}}{V_T^{t+\Delta t}}, \quad (3.26)$$

$$P^{t+\Delta t} = P_w^{t+\Delta t} + P_a^{t+\Delta t}. \quad (3.27)$$

3.3 Modelo de Mudança de Fase

O modelo de mudança de fase desenvolvido neste trabalho baseado nas descrições de COTTA e MIKHAILOV [43], ÖZİŞIK [44], COTTA *et al.* [29] e AN e SU [32], descreve um processo de fusão de uma placa de PCM e conclui-se com um processo de derretimento do material. No processo de fusão, o fluxo de calor proveniente do LBLOCA fornece energia ao material de mudança de fase na forma de calor latente. Desta forma, à medida que o fluido aumenta a sua temperatura, O PCM incrementa a sua temperatura concomitantemente. Assim, atinge-se o equilíbrio térmico na contenção ao final do processo de mudança de fase no intervalo de tempo estudado.

3.3.1 Equações Governantes

Para a formulação do problema, considera-se a equação geral para a condução de calor em coordenadas retangulares para água como fluido incompressível:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{e}_{ger} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (3.28)$$

Considerando o problema unidimensional transiente, sem geração de calor e com condutividade térmica constante, a Equação (3.28), torna-se a equação da difusão de calor:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (3.29)$$

onde a difusividade térmica do material é definida como $\alpha = k/\rho c_p$.

3.3.2 Processo de derretimento do PCM

A Figura 3.4 ilustra a geometria utilizada para o processo de mudança de fase em uma placa de PCM. Considerando a simetria do material, somente metade deste pode ser analisado.

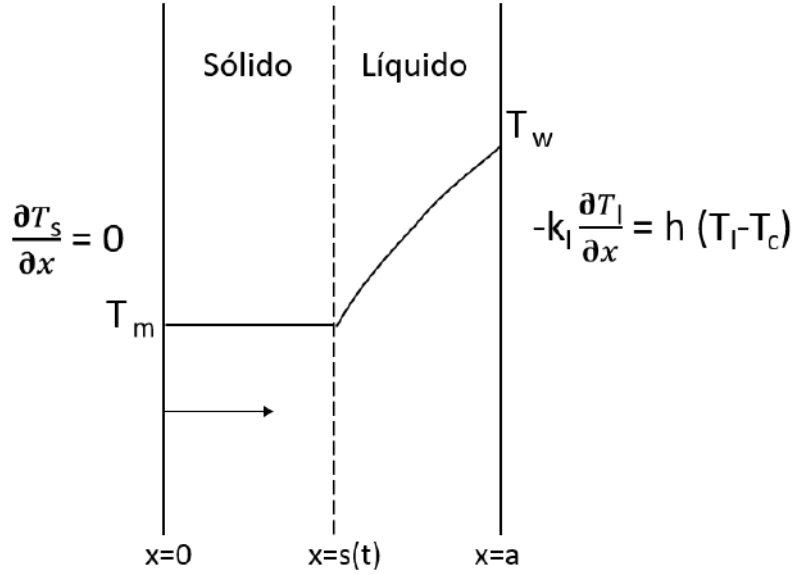


Figura 3.4: A geometria do processo de derretimento de uma placa de PCM.

No início do processo o PCM está à temperatura inicial na contenção T_a^t , que é inferior a sua temperatura de derretimento T_m . Durante o processo de pressurização da contenção, a temperatura da placa de PCM é imposta para $t > 0$ e a interface líquido-sólido $s(t)$ avança na direção negativa x .

As temperaturas $T_l(x, t)$ e $T_s(x, t)$ para as fases líquida e sólida, respectivamente e as equações diferenciais governantes para este problema, levando-se em consideração as hipóteses mencionadas anteriormente, são dadas por:

Para fase sólida:

$$\frac{\partial^2 T_s(x, t)}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha_s} \frac{\partial T_s(x, t)}{\partial t} \quad \text{em} \quad 0 < x < s(t), \quad t > 0. \quad (3.30)$$

Para fase líquida:

$$\frac{\partial^2 T_l(x, t)}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha_l} \frac{\partial T_l(x, t)}{\partial t} \quad \text{em} \quad s(t) < x < a, \quad t > 0, \quad (3.31)$$

onde α_s e α_l são, respectivamente, as difusividades térmicas das fases sólida e líquida do PCM.

Considerando o balanço de energia na interface em $x = s(t)$, temos:

$$\left(-k_l \frac{\partial T_l}{\partial x}\right) - \left(-k_s \frac{\partial T_s}{\partial x}\right) = \rho L \frac{ds(t)}{dt} \quad \text{em} \quad x = s(t), \quad t > 0. \quad (3.32)$$

onde k_s e k_l são, respectivamente, as condutividades térmicas das fases sólida e líquida do PCM, ρ é a densidade do PCM considerada igual para as fases sólida e líquida, L é o calor latente de mudança de fase do PCM.

Desta forma, as Equações (3.30), (3.31) e (3.32) fornecem as três equações diferenciais para a determinação das três incógnitas: $T_l(x, t)$, $T_s(x, t)$ e $s(t)$, no processo de derretimento.

As condições de contorno para a fase líquida são dadas por:

$$T_l(x, t) = T_m \quad \text{em} \quad x = s(t), \quad t > 0. \quad (3.33)$$

A condição de contorno na interface:

$$T_s(x, t) = T_m \quad \text{em} \quad x = s(t), \quad t > 0. \quad (3.34)$$

A condição de contorno na superfície adiabática:

$$\frac{\partial T_s(x, t)}{\partial x} = 0 \quad \text{em} \quad x = 0, \quad t > 0. \quad (3.35)$$

Para condição de contorno do tipo convectivo, o balanço de energia na superfície indica que o calor continua a fluir do fluxo de calor proveniente do acidente estudado para o meio na mesma taxa, e muda de condução para convecção na superfície, conforme a Equação:

$$-k \frac{\partial T_l(x, t)}{\partial x} = h(T_l(x, t) - T_c). \quad (3.36)$$

onde T_c é a temperatura da contenção no qual a superfície está exposta.

3.4 Método de Solução

Neste trabalho utilizaremos a formulação proposta por CORREA e COTTA [30], COTTA e MIKHAILOV [43], COTTA *et al.* [29], SU [31], AN e SU [32]. Seguindo o modelo proposto pelos autores, calcularemos uma média total, que é feita pela integração da equação diferencial, em uma ou mais variáveis espaciais as quais desejamos limitar através do uso de equações de integração de Hermite. Essa abordagem pode apresentar resultados numéricos bastante satisfatórios.

As temperaturas médias nas fases sólidas e líquidas são definidas respectivamente como:

$$T_{sav}(t) = \frac{1}{s(t)} \int_0^{s(t)} T_s(x, t) dx, \quad (3.37)$$

$$T_{lav}(t) = \frac{1}{a - s(t)} \int_{s(t)}^a T_l(x, t) dx, \quad (3.38)$$

A Equação (3.30) é integrada em $[0, s(t)]$:

$$\int_0^{s(t)} \frac{\partial T_s}{\partial t} dx = \int_0^{s(t)} \alpha_s \frac{\partial^2 T_s}{\partial x^2} dx. \quad (3.39)$$

A regra de Leibniz é aplicada ao lado esquerdo da Equação (3.39):

$$\int_0^{s(t)} \frac{\partial T_s}{\partial t} dx = \frac{d}{dt} \int_0^{s(t)} T_s(x, t) dx - T_s(s(t), t) \frac{ds(t)}{dt}. \quad (3.40)$$

Utilizando a definição da $T_{sav}(t)$, Equação (3.37), temos:

$$\int_0^{s(t)} \frac{\partial T_s}{\partial t} dx = \frac{d}{dt} (T_{sav}(t) s(t)) - T_s(s(t), t) \frac{ds(t)}{dt}. \quad (3.41)$$

Utilizando a Equação (3.41) na Equação (3.39), temos a Equação para a temperatura média da fase sólida $T_{sav}(t)$:

$$s(t) \frac{dT_{sav}}{dt} + (T_{sav}(t) - T_s(s(t), t)) \frac{ds(t)}{dt} = \alpha_s \left(\frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=s(t)} - \frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=0} \right). \quad (3.42)$$

De modo similar a Equação para a temperatura média da fase líquida $T_{lav}(t)$ é obtida para integrar os dois lados da Equação (3.31), a usar a regra de Leibniz e a

definição da $T_{lav}(t)$, Equação (3.38):

$$(a - s(t)) \frac{dT_{lav}(t)}{dt} + (T_l(s(t), t) - T_{lav}(t)) \frac{ds(t)}{dt} = \alpha_l \left(\frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=a} - \frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=0} \right), \quad (3.43)$$

As Equações (3.42) e (3.43), junto com a condição de interface da Equação (3.32), formam o sistema de três Equações para o problema de derretimento do PCM.

Neste trabalho, as temperaturas nas superfícies e interface $T_s(0, t)$, $T_s(s(t), t)$, $T_l(s(t), t)$, $T_s(a, t)$ e as derivadas $\frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=0}$, $\frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=s(t)}$, $\frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=s(t)}$, $\frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=a}$ são expressas em termos das temperaturas médias $T_{sav}(t)$ e $T_{lav}(t)$ usando as aproximações de Hermite para integrais, apresentadas a seguir.

Aplicando a aproximação $H_{1,1}$ nas temperaturas médias e $H_{0,0}$ nos fluxos térmicos das fases sólida e líquida, temos:

$$T_{sav}(t) = \frac{1}{2} (T_s(0, t) + T_s(s(t), t)) + \frac{s(t)}{12} \left(\frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=0} - \frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=s(t)} \right), \quad (3.44)$$

$$T_{lav}(t) = \frac{1}{2} (T_l(s(t), t) + T_l(a, t)) + \frac{a - s(t)}{12} \left(\frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=s(t)} - \frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=a} \right), \quad (3.45)$$

$$T_s(s(t), t) - T_s(0, t) = \frac{s(t)}{2} \left(\frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=0} + \frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=s(t)} \right), \quad (3.46)$$

$$T_l(0, t) - T_l(s(t), t) = \frac{a - s(t)}{2} \left(\frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=s(t)} + \frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=a} \right). \quad (3.47)$$

As Equações (3.44), (3.45), (3.46) e (3.47), juntas com as condições de contorno da Equação (3.35) e (3.36) e as condições de interface da Equação (3.33) e Equação (3.32) formam um sistema linear de 8 equações algébricas, para as 8 incógnitas: 4 temperaturas nos contornos ou na interface: $T_s(0, t)$, $T_s(s(t), t)$, $T_l(s(t), t)$ e $T_c(a, t)$, e 4 derivadas $\frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=0}$, $\frac{\partial T_s}{\partial x} \Big|_{x=s(t)}$, $\frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=s(t)}$ e $\frac{\partial T_l}{\partial x} \Big|_{x=a}$.

O sistema linear de equações é resolvida para obter as 8 incógnitas em termos das temperaturas médias das fases sólida e líquida $T_{sav}(t)$, $T_{lav}(t)$ e da posição da interface $s(t)$:

$$T_s(0, t) = \frac{1}{2} (3T_{sav}(t) - T_m), \quad (3.48)$$

$$T_s(s(t), t) = T_m, \quad (3.49)$$

$$T_l(s(t), t) = T_m, \quad (3.50)$$

$$T_l(a, t) = \frac{6k_l T_{lav}(t) + ahT_c(t) - hs(t)T_c(t) - 2k_l T_m}{ah + 4k_l - hs(t)}, \quad (3.51)$$

$$\frac{\partial T_s}{\partial x}|_{x=0} = 0, \quad (3.52)$$

$$\frac{\partial T_s}{\partial x}|_{x=s(t)} = \frac{3(T_m - T_{sav}(t))}{s(t)}, \quad (3.53)$$

$$\frac{\partial T_l}{\partial x}|_{x=s(t)} = \frac{2(3ah + 6k_l - 3hs(t))T_{lav}(t) + (2hs(t) - 2ah - 6k_l)T_m + (hs(t) - a)T_c(t)}{(a - s(t))/(ah + 4k_l - hs(t))}, \quad (3.54)$$

$$\frac{\partial T_l}{\partial x}|_{x=a} = \frac{2(hT_m + 2hT_c(t) - 3hT_{lav}(t))}{ah + 4k_l - hs(t)}. \quad (3.55)$$

A temperatura do PCM na superfície exposta à contenção $T_w(t)$ é dada pela Equação (3.51):

$$T_w(t) = T_{l(a,t)} = \frac{6k_l T_{lav}(t) + ahT_c(t) - hs(t)T_c(t) - 2k_l T_m}{ah + 4k_l - hs(t)}. \quad (3.56)$$

Substituindo as Equações (3.48-3.55) nas Equações (3.42), (3.43) e (3.32), temos o modelo de parâmetros concentrados aperfeiçoados $H_{1,1}/H_{0,0}$ para o derretimento da placa de PCM:

$$s(t) \frac{d T_{sav}(t)}{dt} + (T_{sav}(t) - T_m) \frac{d s(t)}{dt} = \frac{3\alpha_s(T_m - T_{sav}(t))}{s(t)}, \quad (3.57)$$

$$\begin{aligned} (a - s(t)) \frac{d T_{lav}(t)}{dt} + (T_m - T_{lav}(t)) \frac{d s(t)}{dt} = \alpha_l & \left(\frac{2(hT_m + 2hT_c(t) - 3hT_{lav}(t))}{ah + 4k_l - hs(t)} \right) \\ & - \frac{2(3ah + 6k_l - 3hs(t))T_{lav}(t) + (2hs(t) - 2ah - 6k_l)T_m + (hs(t) - a)T_c(t)}{(a - s(t))/(ah + 4k_l - hs(t))}, \end{aligned} \quad (3.58)$$

$$\rho L \frac{ds(t)}{dt} = \frac{3k_s(T_m - T_{sav}(t))}{s(t)} - \frac{2(3ah + 6k_l - 3hs(t))T_{lav}(t) + (2hs(t) - 2ah - 6k_l)T_m + (hs(t) - a)T_c(t)}{(a - s(t))/(ah + 4k_l - hs(t))}. \quad (3.59)$$

As condições de contorno para o sistema das Equações (3.57), (3.58) e (3.59) são as seguintes:

$$T_{sav}(0) = T_m, \quad (3.60)$$

$$T_{lav}(0) = T_m, \quad (3.61)$$

$$s(0) = a. \quad (3.62)$$

O modelo de parâmetros concentrados aperfeiçoados para o derretimento da placa do PCM é acoplado como o modelo da pressurização da contenção através da temperatura da contenção $T_c(t)$.

Neste trabalho, utilizaremos parâmetros concentrados especificamente para o problema de mudança de fase definido na seção anterior. No caso de mudança de fase a equação de condução de calor não será invalidada como na versão clássica, pois haverá uma temperatura média para a fase líquida e uma temperatura média para a fase sólida.

3.5 Implementação Computacional

O modelo para a pressurização de contenção e o derretimento de uma placa de PCM foi implementado computacionalmente utilizando o software Wolfram Mathematica 11.0.

Inicialmente, toda a tabela de vapor com propriedades termodinâmicas de água e vapor obtidas através da página do NIST (National Institute of Standards and Technology, do inglês) foi importada para o código desenvolvido. Considerou-se uma variação da temperatura inicial da atmosfera de contenção e a temperatura de operação do refrigerante. A partir dos dados importados, criou-se funções de interpolação para as propriedades termodinâmicas da água nos estados de vapor e líquido saturados.

Para análise da pressurização de contenção, primeiramente foi realizado o cálculo do estado inicial na contenção a partir da importação dos dados de especificações das plantas selecionadas para o estudo. Para determinação das condições finais, foi realizado a integração da equação da conservação de massa e integração da equação da conservação de energia a partir da importação dos dados de fluxo de massa de ruptura do acidente estudado e entalpia específica em função da queda de pressão do reator. A solução das duas equações transcendentes foram obtidas utilizando o comando FindRoot.

Desta forma, para a formulação do problema de derretimento, a partir da definição do sistema de equações diferenciais ordinárias formadas pelas equações do modelo de parâmetros concentrados desenvolvido e pelas formulações aperfeiçoadas para as temperaturas médias da fase sólida e líquida do material, o sistema composto por cinco equações diferenciais ordinárias foi resolvido simultaneamente utilizando as funções DSolve para a parte analítica, e NDSolve para a solução numérica do sistema de equações. O modelo de parâmetros concentrados aperfeiçoados para o derretimento da placa do PCM foi acoplado como o modelo da pressurização da contenção através da temperatura da contenção $T_c(t)$.

Capítulo 4

Resultados e Discussões

Neste capítulo, os resultados das simulações serão apresentados dentro do escopo definido no objetivo deste trabalho. Inicialmente, serão apresentadas as validações do modelo de contenção e do modelo proposto para o derretimento do PCM. Em seguida, serão apresentados os resultados da pressurização de contenção sem o sistema passivo de remoção de calor por PCM. Logo após, será apresentado a seleção realizada para avaliação do melhor PCM proposto para utilização na estrutura de contenção. Serão, por fim, apresentados os resultados das simulações com o sistema passivo de remoção de calor por PCM na contenção verificando o efeito do PCM em relação à diferentes áreas de transferência de calor. Todas as simulações foram realizadas utilizando o software simbólico de computação Wolfram Mathematica 11.0.

4.1 Validação do Modelo de Contenção

O modelo proposto para a pressurização de contenção é validado primeiramente pelo modelo conservador de TODREAS e KAZIMI [5]. Os parâmetros iniciais da usina PWR utilizados para validação são indicadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Parâmetros iniciais de uma reator genérico A (TODREAS e KAZIMI [5])

Temperatura inicial na contenção (K)	300
Pressão inicial na contenção (MPa)	0,101
Umidade relativa do vapor d'água inicial na contenção	0,8
Pressão inicial no sistema primário (MPa)	15,5
Volume de água no sistema primário (m ³)	354
Volume livre de contenção (m ³)	50970

Os dados de vazão mássica de vazamento de refrigerante oriundo de um acidente do tipo LBLOCA de um reator genérico selecionado para o estudo são implementados como dados de entrada, mostrados na Figura 4.1.

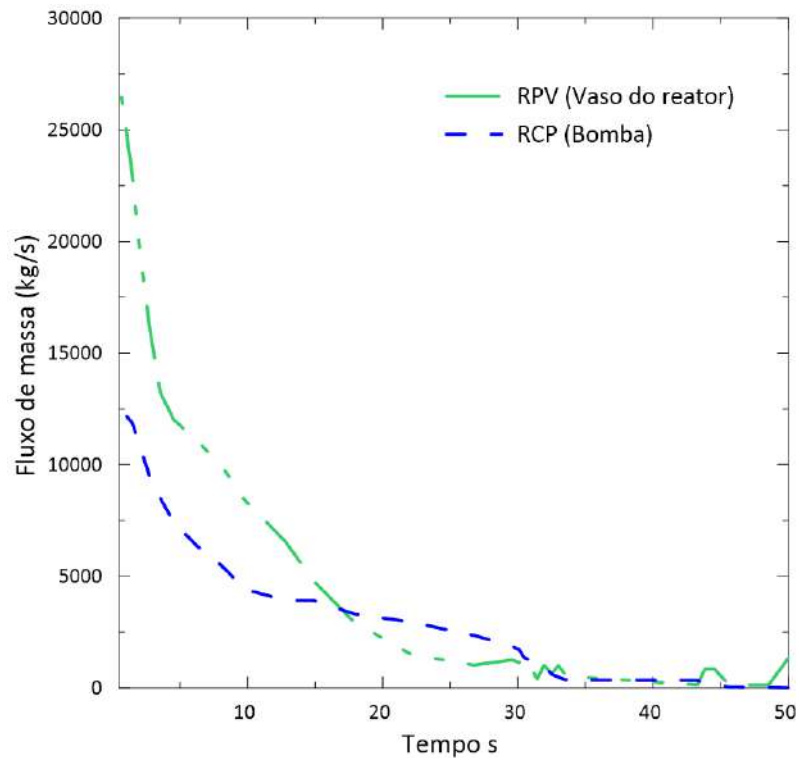


Figura 4.1: A vazão mássica de vazamento de refrigerante durante um LBLOCA de um reator genérico.

As entalpias específicas do refrigerante liberadas em função da depressurização do circuito primário da usina PWR, encontram-se no intervalo entre 1629,88 e 897,33 kJ/kg, mostradas na Figura 4.2. Estes resultados não consideram os mecanismos de troca de calor que podem ocorrer na estrutura de contenção e que diminuem o pico de pressão.

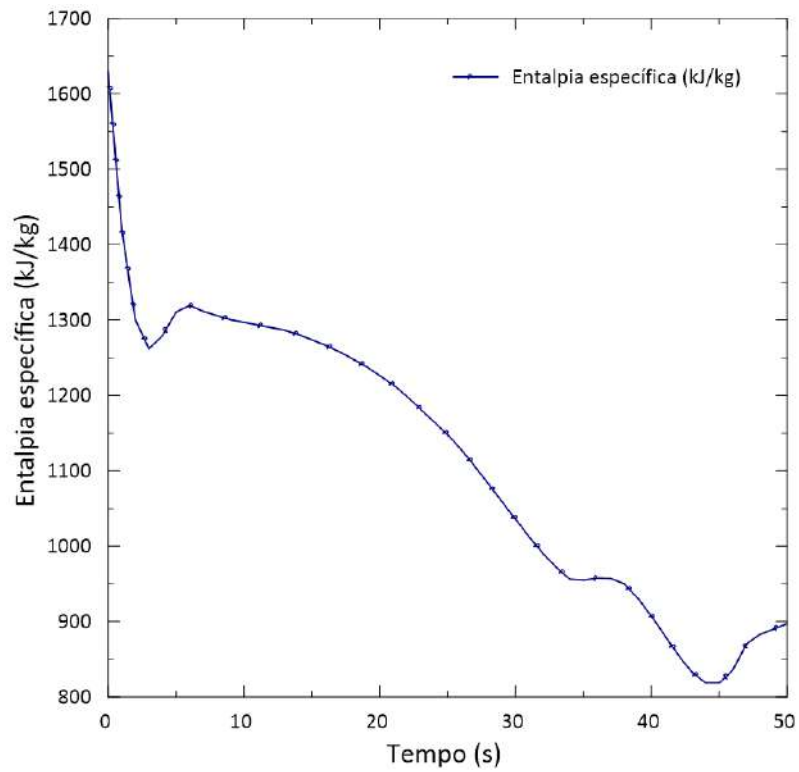
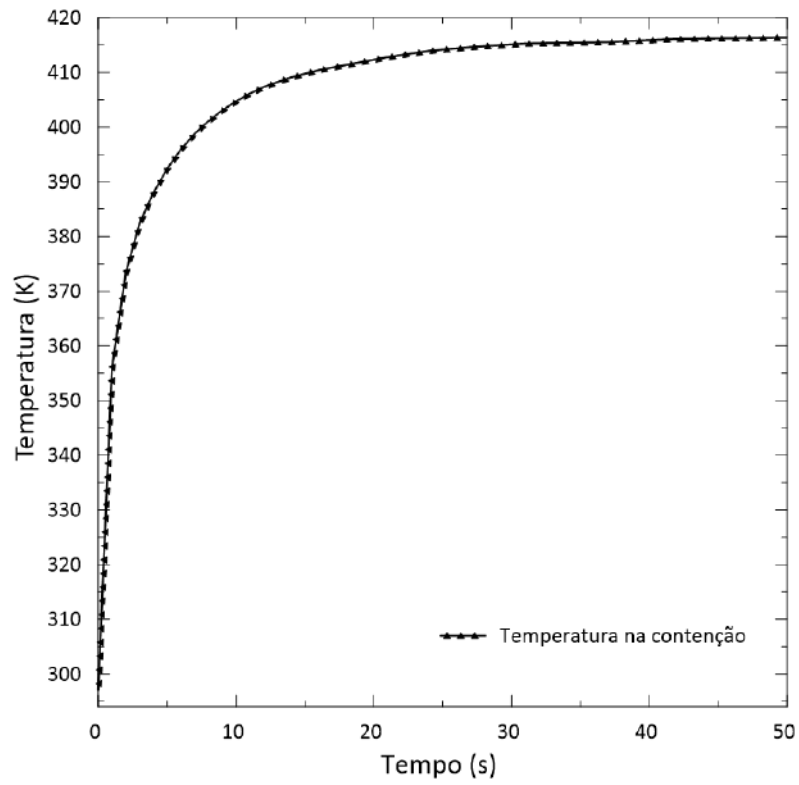
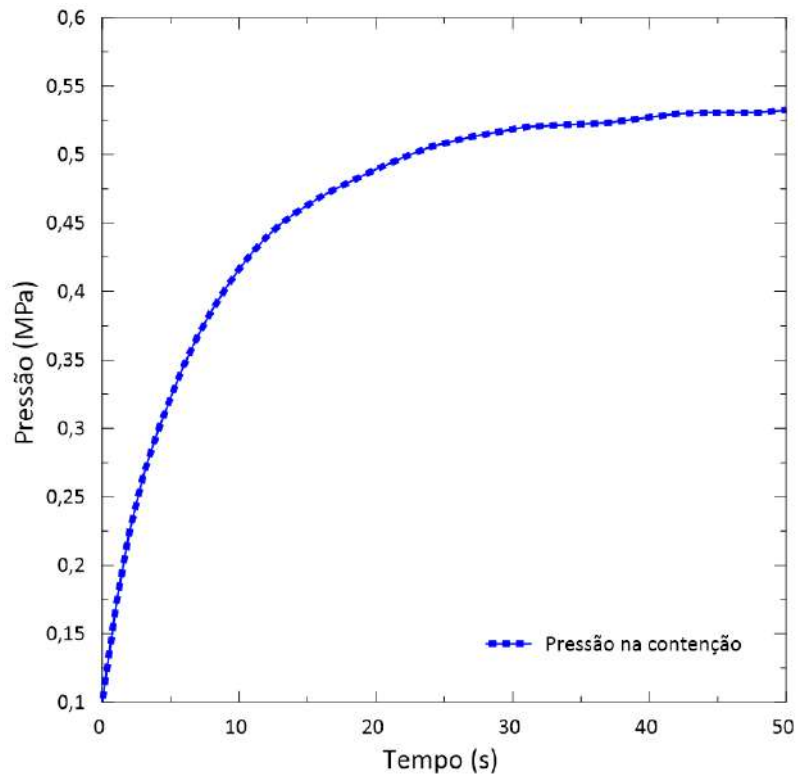


Figura 4.2: Entalpia específica liberada em função da depressurização do circuito primário do reator.

A partir do fluxo de massa e energia liberado para a contenção na fase de depressurização do reator, a distribuição temporal da pressão e da temperatura na contenção foi calculada, Figura 4.3.



(a) Temperatura na contenção



(b) Pressão na contenção

Figura 4.3: Temperatura e pressão na contenção de um reator genérico A.

Conforme apresentado nas figuras, considerando um tempo inicial 1 ($t = 0$), todo o inventário do sistema primário encontra-se em estado subresfriado e, a partir do momento em que chegamos ao tempo 2 ($t = 50$ segundos), todo o inventário do sistema primário encontra-se em estado saturado e, portanto, irá transformar o seu estado em vapor saturado. A mistura de vapor d'água encontra-se em equilíbrio com o ar na contenção.

As condições finais na contenção são indicadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.2: Condições finais na planta de um reator genérico A

Condições finais na contenção	(TODREAS e KAZIMI [5])	Modelo proposto
Temperatura final na contenção (K)	416	416
Pressão final na contenção (MPa)	0,53	0,53
Título	0,51	0,51

Observa-se uma excelente concordância entre os resultados obtidos pelo modelo desenvolvido e os dados da literatura.

4.2 Validação do Modelo de PCM

O modelo proposto para o derretimento de PCM é validado primeiramente pela comparação com uma solução analítica aproximada para a posição da frente de derretimento, [33].

A relação entre a posição adimensional para a frente do derretimento η e o tempo adimensional τ é dada por:

$$\tau = \frac{\eta^2}{2St_l} \left(1 + \frac{2}{Bi\eta} \right), \quad (4.1)$$

sendo que:

$$\eta = \frac{S^*(t)}{a}, \quad \tau = \frac{t\alpha_l}{a^2}, \quad Bi = \frac{ha}{k_l}, \quad St_l = \frac{C_{pl}(T_a - T_m)}{L}.$$

Observa-se que $S^*(t)$ é medida do contorno de aquecimento convectivo, ou seja, $S^*(t) = a - s(t)$.

A posição adimensional η é dada pela raiz positiva da Equação (4.1) em função do tempo adimensional τ .

A comparação entre a solução analítica aproximada dada pela Equação (4.1) e a solução obtida pelo modelo de parâmetros concentrados proposto neste trabalho é mostrada na Figura 4.4. Podemos observar uma excelente concordância entre as duas soluções.

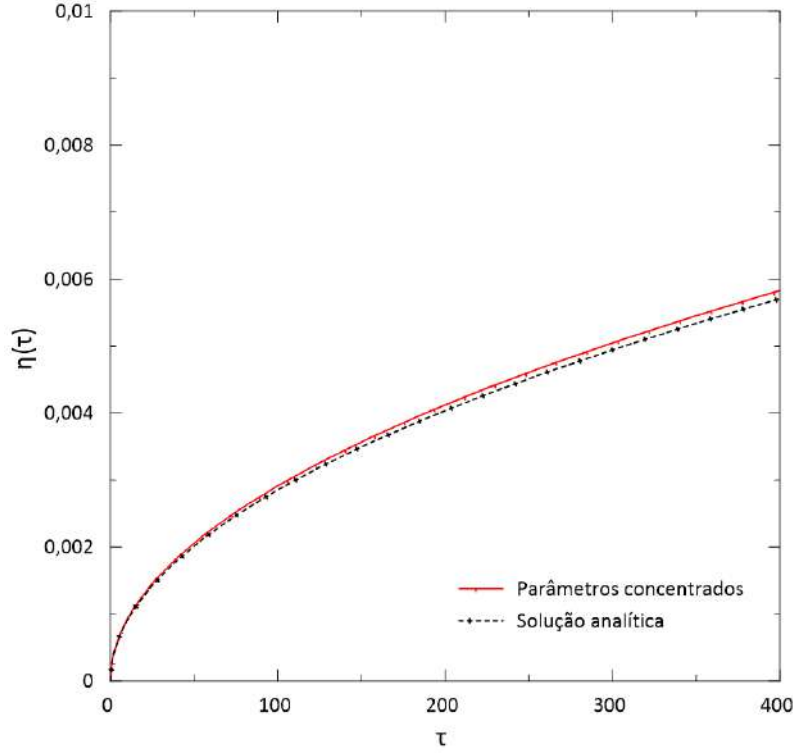


Figura 4.4: Comparação entre a posição de interface prevista pelo modelo de parâmetros concentrados e a solução analítica.

A solução analítica aproximada para a distribuição de temperatura adimensional no líquido é dado por:

$$\Theta_l(\xi, \eta(\tau)) = \frac{-Bi\xi}{1 + Bi\eta(\tau)} + \frac{Bi\eta(\tau)}{1 + Bi\eta(\tau)}, \quad (4.2)$$

onde:

$$\Theta_l = \frac{T_l - T_m}{T_a - T_m}. \quad (4.3)$$

A solução analítica aproximada para a temperatura média adimensional no líquido é dada por:

$$\Theta_{lav}(\tau) = \frac{Bi\eta(\tau)}{2(1 + Bi\eta(\tau))}. \quad (4.4)$$

Correspondentemente, a temperatura dimensional $T_{lav}^*(t)$ é obtida por:

$$T_{lav}^*(t) = T_m + (T_a - T_m)\Theta_{lav}(\tau) = T_m + (T_a - T_m)\frac{Bi\eta^*\left(\frac{t\alpha_l}{a^2}\right)}{2(1 + Bi\eta^*\left(\frac{t\alpha_l}{a^2}\right))}, \quad (4.5)$$

onde η^* é a solução da Equação (4.1).

A comparação entre as temperaturas médias do líquido obtidas pelo modelo de parâmetros concentrados proposto e a solução analítica aproximada é mostrada na Figura 4.5. Podemos observar uma boa concordância entre as duas soluções.

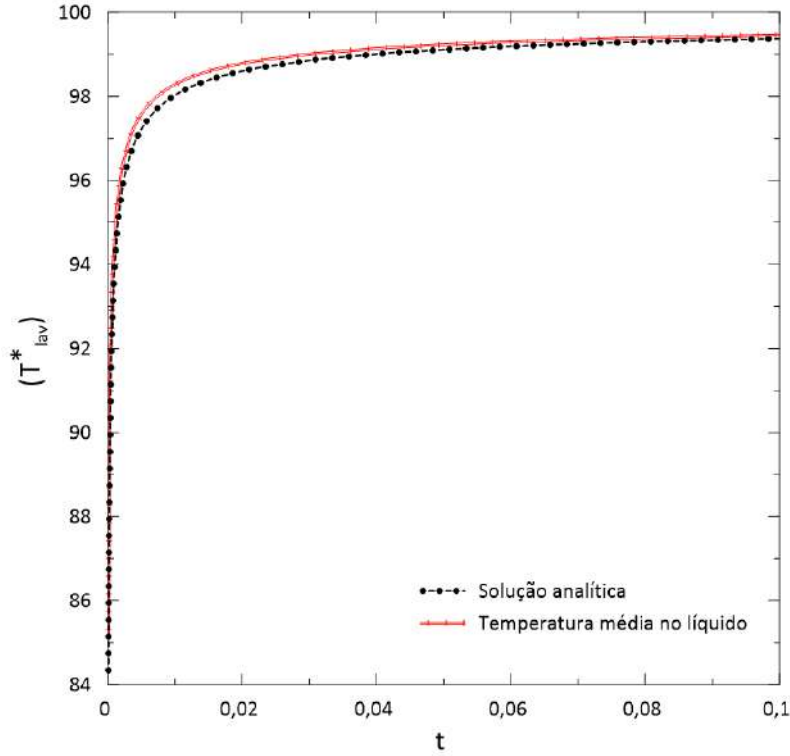


Figura 4.5: Comparação entre as temperaturas médias do líquido obtidas pelo modelo de parâmetros concentrados proposto e da solução analítica aproximada.

4.3 Condições finais na contenção sem PCM

Os parâmetros iniciais da planta de um reator genérico selecionado para as simulações são apresentados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Propriedades iniciais da planta de um reator genérico B

Temperatura inicial na contenção (K)	300
Pressão inicial na contenção (MPa)	0,101
Umidade relativa do vapor d'água inicial na contenção	1,0
Pressão inicial no sistema primário (MPa)	15,5
Volume de água no sistema primário (m ³)	159,22
Volume livre de contenção (m ³)	36811,90

Neste modelo, o acidente foi simulado em um tempo inicial de 400 segundos. O fluxo de massa de ruptura utilizado como dados de entrada, Figura 4.1, foi escalonado para ter a massa total do sistema primário neste reator selecionado.

Os resultados da pressão e da temperatura na contenção são apresentados nas Figuras 4.6 e 4.7.

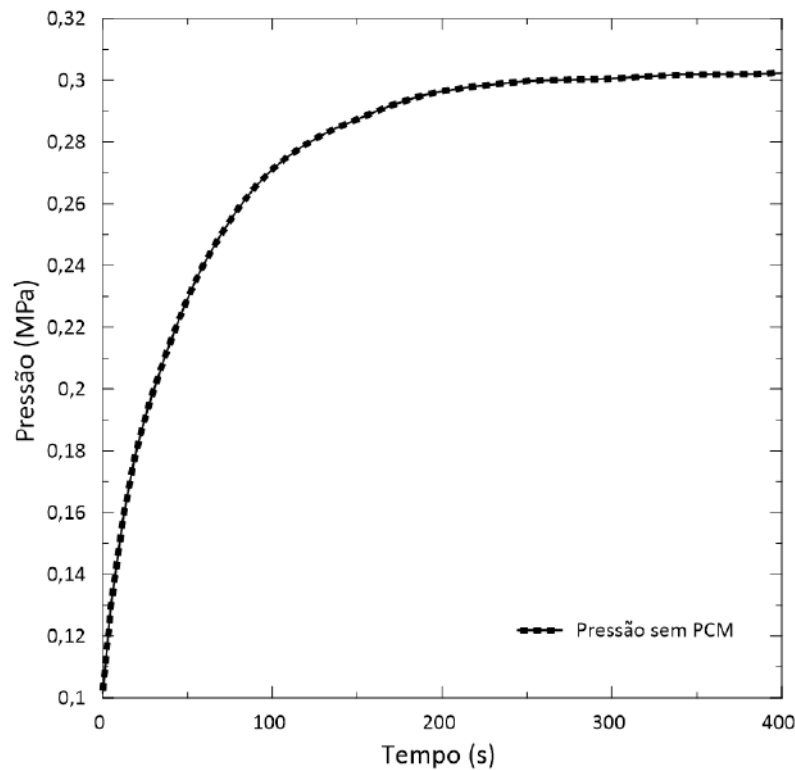


Figura 4.6: Pressão na contenção do reator genérico.

Como pode ser visto na Figura 4.6, a pressão máxima na contenção calculada neste modelo ($t = 400$ segundos), é de aproximadamente 0,302 MPa. Observa-se que a pressão aumenta de forma rápida devido à grande diferença de pressão entre o sistema primário e a pressão atmosférica inicial de contenção. Neste caso, a pressão é menor do que a pressão de projeto que, neste reator selecionado, é de aproximadamente 0,316 MPa.

Conforme apresentado, a pressão máxima calculada em ($t = 400$ segundos) é menor que a pressão obtida na contenção de TODREAS e KAZIMI [5], Figura 4.3(b). Essa discrepância entre os resultados é uma característica dos dados de entrada, que neste caso, o reator de [5] é maior do que o reator selecionado para este estudo. Essa diferença também pode ser associada ao tempo de convergência do cálculo. No entanto, os resultados possuem o mesmo aspecto e podem ser utilizados de forma qualitativa para o cálculo conservativo na pressurização da contenção.

A Figura 4.7 apresenta o perfil de temperatura obtido na simulação.

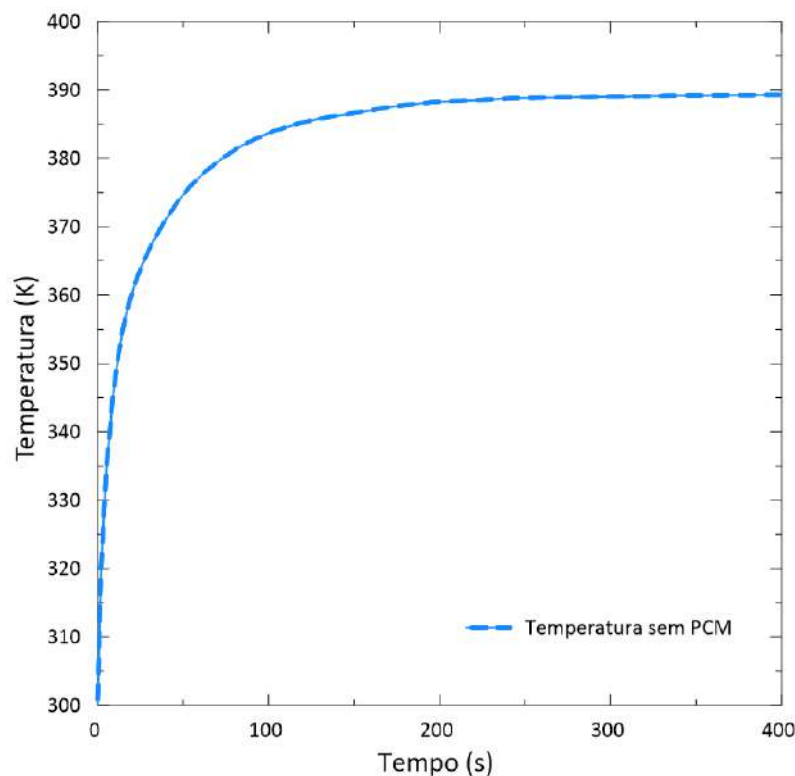


Figura 4.7: Temperatura na contenção do reator genérico.

O comportamento é bastante similar e convergem com a contenção de TODREAS e KAZIMI [5], Figura 4.3(a).

Observa-se que para o LOCA estudado, todo o volume de água do primário, Figura 4.8, foi transferido para contenção, Figura 4.9.

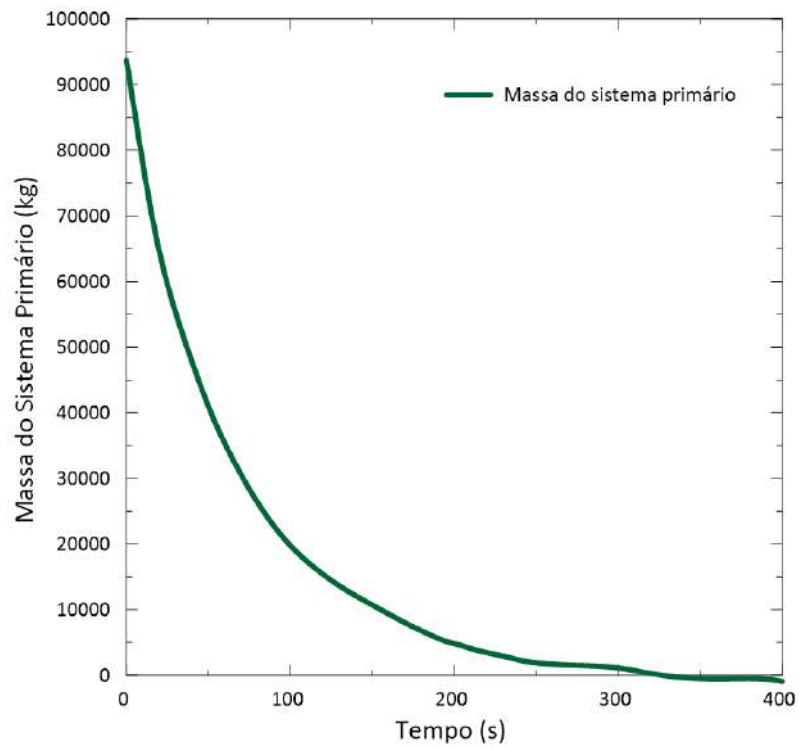


Figura 4.8: Massa de água do sistema primário.

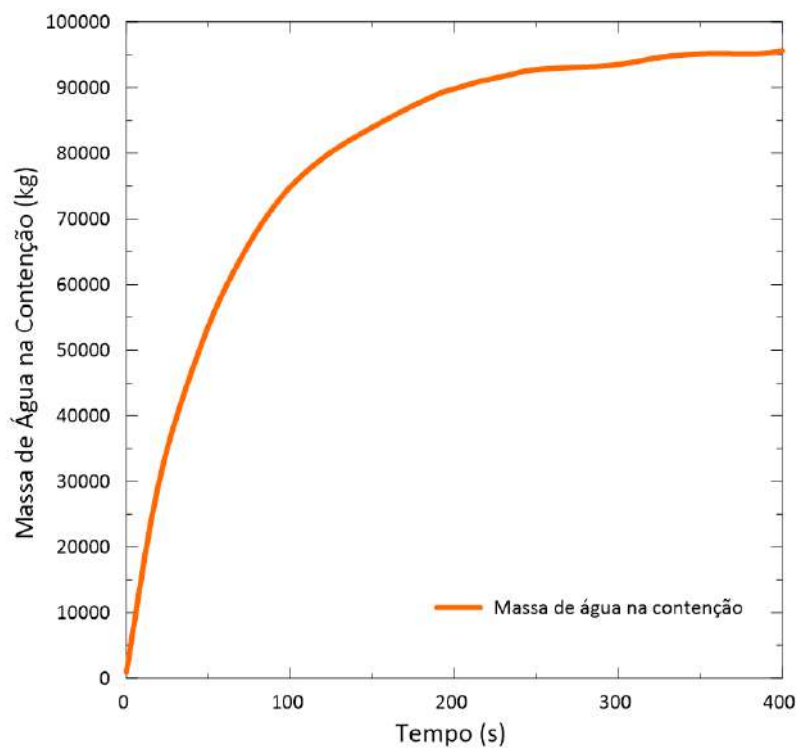


Figura 4.9: Massa de água na contenção.

Em todos os casos, este modelo apresentou uma excelente concordância entre as duas soluções.

4.4 Seleção Preliminar de PCM

Vários tipos de PCMs com potencial de uso para armazenamento de calor estão disponíveis na literatura, Tabela 4.4.

Tabela 4.4: PCMs com potencial de uso para armazenamento de calor latente

PCM	Tipo	Temperatura de fusão (K)	Calor latente (kJ/kg)	Calor específico (kJ/kg)	Densidade (kg/m ³)
Climsel C58	Inorgânico	331	260	1,89	1460
A58H	Orgânico	331	243	2,85	820
S58	Inorgânico	331	145	2,55	1505
PureTemp 60	Orgânico	334	220	2,04	960
RT 64 HC	Orgânico	337	250	2	880
RT 69 HC	Orgânico	342	230	2	940
Climsel C70	Inorgânico	144	3,6	1400	
RT 70 HC	Orgânico	343	260	2	880
RT 80 HC	Orgânico	351	220	2	900
S89	Inorgânico	362	151	2,48	1550
A95	Orgânico	368	205	2,2	900
PureTemp 103	Orgânico	376	157	2,09	1220

Embora os compostos inorgânico tenham melhores propriedades térmicas, a estabilidade química é uma questão importante para a segurança do edifício de contenção. Desta forma, apenas PCMs orgânicos da empresa Rubitherm foram selecionados para o estudo.

A empresa Rubitherm é uma empresa alemã, com sede em Berlim, especialista em tecnologia de PCMs. A empresa contém um catálogo bastante extenso e comercializa o produto como substância pura ou com o PCM microencapsulado ou em macrocápsulas.

A linha RT-Line foi a linha de materiais selecionada para fins de aplicação na estrutura de contenção. Estes materiais são consideravelmente estáveis na transição de fase e apresentam uma vida útil grande, logo bastante duráveis. Apresentam-se sob diversas formas, blocos sólidos, forma pulverizada e granulado, conforme a

Figura 4.10. Além disso, é a única linha da empresa que é disponibilizada para posterior processo de microencapsulamento [4].



Figura 4.10: PCM da linha RT-Line (RUBITHERM [4]).

Na Tabela 4.5 estão representados as propriedades termofísicas dos PCMs selecionados para o estudo.

Tabela 4.5: Propriedades termofísicas dos PCMs selecionados

PCM	RT 64 HC	RT 70 HC	RT 80 HC
Temperatura de fusão (K)	337	343	351
Calor latente (kJ/kg)	250	260	220
Calor específico do sólido (kJ/kg)	2	2	2
Calor específico do líquido (kJ/kg)	2	2	2
Densidade do sólido (kg/m ³)	880	880	900
Densidade do líquido (kg/m ³)	780	770	800
Condutividade térmica (W/m)	0.2	0.2	0.2

Os materiais selecionados apresentam grande capacidade de armazenamento calorífico devido ao seu alto grau de pureza, garantindo a fusão completa do PCM. São materiais quimicamente inertes e podem ser adquiridos em estado líquido, blocos sólidos, material granulado e na forma de blocos.

4.5 Pressurização da Contenção com PCM

A utilização de PCMs com temperaturas de transição de fase mais altas representam um mecanismo de segurança passiva para estrutura de contenção. Estes materiais devem possuir temperatura alta o suficiente para permanecerem sólidos

durante operação normal da unidade, e uma temperatura de fusão que seja baixa o suficiente para absorver energia térmica durante acidentes.

O modelo de mudança de fase estudado envolve um processo de fusão de uma placa de PCM e conclui-se com um processo de derretimento do material. No processo de fusão, o fluxo de calor proveniente do LBLOCA fornece energia ao material de mudança de fase na forma de calor latente. Desta forma, à medida que a mistura de vapor e água proveniente do acidente estudado aumenta a sua temperatura, o PCM incrementa a sua temperatura concomitantemente. Assim, atinge-se o equilíbrio térmico na contenção ao final do processo de mudança de fase no intervalo de tempo determinado.

Para melhor avaliarmos os perfis de temperatura de cada PCM proposto na solução, foram consideradas aproximações de temperatura média, com base em aproximações de Hermite para integrais que definem a temperatura média e o fluxo de calor. Nesta formulação, $H_{1,1}$ foi utilizado para as integrais de temperatura média das fases líquidas e sólidas durante o processo de fusão do PCM, e a regra trapezoidal $H_{0,0}$ foi utilizada para o fluxo de calor. Conforme apresentado na Figura 4.4, observa-se que os resultados do modelo de parâmetros concentrados apresentaram uma excelente concordância com a solução analítica, que verifica a precisão e a viabilidade da abordagem do modelo de parâmetros concentrados proposto para a solução do problema de fusão unidimensional da placa de PCM.

O desempenho do PCM foi analisado numericamente para testar sua viabilidade em diferentes casos propostos para o estudo. Os casos utilizados na implementação numérica são indicados na Tabela 4.6.

Tabela 4.6: Casos utilizados na implementação numérica

Casos	Área de transferência de calor (m ²)	Espessura (m)	Volume (m ³)
1	7000	0,02	140
2	9000	0,02	180
3	14000	0,02	280
4	18000	0,02	360

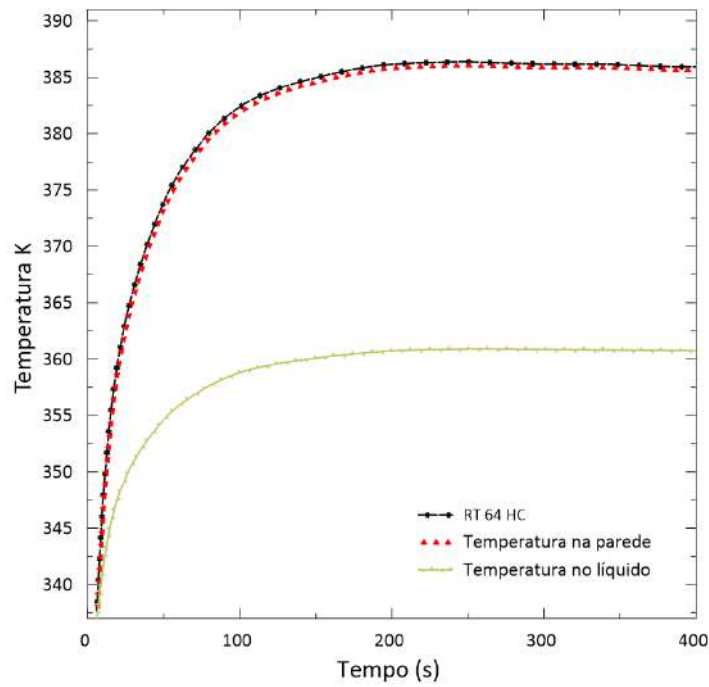
Foi utilizado uma espessura de 0,02 m nas simulações para melhor representação de transferência de calor. Como os PCMs apresentam condutividade térmica relativamente baixa, estruturas térmicas com alta capacidade de transferência de calor são requeridas para instalação na contenção.

O volume total de PCM foi estudado modificando a área de transferência de calor. Desta forma, o volume pode ser mantido à medida que a massa total de PCM é fixada, porém, a área de transferência de calor pode aumentar utilizando o mesmo volume, se otimizarmos a geometria da placa em termos de espessura. Um $h = 10$ kW/m² foi utilizado nas simulações.

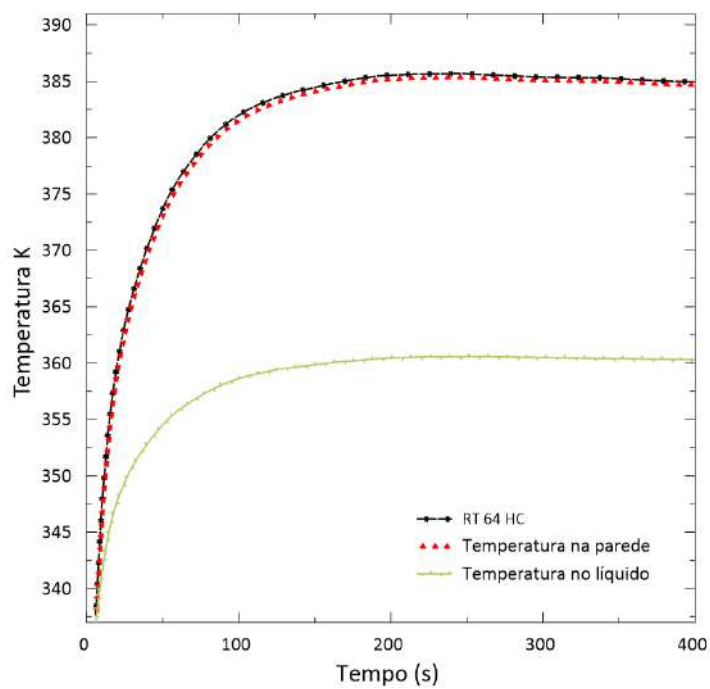
4.5.1 Perfil de temperatura na contenção

Os perfis de temperatura na contenção, temperatura na parede T_w dada pelo modelo de PCM proposto, e a temperatura da fase líquida T_{lav} obtida pela regra de Leibniz, foram analisadas para os diferentes casos estudados.

As Figuras 4.11 e 4.12 apresentam os perfis de temperatura para o PCM RT 64 HC.

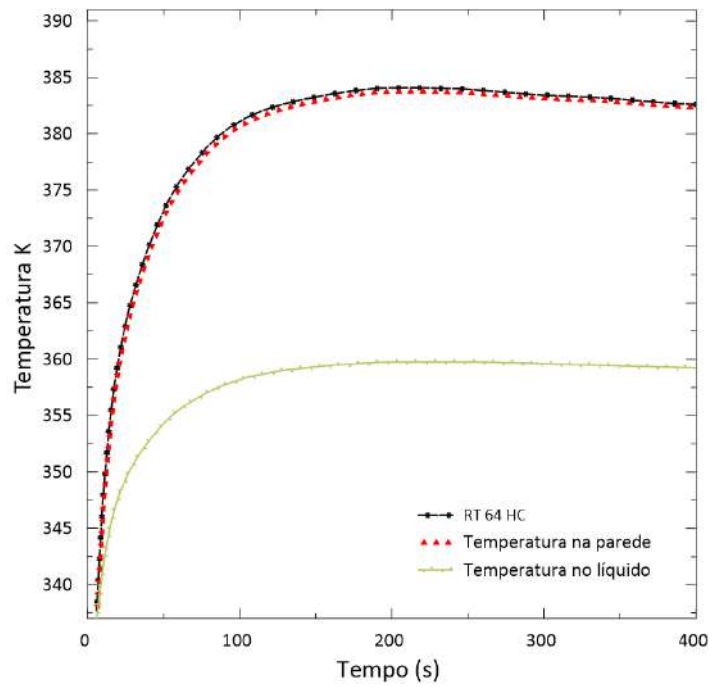


(a) Caso 1 - Área de 7000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 64 HC.

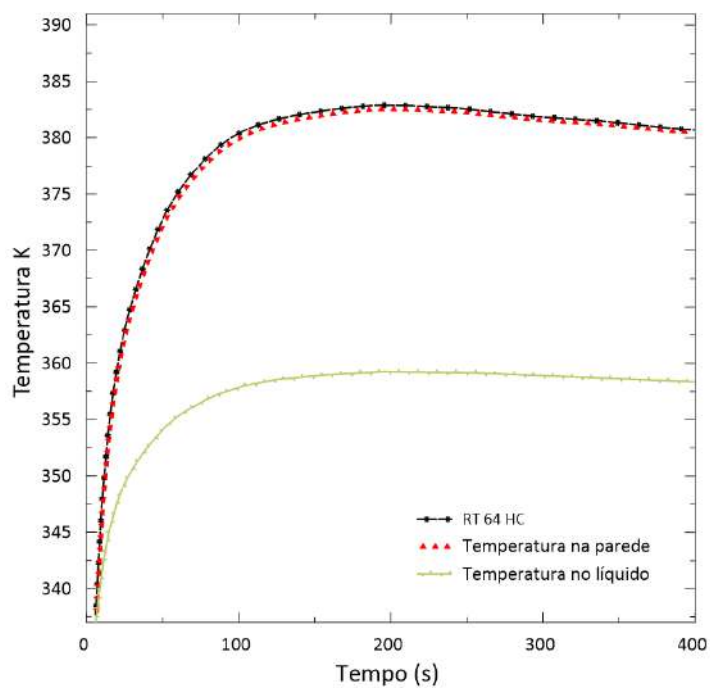


(b) Caso 2 - Área de 9000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 64 HC.

Figura 4.11: Perfis de temperatura para o PCM RT 64 HC - Caso 1 e Caso 2.



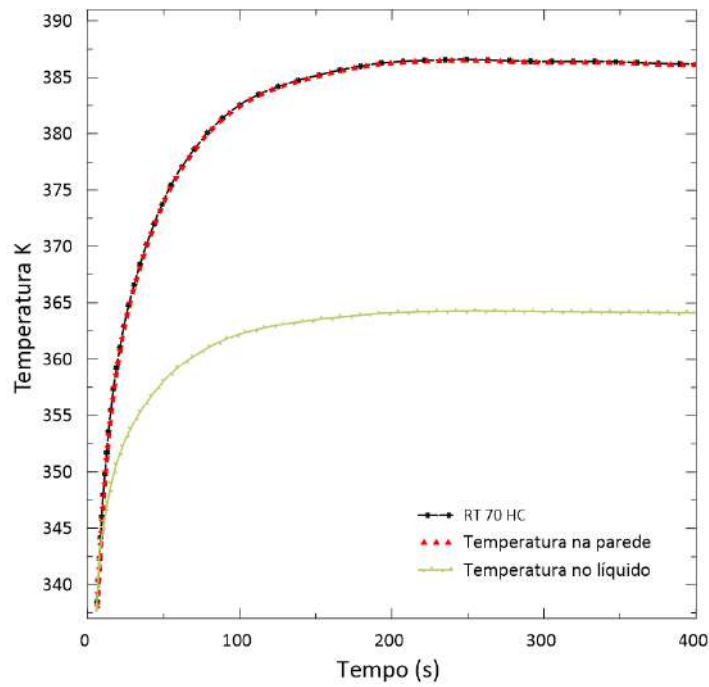
(a) Caso 3 - Área de 14000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 64 HC.



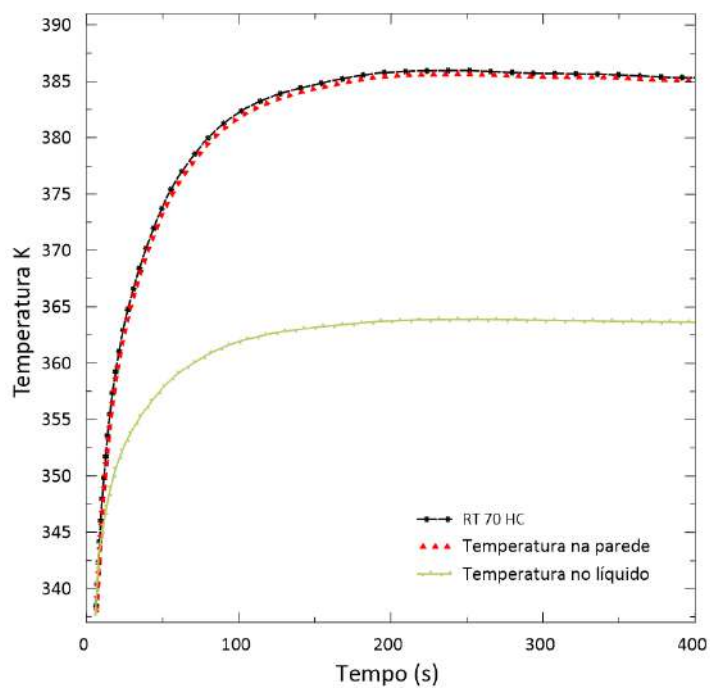
(b) Caso 4 - Área de 18000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 64 HC.

Figura 4.12: Perfis de temperatura para o PCM RT 64 HC - Caso 3 e Caso 4.

As Figuras 4.13 e 4.14 apresentam os perfis de temperatura para o PCM RT 70 HC.

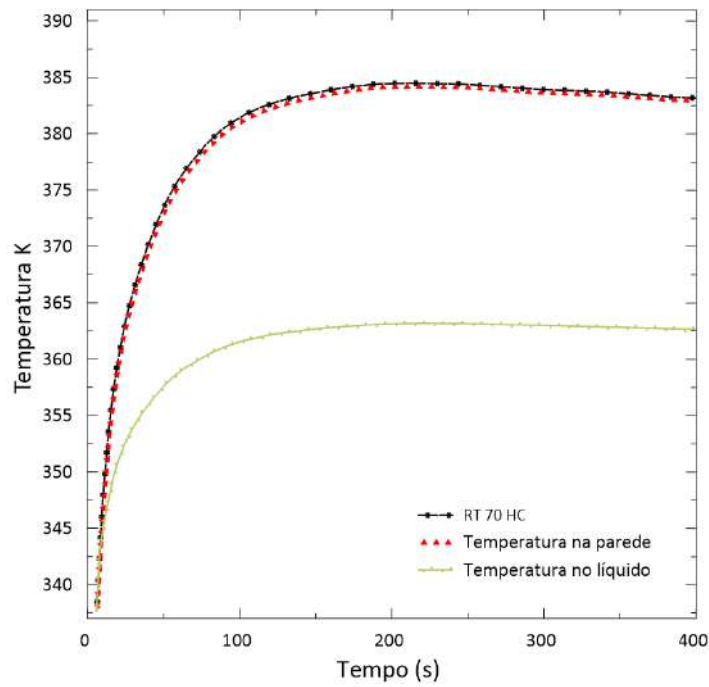


(a) Caso 1 - Área de 7000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 70 HC.

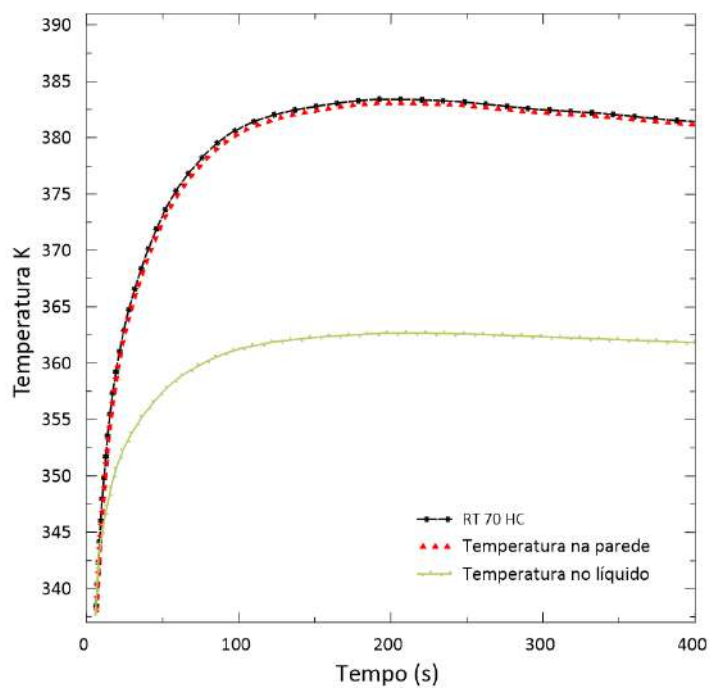


(b) Caso 2 - Área de 9000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 70 HC.

Figura 4.13: Perfis de temperatura para o PCM RT 70 HC - Caso 1 e Caso 2.



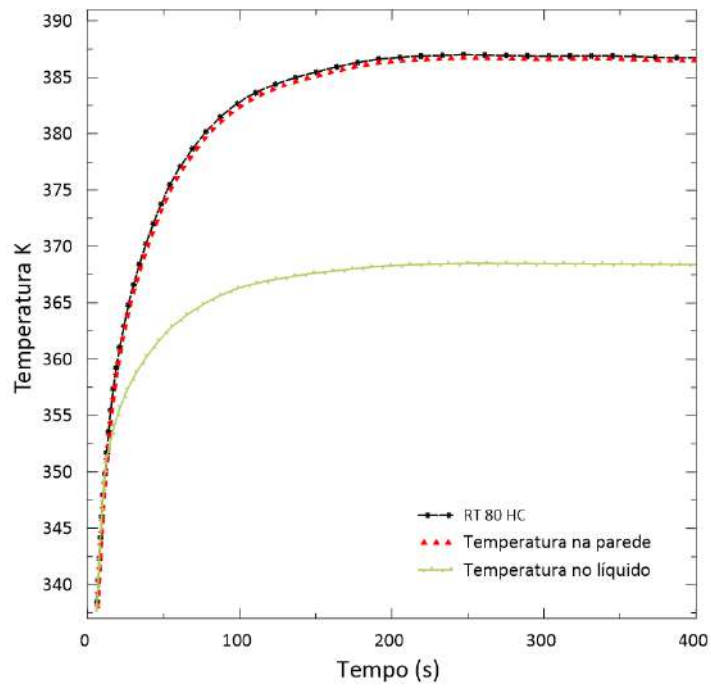
(a) Caso 3 - Área de 14000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 70 HC



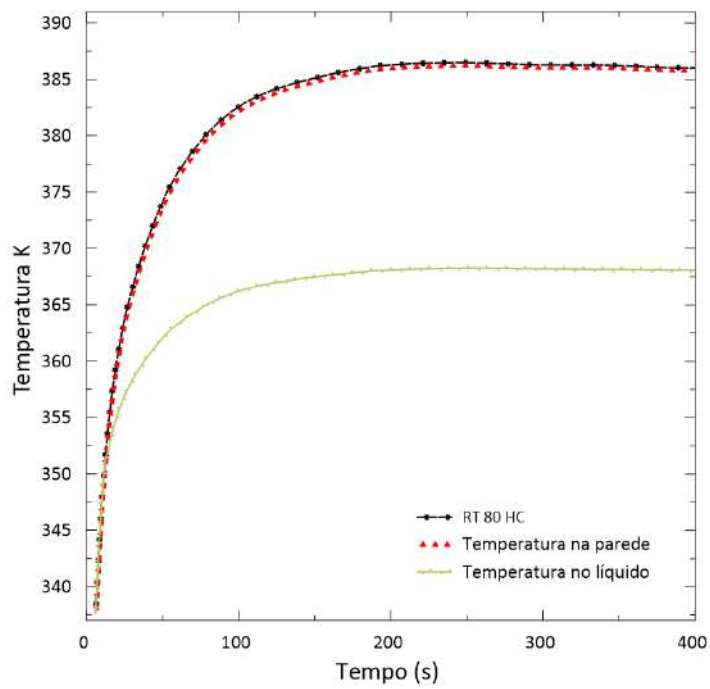
(b) Caso 4 - Área de 18000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 70 HC.

Figura 4.14: Perfis de temperatura para o PCM RT 70 HC - Caso 3 e Caso 4.

As Figuras 4.15 e 4.16 apresentam os perfis de temperatura para o PCM RT 80 HC.

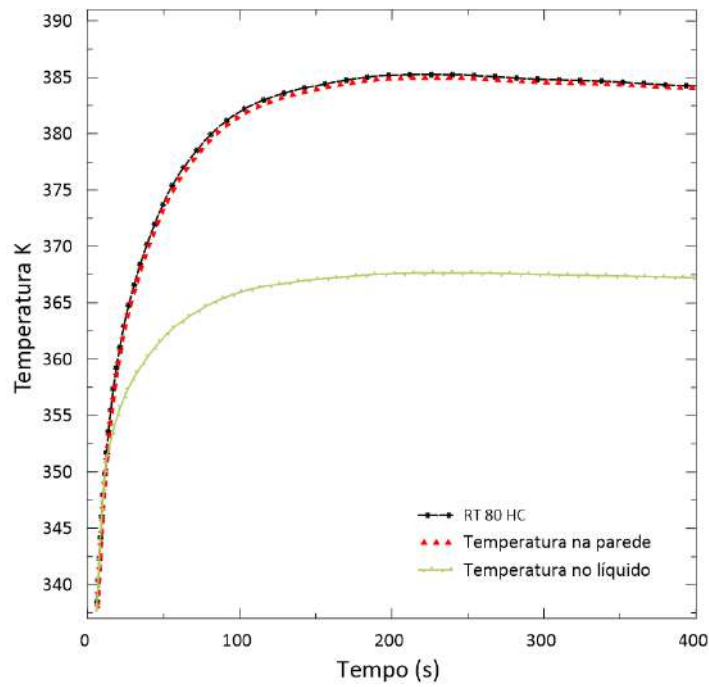


(a) Caso 1 - Área de 7000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 80 HC.

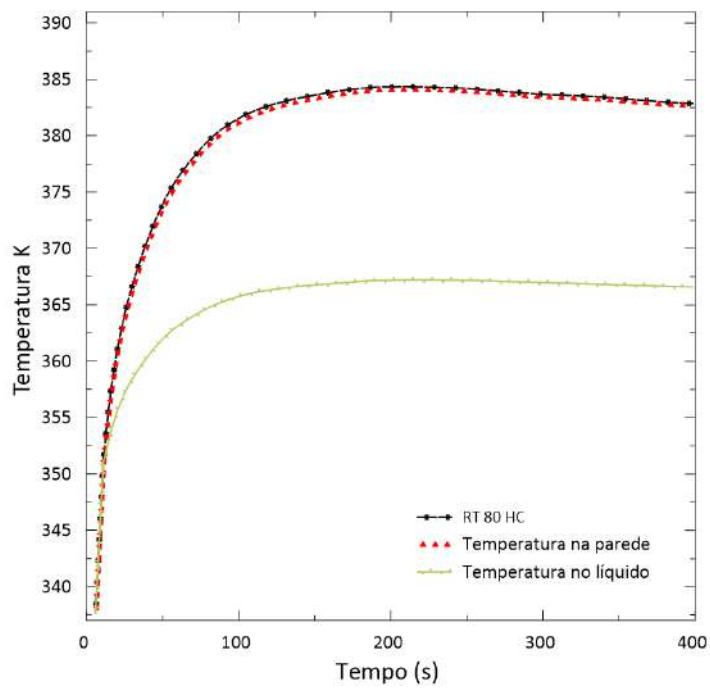


(b) Caso 2 - Área de 9000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 80 HC.

Figura 4.15: Perfis de temperatura para o PCM RT 80 HC - Caso 1 e Caso 2.



(a) Caso 3 - Área de 14000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 80 HC



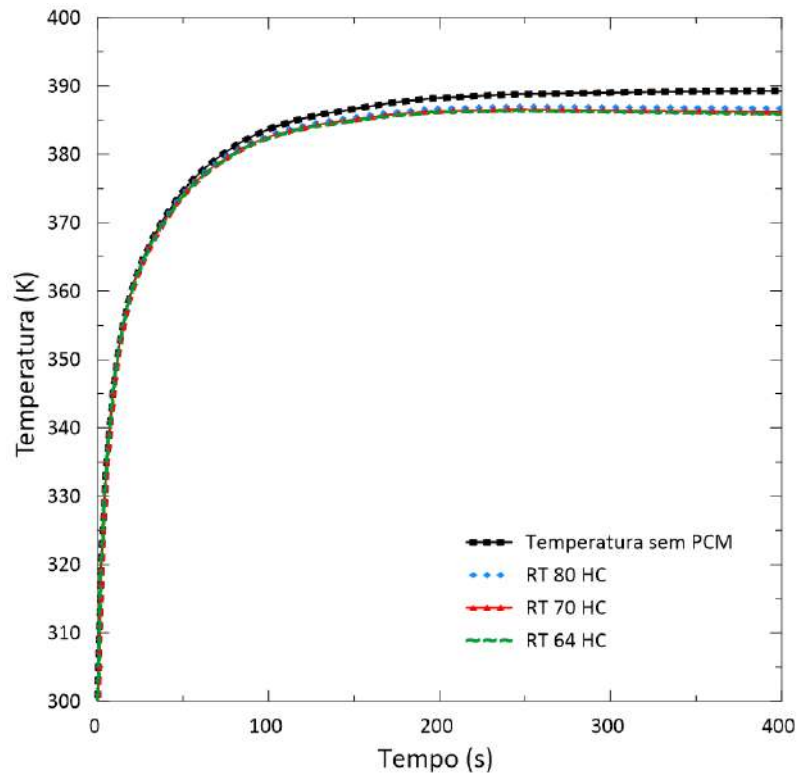
(b) Caso 4 - Área de 18000 m²: Perfis de temperatura na contenção para PCM RT 80 HC.

Figura 4.16: Perfis de temperatura para o PCM RT 80 HC - Caso 3 e Caso 4.

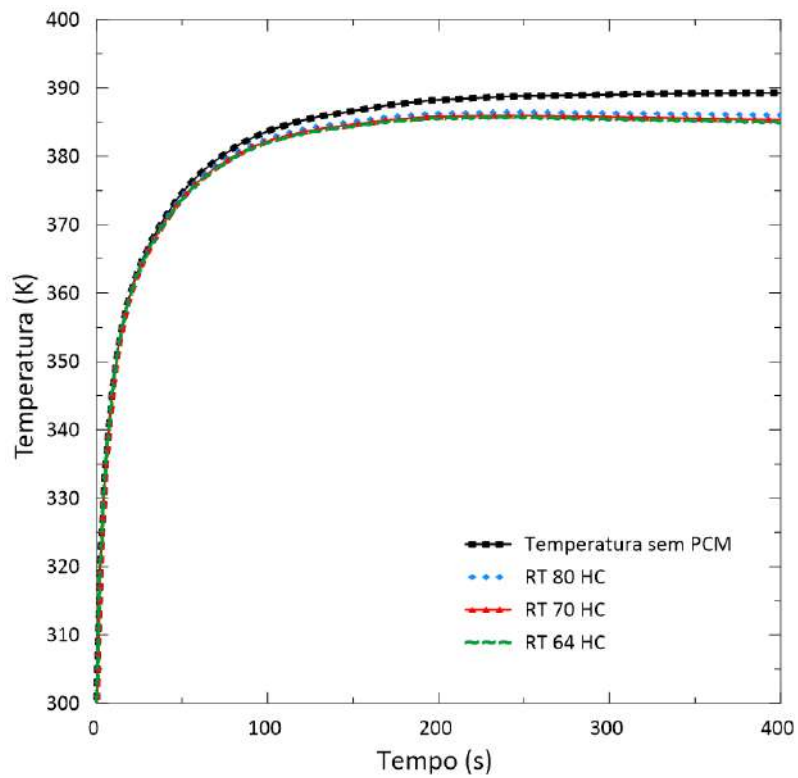
Podemos observar uma excelente concordância entre as soluções propostas para a temperatura na parede e a temperatura na fase líquida.

4.5.2 Influência do tipo de PCM na temperatura da contenção

Nas figuras 4.17 e 4.18 é possível observar a evolução da temperatura na contenção e a influência do tipo de PCM selecionado para as diferentes áreas de transferência de calor.

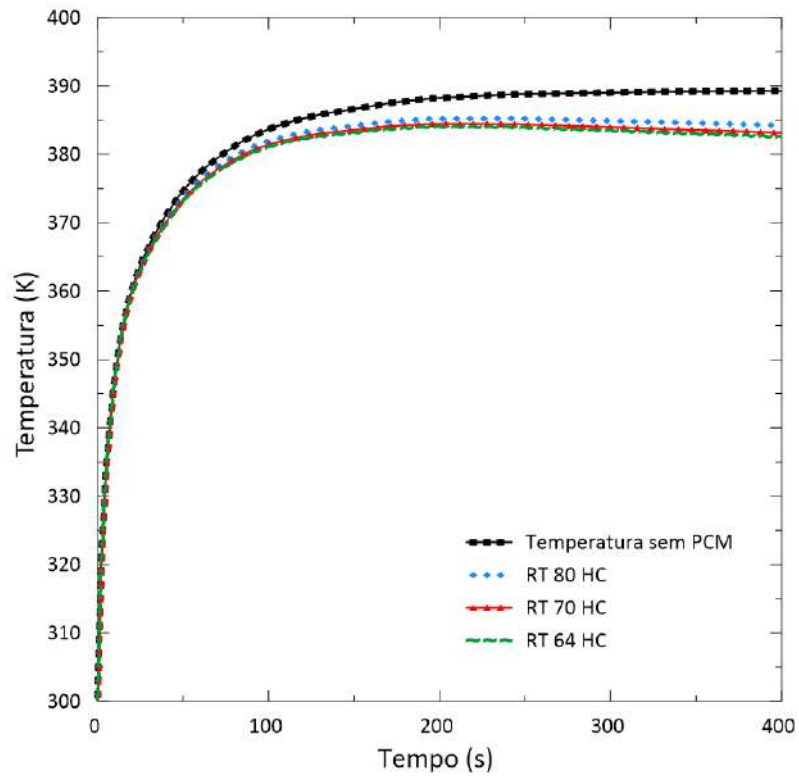


(a) Caso 1 - Área de 7000 m²

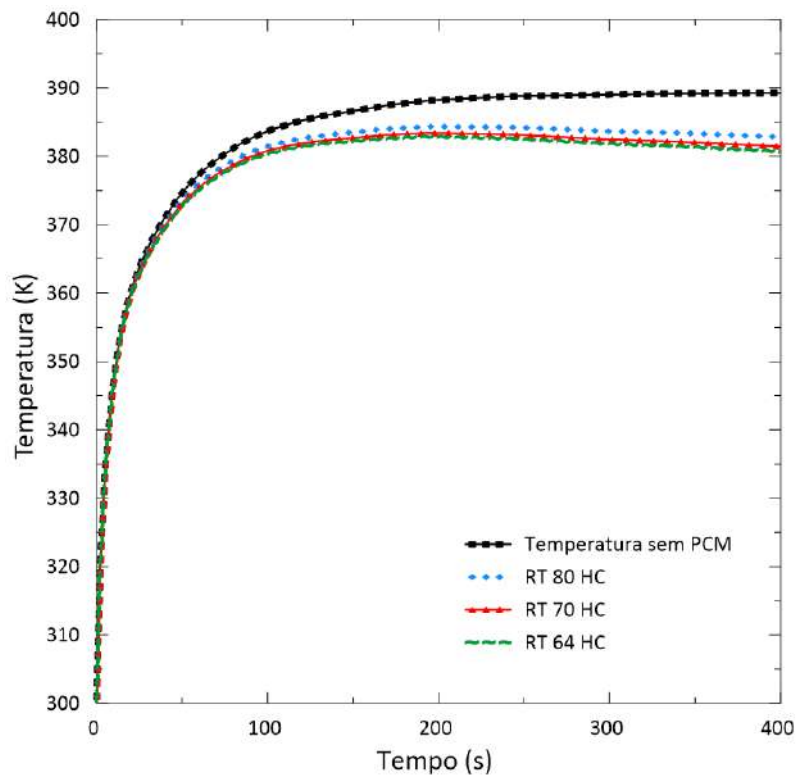


(b) Caso 2 - Área de 9000 m²

Figura 4.17: Influência do tipo de PCM em função da área de transferência de calor - Caso 1 e Caso 2.



(a) Caso 3 - Área de 14000 m²



(b) Caso 4 - Área de 18000 m²

Figura 4.18: Influência do tipo de PCM em função da área de transferência de calor - Caso 3 e Caso 4.

Entre os casos simulados, o efeito de cada material estudado na temperatura da contenção são bastante similares. Os melhores resultados foram obtidos para o Caso 4. Neste, a temperatura final na atmosfera de contenção para o PCM RT 80, 70 e 64 HC, obteve, respectivamente, o valor de: 382,84 K, 381,44 K e 380,70 K, apresentando uma variação de aproximadamente 1 K para cada PCM estudado. Para o Caso 1, as temperaturas obtidas foram, respectivamente, 386,72 K, 386,18 K e 385,92 K.

4.5.3 Influência da área de PCM na temperatura da contenção

A influência da área em relação aos três tipos de PCMs selecionados são apresentados nas Figuras 4.19, 4.20 e 4.21.

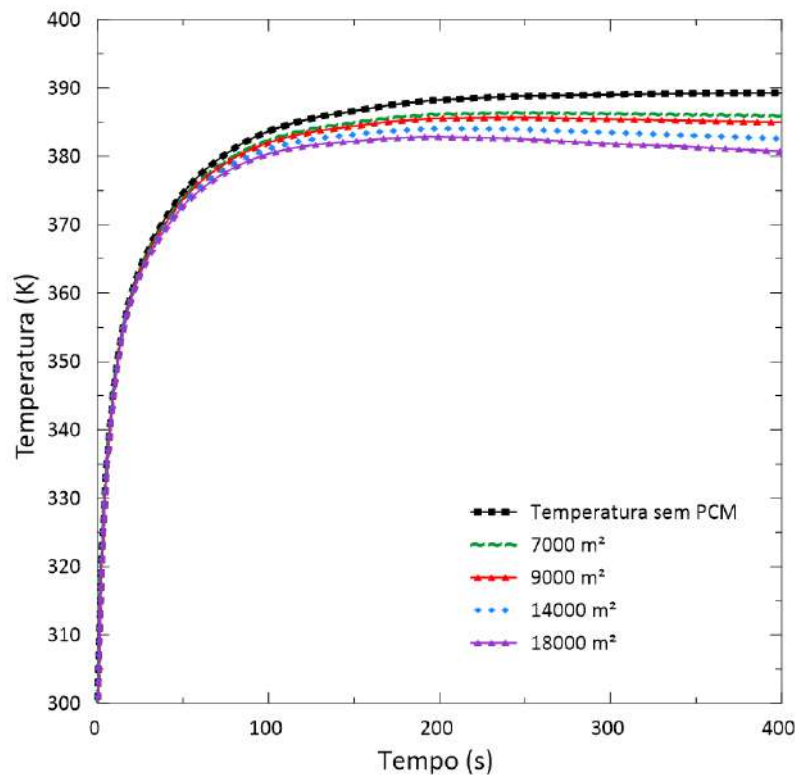


Figura 4.19: Influência da área de transferência de calor no PCM RT 64 HC.

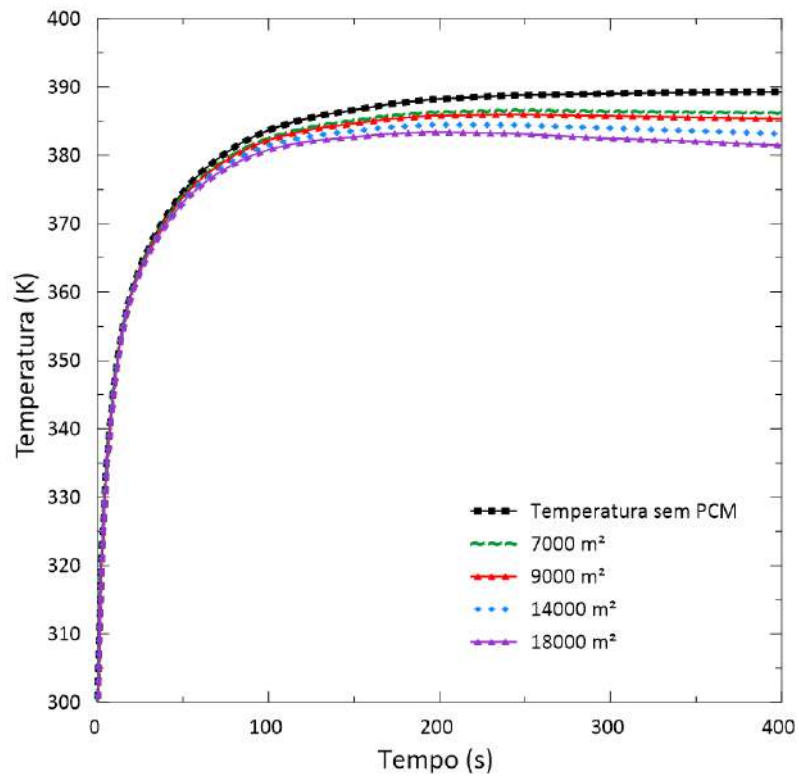


Figura 4.20: Influência da área de transferência de calor no PCM RT 70 HC.

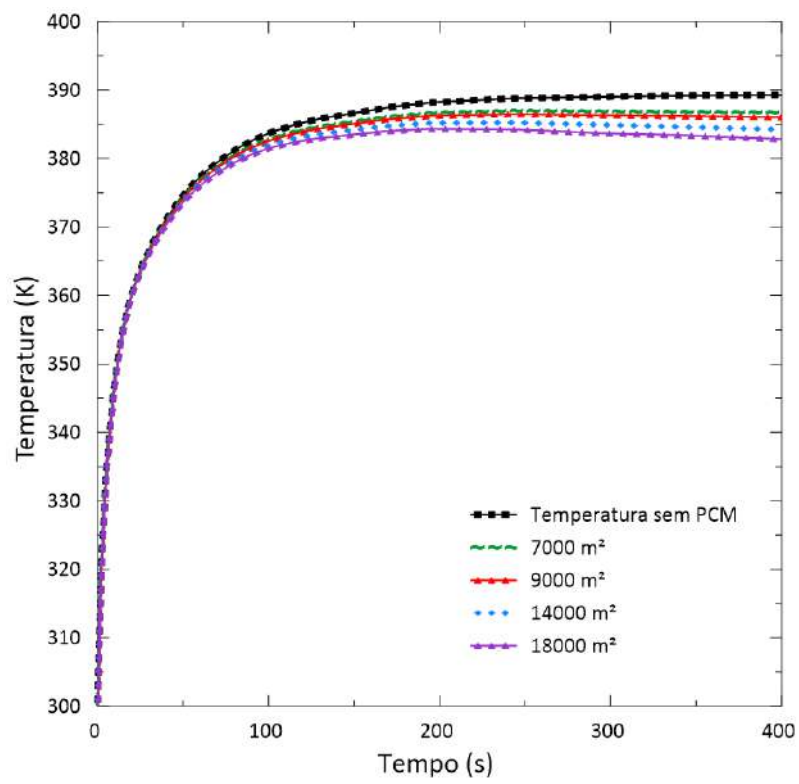


Figura 4.21: Influência da área de transferência de calor no PCM RT 80 HC.

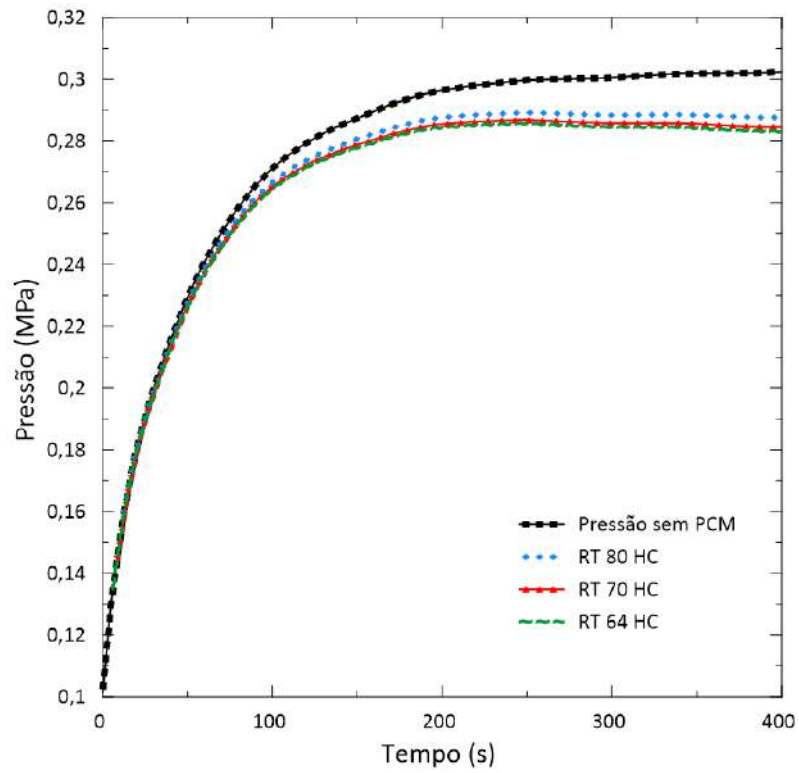
Observa-se que conforme há um aumento da área de transferência de calor, maior é o efeito do PCM na temperatura da contenção.

Nos resultados obtidos com o PCM RT 64 HC para as áreas de 7000 m², 9000 m², 14000 m² e 18000 m², as temperaturas são, respectivamente: 385,92 K, 384,96 K, 382,59 K e 380,70 K. Para o PCM RT 70 HC: 386,18 K, 385,32 K, 383,15 K e 381,44 K. E, para o PCM RT 80 HC: 386,72 K, 386,01 K, 384,24 K e 382,84 K.

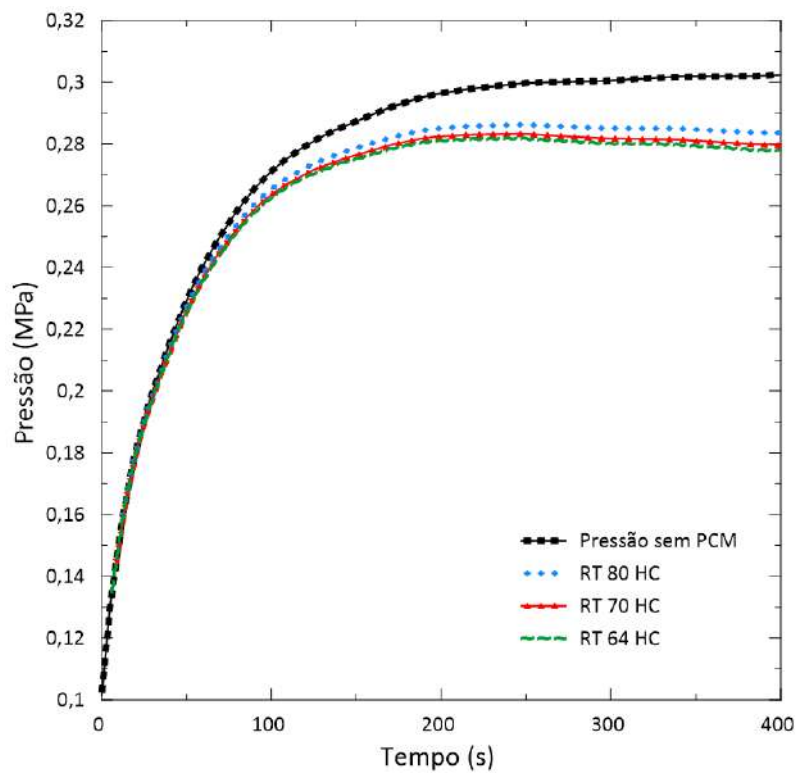
O PCM RT 64 HC apresentou o melhor efeito na temperatura da contenção devido ao seu menor ponto de fusão e alto calor latente, apresentando resultados sempre muito próximos do PCM RT 70 HC devido à este material apresentar o maior calor latente entre os três materiais selecionados para o estudo. Entretanto, é possível observar que mesmo para o PCM RT 80 HC que apresenta o menor calor latente e, consequentemente menor capacidade de absorver calor, a área de transferência de calor tem efeitos significativos na temperatura da contenção.

4.5.4 Influência do tipo de PCM na pressão da contenção

A Figura 4.22 e 4.23 indica o efeito do PCM para diferentes áreas de transferência de calor.

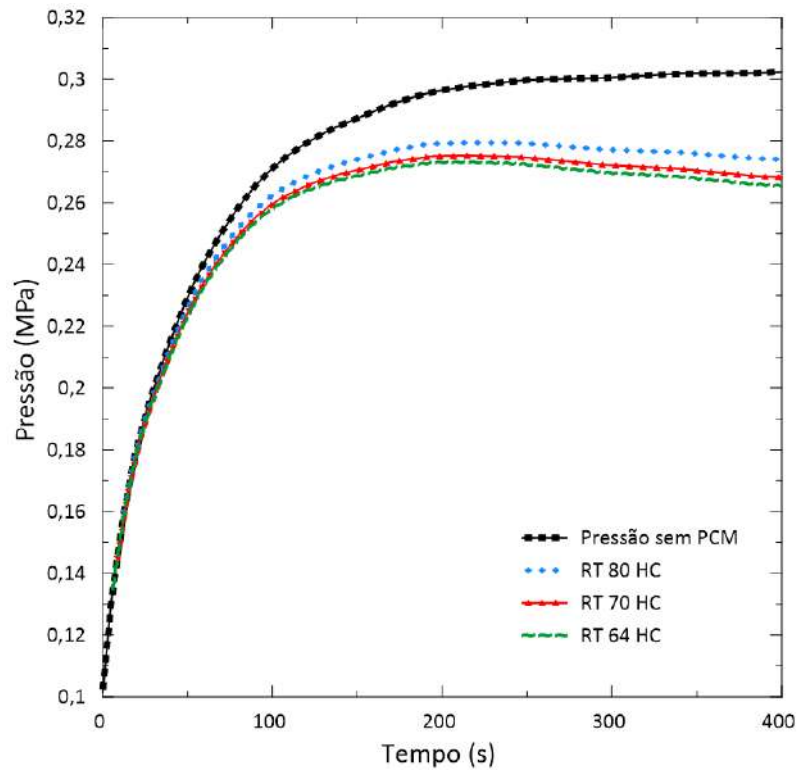


(a) Caso 1 - Área de 7000 m²

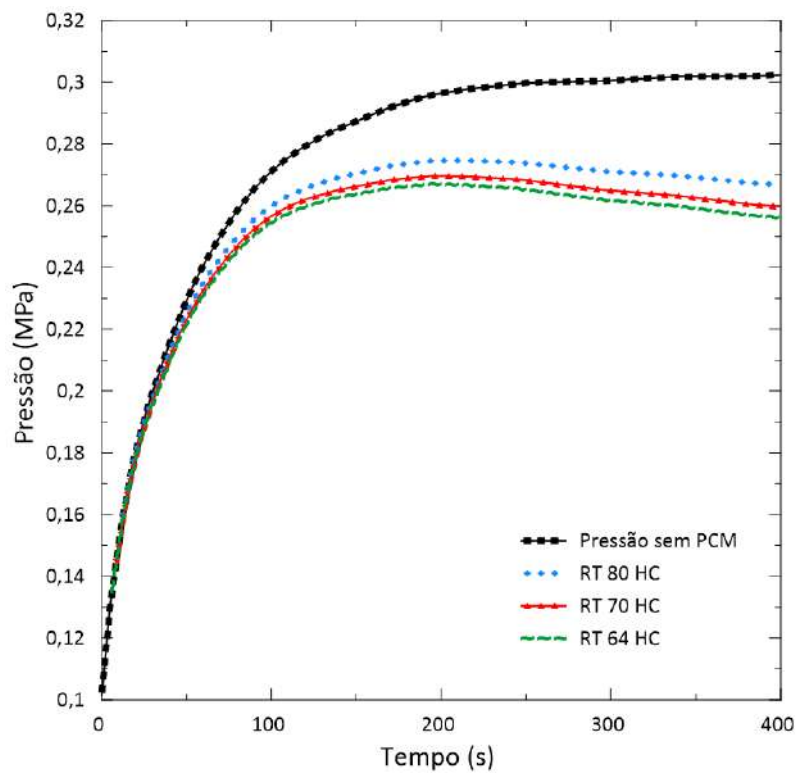


(b) Caso 2 - Área de 9000 m²

Figura 4.22: Ponto máximo de pressão em função da área de transferência de calor - Caso 1 e Caso 2.



(a) Caso 3 - Área de 14000 m²



(b) Caso 4 - Área de 18000 m²

Figura 4.23: Ponto máximo de pressão em função da área de transferência de calor - Caso 3 e Caso 4.

As condições finais de pressão na contenção para todos os casos estudados são indicados na Tabela 4.7.

Tabela 4.7: Pressão final na contenção

Área	RT 64 HC	RT 70 HC	RT 80 HC
7000 m ²	0,283	0,284	0,287
9000 m ²	0,277	0,279	0,283
14000 m ²	0,265	0,268	0,274
18000 m ²	0,256	0,259	0,266
Sem PCM	0,302		

O efeito e a importância do PCM pode ser observada realizando-se uma comparação entre as Figuras 4.22 e 4.23 e a Figura 4.6. Como pode ser visto nessas Figuras, o PCM pode reduzir o ponto máximo de pressão na contenção significativamente. No caso da Figura 4.22(a), observa-se que a área de transferência de calor era bem pequena, portanto, uma pequena redução na pressão era esperado. Nas Figuras 4.22(b), 4.23(a) e 4.23(b), conforme há um aumento da área de transferência de calor, maior é o efeito no ponto máximo de pressão na contenção.

Para o modelo de volume único aqui proposto, as aproximações das temperaturas médias na atmosfera de contenção demonstraram bons resultados. Embora a técnica de solução forneça uma solução aceitável para o design de sistema de resfriamento aqui proposto, o desenvolvimento de correlações baseadas em propriedades de transferência de calor é recomendado para melhores estimativas. Além disso, a utilização de modelagem multicelular poderia modificar os resultados.

Ambos os PCMs estudados demonstraram propriedades termofísicas adequadas para a aplicação pretendida, sendo o RT 64 HC o que apresentou o melhor resultado em todos os casos.

4.5.5 Balanço energético

O balanço energético de massa de PCM necessário para manter a pressão na contenção abaixo da pressão de pressurização também foi determinado. As condições de cálculo são exibidas na Tabela 4.8.

Tabela 4.8: Condições iniciais utilizadas para o balanço energético

Condições	
Pressão inicial na contenção (MPa)	0,1
Pressão final na contenção (MPa)	0,25
Volume livre de contenção (m ³)	36811.90
Volume do sistema primário (m ³)	159,22

Com base nas condições fornecidas, temos as estimativas de massa de PCM em função da pressão final na contenção para os PCMs RT 64 HC, RT 70 HC e PCM 80 HC, mostradas na Figura 4.24.

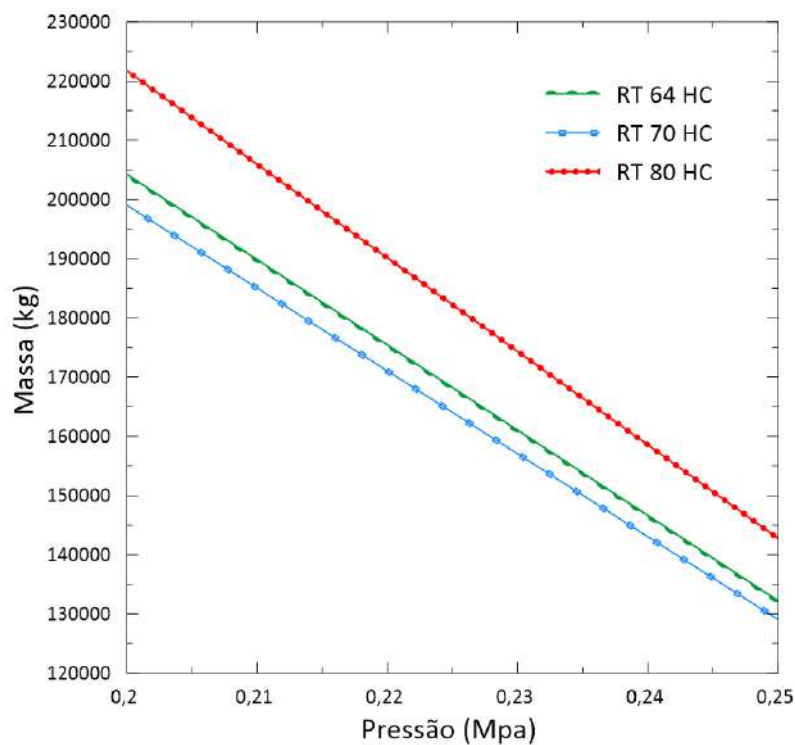


Figura 4.24: Estimativa de massa de PCM em função da pressão final na contenção para os PCMs RT 64 HC, RT 70 HC e PCM 80 HC.

Na Tabela 4.9, encontram-se os valores de massa dos três PCMs para as condições de pressões estabelecidas.

Tabela 4.9: Estimativa de massa de PCM na contenção

	PCM RT 64 HC	PCM RT 70 HC	PCM 80 HC
Pressão inicial na contenção (MPa)	0,1	0,1	0,1
Pressão final na contenção (MPa)	0,25	0,25	0,25
Massa de PCM (kg)	132231	129059	142757

O PCM RT 70 HC exigiu a menor massa, sendo 129059 kg, aproximadamente 146,65 m³ de volume para resfriar a contenção. Esta é uma diferença de, aproximadamente, 3172 kg e 13698 kg a menos quando comparado, respectivamente, com a quantidade de massa do PCM RT 64 HC e do PCM RT 80 HC.

Capítulo 5

Conclusões e Sugestões

Neste trabalho, estudou-se a pressurização de contenção de um reator de água pressurizada (PWR) acoplado a um sistema de resfriamento passivo de material de mudança de fase (PCM), devido a um hipotético acidente de perda de fluido refrigerante (LOCA). A modelagem do processo dinâmico da pressurização da contenção aqui apresentada baseia-se em uma série de premissas conservadoras para verificar a viabilidade do resfriamento passivo a partir de placas de PCM. Deste modo, o modelo representa um limiar mais baixo do que uma avaliação de contenção mais realista, com custo computacional bastante reduzido.

Neste capítulo, serão apresetadas as principais conclusões obtidas, assim como as sugestões para trabalhos futuros neste tema.

5.1 Conclusões

O modelo proposto consiste em um modelo termodinâmico conservador de célula única para balanço de massa e energia na contenção, e um modelo aperfeiçoado de parâmetros concentrados baseado nas aproximações de Hermite para integrais, para condução de calor unidimensional com fusão de uma placa de PCM.

Todos os casos propostos para análise numérica dos PCMs selecionados como materiais promissores para armazenamento de energia térmica, obtiveram soluções convergentes e apresentaram uma excelente concordância com a solução analítica. Por sua vez, esta é responsável por verificar a precisão e a viabilidade da abordagem proposta para a solução deste problema.

Primeiramente, o modelo utilizado para modelagem de contenção foi verificado através da comparação da pressão e temperatura finais da contenção de um reator genérico A, disponíveis na literatura [5]. Em seguida, o modelo para a condução

no PCM foi validado comparando-se a interface de fusão do PCM e a temperatura média da fase líquida com uma solução analítica aproximada disponível na literatura [33].

Baseado nas simulações realizadas, conclui-se que os PCMs com propriedades próximas apresentam um comportamento semelhante para fase líquida do material, independente da sua temperatura de fusão e da área de transferência de calor.

No armazenamento térmico, observou-se que maiores quantidades de energia são obtidas através do PCM líquido com a combinação das maiores áreas de transferência de calor e menor temperatura de fusão associada a um alto calor latente do material. Desta forma, conhecendo o tempo que uma placa de PCM com espessura de 0,02m leva para atingir uma determinada fração líquida, é possível prever com precisão, o tempo necessário para que outras placas de PCMs com diferentes espessuras, atinjam essa mesma fração. No entanto, para um mesmo ΔT , o aumento da espessura pode fazer com que a transferência de calor diminua mais lentamente ao longo tempo, permitindo manter fluxos de calor mais elevados.

Nos resultados obtidos a partir das simulações para diferentes áreas de transferência de calor, nota-se que o PCM RT 64 HC obteve o melhor desempenho entre os outros materiais analisados, embora esta diferença seja pouco expressiva. Observa-se uma relação diretamente proporcional entre a capacidade de armazenamento de calor e a área de transferência de calor.

O presente estudo contribuiu para futuras investigações relacionadas a otimização do conceito de resfriamento passivo de contenção. Os resultados das análises demonstraram que, mesmo com uma geometria simples, o resfriamento passivo de contenção pode ser alcançado. Todas as análises foram fundamentais para uma melhor elucidação dos fatores que podem afetar a temperatura e pressão final de contenção.

5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Para trabalhos futuros, sugere-se que diferentes geometrias de PCM sejam analisadas, como por exemplo, geometrias esféricas e cilíndricas em simulações unidimensional, bidimensional e tridimensional. Além disso, o desenvolvimento de correlações de propriedades de transferência de calor é necessário para melhores estimativas de pressão e temperatura final na contenção.

Sugere-se a aplicação de partículas de PCM microencapsulados dispersas em uma matriz de alta condutividade térmica, evitando o contato direto do PCM com a estrutura de contenção, o que potencialmente poderia apresentar problemas de incompatibilidade. Desta forma, esta seria uma vantagem técnica, pois o processo de transferência de calor seria mais eficiente, uma vez que o PCM teria maior área de contato, solucionando a questão da condutibilidade térmica baixa destes materiais em questão.

Referências Bibliográficas

- [1] HOWE, K. J., MITCHELL, L., KIM, S.-J., et al. “Corrosion and solubility in a TSP-buffered chemical environment following a loss of coolant accident: Part 1 – Aluminum”, *Nuclear Engineering and Design*, v. 292, pp. 296–305, 2015. ISSN: 0029-5493. doi: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2014.11.021>. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549314006311>>.
- [2] INGERSOLL, D. “Deliberately small reactors and the second nuclear era”, *Progress in Nuclear Energy*, v. 51, pp. 589–603, 2009. doi: 10.1016/j.pnucene.2009.01.003.
- [3] INGERSOLL, D., BINDER, J., KOSTIN, V., et al. “Cogeneration of Electricity and Potable Water Using The International Reactor Innovative And Secure (IRIS) Design”. In: *Americas Nuclear Energy Symposium (ANES 2004)*, Miami, FL (United States), Oct. 2004.
- [4] RUBITHERM, T. “Rubitherm Technologies GmbH”, .
- [5] TODREAS, N. E., KAZIMI, M. S. *Nuclear Systems Volume I: Thermal Hydraulic Fundamentals*. Boca Raton, FL, CRC press, 2012.
- [6] LEWIS, E. E. *Nuclear power reactor safety*. New York, John Wiley & Sons, Inc., 1977.
- [7] SAEED, R. M., SCHLEGEL, J. P., SAWAFTA, R. “Characterization of high-temperature PCMs for enhancing passive safety and heat removal capabilities in nuclear reactor systems”, *Energy*, v. 189, 2019. ISSN: 03605442. doi: 10.1016/j.energy.2019.116137.
- [8] NOORI-KALKHORAN, O., RAHGOSHAY, M., MINUCHEHR, A., et al. “Analysis of thermal–hydraulic parameters of WWER-1000 containment in a large break LOCA”, *Annals of Nuclear Energy*, v. 68, pp. 101–111, 2014. ISSN: 03064549. doi: 10.1016/j.anucene.2014.01.009.

- [9] NOORI-KALKHORAN, O., SHIRANI, A. S., AHANGARI, R. “Simulation of Containment Pressurization in a Large Break-Loss of Coolant Accident Using Single-Cell and Multicell Models and CONTAIN Code”, *Nuclear Engineering and Technology*, v. 48, n. 5, pp. 1140–1153, 2016. ISSN: 17385733. doi: 10.1016/j.net.2016.03.008.
- [10] CHOOBDAR RAHIM, F., YOUSEFI, P., ALIAKBARI, E. “Simulation of the AP1000 reactor containment pressurization during loss of coolant accident”, *Progress in Nuclear Energy*, v. 60, pp. 129–134, 2012. ISSN: 01491970. doi: 10.1016/j.pnucene.2012.05.009.
- [11] LEE, M., FAN, C. T. “Containment Pressurization and Burning of Combustible Gases in a Large, Dry PWR Containment During a Station Blackout Sequence”, *Nuclear Technology*, v. 99, n. 1, pp. 43–57, 2017. ISSN: 0029-5450 1943-7471. doi: 10.13182/nt92-a34702.
- [12] SIBAMOTO, Y., MORIMAYA, K., MARUYAMA, Y., et al. “A simple mass and heat balance model for estimating plant conditions during the Fukushima Dai-ichi NPP accident”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, v. 49, n. 8, pp. 768–781, 2012. ISSN: 0022-3131. doi: 10.1080/00223131.2012.703942. Disponível em: <<GotoISI>://WOS:000306845800001<https://www.tandfonline.com/doi/pdf/10.1080/00223131.2012.703942?needAccess=true>>.
- [13] HIRANO, M., YONOMOTO, T., ISHIGAKI, M., et al. “Insights from review and analysis of the Fukushima Dai-ichi accident: Fukushima NPP accident related”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, v. 49, n. 1, pp. 1–17, 2012.
- [14] WAY, K., WIGNER, E. P. “The rate of decay of fission products”, *Physical Review*, v. 73, n. 11, pp. 1318, 1948.
- [15] CARELLI, M. D., CONWAY, L., ORIANI, L., et al. “The design and safety features of the IRIS reactor”, *Nuclear Engineering and Design*, v. 230, n. 1-3, pp. 151–167, 2004.
- [16] PAPINI, D., GRGIC, D., CAMMI, A., et al. “Analysis of different containment models for IRIS small break LOCA, using GOTHIC and RELAP5 codes”, *Nuclear Engineering and Design*, v. 241, n. 4, pp. 1152–1164, 2011. ISSN: 0029-5493. doi: 10.1016/j.nucengdes.2010.06.016. Disponível em: <<GotoISI>://WOS:000290465400021<http://ac.els-cdn.com/S0029549310004358/1-s2.0-S0029549310004358-main.pdf?>

_tid=d223ec26-39be-11e4-bb3e-00000aacb361&acdnat=1410445426_78dca5893af81a0f73b87e25b6562885>.

- [17] UCHIDA, H., OYAMA, A., TOGO, Y. *Evaluation of post-incident cooling systems of light water power reactors*. Relatório técnico, Tokyo Univ., 1964.
- [18] KARAMELDIN, A., TEMRAZ, H. M. E., IBRAHIM, N. A. “Beyond-Design-Basis-Accidents Passive Containment-Cooling Spray System”, *Nuclear Technology*, v. 136, n. 1, pp. 1–13, 2017. ISSN: 0029-5450 1943-7471. doi: 10.13182/nt01-a3224.
- [19] CHENG, X., BAZIN, P., CORNET, P., et al. “Experimental data base for containment thermalhydraulic analysis”, *Nuclear engineering and design*, v. 204, n. 1-3, pp. 267–284, 2001.
- [20] DING, P., LIU, Y., LI, W., et al. “Numerical investigation on the performance of the combined passive and spray cooling system under nuclear severe accident”, *Annals of Nuclear Energy*, v. 105, pp. 329–345, 2017. ISSN: 03064549. doi: 10.1016/j.anucene.2017.03.001.
- [21] HUANG, X. G., YANG, Y. H., CHENG, X., et al. “Effect of spray on performance of the hydrogen mitigation system during LB-LOCA for CPR1000 NPP”, *Annals of Nuclear Energy*, v. 38, n. 8, pp. 1743–1750, 2011. ISSN: 0306-4549. doi: <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2011.04.003>. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0306454911001289>>.
- [22] AVELAR, A. M., MOURÃO, M. B., MATURANA, M., et al. “On the nuclear safety improvement by post-inerting small modular reactor with stainless steel cladding”, *Annals of Nuclear Energy*, v. 149, 2020. ISSN: 03064549. doi: 10.1016/j.anucene.2020.107775.
- [23] DEHJOURIAN, M., SAYAREH, R., RAHGOSHAY, M., et al. “Investigation of a Hydrogen Mitigation System During Large Break Loss-Of-Coolant Accident for a Two-Loop Pressurized Water Reactor”, *Nuclear Engineering and Technology*, v. 48, n. 5, pp. 1174–1183, 2016. ISSN: 17385733. doi: 10.1016/j.net.2016.04.002.
- [24] HYLKO, J. “Maintaining nuclear plant ice condensers: A ‘cool’ responsibility”, *Power*, v. 162, 2018.
- [25] ÖZİŞİK, M. *Heat Transfer: A Basic Approach*. New York, McGraw-Hill, 1985.

- [26] SU, J., COTTA, R. M. “Improved lumped parameter formulation for simplified LWR thermohydraulic analysis”, *Annals of nuclear energy*, v. 28, n. 10, pp. 1019–1031, 2001.
- [27] SPHAIER, L. A., SU, J., COTTA, R. M. “Macroscopic Heat Conduction Formulation”. In: *Handbook of Thermal Science and Engineering*, pp. 1–58, Cham, Springer International Publishing, 2018.
- [28] MENNIG, J., ÖZİŞİK, M. “Coupled integral equation approach for solving melting or solidification”, *International journal of heat and mass transfer*, v. 28, n. 8, pp. 1481–1485, 1985.
- [29] COTTA, R., ÖZİŞİK, M., MENNIG, J. “Coupled integral equation approach for solving phase-change problems in a finite slab”, *Journal of the Franklin Institute*, v. 327, n. 2, pp. 225–234, 1990.
- [30] CORREA, E., COTTA, R. “Enhanced lumped-differential formulations of diffusion problems”, *Applied Mathematical Modelling*, v. 22, n. 3, pp. 137–152, 1998.
- [31] SU, J. “Improved lumped models for asymmetric cooling of a long slab by heat convection”, *International communications in heat and mass transfer*, v. 28, n. 7, pp. 973–983, 2001.
- [32] AN, C., SU, J. “Lumped parameter model for one-dimensional melting in a slab with volumetric heat generation”, *Applied Thermal Engineering*, v. 60, n. 1-2, pp. 387–396, 2013. ISSN: 13594311. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2013.07.018.
- [33] RODAY, A. P., KAZMIERCZAK, M. “Analysis of phase-change in finite slabs subjected to convective boundary conditions: Part I - Melting”, *Int. Rev. Chem. Eng.*, v. 1, pp. 87–99, 2009.
- [34] RIBEIRO, E. R. G. D., PALMA, D. A. P., HENRICE JR, E., et al. “Transient analysis of the Brazilian Multipurpose Reactor by the coupled neutronics and thermal hydraulics code NTHC1”, *Annals of Nuclear Energy*, v. 143, 2020. ISSN: 03064549. doi: 10.1016/j.anucene.2020.107449.
- [35] KOSNY, J. *PCM-enhanced building components: an application of phase change materials in building envelopes and internal structures*. Berlin, Springer, 2015.

- [36] ZALBA, B., MARIN, J. M., CABEZA, L. F., et al. “Review on thermal energy storage with phase change: materials, heat transfer analysis and applications”, *Applied thermal engineering*, v. 23, n. 3, pp. 251–283, 2003.
- [37] FELDMAN, D., SHAPIRO, M., BANU, D., et al. “Fatty acids and their mixtures as phase-change materials for thermal energy storage”, *Solar energy materials*, v. 18, n. 3-4, pp. 201–216, 1989.
- [38] CHO, J. O., KO, A., SHIN, S. G., et al. “Preliminary feasibility study of PCM condenser for PCCS of APR1400”, *Annals of Nuclear Energy*, v. 152, pp. 107959, 2021. ISSN: 0306-4549. doi: <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2020.107959>. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0306454920306551>>.
- [39] HONG, S. J., CHOO, Y. J., HWANG, S. H., et al. “Development of CAP code for nuclear power plant containment: Lumped model”, *Nuclear Engineering and Design*, v. 291, pp. 47–63, 2015. ISSN: 0029-5493. doi: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2015.04.034>. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549315001624>>.
- [40] WANG, H., AN, C., DUAN, M., et al. “Transient thermal analysis of multilayer pipeline with phase change material”, *Applied Thermal Engineering*, v. 165, 2020. ISSN: 13594311. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2019.114512.
- [41] WANG, H., DUAN, M., AN, C., et al. “Investigation of thermal behavior of long-distance multilayer pipeline with MicroPCM particles”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 153, 2020. ISSN: 00179310. doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.119605.
- [42] WANG, H., DUAN, M., AN, C., et al. “Lumped parameter thermal analysis of multilayered composite pipe with MicroPCM particles”, *Composite Structures*, v. 260, 2021. ISSN: 02638223. doi: 10.1016/j.compstruct.2020.113495.
- [43] COTTA, R. M., MIKHAILOV, M. D. *Heat conduction: lumped analysis, integral transforms, symbolic computation*. Chichester ; New York, Wiley Chichester, 1997.
- [44] ÖZİŞİK, M. N. *Heat Conduction*. 2th ed. New York, John Wiley & Sons, Inc., 1993.