



**AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE
DE SÃO PAULO**

**ESTIMATIVA DA PRESSÃO EM UMA CONTENÇÃO DE
REATOR DE PEQUENO PORTE DEVIDO
A UM “LOCA”**

TEÓFILO MENDES NETO

**Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do Grau
de Mestre em Ciências na Área de
Tecnologia Nuclear - Reatores**

**Orientador:
Dr. João Manoel Losada Moreira**

**São Paulo
2001**

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES

Autarquia associada à Universidade de São Paulo

**ESTIMATIVA DA PRESSÃO EM UMA CONTENÇÃO DE
REATOR DE PEQUENO PORTE DEVIDO A UM “LOCA”**

TEÓFILO MENDES NETO



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

Orientador:

Dr. João Manoel Losada Moreira

São Paulo

2001

*Aos meus pais,
Á minha familia*

AGRADECIMENTOS

Ao Dr. João Manoel Losada Moreira, sempre motivador, por todos os ensinamentos e orientação, bem como pela disponibilidade e paciência despendidas durante todo o período da realização deste trabalho.

Ao CTMSP- Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo pela concessão de horas para que este trabalho pudesse ser realizado.

Ao Dr. José Messias Neto pelos ensinamentos e sugestões, muito pertinentes ao encaminhamento desta tese.

À todos os colegas do CTMSP-CEA – Centro Experimental Aramar, que de formas diversas me apoiaram e me incentivaram na realização deste trabalho, em especial ao Eng. José Antonio Albino de Oliveira.

À minha querida esposa Cíntia e à meu filho Thales pelo apoio, incentivo e compreensão durante todas as etapas da realização do trabalho.

ESTIMATIVA DA PRESSÃO EM UMA CONTENÇÃO DE REATOR DE PEQUENO PORTE DEVIDO A UM “LOCA”

TEÓFILO MENDES NETO

RESUMO

Neste trabalho é estudado o problema da elevação da pressão na contenção de um reator nuclear a água pressurizada devido a um acidente de perda de refrigerante tipo LOCA, para reatores com aplicações navais que possuem contenções com pequeno volume livre disponível.

Estuda-se correlações de transferência de calor para representar a condensação no ambiente da contenção. Conclui-se que a correlação de Uchida é bastante conservativa pois foi obtida para condições de escoamento laminar do filme de condensado e é apropriada para paredes menores que 1 m. Sugere-se as correlações de Kutateladze e Labuntsov para representar as condições de transferência de calor de condensação por filme em contenções e o valor mínimo destas correlações para representar uma situação conservativa. As pressões atingidas em uma contenção de reator de pequeno porte devido a um LOCA são de aproximadamente $12 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ para a situação adiabática, e de $9 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ com transferência de calor utilizando-se as correlações de Kutateladze e Labuntsov.

Para melhorar as condições de condensação em reatores navais, sugere-se a utilização de princípios de intensificação de transferência de calor para impedir a formação de filme e buscar a transferência de calor na forma de condensação por gotículas. Neste caso a pressão máxima na contenção devido a um LOCA seria reduzida para cerca de $3 \times 10^5 \text{ N/m}^2$.

PRESSURE IN A SMALL REACTOR CONTAINMENT AFTER A "LOCA"

TEÓFILO MENDES NETO

ABSTRACT

This work studies the problem of containment pressurization after a LOCA in reactors with small containment free volumes. Several correlations for condensation heat transfer inside the containment are studied. The Uchida correlation, known to produce conservative results, is shown to be appropriate for heat transfer through the film under laminar flow and small volumes with height less than 1 m. The Kutateladze and Labuntsov correlations are found to be more representative for the laminar and turbulent flow condensation heat transfer condition that occur in reactor containments. Their minimum values are suggested to be taken as a conservative value for estimating steam pressure in containments after a LOCA. For a small reactor containment after a LOCA, it is found a peak pressure of $12 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ for an adiabatic calculation, and of $9 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ when considering condensation heat transfer according to Kutateladze and Labuntsov correlations.

For improving heat transfer conditions in naval reactor containments it is suggested to consider dropwise condensation. In this case, the peak pressure in a small reactors containment is reduced to $3 \times 10^5 \text{ N/m}^2$.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO	1
Referências	3
2. CONTENÇÕES DE REATORES PWR	5
2.1 Sistemas de engenharia de segurança da contenção	8
2.2 Transferência de calor na parede da contenção	13
2.3 Condensação por contato	16
2.4 Condensação por filme em regime laminar e turbulento	20
2.5 Condensação por filme com vapor em agitação	27
2.6 Condensação por gotículas	27
2.7 Experimento de Uchida e Sagawa	28
2.8 Experimentos de Battelle-Frankfurt e Carolinas Virginia Tube Reactor	30
2.9 Coeficientes de transferência de calor apropriados para análise de pressurização de uma contenção devido a um LOCA	31
2.10 Estimativa de pressão devido a um LOCA	33
2.11 Alguns programas de análise de pressurização de contenções devido a LOCA	37
Referências	38
3. ESTIMATIVA DA PRESSÃO MÁXIMA EM CONTENÇÕES PEQUENAS À PARTIR DE RESULTADOS DE GRANDES CONTENÇÕES	40
3.1 Procedimento adotado para extrapolação	40
3.2 Resultados obtidos da pressão máxima na contenção de pequeno porte	41
Referências	46
4. SIMULAÇÃO DO EXPERIMENTO D6 DE BATTELLE-FRANKFURT	47
4.1 O experimento de Battelle-Frankfurt (configuração D6)	47
4.2 O programa CONTEMPT-LT na simulação do experimento D6	49
4.3 Comparação dos resultados obtidos com o CONTEMPT-LT e resultados dos programas BEACON e COMPARE (caso adiabático)	51
4.4 Comparação dos resultados experimentais e do programa CONTEMPT-LT com transferência de calor	57
4.5 Recomendações sobre opções do programa CONTEMPT-LT e correlações de transferência de calor utilizadas	67
Referências	68
5. PRESSÃO NA CONTENÇÃO DE UM REATOR DE PEQUENO PORTE	69
5.1 Pressão na contenção em função de seu volume livre (caso adiabático)	69
5.2 Pressão na contenção de reatores de pequeno porte (problema com transferência de calor)	72

5.3 Pressão na contenção de reatores de pequeno porte - transferência de calor na condensação por gotícula	81
Referências	81
6. CONCLUSÕES	82
APÊNDICE – Entradas dos casos simulados com o programa CONTEMPT-LT	85

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Os sistemas de segurança envolvidos em uma planta nuclear de potência são projetados para operar de forma a evitar a liberação de produtos radioativos para o meio ambiente. Tornou-se prática mundial o uso de uma barreira física, denominada contenção, destinada a conter os eventuais materiais radioativos que possam escapar para o meio ambiente caso seja violada a integridade do circuito primário. Assim, projeta-se essa contenção a partir da postulação de um acidente de perda de refrigerante decorrente do rompimento em guilhotina da tubulação de saída do vaso de pressão (perna quente) [1-4].

A conhecimento do comportamento do valor da pressão e da temperatura interna no ambiente da contenção é importante para que se possa estabelecer as condições do projeto mecânico dos equipamentos e estruturas presentes e que, decorrido o acidente postulado, sofrerão esforços não estáticos que podem variar de acordo com a situação do arranjo interno dos elementos do circuito primário e do local da quebra ocorrida. A legislação de segurança de centrais nucleares exige que se determine a pressão diferencial entre os diferentes compartimentos e estruturas da contenção e que se faça uma análise estrutural demonstrando sua capacidade de suportar tais esforços [1,2].

As bases de projeto que visam estabelecer um dimensionamento adequado da estrutura da contenção, levam em conta os valores de pico da pressão e da temperatura, o seu comportamento ao longo do LOCA (acidente de perda de refrigerante por grande ruptura de uma tubulação do circuito primário), fazendo considerações sobre a troca de calor envolvida com as estruturas e os sistemas de segurança que promovem o aumento da troca de calor e que, conseqüentemente, minimizam o pico de pressão no interior da contenção [1].

Reatores de pequeno porte para propulsão naval apresentam em seu projeto um volume livre de contenção reduzido devido a indisponibilidade de grandes áreas nas embarcações. A razão entre a potência térmica produzida, ou o volume do circuito

primário, e o volume livre da contenção em reatores navais apresenta valores elevados quando comparados com PWRs comerciais destinados a produção de energia elétrica. Como consequência, espera-se que contenções com volume livre reduzido apresentem valores de pressão muito mais elevados durante o LOCA [2,5].

A elevação da pressão e da temperatura decorrente do LOCA, é estudada a partir das principais variáveis que governam o problema, ou seja, a entalpia inicial do circuito primário antes de ocorrer o acidente, a massa de refrigerante no circuito primário, as taxas de descarga de massa e energia no ambiente da contenção e os volumes do circuito primário e da contenção[2-4].

O equacionamento básico do problema é feito a partir do balanço macroscópico de massa e energia resolvido temporalmente para o período conhecido como “blowdown”, período no qual a descompressão do circuito primário causa a vaporização da água que se encontrava no estado de líquido saturado a uma pressão da ordem de 14,0MPa e temperatura de 300°C, para um ambiente à pressão levemente subatmosférica e a 40°C de temperatura ambiente [2-4].

Na determinação do valor dos picos de pressão e da temperatura atingidos no acidente deve-se levar em consideração a quantidade de massa de água que vaporiza e a energia transferidas para a contenção durante o período de despressurização. Uma questão importante durante este processo é a remoção do calor deste vapor através das superfícies frias existentes na contenção [6-11]. Este processo ocorre devido à troca de calor sensível e de calor latente, havendo condensação de vapor nas superfícies das estruturas da contenção, tais como paredes e equipamentos, e o acúmulo de condensado no piso. O pico da pressão na contenção é dependente das condições de transferência de calor para as estruturas internas à contenção.

A transferência de calor na atmosfera da contenção depende de vários fatores e não há um conjunto de correlações de transferência de calor por condensação bem estabelecido para se analisar o problema [6-11]. Para reatores de pequeno porte, com contenções de volume livre reduzido, o problema de pressurização se torna ainda mais crítico.

Neste trabalho faz-se um estudo do pico da pressão que uma contenção com volume livre reduzido, típica de reatores de pequeno porte, seria submetida no caso de um LOCA, a partir de modelos utilizados em plantas comerciais de grande porte. Inicialmente estuda-se no Capítulo 2 os vários tipos de contenção que existem em reatores nucleares, a filosofia de atuação dos dispositivos de segurança que atuam no

caso do acidente referido, as correlações de transferência de calor existentes para condensação, a possível aplicação para o problema de pressurização em contenções e, finalmente, é apresentado o equacionamento utilizado na estimativa da pressão máxima em uma contenção de um reator PWR. A seguir, no Capítulo 3, faz-se um estudo da pressão em reatores de pequeno porte a partir de resultados extrapolados de reatores de grande porte. No Capítulo 4 são apresentados resultados obtidos com o programa CONTEMPT-LT [6] simulando o experimento D6 de Battelle-Frankfurt [10,12] para as situações adiabática e com transferência de calor. No Capítulo 5 são apresentados os resultados que foram obtidos na análise de uma contenção de reator de pequeno porte, com volume livre típico de reatores navais. No Capítulo 6 são apresentadas as conclusões e indicações de continuação do trabalho para o problema específico de contenções de reatores de pequeno porte e navais.

REFERÊNCIAS

1. US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, Standard Technical Specification, Westinghouse Plants, Revision 1, NUREG-1431, Abril de 1995.
2. E. E. Lewis, Nuclear Power Reactor Safety, cap. 9, pag.434, John Wiley & Sons, New York, 1977.
3. L. S. Tong e J. Weisman, Thermal analysis of pressurized water reactors, p. 712, American Nuclear Society, IL, EUA, 1996.
4. N. E. Todreas e M. S. Kazimi, Nuclear Systems I, Thermal Hydraulic Fundamentals, p. 240, Taylor & Francis, EUA, 1993.
5. D. C. Slaughterbeck, Correlations to Predict The Maximum Containment Pressure Following a Loss of Coolant Accident in Large Pressurized Reactors with Dry Containments, Idaho Nuclear Corporation Report, IN-1468, 1971.
6. L. L. Wheat, R. J. Wagner, G. F. Niederauer, C. F. Obenchain, CONTEMPT-LT, A Computer Program For Predicting Containment Pressure-Temperature Response To Loss Of Coolant Accident, Aerojet Nuclear Company, TID 4500, 1975.
7. H. Narai, I. Aya, M. Kobayashi, Heat transfer coefficients of steam condensation on containment vessel wall during blowdown, Journal of Nuclear Science and Technology, 18, 845, 1981.
8. R. R. Gido, A. Koestel, Containment condensing heat transfer, Los Alamos National Laboratory, LA-UR-82-1759, Los Alamos, NM, USA, 1982.
9. E. R. R. Rochedo, Análise do comportamento da pressão e temperatura da contenção de um reator PWR sob os efeitos de um acidente de perda de refrigerante, Dissertação de Mestrado, Correlação de Kolflat, COPPE-UFRJ, Rio de Janeiro, Dezembro de 1979.

10. E. S. Idar, J. F. Lime, and R. G. Gido, Comparison of Compare and Beacon subcompartment analyses of Battelle-Frankfurt containment tests, Los Alamos National Laboratory, NM (USA). NUREG/CR—2849, 1983.
11. R. L. Freitas, Aplicabilidade das correlações de Tagami e Uchida à contenção do SCP-I, Rel. Técnico No. R360-60-0001-361-01-00, CNEN-SP/COPEP, Centro Tecnológico da Marinha, São Paulo, SP, 1988.
12. D. L. Nguyen e W. Winkler, Comparison report on OECD-CSNI containment standard problem No. 2, CSNI Report No. 65, Gesellschaft fuer Reaktorsicherheit, Garching, Alemanha, 1982.

CAPÍTULO 2

CONTENÇÕES DE REATORES PWR

Os reatores comerciais do tipo PWR geralmente apresentam contenções com geometria cilíndrica e cobertura hemisférica ou mesmo totalmente esférica e tipicamente um grande volume livre disponível internamente. As contenções navais por sua vez são formadas por um elemento cilíndrico central fechado nas extremidades por elementos hemisféricos e apresentam pequeno volume livre disponível para absorver o aumento de pressão que possa ocorrer devido a um acidente de perda de refrigerante do circuito primário.

Fazendo uma descrição genérica podemos dizer que, uma contenção utilizada em um reator à água pressurizada é formada externamente por um envelope de concreto reforçado em toda sua extensão com tensores de aço e, internamente, por uma concha de aço separada por um espaço anular que geralmente é mantido numa condição sub-atmosférica visando aprisionar qualquer vazamento radioativo que ocorra no interior da concha [1].

O vaso de pressão, as bombas do circuito primário, o gerador de vapor, o pressurizador, os dispositivos de segurança, as tubulações de interligação destes equipamentos e as várias estruturas de sustentação localizam-se dentro da contenção. A Figura 2.1 dá uma boa noção da disposição dos grandes equipamentos do circuito primário alojados em uma contenção comercial típica. Podemos observar o grande volume livre disponível no interior de uma contenção de um reator “PWR” comercial em relação ao volume dos elementos constituintes do circuito primário. A Figura 2.2. mostra uma contenção utilizada em um reator embarcado naval tipo “PWR” onde o arranjo dos elementos do circuito primário é feito em uma concha estrutural com volume livre muito reduzido. Neste caso, a pressurização da contenção devido a um LOCA pode implicar em picos de pressão bem mais elevados.

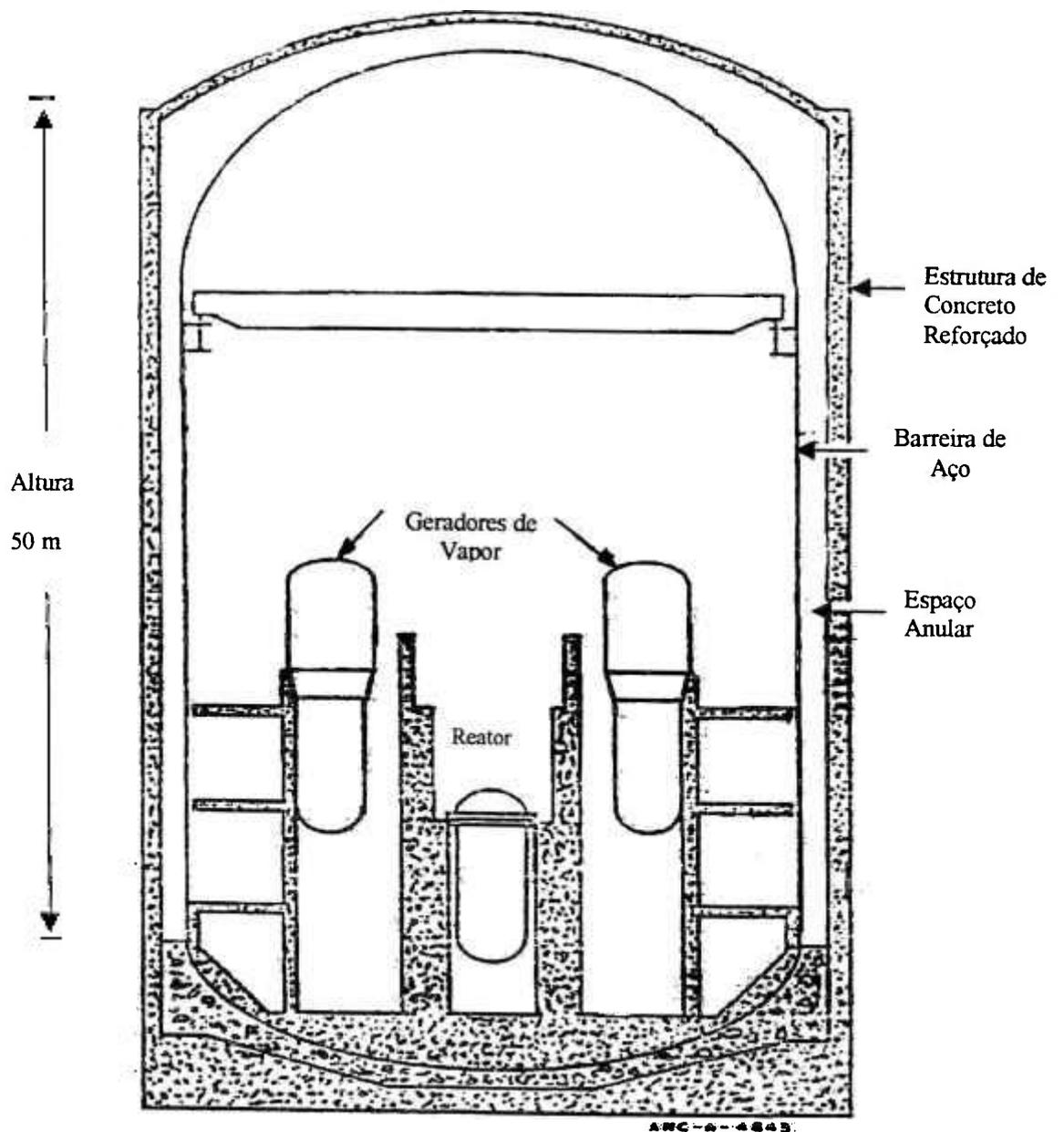


Figura 2.1 Corte de uma contenção típica de uma planta PWR onde se observa o grande volume livre interno disponível. Fonte Ref. 2.

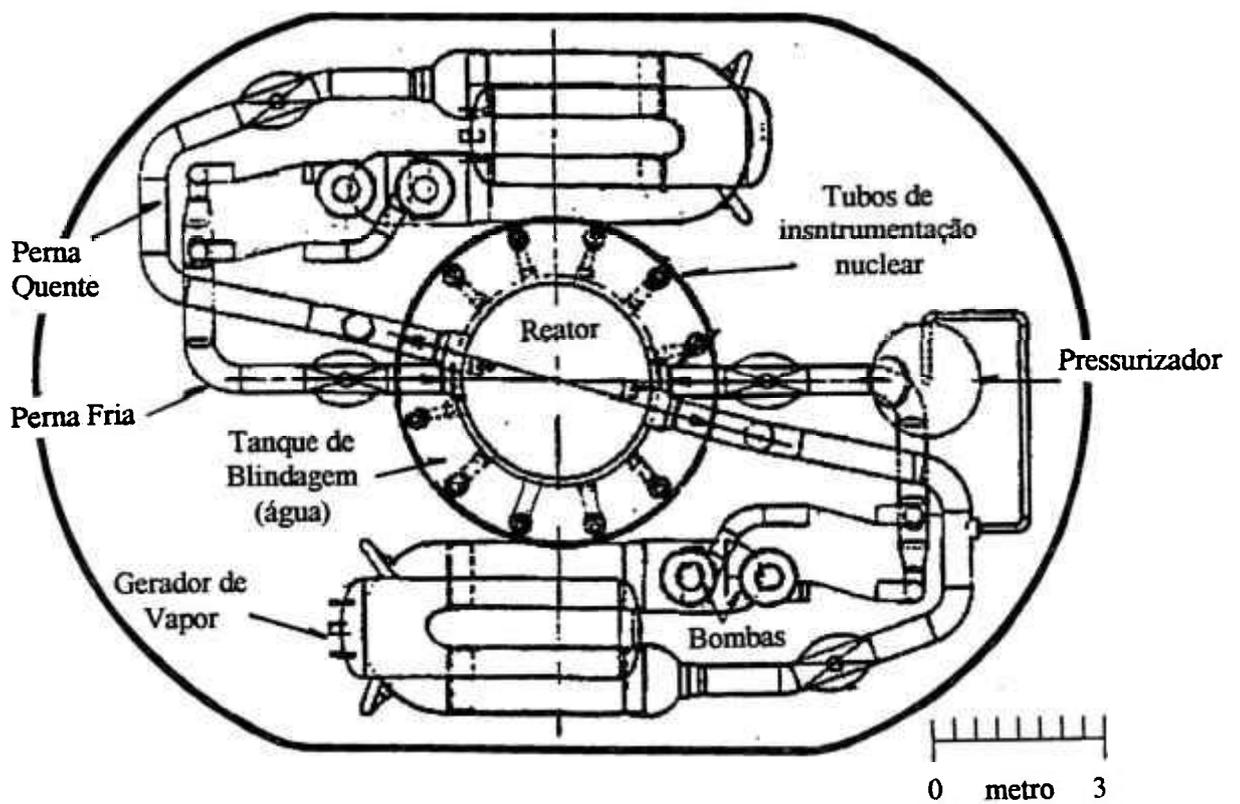


Figura 2.2 Vista superior de uma contenção naval onde estão alojados os equipamentos do primário de maneira bastante compacta. Fonte: Ref. 2.

2.1 Sistemas de Engenharia de Segurança da contenção

As bases de projeto para contenções nucleares de reatores a água pressurizada ou fervente devem sempre considerar cinco tipos de esforços possíveis [3-5]: energia armazenada, transiente nuclear, calor de decaimento, reações químicas e fontes de energia externa. Do ponto de vista da contenção, a grande energia armazenada no refrigerante do circuito primário é a principal causa de perigo se um acidente envolvendo a ruptura de uma tubulação de grande calibre ocorrer. A água pressurizada expande rapidamente na contenção aumentando a pressão interna. Na condição de projeto mais crítica do ponto de vista da elevação de pressão e temperatura no ambiente da contenção, considera-se o rompimento da perna quente do reator, situação na qual os esforços sobre as paredes e equipamentos do circuito primário são mais severos.

Para minimizar as consequências de um LOCA na contenção há vários sistemas que visam reduzir a pressão e impedir a fuga de material radioativo para além da contenção. Os sistemas de isolamento compreendem os dispositivos de engenharia que visam isolar os fluídos que passam através das paredes da contenção de forma a evitar que material radioativo atinja o meio ambiente. Esses dispositivos são bem representados pelas válvulas de fechamento ultra rápido, flanges cegas, vasos ou tubulações em circuito fechado. A filosofia de defesa em profundidade preconiza o uso de barreiras com redundância.

Quando a pressão no interior da contenção aumenta devido a um acidente de perda de refrigerante do sistema primário, o sistema de spray tem sua ação iniciada visando resfriar o ambiente. Bombas recalcam uma solução de água e hidróxido de sódio estocada no tanque de armazenagem que é pulverizada para dentro da contenção através de centenas de orifícios. O hidróxido de sódio associado à água faz com que o iodo seja removido para manter o nível da dose de radiação na contenção dentro dos limites permitidos. Após o esvaziamento do tanque de armazenagem, a água armazenada no fosso da contenção passa a ser recalçada pelas mesmas bombas garantindo o resfriamento do ambiente. A água pulverizada promove a intensificação da transferência de calor pela condensação do vapor presente e consequentemente limita a pressão no interior da contenção.

O sistema de refrigeração com ventilação forçada visa prover um tratamento adequado ao ar presente no interior da contenção tanto na operação normal da planta quanto numa situação envolvendo um acidente de perda de refrigerante, quando

ocorre um aumento na temperatura e possível dispersão de material radioativo ao ambiente da contenção. Em situação de operação normal, o ar é drenado pela parte superior da contenção através de um duto de retorno onde é filtrado e o material radioativo em suspensão é retido, depois sofre refrigeração e é devolvido ao interior do prédio por ventiladores operando em baixa velocidade.

Numa situação de acidente com perda de refrigerante, o ar drenado pela parte superior é manobrado através de uma válvula de emergência para um sistema de três elementos sucessivos (desumidificador, filtro "hepa" e filtro de carvão) e posteriormente para o sistema de refrigeração. Nessa situação de acidente, o ar é devolvido à contenção através dos ventiladores operando com a máxima velocidade, visando intensificar a transferência de calor e o tratamento do ar presente [3].

Outro equipamento de segurança é o condensador de gelo, um sistema estático ou convencional de refrigeração cuja função é absorver rapidamente a energia liberada durante um acidente de perda de refrigerante. O condensador de gelo fica localizado estrategicamente nas laterais do interior da contenção, conforme mostra a Figura 2.3, para onde o ar e o vapor gerados na região inferior são encaminhados por meios de painéis móveis. Lá encontra-se uma considerável superfície de gelo que faz com que o vapor presente na atmosfera se condense. O ar é comprimido na parte superior do sistema onde uma válvula permite sua expulsão e fica estabelecido assim o escoamento de ar e vapor para dentro desse sistema que consegue dessa forma limitar substancialmente o tempo de elevada pressão no interior da contenção. Além da rápida redução no pico de pressão, o gelo condensado em sistemas de condensação de gelo passivos contendo tetraboreto de sódio, absorvem e retém os produtos de fissão presentes [2-5].

Reatores do tipo BWR apresentam um conceito de projeto bastante particular no que se refere à contenção e seus dispositivos de segurança contra acidentes envolvendo a perda de refrigerante. Uma consideração importante é que esses reatores apresentam um princípio de funcionamento que não exige pressões internas tão elevadas no vaso do reator, uma vez que a geração de vapor ocorre na região do núcleo, que posteriormente é submetido a secagem e imediatamente enviado às turbinas.

Conforme observa-se na Figura 2.4 o volume interno livre dessas contenções é pequeno se comparado aos PWRs comerciais, porém o sistema de supressão indicado abaixo do "liner", contendo água em estado líquido, atua como grande absorvedor

de energia no caso de pressurização. Devido a geometria interna dessa contenção, a mistura de vapor e ar no caso de um acidente é forçada através de defletores para dentro das piscinas de supressão onde ocorre a condensação do vapor e conseqüente redução no pico de pressão [2,3].

As contenções nucleares empregadas em reatores tipo PWR para propulsão naval tem a característica de se apresentarem na forma mais compacta possível. Com isso, os volumes livres disponíveis dessas contenções são bastante reduzidos e pode-se atingir pressões mais elevadas em caso de acidente tipo LOCA. A Tabela 2.1 compara a razão entre o valor de potência térmica declarada e o volume livre estimado de algumas contenções utilizadas em reatores navais com a de uma planta comercial típica [3].

Tabela 2.1. Valores da razão entre a potência térmica e o volume livre da contenção de reatores navais, de pequeno porte e de um PWR comercial.

PLANTA	RAZÃO (KW/m³)
Protótipo de submarino nuclear	90
Navio Mutsu	75
Navio Savannah	73,5
PWR comercial	53

Nota-se que o protótipo para submarino tem uma razão de potência em relação ao volume da contenção cerca de 70% mais elevada que as plantas para geração núcleo-elétrica e indica que as pressões na contenção devido a um acidente de perda de refrigerante podem ser bem mais elevadas. Os dispositivos de segurança dos reatores embarcados seguem a mesma linha de atuação das plantas PWR comerciais, embora também possam apresentar câmaras de supressão, similares às utilizadas nos reatores BWR, compensando assim a falta de volume livre disponível para que a mesma atue somente como uma contenção "seca". Isso, evidentemente, propicia uma transferência de calor mais efetiva no caso do referido acidente, reduzindo assim o pico da pressão e da temperatura.

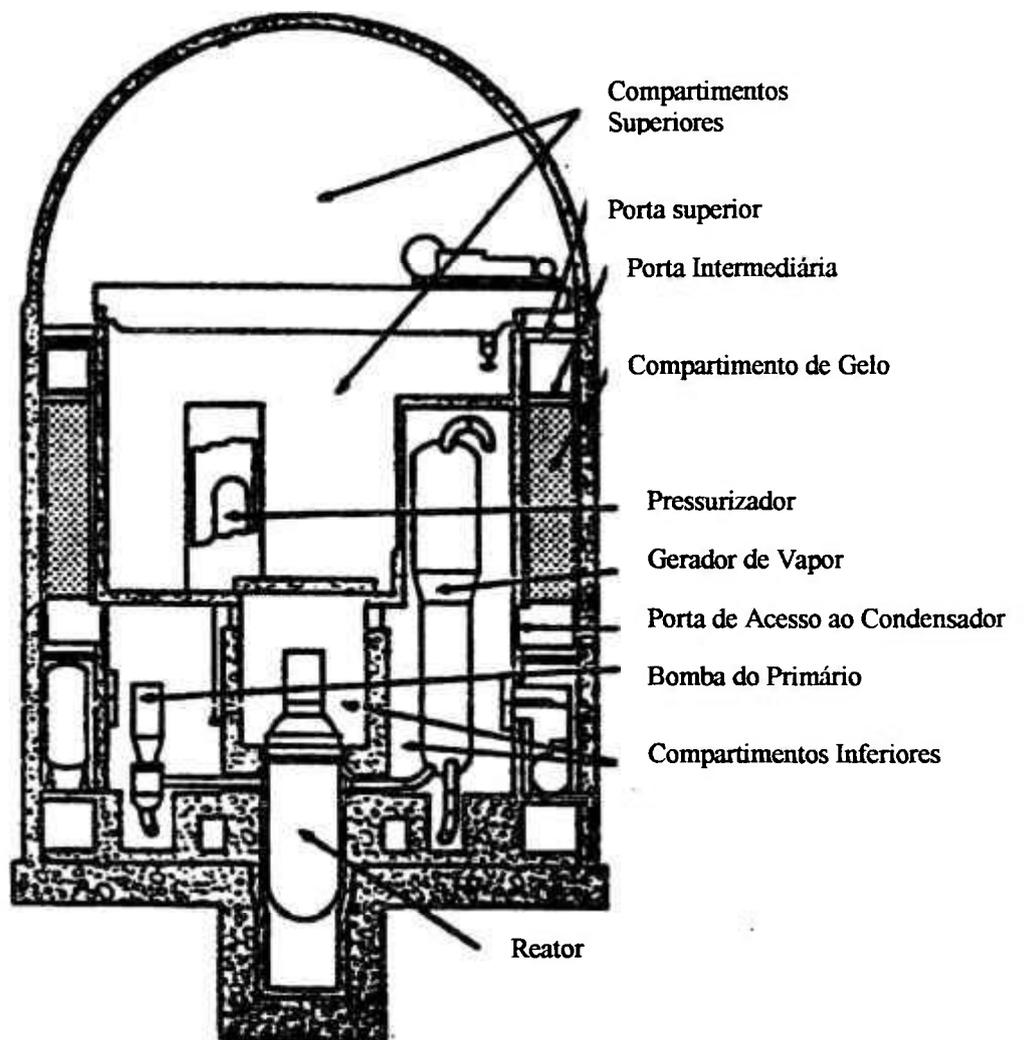


Figura 2.3 Contenção de um PWR comercial onde observa-se a localização do condensador de gelo diante dos demais itens que compõe o primário. Fonte: Ref. 2.

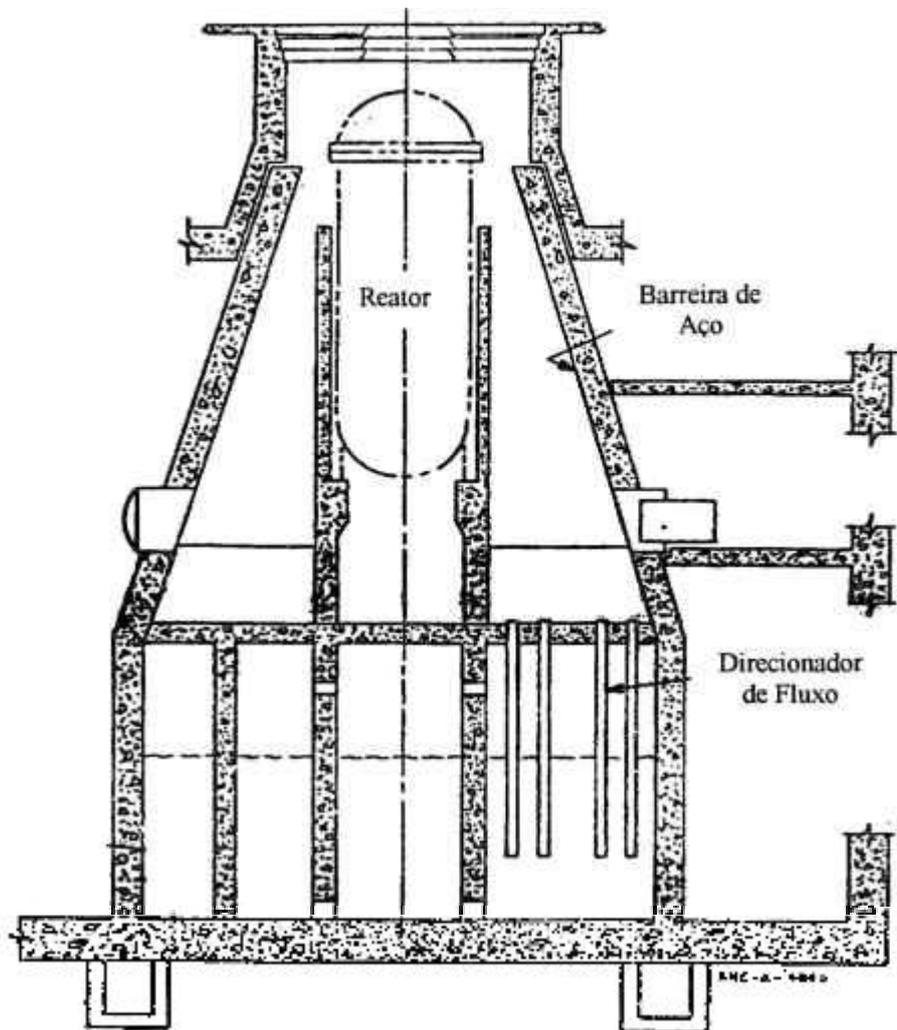


Figura 2.4 Exemplo de uma contenção com supressão utilizada em reator BWR. Fonte: Ref. 2.

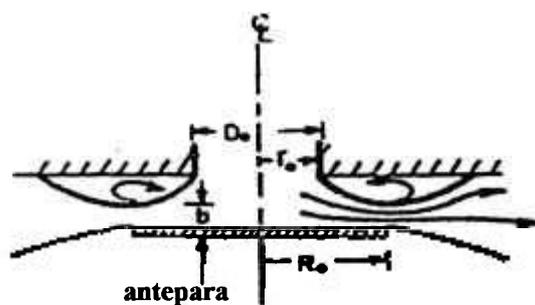
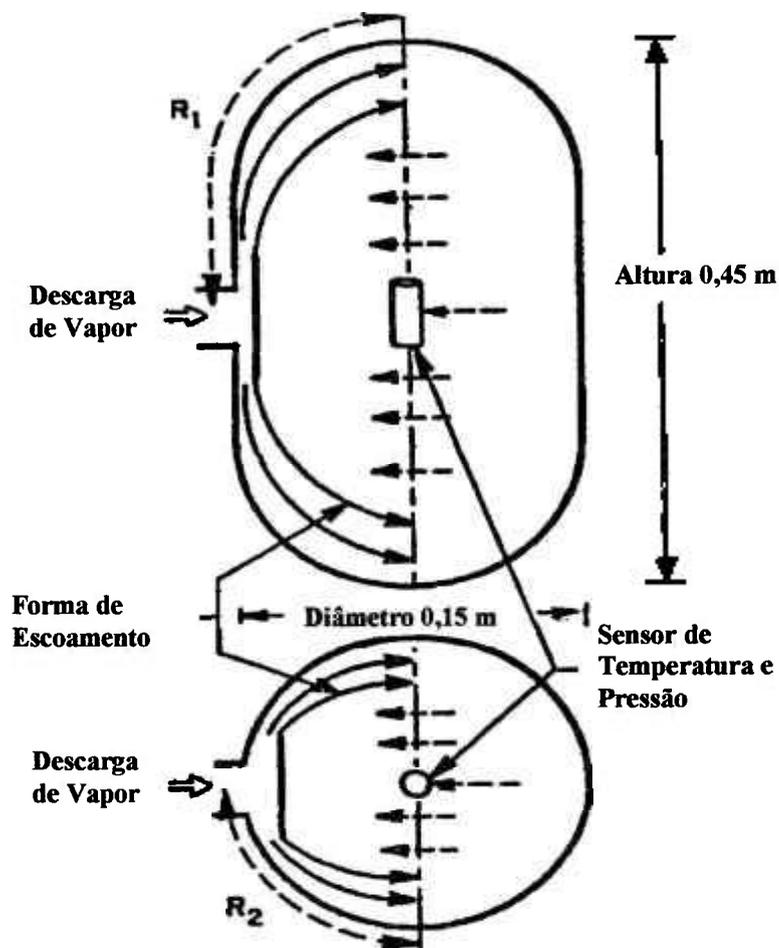
2.2 Transferência de calor na parede da contenção

Havendo um acidente de perda de refrigerante no circuito primário de um reator PWR, haverá a liberação de grande quantidade de água que se vaporizará rapidamente no volume livre da contenção, aumentando a pressão neste compartimento. Uma questão importante durante este processo é a remoção do calor deste vapor através das superfícies frias existentes na contenção. Este processo de troca de calor se dá por meio de troca de calor sensível e por troca de calor latente, havendo condensação de vapor nas superfícies das estruturas da contenção como paredes e equipamentos e o acúmulo de condensado no piso [2-5].

A transferência de calor na atmosfera da contenção depende de vários fatores como, a geometria da contenção, o local onde há a ruptura do circuito primário, o tamanho da ruptura, as condições do jato de vapor que surge e os obstáculos que encontra dentro da contenção, propriedades térmicas das superfícies onde ocorrem troca de calor, modos de condensação, etc.

A Figura 2.5 mostra como pode ocorrer o fluxo de massa dentro da contenção após um acidente de perda de refrigerante. Nesta figura é apresentado o possível caminho percorrido pelo vapor em um experimento [7]. A água pressurizada em aproximadamente 5 MPa e expandida em um bocal simulando uma quebra de tubulação do circuito primário. Logo na entrada existe uma anteparo circular, que simula um obstáculo, e faz com que o fluido mude de direção acompanhando a superfície do vaso onde ocorre a expansão. Ao chegar no lado oposto do vaso o fluido retorna causando um fluxo no sentido oposto e, a partir daí, tem-se uma circulação muito complexa dentro deste volume. A troca de calor, neste exemplo, ocorre entre o vapor expandido no vaso que deve estar à temperatura e pressão próximas às de saturação e a parede do vaso que encontra-se na temperatura ambiente. Quando o vapor se encontrar superaquecido, esta troca será de calor sensível, e quando estiver na temperatura de saturação, haverá a condensação de vapor na superfície do volume que escorrerá para o fundo do vaso. Nota-se claramente que a transferência de calor depende da movimentação ou agitação do vapor dentro do volume; quanto maior for a velocidade do vapor junto à parede fria, maior será a transferência de calor e das condições de condensação.

O coeficiente de transferência de calor pode ser extremamente alto em pontos próximos à ruptura postulada, durante poucos segundos após a ruptura, e muito menor em pontos onde há uma estagnação do vapor. A evolução da temperatura da



Forma do Escoamento

Figura 2.5 Possível forma do jato proveniente de um LOCA dentro de uma contenção. Experimento de despressurização em um vaso. Fonte: Ref. 7.

estrutura da contenção pode variar muito em relação a um valor médio de toda a contenção.

Para a análise da contenção após um LOCA podem ser identificados dois períodos de tempo diferentes [2,5,8]. O primeiro período é caracterizado por uma alta turbulência causada pela despressurização do circuito primário e a correspondente pressurização da contenção. O ponto final desta etapa não é explicitamente definido, porém é considerado normalmente como o fim da descarga de vapor na contenção. Os principais mecanismos de troca de calor neste período são a convecção forçada e a condensação de vapor nas paredes frias da contenção.

O segundo período é caracterizado pela baixa turbulência após a pressurização da contenção [8]. Os principais mecanismos de transferência de calor são a convecção natural e a condensação [8]. Há, entretanto, um bom período intermediário, onde a turbulência do vapor está diminuindo e que se caracteriza por uma transição da convecção forçada para a convecção natural, em que os mecanismos de troca de calor são complexos e de difícil modelagem. Nos dois períodos há a presença de condensação como um importante mecanismo de transferência de calor [1].

A condensação ocorre quando a temperatura do vapor é reduzida para valores menores que sua temperatura de saturação. Os mecanismos que podem causar a condensação são apresentados na Figura 2.6 [9]. Na maioria dos casos, a condensação é feita por meio do contato do vapor com uma superfície fria conforme mostram as Figuras 2.6-a e 2.6-b. Há também a condensação homogênea, Figura 2.6-c, onde o vapor se condensa formando gotículas em suspensão porque sua temperatura é inferior a temperatura de saturação correspondente a pressão em que se encontra. Neste caso haverá condensação até que a massa de vapor seja reduzida a um ponto em que a pressão do ambiente diminua e atinja a pressão de saturação correspondente à temperatura em que se encontra o vapor. Outra forma de condensação é a de contato direto entre líquido e vapor, como mostrado na figura 2.6-d. Há o spray de líquido no vapor como ocorre no controle de pressão de um pressurizador, no resfriamento de contenções secas ou o jateamento de vapor em uma piscina de líquido como ocorre nos dispositivos de supressão de pressão em contenções de BWRs. Nas contenções de PWRs ocorre a condensação por contato com superfícies frias e a condensação homogênea [9].

2.3 Condensação por contato

A condensação de vapor por contato pode ocorrer nas duas formas apresentadas nas Figuras 2.6-a e 2.6-b. A forma dominante de condensação é aquela em que a parede é completamente coberta por um filme líquido, que sob ação da gravidade, escoam continuamente para baixo, estabelecendo um fluxo de massa contínuo. A condensação por filme ocorre normalmente em superfícies limpas e lisas. Se a superfície de contato é coberta por uma substância que iniba a formação do filme, ou que impeça a superfície ficar molhada, ocorre então, a condensação por gotículas. As gotículas são formadas em cavidades, quebras, ou pequenos buracos que existam na superfície e podem crescer via agrupamento de várias gotículas devido a condensação. Normalmente, 90 % da superfície é tomada pelas gotículas que podem ter de poucos micrometros até vários milímetros. As gotículas também escoam pela parede devido a ação da gravidade [9,10].

A Figura 2.7 mostra uma superfície onde ocorre a condensação por contato na forma de filme e na forma de gotículas. A região onde se apresentam as gotículas foi coberta por uma camada de óleo para que fosse promovido este tipo de condensação. Vê-se na figura, também a haste de um termopar de 1mm de diâmetro que serve para indicar o tamanho das gotículas produzidas no processo de condensação.

O condensado que se forma, independente do forma de condensação, cria uma resistência ao fluxo de calor do vapor para a superfície. Esta resistência cresce com a espessura do condensado, que aumenta na direção do fluxo e, conseqüentemente, com a altura da superfície de condensação. Entretanto, à medida em que a altura da superfície de troca aumenta, o filme, sob a aceleração da gravidade, aumentará sua velocidade estabelecendo um regime de escoamento turbulento favorável à transferência de calor. Esta é uma forma de transferência de calor presente na contenção de um reator nuclear após um acidente tipo LOCA e será considerada neste trabalho. Visando manter uma alta taxa de transferência de calor é preferível buscar a condensação por gotículas ao invés do filme [9].

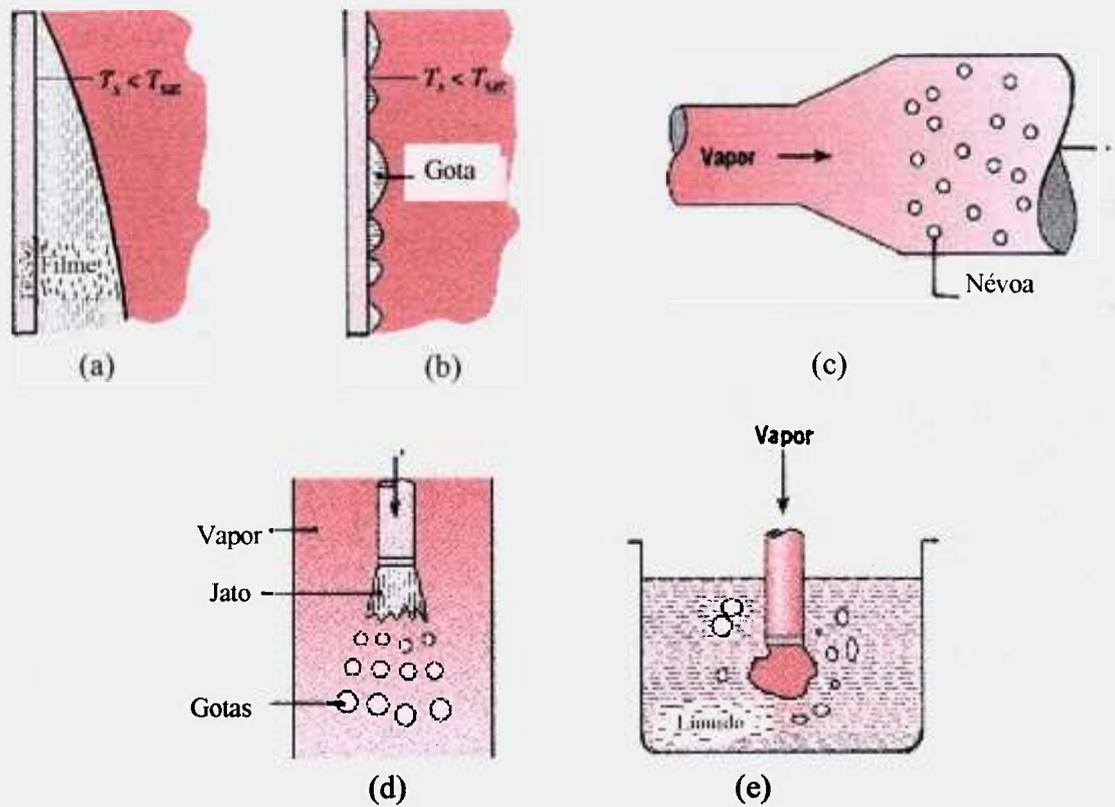
Na condensação por gotículas, a troca de calor ocorre com gotas de diâmetro menor que 0,1 mm e pode se conseguir taxas de transferência de calor até 10 vezes maiores do que por formação de filme. É uma prática comum utilizar coberturas especiais nas superfícies de troca de calor para evitar a formação do filme e estimular a formação de gotículas. Silicones, teflons, diversos tipos de graxas e ácidos graxos

são utilizados para este fim, entretanto, estas coberturas perdem sua efetividade com o passar do tempo e uso intenso devido a oxidação, descasque ou remoção total em grandes trechos de superfícies. Esta condição ótima de transferência de calor é então perdida e retorna-se a uma condição de condensação por filme. Embora seja desejável se trabalhar com transferência de calor por condensação por gotículas, em aplicações industriais é difícil manter esta condição [9,10].

Para a contenção de um reator nuclear a condição de transferência de calor por gotículas não parece ser tão difícil de se manter. Primeiro não há o processo de condensação contínuo como ocorre em equipamentos como condensadores em ciclos térmicos e, segundo, pode-se fazer uma vistoria e recuperação das condições da parede da contenção em toda parada para a troca de combustível que ocorre normalmente entre 12 e 18 meses. Para um reator naval, as condições na manutenção desta forma de transferência de calor são ainda mais favoráveis. As superfícies são menores e o tempo previsto para acesso à contenção devido à manutenção é de cerca de 3 meses. Devido a este fato, neste trabalho também será considerada a transferência de calor por gotícula na análise de sobre-pressão na contenção devido a um LOCA.

Outra condição importante que afeta troca de calor entre o vapor na contenção e as paredes frias é a turbulência ou agitação do vapor, principalmente durante a fase de descarga de vapor ou pressurização da contenção (“blowdown”) [7-11]. A agitação do vapor ajuda a transferência de calor entre este e a parede fria através do filme ou das gotas. A agitação segue uma dinâmica muito complexa, depende do tamanho e da geometria interna da contenção e deve diminuir gradativamente após o término da descarga. Este efeito da agitação do vapor, é considerado em algumas correlações de uso geral [12], como em condensadores, ou em outras aplicações específicas como contenções [7-11]. Este tipo de consideração na transferência de calor também será discutido neste trabalho.

Resumindo, há duas formas principais de condensação que ocorrem durante um acidente de pressurização da contenção devido a um LOCA e devem ser consideradas em uma análise: condensação homogênea e condensação por contato. A condensação por contato pode ocorrer na forma de filme ou gotículas, para as contenções com paredes especialmente preparadas para tal; o vapor pode estar em grande agitação, durante a pressurização, ou em uma situação mais estática após o término da descarga de refrigerante na contenção.



(a) – Modelo de condensação por contato com parede coberta totalmente pelo filme e escoando para baixo devido ação gravitacional.

(b) – Modelo da condensação em gotas na parede que pode ser ocasionada por substância que iniba a molhabilidade ou por rugosidade que destrua o filme durante o escoamento.

(c) – Condensação homogênea onde o vapor condensa na forma de gotas suspensas no ambiente gasoso devido ao aumento de pressão causado devido a expansão.

(d) - Condensação de contato direto onde o vapor é condensado pelo contato com um líquido frio.

Figura 2.6 Modelos de condensação (Fonte: Ref. 9).

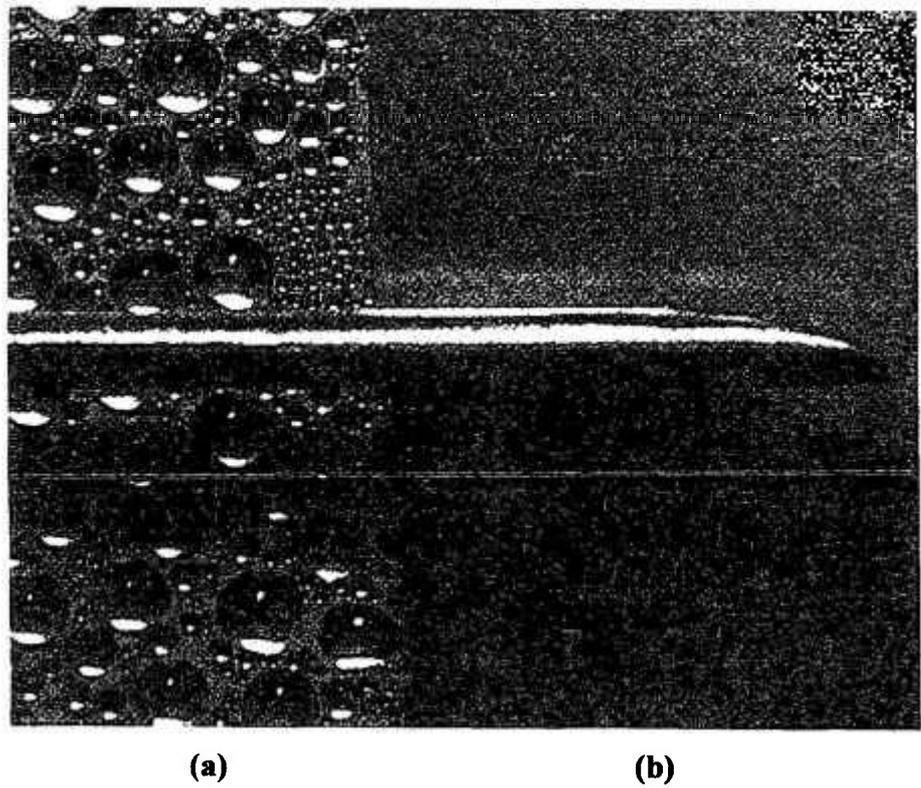


Figura 2.7 Condensação em uma superfície vertical a) Gotícula, b) Filme. A haste no centro é um termopar com 1 mm de diâmetro. Fonte: Ref. 9.

2.4 Condensação por filme em regime laminar e turbulento

Nusselt desenvolveu uma correlação para o coeficiente de transferência de calor por condensação fazendo algumas hipóteses simplificadoras mas que permitem um bom entendimento dos fenômenos envolvidos [9]. Assumiu que o filme que se forma em uma parede plana vertical escorra devido a aceleração gravitacional em regime laminar, que o vapor seja a única substância na atmosfera e esteja a uma temperatura uniforme, isto é, sem nenhum gradiente de temperatura no vapor. Desta forma, a troca de calor entre o filme e o vapor pode ser somente por condensação. Assumiu também que a fricção entre o vapor e o filme seja nula, de forma que a velocidade do vapor e sua agitação não são consideradas, e que o calor seja transferido pelo filme somente por condução [9]. Assim, como pode ser visto na Figura 2.8, o perfil de velocidade do filme tem derivada nula na interface com o vapor, o perfil da temperatura é linear no filme e toda energia transferida está associada à condensação de vapor e sua incorporação ao filme na parede fria. A energia é transmitida por condução para a parede através do filme ou, definindo-se um coeficiente de transferência de convecção global entre a parede e o vapor como

$$dq = h_v d\dot{m} \quad (a)$$

$$dq = q'' b dx \quad (b) \quad (2.1)$$

$$dq = h(T_{sat} - T_s) b dx \quad (c)$$

onde dq é a energia transferida por unidade de tempo na forma de calor, h_v é a entalpia de condensação, $d\dot{m}$ é o incremento de líquido por unidade de tempo devido a condensação do vapor, q'' é o fluxo de calor, b é a largura da parede, dx é o incremento de altura de parede, h é o coeficiente de transferência de calor local, T_{sat} é a temperatura do vapor assumido na condição de saturação, T_s é a temperatura da parede e, na Figura 2.8, $\delta(x)$ é a espessura do filme. Em estado estacionário, o fluxo mássico descendo a parede é igual a taxa total de condensação. À partir destas hipóteses o coeficiente de transferência de calor médio numa parede de altura L é dado por

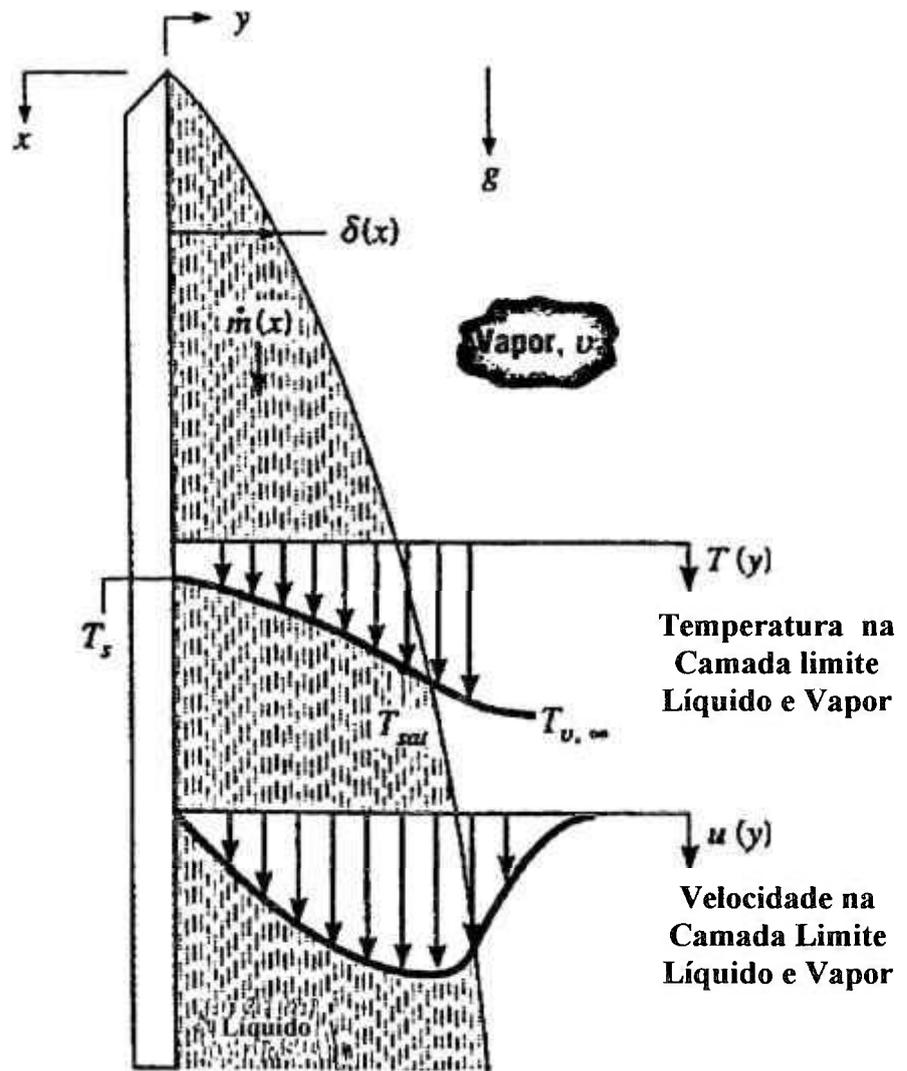


Figura 2.8 Efeitos na camada limite para condensação em filme em uma superfície vertical (Fonte: Ref. 9).

$$\bar{h} = 0,943 \left[\frac{g \rho_l (\rho_l - \rho_v) k_l^3 h_v}{\mu_l (T_{sat} - T_s) L} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (2.2)$$

onde g é a aceleração gravitacional, μ_l é a viscosidade do filme (líquido), ρ_l é a densidade do filme (líquido), ρ_v é a densidade do vapor e k_l é a condutividade térmica do filme. A Eq. 2.2 é conhecida como a correlação de Nusselt para transferência de calor por condensação, [9,10,13].

Integrando a Eq. 2.1 (a) de 0 ao comprimento L da parede obtêm-se

$$q(L) = \dot{m}(L) h_v = b L h (T_{sat} - T_s) \quad (2.3)$$

Definindo a vazão de condensado na parede por unidade de largura da parede

$\Gamma(L) = \frac{\dot{m}(L)}{b}$ e reconhecendo que o número de Reynolds é $Re = \frac{4\Gamma}{\mu_l}$ obtêm-se a

seguinte relação entre o coeficiente de transferência de calor por condensação de filme, a altura da placa onde ocorre a condensação e o número de Reynolds

$$\bar{h} = \frac{h_v \Gamma}{L(T_{sat} - T_s)} \quad \text{ou} \quad (2.4)$$

$$\bar{h} = \frac{h_v \mu_l Re}{4L(T_{sat} - T_s)}$$

Assim, utilizando as Eqs. 2.4, pode-se escrever a Eq. 2.2 da seguinte forma [10]

$$h = 1,4679 \left[\frac{k_l^3 \rho_l (\rho_l - \rho_v) g}{\mu_l^2} \right]^{\frac{1}{3}} Re^{-\frac{1}{3}} \quad (2.5)$$

A Eq. 2.5 mostra que o coeficiente de transferência de calor médio obtido por Nusselt diminui com o número de Reynolds pois, conforme foi derivada, a medida em que o filme acelera descendo a parede vertical e atingindo velocidades mais altas,

a espessura do filme aumenta incorporando mais massa de condensado. A resistência térmica causada pela espessura do filme aumenta diminuindo o coeficiente de transferência de calor. A Eq. 2.5 é apropriada para o regime laminar para $Re < 30$. Para $Re > 30$, onde se tem alguma ondulação no escoamento do filme e para $Re > 1800$, já em regime turbulento, tem se verificado que a correlação de Nusselt é conservativa por não considerar estes efeitos [9].

Para se considerar as ondulações e a turbulência no escoamento do filme, várias correlações foram propostas de forma muito parecida com a Eq. 2.5. Incropera e DeWitt sugerem para a faixa de escoamento laminar ondulado a correlação de Kutateladze [9]

$$\dot{h} = \left[\frac{k_l^3 \rho_l (\rho_l - \rho_v) g}{\mu_l^2} \right]^{\frac{1}{3}} \frac{Re}{1,08 Re^{1,22} - 52} \text{ para } 30 \leq Re \leq 1800. \quad (2.6)$$

e para a faixa de escoamento turbulento a correlação de Labuntsov [9]

$$h = \left[\frac{k_l^3 \rho_l (\rho_l - \rho_v) g}{\mu_l^2} \right]^{\frac{1}{3}} \frac{Re}{8750 + 58 Pr^{-0,5} (Re^{0,75} - 253)} \text{ para } Re > 1800. \quad (2.7)$$

onde Pr é o número de Prandtl. Bird, Stewart e Lightfoot [13] sugerem a correlação de Grigull para o regime turbulento, independente do número de Pr, dado o grande espalhamento dos dados experimentais então disponíveis,

$$h = 0,0208 \left[\frac{k_l^3 \rho_l (\rho_l - \rho_v) g}{\mu_l^2} \right]^{\frac{1}{3}} Re^{\frac{1}{3}} \text{ para } Re > 1400 \quad (2.8)$$

Nota-se que na faixa de $Re > 1400$, devido ao escoamento turbulento, o coeficiente de transferência de calor aumenta com Re, conforme mostra claramente a correlação de Grigull. Webb [14] sugere para o coeficiente de transferência de calor por condensação local, na faixa turbulenta, a correlação de Chun- Seban

$$\bar{h} = 0,0038 \left[\frac{k_f^3 \rho_l (\rho_l - \rho_v) g}{\mu_l^2} \right]^{\frac{1}{3}} Re^{0,4} Pr^{\frac{2}{3}} \text{ para } Re > 2100. \quad (2.9)$$

El-Wakil sugere a correlação de Kirkbride [15] para a faixa de escoamento turbulento, muito parecida com a de Chun-Seban mas independente do número de Pr

$$\bar{h} = 0,0076 \left[\frac{k_f^3 \rho_l (\rho_l - \rho_v) g}{\mu_l^2} \right]^{\frac{1}{3}} Re^{0,4} \text{ para } Re > 1800. \quad (2.10)$$

A Figura 2.9 mostra o coeficiente de transferência de calor para condensação por filme em paredes planas verticais fornecido por estas correlações em função do número de Reynolds. Os dados se referem às condições típicas de uma contenção após um acidente de perda de refrigerante, isto é, vapor saturado na temperatura de 135 °C e temperatura da parede de 50 °C. Na faixa de escoamento laminar ondulado a correlação de Nusselt, conservativa conforme confirmam vários estudos, fornece valores menores que a correlação de Kutateladze. Esta última pode ser considerada como a melhor recomendação na faixa de regime laminar ondulado.

Na faixa turbulenta, onde o número de Pr também é importante na determinação do coeficiente de transferência de calor, há várias correlações com valores diferentes. A correlação de Labuntsov é apresentada para três números de Pr, 1, 3, e 5 para mostrar a dependência de h com Pr. O número de Pr durante a pressurização de uma contenção após um acidente tipo LOCA está entre 3 e 4. A correlação de Kirkbride, independente do número de Pr, apresenta valores parecidos com os da correlação de Labuntsov para os números de Pr entre 1 e 3 na faixa de número de Re considerada. A correlação de Grigull apresenta valores maiores que Labuntsov e Kirkbride e a correlação de Chun-Seban apresenta valores menores que as outras correlações na faixa de Re 2000 a 10000, mas aproxima-se da correlação de Labuntsov para números de Reynolds mais elevados.

Para o problema em estudo que é a pressurização de uma contenção após um acidente de perda de refrigerante, deve-se se fazer algumas considerações antes de se escolher a correlação que melhor represente os fenômenos. Ao contrário de um problema típico de dimensionamento de condensadores no qual o equipamento é

projetado para trabalhar em determinadas condições em estado estacionário, no problema em estudo as condições são transitórias durante todo o tempo como foi mostrado na Seção 2.2. Assim, no início da pressurização há pouco vapor na contenção, as paredes frias estão secas e o filme que está se formando é fino e tem pouca velocidade. Nestas condições o número de Reynolds é baixo e as condições de escoamento são laminar e laminar-ondulado. A medida que o acidente segue seu curso, e mais vapor é injetado na contenção, as paredes vão se tornando mais molhadas, a espessura do filme de condensado aumenta, também adquire maior velocidade, principalmente se as dimensões da contenção forem elevadas. Consequentemente, o número de Reynolds aumenta e as condições de escoamento do filme vão mudando de laminar para laminar-ondulado e finalmente turbulento. O coeficiente de transferência de calor passa assim por um mínimo quando o número de Re do condensado encontra-se entre 1800 e 2100 e passa a partir daí a aumentar com o aumento da velocidade. Após o término do “blowdown”, quando bastante vapor já foi condensado, a espessura do filme volta a diminuir, a velocidade média do filme e o número de Re caem, baixando o coeficiente de transferência de calor. Se as condições forem tais que o número de Re fique menor que 1800, volta-se ao regime de escoamento laminar e o coeficiente de transferência de calor volta a subir.

Pode-se dizer, assim, que no problema de pressurização de uma contenção devido a um LOCA o coeficiente de transferência varia muito. O coeficiente h assume valores maiores que 10^4 W/m²K no início do transiente em que o escoamento do filme é laminar, baixa até valores entre 2000 a 4000 W/m²K na transição de escoamento laminar-ondulado para turbulento, volta a subir atingindo valores da ordem de até 7000 W/m²K na faixa turbulenta e pode fazer todo este percurso de volta durante a etapa final do transiente.

Com o material exposto nos parágrafos anteriores pode-se escolher um conjunto de correlações que traduzam os fenômenos que ocorrem na contenção. A correlação de Kutateladze é escolhida para representar h na faixa de escoamento laminar e laminar-ondulado uma vez que é sabido que a correlação de Nusselt produz valores baixos de h . Na faixa turbulenta, leva-se em consideração que a correlação de Labuntsov apresenta seus resultados entre os das outras correlações e contabiliza os efeitos do número de Pr. Também se observa que a correlação de Labuntsov coincide com a correlação de Kutateladze na faixa de transição entre escoamento laminar-ondulado e escoamento turbulento, fenômeno importante que certamente

ocorre durante um acidente de pressurização da contenção devido a um LOCA. Assim escolhe-se na faixa turbulenta a correlação de Labuntsov.

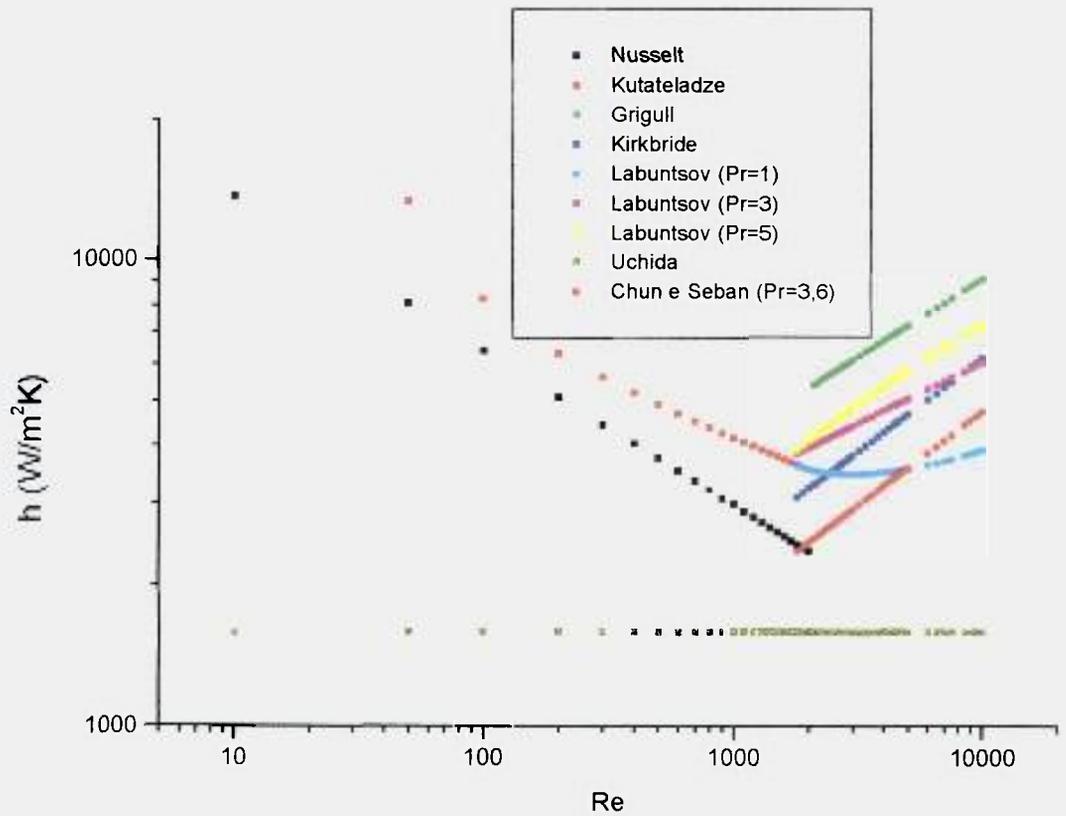


Figura 2.9 Correlações de transferência de calor por condensação de vários autores em função do número de Reynolds.

2.5 Condensação por filme com vapor em agitação

As correlações apresentadas na Seção 2.4 não consideram o efeito da agitação do vapor no fenômeno da condensação. Isto ocorre porque uma das hipóteses consideradas é a de fricção nula entre o filme líquido e o vapor. Entretanto, se o vapor flui na mesma direção que o filme, este será arrastado e acelerado pelo vapor, afinando o filme, aumentando sua turbulência e conseqüentemente aumentando o coeficiente de transferência de calor. Se o vapor flui no sentido oposto, as conseqüências são também opostas e o coeficiente pode diminuir. Como a dinâmica do vapor dentro da contenção é muito complexa torna-se difícil estimar esta contribuição, entretanto, durante o “blowdown” o jato de vapor que sai do circuito primário pode ir de encontro a um superfície fria. Neste caso, nesta superfície e durante o “blowdown”, o efeito da agitação deve ser importante. El-Wakil sugere a correlação de Carpenter-Colburn [12] para a condensação de vapor fluindo na vertical para baixo, paralelo à tubos verticais. Considerando-a válida para paredes verticais, tomando a dimensão característica como L e substituindo-se o termo do fator de fricção para regime turbulento, obtêm-se

$$\bar{h} = 0,0129 \left[\frac{c_{pl} \rho_l k_l \mu_v^{0,25}}{\rho_v \mu_l L^{0,25}} \right]^{0,5} G^{0,875} \quad (2.11)$$

onde c_{pl} é o calor específico do filme e G é o fluxo mássico de vapor. O coeficiente de transferência de calor é dependente do fluxo mássico G de vapor que deve ser estimado de alguma forma.

2.6 Condensação por gotículas

A condensação na forma de gotícula, conforme mencionado anteriormente, pode atingir taxas até 10 vezes maiores que no caso de filme. Vários estudos à respeito de condensação por gotículas foram realizados para vapor em superfícies de cobre preparadas para impedir a formação do filme e Incropera e DeWitt [9] sugerem a seguinte correlação

$$\bar{h} = 51104 + 2044T_{sat} \quad \text{para } 22 \text{ C} \leq T_{sat} \leq 100 \text{ C}, \quad (2.12)$$

$$\bar{h} = 255510 \quad \text{para } T_{sat} > 100 \text{ C}.$$

Se a superfície fria é constituída de um material não tão bom condutor de calor como o cobre, sua resistência a transferência de calor diminuirá o coeficiente de transferência de calor e deve ser considerada quando se utilizar a Eq. 2.12.

2.7 Experimentos de Uchida e Sagawa

O vapor ao sair da quebra do circuito primário para o ambiente da contenção se mistura com o ar e aumenta a pressão da contenção. A presença dos gases não-condensáveis misturados ao vapor podem afetar o coeficiente de transferência de calor diminuindo o seu valor [11]. Como a razão entre a massa de vapor e a massa de ar na contenção varia muito durante o transiente de pressurização da contenção torna-se difícil se estimar o valor correto do coeficiente de transferência de calor. Em 1965, Uchida [11] e colaboradores estudaram o efeito dos gases não-condensáveis no coeficiente de transferência de calor dentro de um projeto de avaliação de segurança de reatores PWR. Os experimentos foram realizados utilizando-se uma superfície vertical de 30 cm de altura e 14 cm de largura. Misturas de vapor e ar em diversas razões de massa foram injetadas no vaso e, em condições de estado estacionário, foi determinado que o coeficiente de transferência de calor por condensação diminuía com a presença do ar. Posteriormente, Marshall e Holland [11], ajustaram a seguinte expressão para o coeficiente de transferência de calor em função da razão entre as massas de vapor, M_v , e ar, M_{ar} , aos resultados de Uchida

$$h = 450 \left(\frac{M_v}{M_{ar}} \right)^{0,4} \quad (2.13)$$

onde \bar{h} é dado em $[W/m^2K]$

Em continuação ao projeto de avaliação de segurança de reatores PWR, Sagawa [11] e colaboradores em 1968 estudaram o mesmo problema para estado estacionário e transiente. Nestes experimentos as superfícies para a troca de calor por condensação eram cilíndricas com alturas de 30 cm, 60 cm e 90 cm. Os resultados obtidos por Sagawa, para estado estacionário, forneceram resultados inferiores para o coeficiente de transferência de calor que a Eq. 2.13 e se ajustam a seguinte expressão

$$\bar{h} = 320 \left(\frac{M_v}{M_{ar}} \right)^{0,8} \quad (2.14)$$

A Eq. 2.14 tende para coeficientes de transferência de calor de Nusselt (regime de escoamento laminar para o filme) quando M_v é muito maior que M_{ar} e para coeficientes de convecção natural do ar quando M_{ar} é muito maior que M_v [11].

Para o caso de transiente, notou-se que o coeficiente de transferência de calor era muito mais elevado durante a descarga na contenção do que em estado estacionário ou após o blowdown. O aumento do coeficiente de transferência de calor foi atribuído a agitação induzida pelo jato de vapor na contenção. Sagawa mostrou que os resultados eram bem correlacionados com a razão $\frac{Q}{Vt_G}$ onde Q é a energia total transferida para a contenção, V é o volume da contenção e t_G é tempo de duração da descarga de vapor ou “blowdown” [11]. Analisando os dados destes experimentos, Tagami [11] propôs a expressão a seguir para o valor do máximo coeficiente de transferência de calor durante o transiente

$$h_{max} = 0,607 \left(\frac{Q}{Vt_m} \right)^{0,62} \quad (2.15)$$

onde t_m é o tempo entre o início da descarga e o instante em que ocorre o pico de pressão. Esta expressão busca representar as condições de transferência de calor considerando a agitação do vapor, assim como a Eq. 2.11 obtida da correlação de Carpenter-Colburn. O fluxo mássico G pode ser considerado proporcional a razão Q/t_m de forma que as duas expressões diferem no expoente de 0,875 para 0,62.

Em resumo, os experimentos de Uchida e Sagawa fornecem valores de coeficientes de transferência de calor em função da razão entre a massa de vapor e a massa de ar na contenção para estado estacionário. Em regime de transiente até o final da descarga a fórmula de Tagami busca fornecer o coeficiente de transferência máximo que ocorre na contenção, levando em conta a agitação do vapor. As condições de escoamento dos experimentos foram de filme laminar uma vez que a altura das estruturas de calor variaram de 0,3 a 0,9 m. Em problemas realistas, com contenções de vários metros de altura, as condições de escoamento do filme são turbulentos indicando que os resultados de Uchida e Sagawa são conservativos.

A Figura 2.9 apresenta o valor da correlação de Uchida, Eq. 2.13, para uma razão M_v/M_{ar} de 4,84, valor típico após o término do "blowdown". Nota-se que o valor é muito menor do que os valores fornecidos pelas correlações de Nusselt, Kutateladze, Labuntsov ou Chun-Seban.

2.8 Experimentos de Battelle-Frankfurt e Carolinas Virginia Tube Reactor

Experimentos de maior escala como o teste de contenção de Carolinas Virginia Tube Reactor (CVTR) [7] e os experimentos de Battelle-Frankfurt [16,17] resultaram em valores de coeficientes de transferência de calor 3 a 5 vezes maiores que os de Tagami e Uchida apresentados na Seção anterior [7-16]. As razões principais indicadas nos estudos são devidas à condição de escoamento do filme na parede que em contenções maiores passa de laminar para turbulento. O filme de condensado em uma parede de contenção pode atingir o regime turbulento a uma distância de 1 a 2 m e as contenções de grandes reatores podem atingir até 50 m. Assim, em contenções menores que 2 m de altura o mecanismo de transferência de calor seria baseado em regime de escoamento laminar e em contenções maiores, em regime turbulento.

A Figura 2.10 mostra o número de Reynolds médio na parede em função da altura da parede, de acordo com a teoria de condensação de Nusselt para as condições do experimento de Uchida e Sagawa. Nota-se que para uma parede de 0,3 e 0,9 m, como nos experimentos de Uchida e Sagawa, o número de Reynolds esperado para o fluido é de 510 e 1200, respectivamente. Já para alturas de parede de 5 e 10 m o número de Re é de 4200 e 7600, respectivamente. Claramente, esses resultados mostram que os dados de Uchida, Sagawa e Tagami não devem ser usados para contenções maiores que 2 m onde as condições de regime turbulento acontecem.

É difícil se manter a condição de regime de escoamento laminar para o filme na parede. As ondulações que ocorrem na superfície do filme em escoamento na parede influenciam fortemente os mecanismos de troca de massa e calor na interface vapor-filme. Muitos estudos indicam que a fricção entre vapor e filme depende da intensidade de ondulação no filme e que o filme já atinge o regime turbulento para número de Reynolds de 500 [7].

2.9 Coeficientes de transferência de calor apropriados para análise de pressurização de uma contenção devido a um LOCA

Vários modelos de transferência de calor são assumidos na literatura para a análise de transientes de pressurização de uma contenção devido a um acidente de perda de refrigerante. [7,11,16,17,18,19]. A Tabela 2.2 resume os modelos encontrados para análise de contenções ou para a reprodução de experimentos.

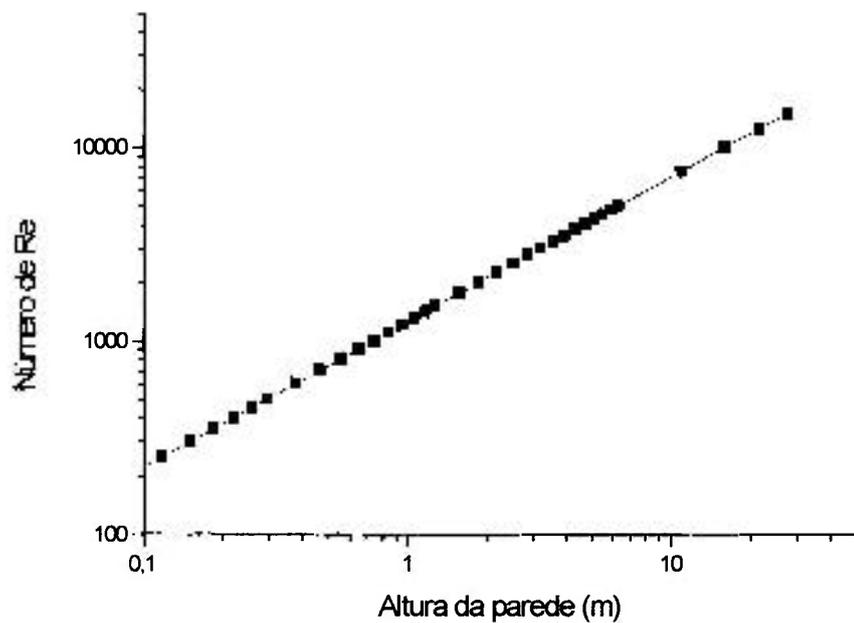


Figura 2.10 Número de Reynolds do condensado médio em função da altura da parede.

Tabela 2.2 Modelos de transferência de calor utilizados para a análise de pressurização de contenções e experimentos de grande porte após um acidente de perda de refrigerante.

Referência	Durante a descarga de vapor na contenção*	Após a descarga de vapor na contenção**
Wheat-Wagner-Niederauer [2]	Eq. 2.13 de Uchida com valor máximo de 1590 W/m ² K	Eq. 2.13 de Uchida com valor máximo de 1590 W/m ² K
Marshall-Holland [11]	Várias vezes os valores da Eq. 2.13 de Uchida, por exemplo 5 vezes	Eq. 2.13 de Uchida com valor máximo de 1590 W/m ² K
Marshall-Holland [11]	Fórmula de Tagami crescente linearmente no tempo até o instante de pico	Eq. 2.13 de Uchida com valor máximo de 1590 W/m ² K
Nariai-Aya-Kobayashi [11]	Eq. 2.13 de Uchida multiplicada por um fator temporal de agitação	Eq. 2.13 de Uchida multiplicada por um fator temporal de agitação
Stubbe [16]	Fórmula de Tagami multiplicada por 2	Eq. 2.13 de Uchida com valor máximo de 2400 W/m ² K
Holmstroem-Pekkarinen [16]	Valores entre 100 e 10000 W/m ² K durante o transiente; 40 vezes Dittus-Boelter de convecção forçada	Valores entre 100 e 10000 W/m ² K durante o transiente
Viotti-Hassid-Chiantore-Pennese [17]	50 vezes Dittus-Boelter de convecção forçada	Eq. 2.13 de Uchida com valor máximo de 2660 W/m ² K
Slaughterbeck [6], Rochedo [18]	Fórmula de Tagami crescente linearmente no tempo até o instante de pico	Correlação de Uchida-Kolflat que faz um decaimento exponencial do h a partir do valor máximo de Tagami

*Durante o “blowdown”.

**Após o “blowdown”.

Como pode ser visto, os valores usados variam muito e outras referências não citadas apresentam tabelas de coeficientes em função do tempo variando de 100 a 10000 W/m²K durante o período de pressurização.

As análises feitas para as contenções normalmente são baseadas nas correlações de Uchida e Tagami obtidas a partir de experimentos de pequena escala. Os valores de coeficiente de transferência de calor utilizados entre 1000 e 10000 W/m²K na faixa turbulenta estão próximos aos valores da correlação de Labuntsov mostrados na Figura 2.9 (aproximadamente 6000 W/m²K). O valor máximo sugerido para o modelo de Uchida para fins de licenciamento (1590 W/m²K) [2] também é mostrado na mesma figura e salienta o grau de conservatismo deste valor.

A partir do exposto nesta seção e na anterior sugerimos que o melhor conjunto de correlações de transferência de calor para a análise de pressurização de contenções na faixa turbulenta de escoamento do filme é a de Labuntsov. Como durante o transiente, há uma transição de escoamento laminar (início da descarga) para turbulento (durante a descarga) e ao final, quando muita condensação já ocorreu, novamente laminar, sugerimos a correlação de Kutateladze para a faixa laminar. A Figura 2.11 apresenta estas duas correlações em função do número de Reynolds. Para fins comparativos, são apresentados o valor máximo de Uchida, sugerido como modelo conservativo, e também a correlação para as condições de transferência de calor por gotículas, muito mais eficiente. Parece ser muito mais plausível tomar como valor conservativo o valor mínimo das correlações de Kutateladze e Labuntsov, 3700 W/m²K, que ocorre para Re de 1800.

2.10 Estimativa da pressão na contenção devido a um LOCA

Havendo uma grande ruptura no circuito primário, como é postulado em acidentes tipo LOCA, todo o refrigerante expande através da ruptura ocupando o volume livre da contenção. O refrigerante, inicialmente em estado líquido, vaporiza na contenção e pressiona suas paredes que devem ser projetadas para suportar este esforço. Neste processo, o vapor na contenção pode se condensar tornando-se novamente líquido e trocar calor com as paredes da contenção e dos equipamentos dentro da contenção, normalmente em temperaturas muito mais baixas que a do vapor. Todos estes processos diminuem a pressão e a temperatura do vapor expandido na contenção.

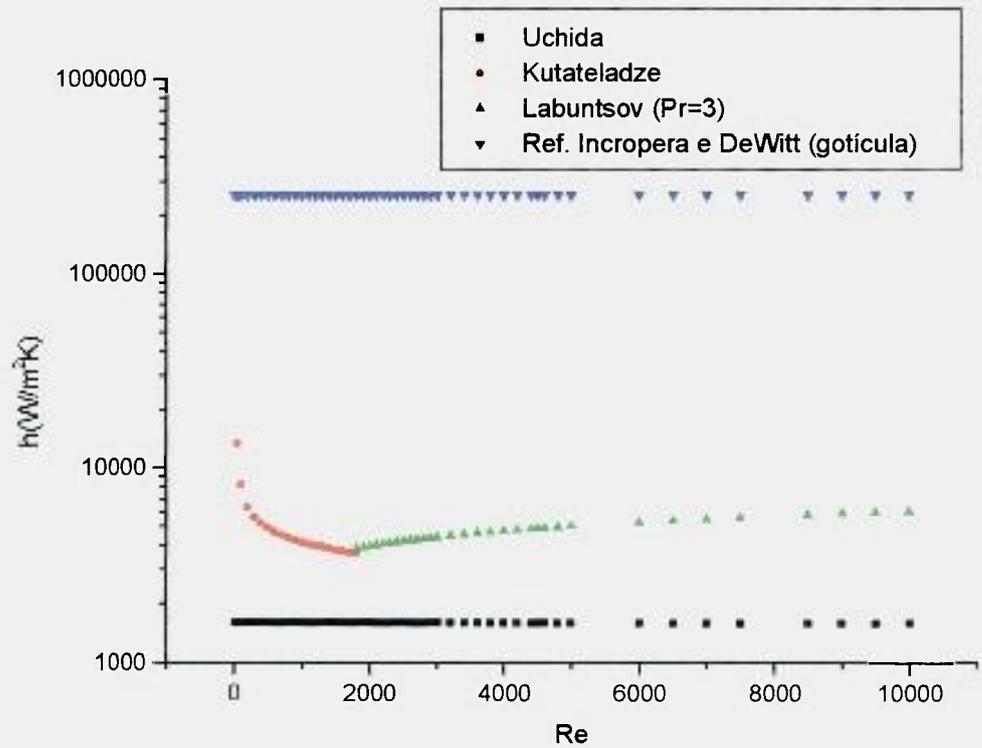


Figura 2.11 Correlações de transferência de calor de condensação para a análise de acidentes de sobre-pressão em contenções. Este trabalho sugere as correlações de Kutateladze e Labuntsov.

Para se determinar a evolução da pressão e da temperatura na contenção após um LOCA, deve-se considerar o comportamento temporal da pressão, temperatura, massa e energia nos compartimentos que fazem parte da contenção, a atuação de dispositivos de segurança como “sprays”, ventiladores etc. e a interação entre os compartimentos (troca de massa e calor entre os volumes e troca de calor com as estruturas).

Os modelos zero-dimensionais (concentrados em um volume) e bifásicos [2,20] utilizados para se determinar a pressão na contenção consideram as equações de conservação de massa e energia. Cada compartimento da contenção possui duas regiões separadas para representar o vapor e ar, na parte superior, e o líquido acumulado na parte inferior. A interação entre as duas regiões pode ser de evaporação, condensação, ebulição e troca de calor sensível através da interface, transferindo massa e energia entre elas. Pode haver troca de calor com estruturas como a parede da contenção, e troca de massa entre compartimentos por meio de quebras ou dutos.

Sejam as regiões de vapor e líquido no compartimento “n” identificadas pelos subscritos “v” e “l”, respectivamente e “M” o número total de compartimentos na contenção. Assim, as equações de balanço macroscópico de massa e energia para o compartimento “n” podem ser escritas como:

$$\frac{dM_{n,v}(t)}{dt} = \sum_{\substack{m=1 \\ m \neq n}}^M [f_{m \rightarrow n,v} W_{m \rightarrow n}(t)] + W_{n,l \rightarrow v}(t) - W_{n,v \rightarrow l}(t) \quad (2.16)$$

$$\frac{dM_{n,l}(t)}{dt} = \sum_{\substack{m=1 \\ m \neq n}}^M [f_{m \rightarrow n,l} W_{m \rightarrow n}(t)] - W_{n,l \rightarrow v}(t) + W_{n,v \rightarrow l}(t) \quad (2.17)$$

$$\begin{aligned} & \frac{d}{dt} (M_{n,v}(t) u_{n,v}(t) + M_{n,a} c_{n,a} T_{n,v}(t)) = \\ & \sum_{\substack{m=1 \\ m \neq n}}^M [f_{m \rightarrow n,v} W_{m \rightarrow n}(t) h_{m,v}(t)] + u_{n,l}(t) W_{n,l \rightarrow v}(t) - u_{n,v}(t) W_{n,v \rightarrow l}(t) - Q_{n,v}(t) \end{aligned} \quad (2.18)$$

$$\frac{d(M_{n,l}(t)u_{n,l}(t))}{dt} = \sum_{m=1}^M [f_{m \rightarrow n,l} W_{m \rightarrow n}(t) h_{m,l}(t)] - u_{n,l}(t) W_{n,l \rightarrow v}(t) + u_{n,v}(t) W_{n,v \rightarrow l}(t) - Q_{n,l}(t) \quad (2.19)$$

$$m=1, \dots, M;$$

$$n=1, \dots, M;$$

onde $M_{n,v}$ é a massa de vapor no compartimento “n”;

$M_{n,l}$ é a massa de líquido no compartimento “n”;

$M_{n,a}$ é a massa de ar na região de vapor no compartimento “n”;

$f_{m \rightarrow n,v}$ é a fração de vapor da vazão total do compartimento “m” para o compartimento “n”;

$f_{m \rightarrow n,l}$ é a fração de líquido da vazão total do compartimento “m” para o compartimento “n”;

$W_{m \rightarrow n}$ é a vazão total de líquido e vapor do compartimento “m” para o compartimento “n”;

$W_{n,l \rightarrow v}$ é a vazão que se evapora da região de líquido para a região de vapor no compartimento “n”;

$W_{n,v \rightarrow l}$ é a vazão que se condensa da região de vapor para a região de líquido no compartimento “n”;

$u_{n,v}$ é a energia interna do vapor no compartimento “n”;

$u_{n,l}$ é a energia interna do líquido no compartimento “n”;

$c_{n,v}$ é o calor específico do ar na região de vapor do compartimento “n”;

$T_{n,v}$ é a temperatura na região de vapor do compartimento “n”;

$h_{n,v}$ é a entalpia do vapor no compartimento “n”;

$h_{n,l}$ é a entalpia do líquido no compartimento “n”;

$Q_{n,v}$ é o calor transferido através de estruturas existentes na região de vapor do compartimento “n”;

$Q_{n,l}$ é o calor transferido através de estruturas existentes na região de líquido do compartimento “n”;

Nas regiões de líquido e de vapor considera-se a existência de uma mistura bifásica homogênea de vapor e líquido:

$$\begin{aligned} v_{n,v} &= (1 - x_{n,v})v_f(T_{n,v}) + x_{n,v}v_g(T_{n,v}) \\ v_{n,l} &= (1 - x_{n,l})v_f(T_{n,l}) + x_{n,l}v_g(T_{n,l}) \end{aligned} \quad (2.20)$$

onde $v_{n,v}$ e $v_{n,l}$ são os volumes específicos das regiões de vapor e líquido do compartimento “n”, v_f e v_g são os volumes específicos de líquido e vapor saturado na temperatura indicada e $x_{n,l}$ e $x_{n,v}$ são os títulos nas regiões indicadas nos subscritos.

As vazões entre os compartimentos podem ser calculadas de acordo com a evolução do transiente ou podem ser definidas externamente. No caso de um acidente tipo LOCA, a vazão de líquido e vapor para o compartimento da contenção, $W_{m \rightarrow n}$, é definida em dados de entrada.

O vapor produzido na região de líquido via ebulição é transferido para a região de vapor; o líquido produzido na região de vapor via condensação homogênea é transferido para a região de líquido. Neste processo há a transferência de massa e energia entre as duas regiões. As outras formas de troca de calor são calor sensível, via convecção devido a diferença entre as temperaturas da região de vapor e região de líquido, e calor latente devido a transferência de massa via gradiente de concentração molar do vapor.

A partir dos resultados de temperatura e volume específico obtém-se a pressão no compartimento utilizando-se as equações de estado para o vapor e para o ar,

$$P_{n,v}(t) = P(T_{n,v}(t), v_{n,v}(t)) + \frac{M_{n,a} R_a T_{n,v}(t)}{x_{n,v}(t) M_{n,v}(t) v_g(T_{n,v}(t))} \quad (2.21)$$

onde o primeiro termo corresponde a equação de estado de vapor e o segundo a equação de estado do ar, considerado como gás ideal.

2.11 Alguns programas de análise de pressurização de contenções devido a LOCA

Os programas BEACON [20], COMPARE [20] e CONTEMPT-LT [2] foram desenvolvidos especificamente para análise de transientes em contenções nucleares, visando determinar a evolução da pressão e temperatura ao longo de um LOCA nos compartimentos que representados como volumes termodinâmicos, podem ser conectados por junções. Outros programas de modelagem genérica como os da linha RELAP também podem ser utilizados para análise de contenções.

Os programas COMPARE e CONTEMPT-LT consideram volumes termodinâmicos e equações de escoamento para uma mistura homogênea, em

equilíbrio termodinâmico e constituído de uma ou mais combinações entre vapor, água e o ar considerado como gás perfeito. O programa BEACON também considera uma mistura de duas fases, porém o modelo termodinâmico não considera equilíbrio entre as fases. O programa CONTEMPT-LT possui uma limitação quanto ao número de compartimentos interligados, e portanto se faz necessário uma modelagem alternativa quando existirem mais de quatro compartimentos interligados. Este trabalho utiliza o programa CONTEMPT-LT em suas análises.

REFERÊNCIAS

1. US NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, Standard Technical Specification, Westinghouse Plants, Revision 1, NUREG-1431, Abril de 1995.
2. L. L. Wheat, R. J. Wagner, G. F. Niederauer, C. F. Obenchain, CONTEMPT-LT, A Computer Program For Predicting Containment Pressure-Temperature Response To Loss Of Coolant Accident, Aerojet Nuclear Company, TID 4500, 1975.
3. E. E. Lewis, Nuclear Power Reactor Safety, cap. 9, pag.434, John Wiley & Sons, New York, 1977.
4. L. S. Tong e J. Weisman, Thermal analysis of pressurized water reactors, American Nuclear Society, IL, EUA, 1996.
5. N. E. Todreas e M. S. Kazimi, Nuclear Systems I, Thermal Hydraulic Fundamentals, Taylor & Francis, EUA, 1993.
6. D. C. Slaughterbeck, Correlations to Predict The Máximum Containment Pressure Following a Loss of Coolant Accident in Large Pressurized Reactors with Dry Containments, Idaho Nuclear Corporation Report, IN-1468, 1971.
7. R. R. Gido, A. Koestel, Containment condensing heat transfer, Los Alamos National Laboratory, LA-UR-82-1759, Los Alamos, NM, USA, 1982.
8. R. L. Freitas, Aplicabilidade das correlações de Tagami e Uchida à contenção do SCP-I, Rel. Técnico No. R360-60-0001-361-01-00, CNEN-SP/COPESP, Centro Tecnológico da Marinha, São Paulo, SP, 1988.
9. F. P. Incropera e D. P. DeWitt, Fundamentals of Heat and Mass Transfer, p. 554, Seção 10.6 – Condensation: Physical Mecanismos, John Wiley & Sons, New York, EUA, 1996.
10. R. L. Webb, Principles of Enhanced Heat Transfer, p. 377, Seção 12.2, - Dropwise condensation, John Wiley & Sons, New York, EUA, 1994.
11. H. Nariai, I. Aya, M. Kobayashi, Heat transfer coefficients of steam condensation on containment vessel wall during blowdown, Journal of Nuclear Science and Technology, 18, 845, 1981.
12. M. M. El-Wakil, Nuclear Heat Transport, p. 321, Correlação de Carpenter e Colburn, International Textbook Company, New York, EUA, 1971.
13. R. B. Bird, W. E. Stewart e E. N. Lightfoot, Transport Phenomena, p. 418, Correlação de Grigull, John Wiley & Sons, New York, EUA, 1960.

14. R. L. Webb, Principles of Enhanced Heat Transfer, p. 45, Correlação de Chun-Seban, John Wiley & Sons, New York, EUA, 1994.
15. M. M. El-Wakil, Nuclear Heat Transport, p. 320, Correlação de Kirkbride, International Textbook Company, New York, EUA, 1971.
16. D. L. Nguyen e W. Winkler, Comparison report on OECD-CSNI containment standard problem No. 2, CSNI Report No. 65, Gesellschaft fuer Reaktorsicherheit, Garching, Alemanha, 1982.
17. E. S. Idar, J. F. Lime, and R. G. Gido, Comparison of Compare and Beacon subcompartment analyses of Battelle-Frankfurt containment tests, Los Alamos National Laboratory, NM (USA). NUREG/CR—2849, 1983.
18. E. R. R. Rochedo, Análise do comportamento da pressão e temperatura da contenção de um reator PWR sob os efeitos de um acidente de perda de refrigerante, Dissertação de Mestrado, Correlação de Kolflat, COPPE-UFRJ, Rio de Janeiro, Dezembro de 1979.
19. A. L. de Souza, Análise da contenção da INAP, Rel. Téc. PSE.RAT.COPESP.002-RELT.001.R01, 1996.
20. W. J. Mings e J. I. Mills, Containment code developmental verification at INEL, Proceedings of the Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, Eastern Idaho Section, American Nuclear Society, 1978.

CAPÍTULO 3

ESTIMATIVA DA PRESSÃO MÁXIMA EM CONTENÇÕES PEQUENAS A PARTIR DE RESULTADOS DE GRANDES CONTENÇÕES

Os reatores de pequeno porte trabalham em condições de operação semelhantes aos de grande porte, entretanto geram uma menor potência e possuem uma contenção menor, especialmente os reatores aplicados à propulsão naval. Para se compreender melhor o efeito do tamanho de uma contenção no pico de pressão que ocorre nesta após um LOCA, adotou-se um procedimento apresentado por Slaughterbeck [1,2] no qual se estima a dependência da pressão máxima para contenções de reatores de grande porte em função da razão entre os volumes do circuito primário e da contenção, e da entalpia do circuito primário.

Reatores de grande porte têm esta razão de volumes da ordem de 0,005 [1] e reatores de pequeno porte tem esta razão da ordem de 0,02.

Neste capítulo faz-se uma estimativa da pressão que pode ser atingida na contenção de um reator de pequeno porte devido a ocorrência de um LOCA à partir de resultados de reatores de grande porte utilizando-se esta mesma correlação. O procedimento utilizado nas extrapolações e os resultados obtidos são apresentados a seguir.

3.1 Procedimento adotado para a extrapolação

Os dados de pressões máximas em contenções oriundas do acidente de perda de refrigerante do tipo LOCA em função da entalpia do refrigerante no circuito primário e da razão entre os volumes do circuito primário e da contenção, R_v , foram coletado da Ref. 1 e são apresentados na Tabela 3.1. As entalpias e as razões de volumes são referentes a reatores PWR comerciais que possuem grandes volumes livres em suas contenções. Estes resultados não consideram os mecanismos de troca de calor que podem ocorrer na contenção e que diminuem o pico de pressão. Os dados da Tabela 3.1 encontram-se no intervalo entre 1,28 e $1,40 \times 10^6$ J/Kg, para

entalpia, e entre 0,003 e 0,008, para a razão entre os volumes do circuito primário e a da contenção.

Estes resultados foram extrapolados para condições típicas de um reator naval onde a entalpia do refrigerante no circuito primário é mais baixa, da ordem de $1,14 \times 10^6$ J/Kg e a razão de volumes é maior que 0,02. A extrapolação dos dados de pressão máxima foi feita em quatro etapas:

- 1) ajustou-se um polinômio para a pressão máxima em função da entalpia para as razões de volumes apresentadas na Tabela 3.1;
- 2) extrapolou-se o valor de pressão máxima até a entalpia de $1,14 \times 10^6$ J/Kg;
- 3) ajustou-se um polinômio para os valores de pressão máxima em função da razão de volume para as entalpias de 1,37, 1,32, 1,28 e $1,14 \times 10^6$ J/Kg obtidas anteriormente;
- 4) extrapolou-se, depois, os resultados até a razão de 0,03.

As extrapolações foram feitas com o programa ORIGIN [3]. A Figura 3.1 apresenta o resultado intermediário referente a etapa 1 e a Tabela 3.2 e a Figura 3.2 apresentam os resultados intermediários relativos a etapa 3 obtidos das extrapolações.

3.2. Resultados da pressão máxima obtida para uma contenção de pequeno porte

A Figura 3.3 apresenta a curva da pressão máxima em função da razão entre o volume do circuito primário e volume livre da contenção, ajustada para entalpia de $1,14 \times 10^6$ J/Kg. A equação do ajuste é

$$P_{\max} = 0,003 + 508,05R_v \quad [10^5 \text{ N/m}^2] \quad (3.1)$$

onde para 0,025 obtêm-se de $12,7 \times 10^5$ N/m².

Para um PWR comercial tem-se uma pressão máxima em torno de $3,0 \times 10^5$ N/m², enquanto que para uma instalação naval, com uma razão de volumes de 0,025, tem-se uma pressão máxima em torno de $12,7 \times 10^5$ N/m². Este resultado também se refere a situação adiabática onde não há troca de calor com as paredes e estruturas existentes na contenção, sendo que a única forma de condensação considerada foi a homogênea, onde o vapor se condensa quando a pressão no ambiente da contenção

for superior à pressão de saturação correspondente à temperatura em que o vapor se encontra [1].

Os resultados extrapolados acima, obtidos com ajustes de polinômios, são dependentes dos coeficientes de ajustes e dos valores utilizados. Como os valores utilizados foram obtidos para razões em torno de 0,005 e os resultados de interesse tem razões de volume maiores que 0,02, torna-se necessário avaliar melhor estes resultados, entretanto, já se vê a magnitude no aumento da pressão na contenção para reatores de pequeno porte. No Capítulo 5 serão realizados cálculos semelhantes com maior precisão utilizando-se o programa CONTEMPT-LT [3].

TABELA 3.1 Pressões máximas(10^5 N/m²) em contenções devido a um “LOCA” em função da entalpia do refrigerante no circuito primário e da razão entre os volumes do circuito primário e da contenção, R_v .

R_v	Entalpia (J/Kg) $\times 10^6$					
	1,40	1,37	1,35	1,33	1,30	1,28
0.003	1,90	1,87	1,86	1,84	1,80	1,73
0.004	2,50	2,40	2,40	2,38	2,31	2,24
0.005	2,99	2,96	2,93	2,89	2,86	2,79
0.006	3,61	3,54	3,50	3,47	3,40	3,33
0.007	4,15	4,12	4,08	4,01	3,95	3,88
0.008	4,69	4,66	4,63	4,56	4,52	4,42

Fonte: Ref. 1.

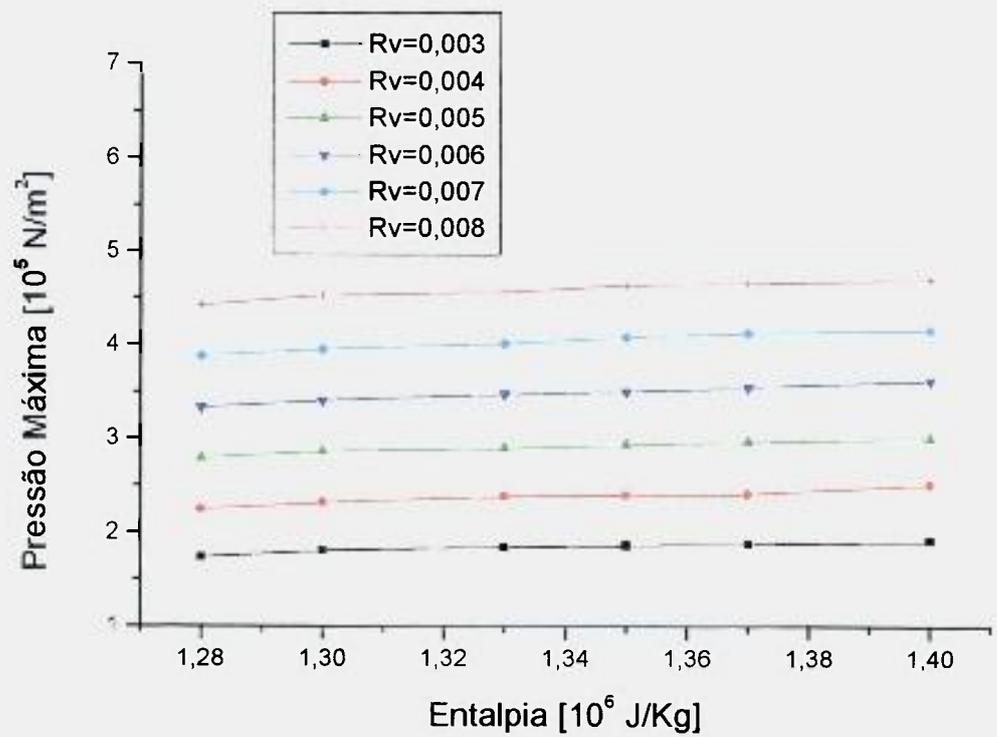


Figura 3.1 Pressão máxima em função da entalpia do circuito primário referente a etapa 1.

TABELA 3.2 Valores ajustados de pressão máxima [10^5N/m^2] na contenção devido a um “LOCA” em função da razão de volumes R_v e da entalpia do refrigerante no primário.

R_v	Entalpia (J/Kg) $\times 10^6$			
	1,37	1,32	1,28	1,14
0,002	1,33	1,29	1,18	1,02
0,004	2,43	2,40	2,25	2,03
0,008	4,63	4,56	4,41	4,07
0,010	5,73	5,65	5,49	5,08
0,016	9,03	8,92	8,73	8,14
0,020	11,23	11,09	10,88	10,16
0,022	12,33	12,19	11,97	11,18
0,024	13,43	13,29	13,04	12,20
0,030	16,73	16,53	16,28	15,24

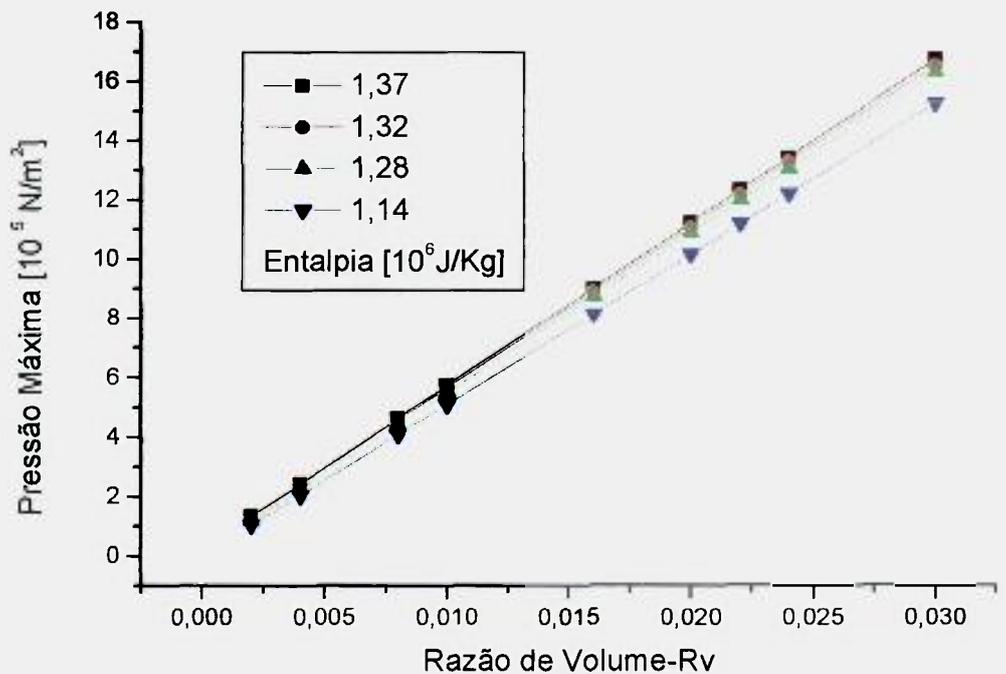


Figura 3.2 Pressão máxima na contenção em função da razão de volume entre primário e contenção para várias entalpias. Resultados obtidos do ajuste na etapa 3 e da extrapolação na etapa 4.

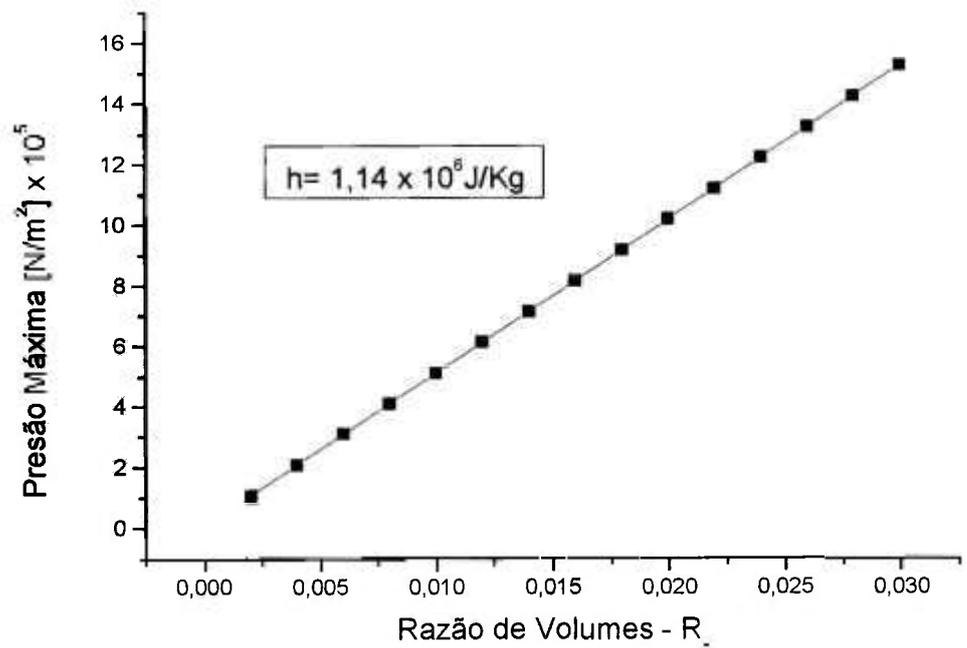


FIGURA 3.3 Ajuste da pressão máxima na contenção devido a um "LOCA" em função da razão entre os volumes do circuito primário e da contenção.

REFERÊNCIAS

1. D. C. Slaughterbeck, Correlations to Predict The Máximum Containment Pressure Following a Loss of Coolant Accident in Large Pressurized Reactors with Dry Containments, Idaho Nuclear Corporation Report, IN-1468, 1971.
2. E. E. Lewis, Nuclear Power Reactor Safety, cap. 9, pag. 434, John Wiley & Sons, New York, 1977 .
3. Origin 50 - Data Analysis and Technical Graphics, Microcal Software, Inc., 1997.
4. L. L. Wheat, R.J. Wagner, G.F. Niederauer, C.F. Obenchain, CONTEMPT-LT, A Computer Program For Predicting Containment Pressure-Temperature Response To Loss Of Coolant Accident, Aerojet Nuclear Company, TID 4500, 1975.

CAPÍTULO 4

SIMULAÇÃO DO EXPERIMENTO D6 DE BATTELLE-FRANKFURT

Neste capítulo busca-se verificar a precisão da simulação de acidentes em contenções utilizando-se o programa CONTEMPT-LT e as correlações estudadas no Capítulo 2. Para a verificação dos resultados calculados escolheu-se um experimento da série denominada Battelle-Frankfurt realizada com este objetivo. O experimento escolhido é o da configuração D6, que simula uma ruptura de linha de vapor em uma contenção composta por três compartimentos interligados em série por placas de orifício [1,2]. Neste capítulo faz-se uma descrição do experimento de Battelle-Frankfurt, são analisadas as evoluções da pressão e temperatura para os três compartimentos através do programa CONTEMPT-LT [3], inicialmente para o caso adiabático e, depois, considerando-se as correlações de transferência de calor para a condensação sugeridas no Capítulo 2. Também serão comentadas algumas opções do programa e seu impacto sobre os resultados.

4.1 O experimento de Battelle-Frankfurt (configuração D6)

Os experimentos de Battelle-Frankfurt são baseados em um modelo em escala de um sistema de contenção visando a simulação de um LOCA pela condição da quebra de linhas de vapor. O modelo foi baseado na planta alemã Biblis A que tem um reator PWR de 1200 MW. O modelo foi construído com 9 compartimentos principais interconectados por 57 dutos, com placas de orifício de diversos tipos e tamanhos, e permite uma grande variedade de possibilidades geométricas a serem ensaiadas [1].

Os testes da série C envolvem uma geometria complexa e uma fonte de despressurização de líquido saturado que resulta na introdução de uma mistura bifásica para dentro do sistema. Os testes da série D são caracterizados pela despressurização monofásica de vapor saturado. As informações sobre os testes

incluem a descarga de massa para o interior da contenção, a localização da quebra, o número de subcompartimentos envolvidos e a forma de conexão entre eles.

A Figura 4.1 ilustra esquematicamente o modelo do experimento de Battelle-Frankfurt, composto de várias paredes concêntricas formando assim os vários compartimentos que se comunicam através das passagens ilustradas pelo corte na figura. A descarga de vapor é oriunda de um vaso de pressão que está conectado à tubulação horizontal e através de placas de orifício se permite um grande número de possibilidades de experimentos.

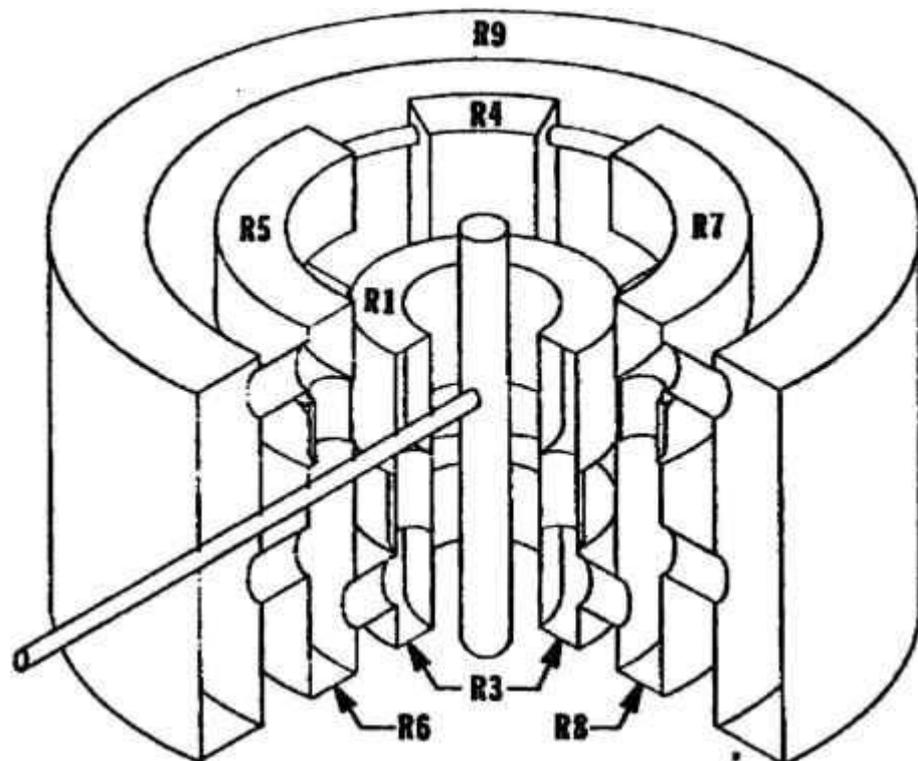


Figura 4.1 Representação esquemática do modelo Battelle-Frankfurt.

A configuração D6 do experimento de Battelle-Frankfurt foi escolhida para simulação com o programa CONTEMPT-LT uma vez que essa configuração simula somente três compartimentos conforme ilustra esquematicamente a Figura 4.2. Os compartimentos envolvidos, R6, R4 e R9 são conectados em série através de placas de orifício de 0,75m de diâmetro. Os compartimentos R6 e R4 possuem volumes relativamente pequenos ($41,23 \text{ m}^3$ e $13,02 \text{ m}^3$ respectivamente), enquanto R9 possui um grande volume (550m^3). Na modelagem é considerada a descarga de vapor saturado no centro do compartimento R6, cuja evolução temporal foi obtida em [1]. A configuração da placa de orifício que simula o bocal convergente ou divergente está disponível como opção nos dados de entrada do programa CONTEMPT-LT. A Figura 4.3 ilustra uma das possibilidades.

4.2. Aplicabilidade do programa CONTEMPT-LT na simulação do experimento D6

O programa CONTEMPT-LT [3] foi desenvolvido para estimar o comportamento de longa duração em contenções de reatores tipo LWR em consequência a um acidente de perda de refrigerante tipo LOCA. O programa calcula o comportamento temporal das variáveis pressão, temperatura, massa e energia nos compartimentos que fazem parte da contenção; considera a interação entre os compartimentos, como troca de massa e calor, troca de calor com estruturas que fazem parte da contenção e a atuação de dispositivos como “sprays” e ventiladores. A contenção pode ter até 4 compartimentos distintos. Cada compartimento possui duas regiões separadas para representar o vapor e ar, na parte superior, e o líquido acumulado na parte inferior, conforme apresentado na Seção 2.10.

No programa CONTEMPT-LT, as Eqs. 2.16 a 2.21 do Capítulo 2 são resolvidas assumindo-se uma aproximação quase-estática na qual as derivadas temporais são calculadas por meio de diferença finita explícita. A solução das equações é feita de forma iterativa assumindo-se um valor inicial para a temperatura e o volume específico, determinando a seguir as propriedades da água, título, entalpia e energia interna. A temperatura é modificada de acordo com os resultados e os cálculos são feitos até que a diferença entre os valores entre duas iterações sucessivas é menor que uma dada tolerância. A pressão na contenção, determinada como a pressão termodinâmica, é fornecida pela Eq. 2.21.

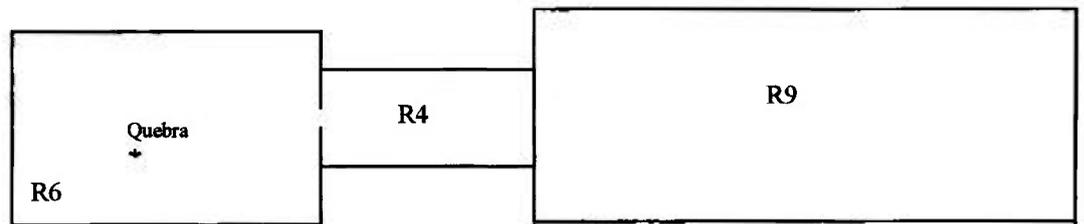


Figura 4.2 Esquemático indicando a conexão entre os 3 subcompartimentos presentes na configuração D6 do experimento Battelle-Frankfurt.

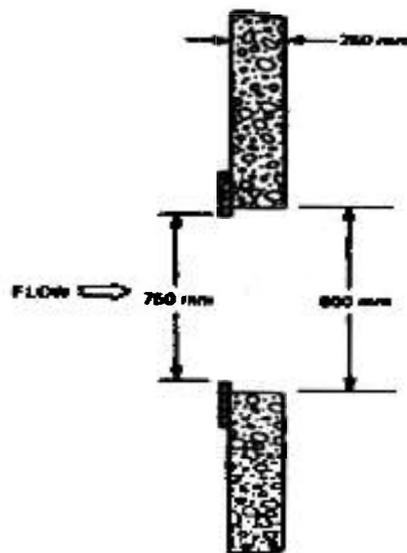


Figura 4.3 Exemplo de bocal divergente simulando a ligação entre os compartimentos.

O programa CONTEMPT-LT é utilizado para análise de contenções de PWR que apresentam grandes volumes livres [1,4]. Sua validação, entretanto, incluiu experimentos que apresentavam vários compartimentos com volumes livres pequenos, correspondendo à razões de volume entre o circuito primário e a contenção superiores a 0,03, e apresentou uma boa concordância para os valores de pressão em função do tempo [4].

4.3 Comparação dos resultados obtidos com o CONTEMPT-LT e resultados dos programas BEACON e COMPARE (caso adiabático)

Nesta seção, simula-se o experimento D6 de Batelle-Frankfurt e compara-se com resultados apresentados na Ref. 1 obtidos com os códigos BEACON e COMPARE. Estes cálculos foram realizados sem se considerar os efeitos da transferência de calor para as estruturas [1]. Busca-se aqui, verificar a aplicabilidade do programa CONTEMPT-LT para análise de compartimentos interconectados.

A Figura 4.4 mostra a descarga de vapor saturado no primeiro volume R4 em função do tempo que dura 1,68 s. A entalpia do vapor saturado é de 2773 kJ/kg e a energia total injetada neste volume é de $3,4 \times 10^5$ kJ. As Figuras 4.5, 4.6 e 4.7 apresentam os resultados de pressão em função do tempo gerados com o programa CONTEMPT-LT comparados aos dos códigos BEACON e COMPARE. As legendas "R6", "R4" e "R9" identificam os volumes conforme a Figura 4.2, "Clt" identifica o programa CONTEMPT-LT, "Bea" identifica o programa BEACON e "Cp" o programa COMPARE.

Os resultados obtidos com o código CONTEMPT-LT se aproximam muito dos resultados apresentados na Ref. 1 até o instante do fim da descarga ou "blowdown". Após este instante, o código CONTEMPT-LT apresenta para os 3 compartimentos um resultado para a pressão quase constante no tempo e inferior aos resultados dos códigos COMPARE E BEACON. Foi utilizado um fator multiplicador de transferência de 0,75 para a tubulação de interligação entre os volumes visando ajustar a transferência de massa entre eles. Na próxima seção serão feitos mais comentários sobre este fator de transferência. Após o término do "blowdown" a pressurização do volume R6 termina pois já não há mais adição de massa e energia. Assim as pressões nos 3 volumes tendem, com o passar do tempo, a se igualarem. Não há resultados pós-"blowdown" do programa BEACON, o programa COMPARE, em $t=2,5$ s, apresenta o volume R6 com 188.000 N/m^2 , o

volume R4 com 180.000 N/m^2 e o volume R9 com 171.000 N/m^2 , aproximadamente, e o programa CONTEMPT-LT no mesmo instante apresenta para os volumes R6, R4 e R9 as pressões 153.000 , 158.000 e 154000 N/m^2 , respectivamente. Vê-se que o programa CONTEMPT-LT já está com as pressões nos 3 volumes bastante próximas, ao contrário do programa COMPARE, e que a pressão final no programa COMPARE tende ser mais elevada. Esta diferença de resultado está ligada a taxa de condensação homogênea; no programa CONTEMPT-LT está sendo mais elevada e, portanto, baixa a pressão mais rapidamente.

Os resultados mostram que se pode utilizar o programa CONTEMPT-LT para a simulação de compartimentos interconectados. Estes resultados permitem obter pressões diferenciais entre compartimentos como a diferença entre seus valores nominais para cálculos estruturais. A Figura 4.8 exemplifica este fato mostrando os resultados fornecidos para pressões diferenciais entre os volumes.

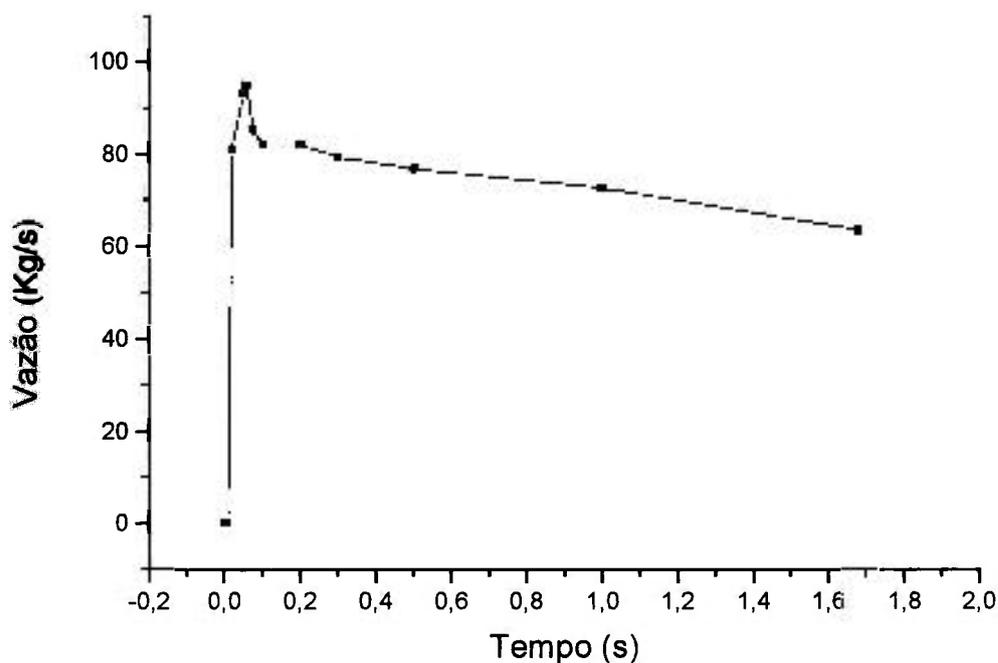


Figura 4.4 Vazão de vapor saturado para o compartimento R6 em função do tempo ou “blowdown”. No instante 1,68 s a descarga de vapor termina.

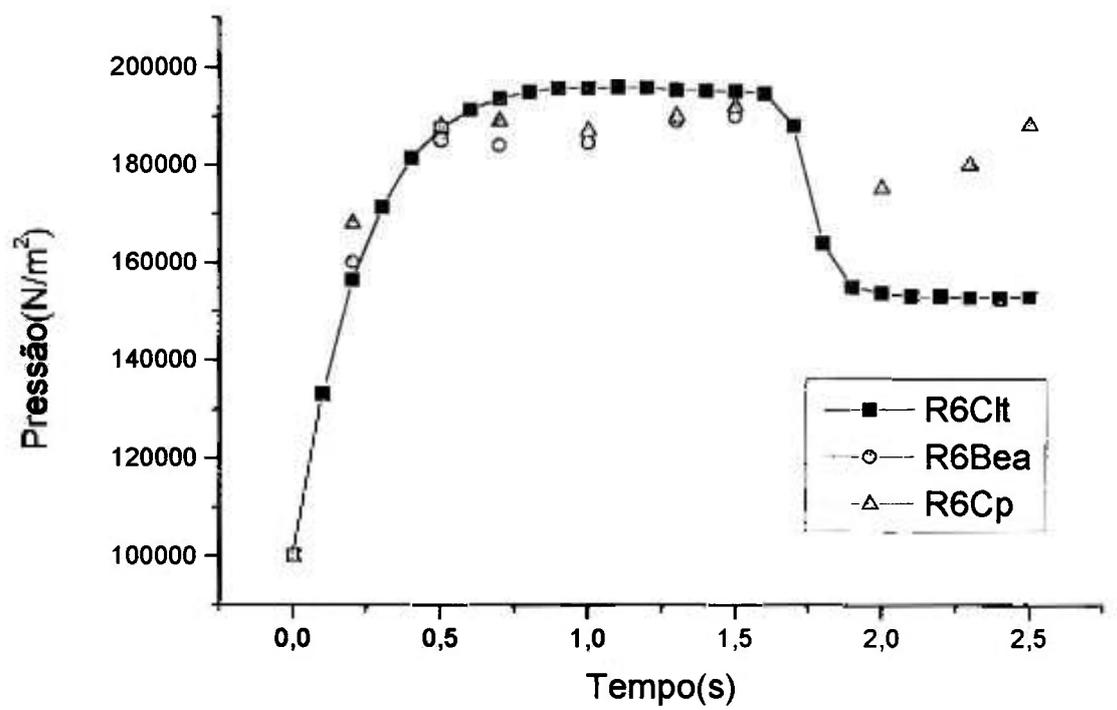


Figura 4.5 Comparativo dos resultados obtidos com o CONTEMPT-LT em relação aos resultados dos códigos BEACON e COMPARE para o compartimento R6.

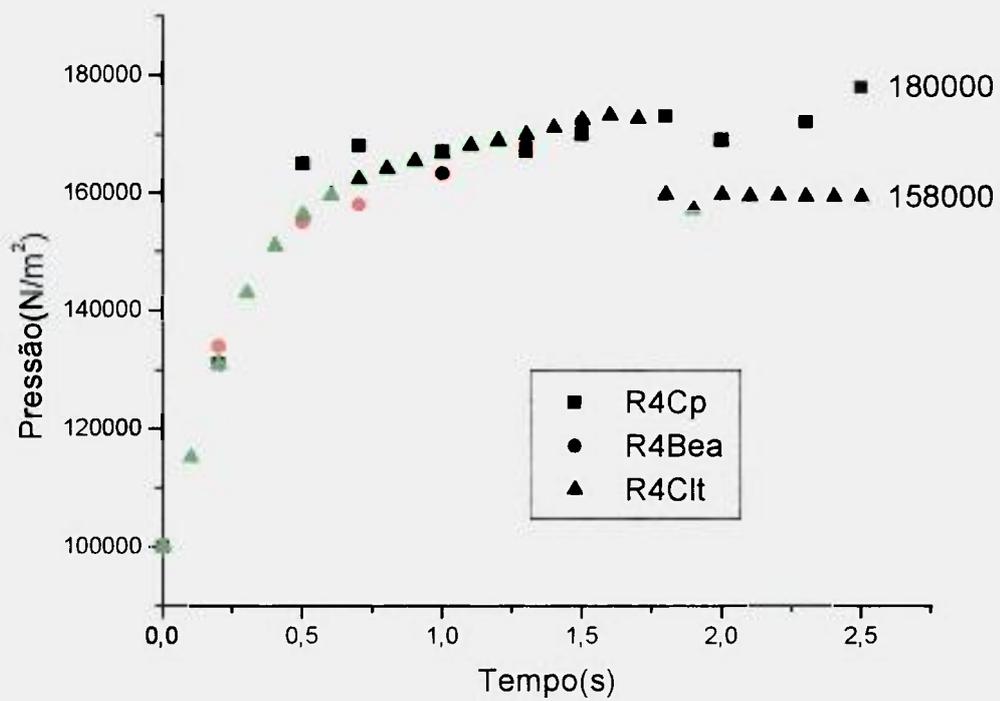


Figura 4.6 Comparativo dos resultados obtidos com CONTEMP-LT em relação aos dados dos códigos BEACON e COMPARE para o compartimento R4.

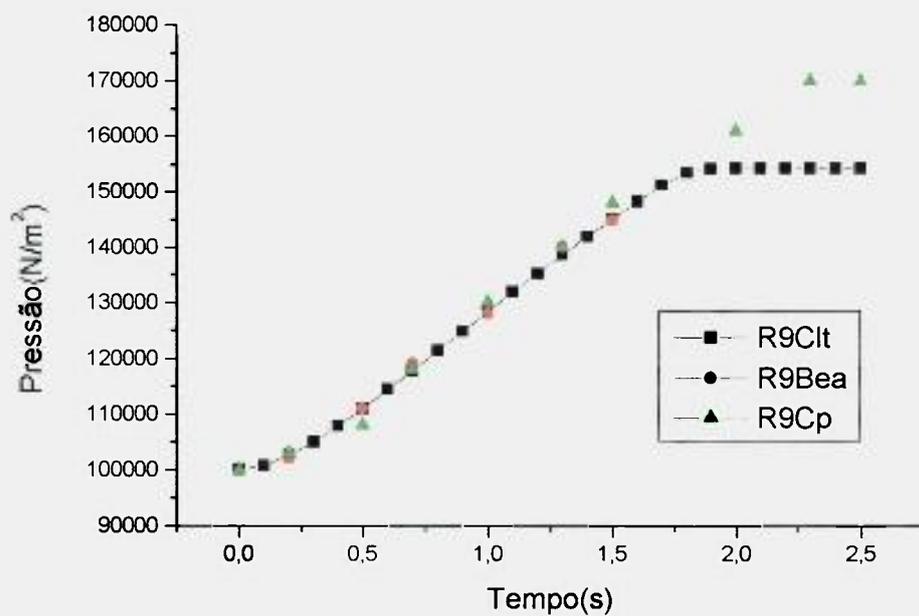


Figura 4.7 Comparativo dos resultados obtidos com o CONTEMP-LT em relação aos resultados dos códigos BEACON e COMPARE para o compartimento R9.

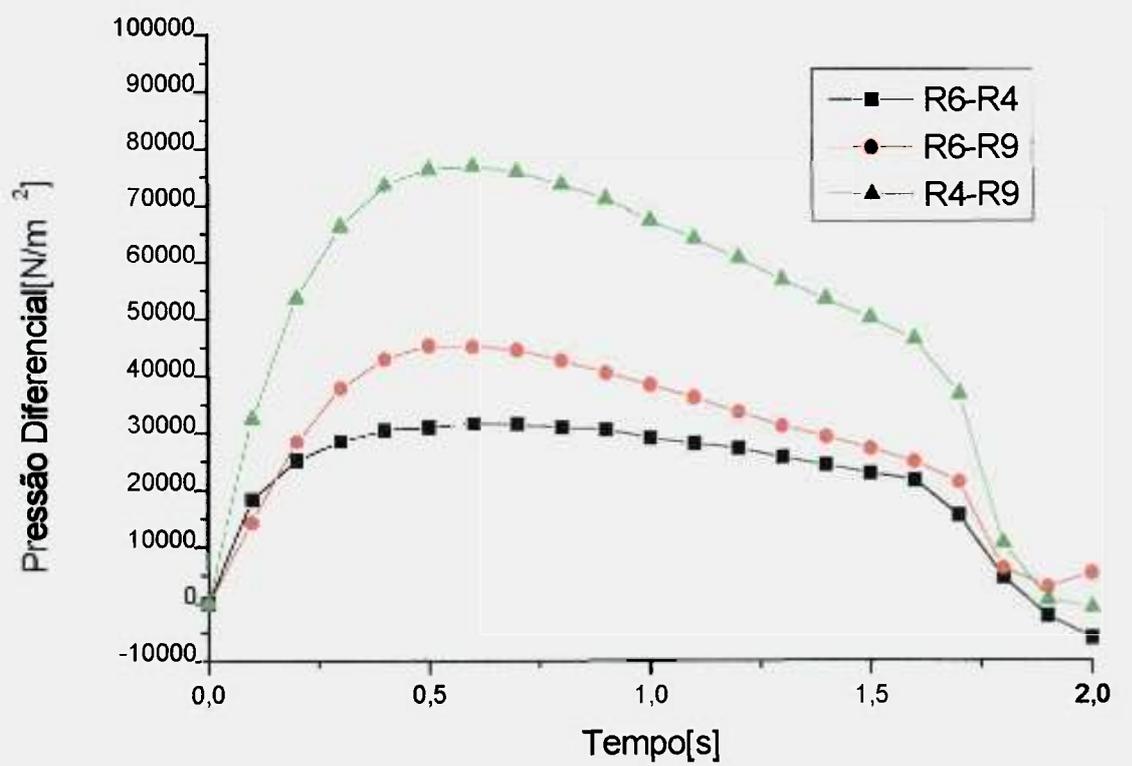


Figura 4.8 Pressões diferenciais obtidas com o programa CONTEMPT-LT para o experimento D6 Battelle – Frankfurt.

4.4. Comparação dos resultados experimentais e do programa CONTEMPT-LT com transferência de calor

Nesta seção são apresentados os resultados obtidos através do programa CONTEMPT-LT envolvendo a transferência de calor para as paredes dos compartimentos R6, R4 e R9 no experimento D6. Um esquema dos volumes pode ser visto na Figura 4.2 e a curva de descarga em função do tempo na Figura 4.4.

Para representar a transferência de calor por condensação entre a parede da estrutura do experimento e o vapor presente, considerou-se as correlações sugeridas no Capítulo 2. Dado que não é possível entrar com valores de coeficiente de transferência de calor em função do número de Reynolds no programa CONTEMPT-LT, tomou-se valores constantes para as diversas correlações. Para Uchida tomou-se o de $1590 \text{ W/m}^2\text{K}$ e para Tagami-Uchida tomou-se o valor máximo fornecido pela fórmula de Tagami que, com energia total de $3,4 \times 10^5 \text{ kJ}$ fornece um valor de $4800 \text{ W/m}^2\text{K}$. Para as correlações de Nusselt e Kutateladze-Labuntsov tomou-se valores mínimos das correlação uma vez que para fins de licenciamento normalmente utiliza-se valores conservativos de transferência de calor. A Tabela 4.1 apresenta os valores de coeficientes de transferência de calor utilizados nas simulações realizadas com o programa CONTEMPT-LT para o experimento D6.

Tabela 4.1 Coeficientes de transferência de calor médios utilizados no experimento D6.

Descrição	Valores médios do coeficiente de transferência de calor ($\text{W/m}^2\text{K}$)
Adiabático	0
Uchida	1590
Tagami-Uchida	4800
Nusselt	2400
Kutateladze-Labuntsov	3700

A Figura 4.9 apresenta, a título de ilustração, a formação de água no piso onde a descarga ocorre devido a condensação de vapor para o caso de transferência de calor por condensação de Uchida no volume R6. A Figura 4.10, também a título de ilustração, mostra a razão entre a massa de vapor e a massa de ar no ambiente do volume R6. Esta razão é utilizada para estimar o valor do coeficiente de transferência de calor na presença de gases não-condensáveis, de acordo com a Eq. 2.13. Esta razão aumenta durante o “blowdown” devido a descarga de vapor no volume e diminui após o término deste, devido à condensação.

Os resultados de pressão e temperatura obtidos estão apresentados nas Figuras 4.11 a 4.15 para os três volumes. Quanto a evolução das curvas de pressão observa-se que:

a) O compartimento R6 reproduz bem o comportamento da curva experimental para as várias correlações utilizadas e seus valores apresentam uma tendência levemente superior ao experimental até o final da descarga e depois desse evento (tempo > 1,68 segundos) caem a um valor inferior ao registrado pelo experimento;

b) Quanto às comparações entre as correlações pode-se dizer que ao longo do período de descarga as correlações de Tagami e Uchida, bem como as de Kutateladze e Labuntsov foram as que reproduziram melhor as curvas experimentais;

c) No compartimento R4 os valores obtidos estão em concordância com os resultados experimentais durante todo o período repetindo-se os melhores resultados para as correlações de Tagami e Uchida, e Kutateladze e Labuntsov;

d) No compartimento R9 também se observa um comportamento semelhante ao experimental, mas os valores das pressões ao longo do transiente se apresentam bastante superiores, mesmo para as correlações de Tagami e Uchida. Isso parece indicar que estas correlações apresentam valores de coeficientes de transferência de calor pequenos de forma que a pressão neste volume ficou super-estimada;

e) Os resultados de temperatura apresentam maior discrepância em relação ao experimental porque os resultados de cálculo são globais para o volume e os experimentais são tomados em locais determinados. Ao contrário da pressão, que assume um valor global para o volume rapidamente, a temperatura tem uma distribuição dentro do volume que dificulta a comparação [1]. O programa CONTEMP-LT, que trata todo o volume como um meio homogêneo concentrado não pode contabilizar estas diferenças.

Conforme foi observado no Capítulo 2, grandes volumes tendem a possuir coeficiente de transferência de calor mais elevados, pois o número de Re do filme na parede vertical pode atingir valores próximos a 10000 e coeficientes da ordem de 7000 W/m²K. Este é o caso do volume R9 que tem 7,5 m de altura [2]. Nas correlações utilizadas, os valores máximos de coeficiente de transferência de calor adotados são aqueles apresentados na Tabela 4.1.

A Figura 4.16 ilustra este fato onde o coeficiente de transferência de calor de Uchida está limitado em 1590 W/m²K a partir de 1,0 segundo. Isto resulta numa análise bastante conservativa para o experimento em questão fazendo com que os valores correspondentes às pressões fiquem superestimados. Os resultados mostram que as correlações de Kutateladze-Labunstov, com valores realistas para as condições de escoamento turbulento do filme na parede fria, podem fornecer resultados mais precisos e representar melhor os fenômenos físicos envolvidos na condensação.

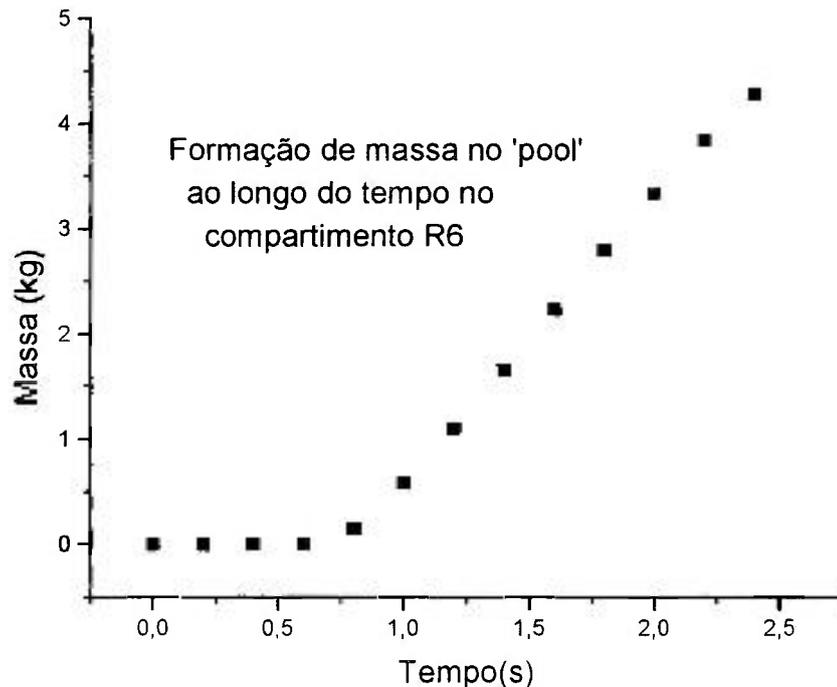


Figura 4.9 Comportamento da formação de água no piso do compartimento R6 (descarga) para o caso onde se utilizou a correlação de Uchida (opção interna do programa CONTEMPT-LT).

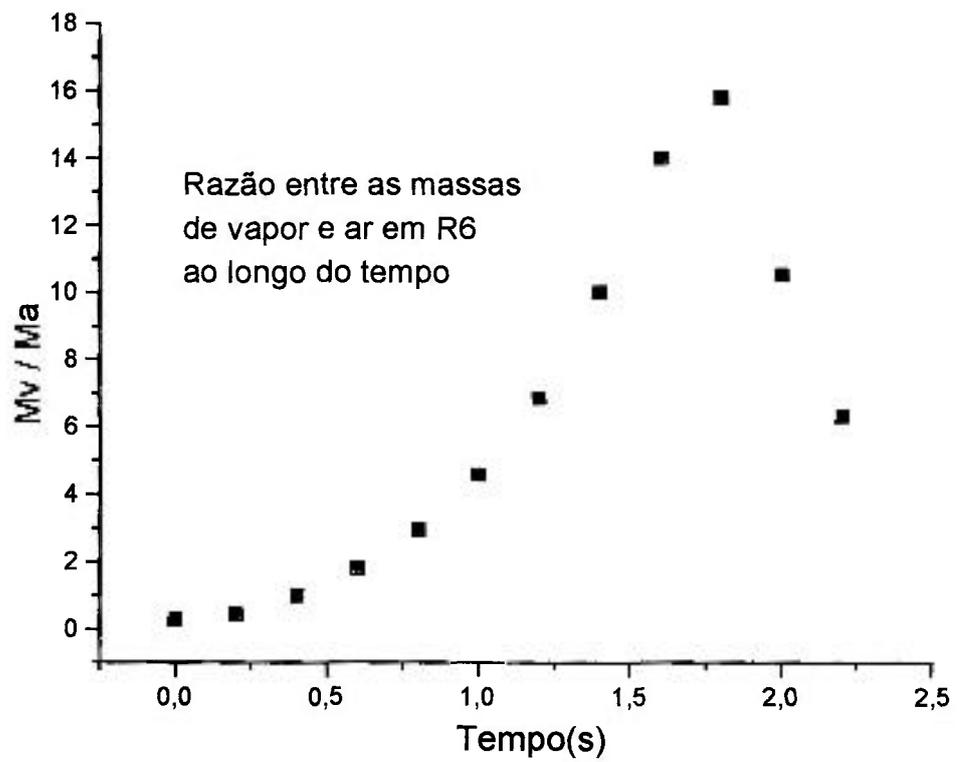


Figura 4.10 Evolução da razão entre a massa de vapor e massa de ar durante o transiente de pressurização do compartimento R6 para o caso onde se utilizou a correlação de Uchida.

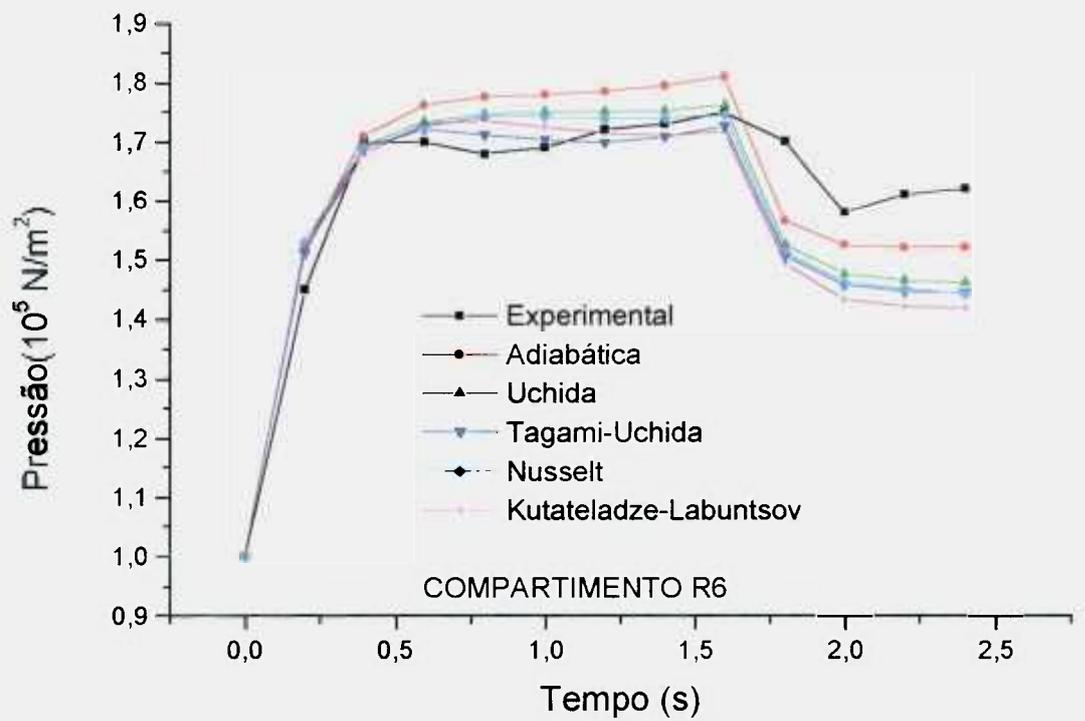


Figura 4.11 Evolução da pressão ao longo do tempo para o compartimento R6 (descarga)

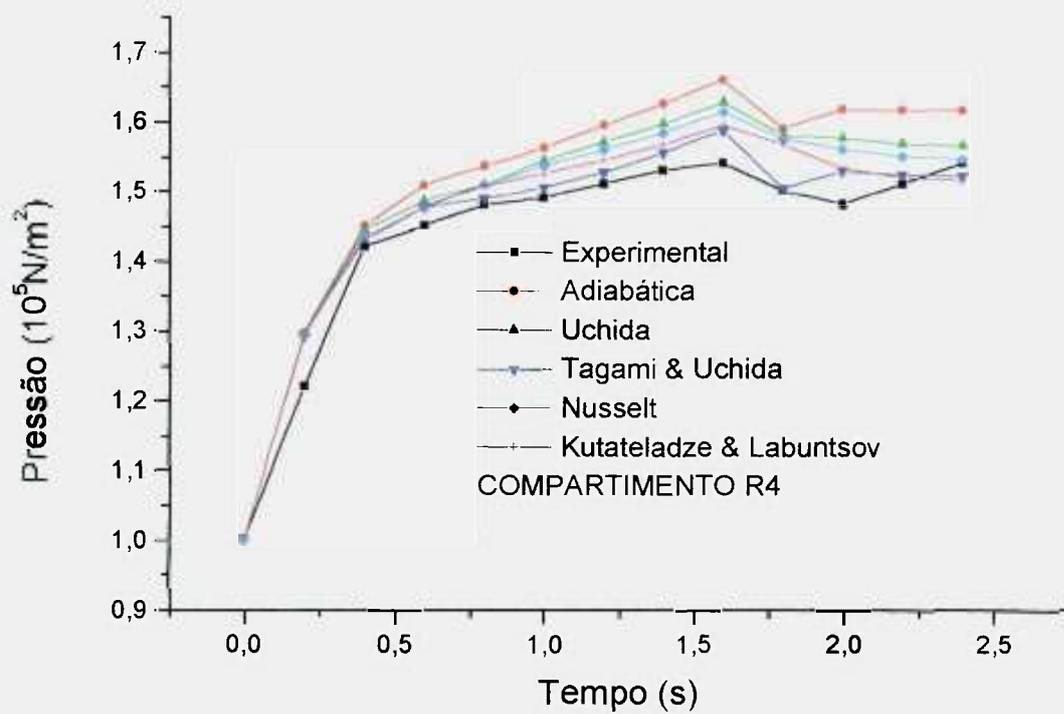


Figura 4.12 Evolução da pressão ao longo do tempo para o compartimento R4

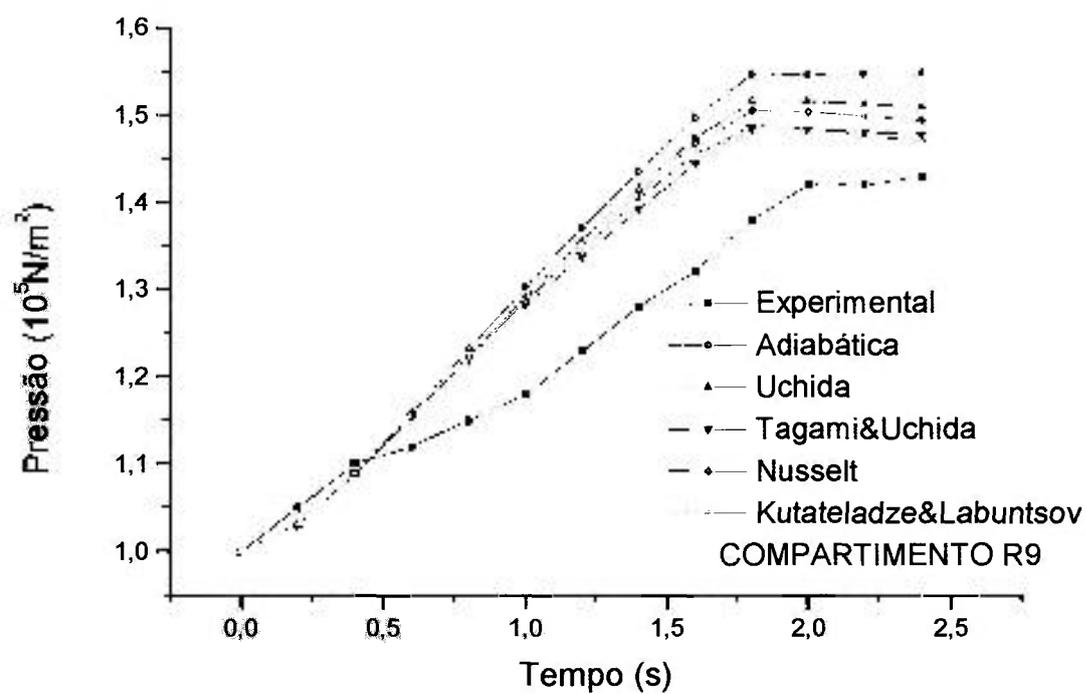


Figura 4.13 Evolução da pressão ao longo do tempo para o compartimento R9.

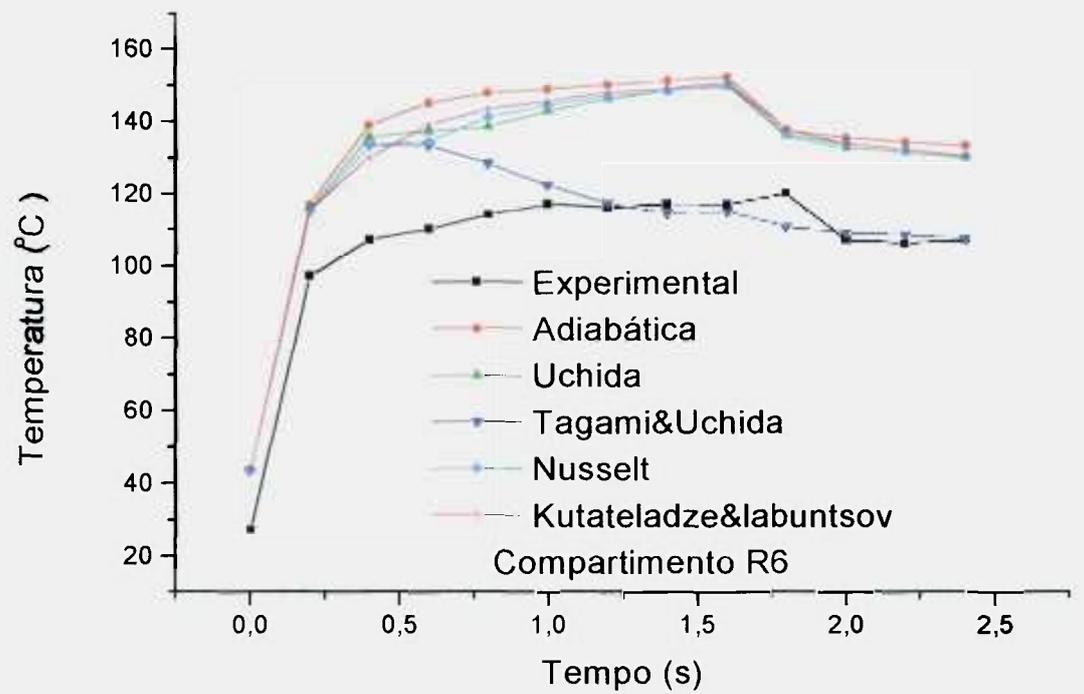


Figura 4.14 Evolução da temperatura ao longo do tempo para o compartimento R6.

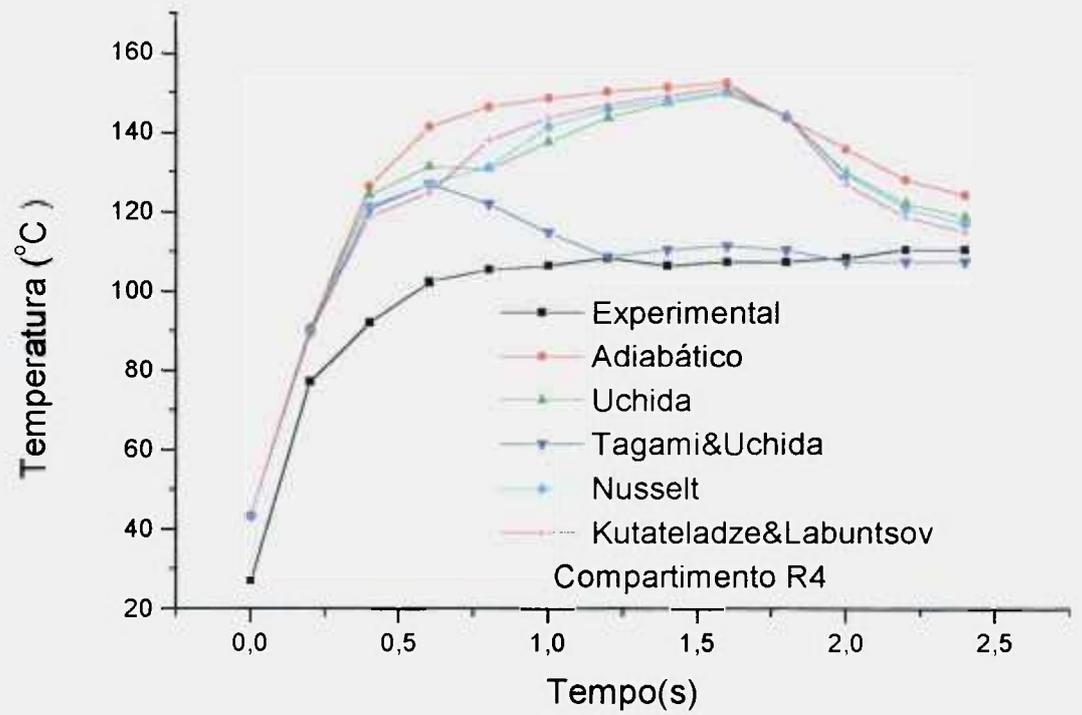
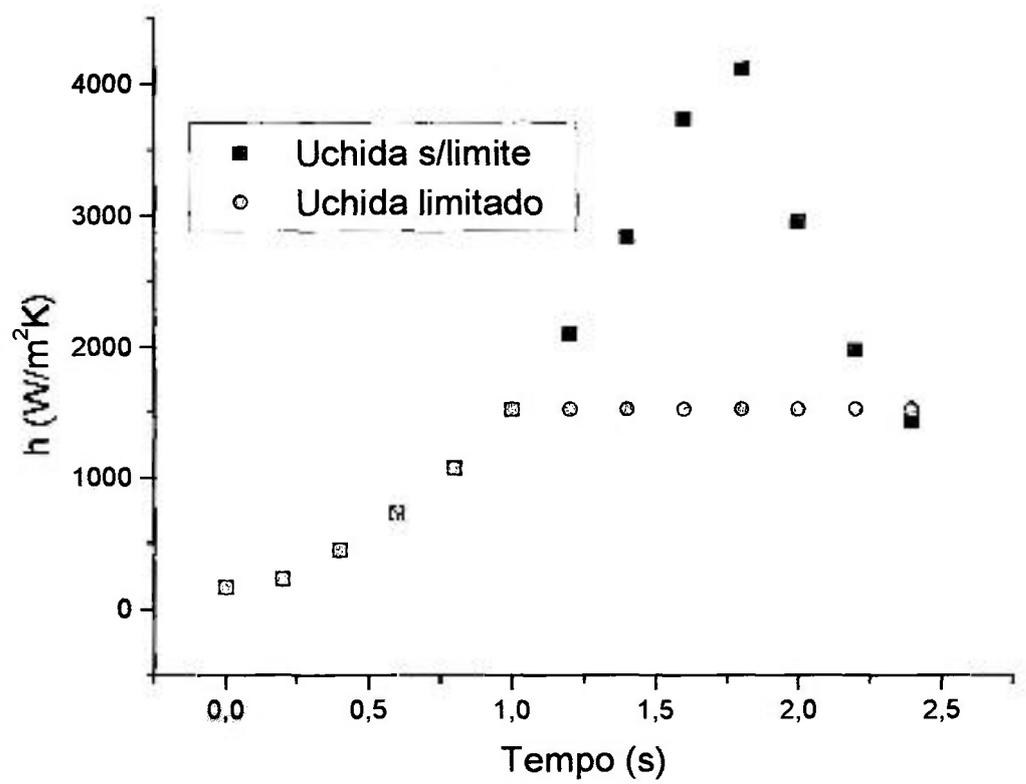


Figura 4.15 Evolução da temperatura ao longo do tempo para o compartimento R4.



4.16 Comportamento da evolução do coeficiente de transferência de calor no compartimento R6 dado pela correlação de Uchida.

4.5 Recomendações sobre opções do programa CONTEMPT-LT

O programa CONTEMPT-LT, permite que se introduza estruturas de calor em sua modelagem com condições de contorno previstas nos dados de entrada, onde se definem as condições dos coeficientes de transferência de calor e também as condições iniciais de temperatura na massa de vapor.

A opção interna do código que permite que haja transferência de massa por condensação, calcula os valores do coeficiente de transferência de calor através da correlação de Uchida que depende da fração entre as massas de vapor e do ar. Outras opções podem ser introduzidas através de valores de coeficientes tabelados ao longo do tempo. Cabe ressaltar que a opção de introdução de dados tabelados, sem a utilização da opção de Uchida, não contempla a condensação por contato nas paredes e estruturas e por esse motivo calcula um valor de pressão super-estimado.

Para que se possa introduzir valores de coeficientes de transferência de calor por condensação diferentes dos de Uchida, deve-se utilizar o artifício do fator multiplicativo de área. Entretanto, o valor do coeficiente de transferência de calor é constante e apenas modulado pela razão de massas de vapor de ar de acordo com Eq. 2.13. Os dados de entrada para as várias simulações utilizando este artifício encontram-se listados no Apêndice.

O programa permite que se introduza valores tabelados de uma determinada correlação até o final do período de “blowdown”, e no momento em que a adição de massa cessa, o programa considera opção de Uchida até o final do transiente.

A região externa à contenção foi considerada através da opção interna ao programa que calcula condições do ar com valores tabelados. Deve-se indicar a temperatura em que o ar externo a contenção se encontra.

Além das considerações de transferência de calor para as estruturas, outro dado de entrada que merece atenção especial é o multiplicador de transferência de massa que ajusta a transferência de vapor entre os compartimentos. Este fator busca considerar a perda de carga do vapor que ocorre na sua passagem pelas ligações entre os volumes. Para a simulação do experimento D6 foram testados multiplicadores que variaram de 0,75 até 1,3 e o valor que melhor reproduziu o comportamento experimental foi de 0,9 entre R6 e R4, que também foi adotado na comunicação entre R4 e R9.

REFERÊNCIAS

1. E. S. Idar, J. F. Lime, and R. G. Gido, Comparison of Compare and Beacon subcompartment analyses of Battelle-Frankfurt containment tests, Los Alamos National Lab., NM (USA). NUREG/CR—2849, 1983.
2. D. L. Nguyen e W. Winkler, Comparison report on OECD-CSNI containment standard problem No. 2, CSNI Report No. 65, Gesellschaft fuer Reaktorsicherheit, Garching, Alemanha, 1982.
3. L.L. Wheat, R.J. Wagner, G.F. Niederauer, C.F. Obenchain, CONTEMPT-LT, A Computer Program For Predicting Containment Pressure-Temperature Response To Loss Of Coolant Accident, Aerojet Nuclear Company, TID 4500, 1975.
4. D.C. Slaughterbeck, Correlations to Predict The Máximum Containment Pressure Following a Loss of Coolant Accident in Large Pressurized Reactors with Dry Containments, Idaho Nuclear Corporation Report, IN-1468, 1971.

CAPÍTULO 5

PRESSÃO NA CONTENÇÃO DE UM REATOR DE PEQUENO PORTE

Neste capítulo retorna-se ao problema analisado no Capítulo 3, isto é, a pressão em contenções de reatores de pequeno porte devido a ocorrência de um LOCA. Estuda-se com o programa CONTEMP-LT a evolução da pressão e temperatura em função de várias razões R_v entre os volumes do circuito primário e da contenção. Considera-se inicialmente o caso adiabático, semelhante às condições estudadas no Capítulo 3, e compara-se com aqueles resultados.

A seguir são apresentados resultados para um reator de pequeno porte com razão R_v de 0,023, levando-se em consideração a transferência de calor de condensação entre o vapor na contenção e as paredes de sua estrutura. Neste caso, considera-se além da condensação por filme, a possibilidade de transferência de calor por condensação por gotículas, que propicia uma condensação muito mais intensa. Esta hipótese de transferência de calor está sendo feita somente para reatores para propulsão naval onde é possível manter as paredes da contenção em condições adequadas para a formação de gotículas ao invés de filme devido a frequência trimestral de paradas para a manutenção. Por um período de três meses pode-se garantir que, no evento de um LOCA, a parede da contenção se encontra em condições adequadas para a formação de gotículas durante a condensação.

5.1 Pressão na contenção em função do seu volume livre – caso adiabático

Para se estudar o comportamento da pressão máxima em reatores com razões de volumes R_v , variando de 0,005 a 0,03 construiu-se um conjunto de dados, apresentados na Tabela 5.1, para instalações com R_v intermediárias [1,2]. A massa de água total, existente no circuito primário antes de ocorrer o LOCA, os volumes da contenção e do circuito primário para dez razões de volume, R_v , diferentes também

encontram-se na Tabela 5.1. Estas razões de volume são representativas de instalações de grande porte, médio porte e navais [1,2,3].

Tabela 5.1 Volumes da contenção e do circuito primário, massas de água do circuito primário para dez razões de volume R_v escolhidas.

R_v	V_{cont} [m ³]	$V_{primario}$ [m ³]	Massa [Kg]
0,005	73600	368	241700
0,006	55800	334	219870
0,007	42180	260	194000
0,008	32000	256	168300
0,010	18400	183	120240
0,015	4600	69	45270
0,020	1150	23	15120
0,023	500	11	7560
0,025	290	7	4680
0,030	72	2	1420

O comportamento temporal da descarga foi tomado das Refs. 4 e 5; as descargas em função do tempo são tais que integradas no tempo reproduzem as massas de água apresentadas na Tabela 5.1. Algumas das descargas encontram-se na Figura 5.1, onde o tempo de descarga é de cerca de 13 s. Nota-se que a vazão atinge valores muito elevados no início e depois cai em uma taxa mais lenta até atingir valores nulos. O valor máximo de vazão atinge cerca de 80000 kg/s para reatores de grande porte e 4000 kg/s para reatores navais. Foram feitas simulações para os dez casos apresentados na Tabela 5.1, cada um correspondente à uma razão de volumes.

Tentando reproduzir as condições analisadas no Capítulo 3, não foram consideradas a troca de calor com as estruturas presentes ou qualquer dispositivo de segurança para promover a supressão do pico de pressão durante o acidente postulado. Considerou-se um tempo total de transiente de 25 s com cálculos sendo o feitos em intervalos de tempo de 0,05 segundos.

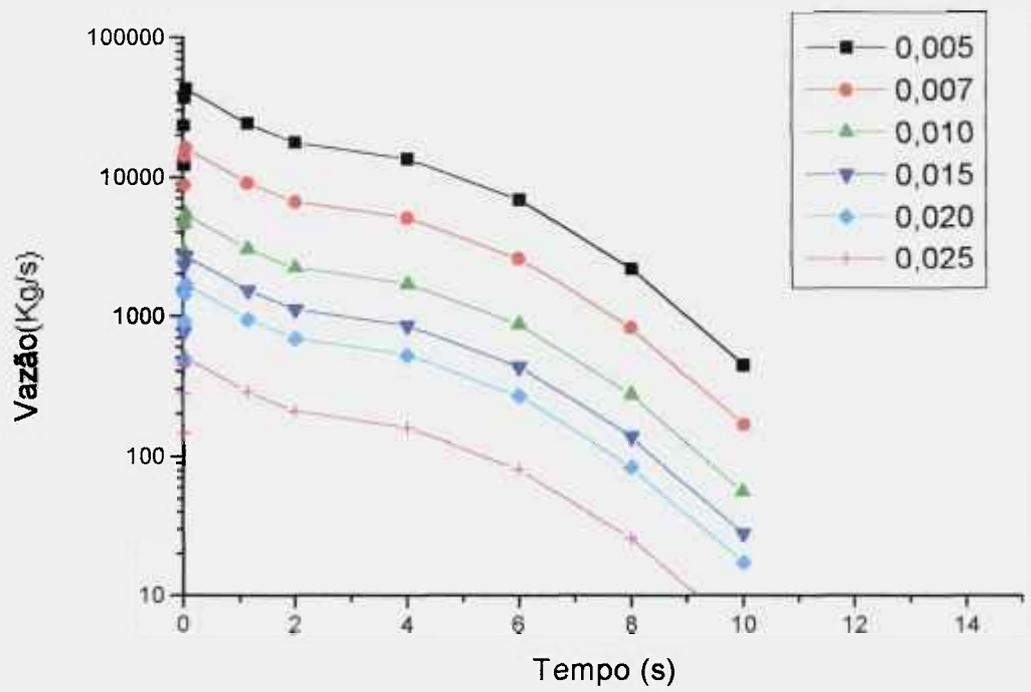


Figura 5.1 Curvas de vazão ao longo do tempo de depressurização para várias razões de volume.

As evoluções temporais da pressão e da temperatura na contenção em função do tempo para 6 casos diferentes são apresentadas nas Figuras 5.2 e 5.3. Os comportamentos são semelhantes para ambas as variáveis, atingindo um patamar de máximo, assintoticamente, a partir de 13 s. Como não há troca de calor com o ambiente, situação adiabática, a temperatura e a pressão se estabilizam nesses valores elevados. A consideração destes fenômenos faria com que elas atingissem um pico mais baixo e caíssem a seguir.

Para grandes contenções, como por exemplo R_v de 0,005, a pressão máxima atinge $3,54 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ enquanto que para contenções pequenas, como R_v de 0,03, a pressão máxima atinge $13,47 \times 10^5 \text{ N/m}^2$. Os valores de temperatura e pressão máximos no ambiente da contenção, após o período de pressurização da contenção, em função da razão de volumes são apresentadas nas Figuras 5.4 e 5.5. Em relação a temperatura vê-se que a medida que a contenção se torna menor (maior razão de volume) seus valores aumentam com menor intensidade conforme ilustra a Figura 5.4. Em relação ao comportamento da pressão em função da razão de volume, este se parece linear conforme foi estimado anteriormente na Seção 3, a partir dos resultados de reatores de grande porte fornecidos pela Ref. 2. Nota-se na Figura 5.5, entretanto, que as curvas obtidas no Capítulo 3 e com o programa CONTEMPT-LT se cruzam em torno de uma razão de volume de 0,017, indicando que os resultados de pressão do programa crescem numa taxa menor com relação a R_v . Os resultados obtidos com o CONTEMPT-LT para a pressão máxima na contenção, são maiores para reatores de grande porte e menores para reatores de pequeno porte e navais.

5.2 Pressão na contenção de reatores de pequeno porte - transferência de calor por condensação por filme

Foi simulado com o programa CONTEMPT-LT um acidente de perda de refrigerante por grande ruptura numa contenção hipotética aplicada à um reator de pequeno porte, cujas características de volume livre e de adição de massa e energia para o interior da mesma foram tomadas das Refs. 4 e 5. Foi considerado o problema da transferência de calor para as estruturas e os valores indicados na Tabela 4.1 para Uchida, Tagami-Uchida e Kutateladze-Labuntsov.

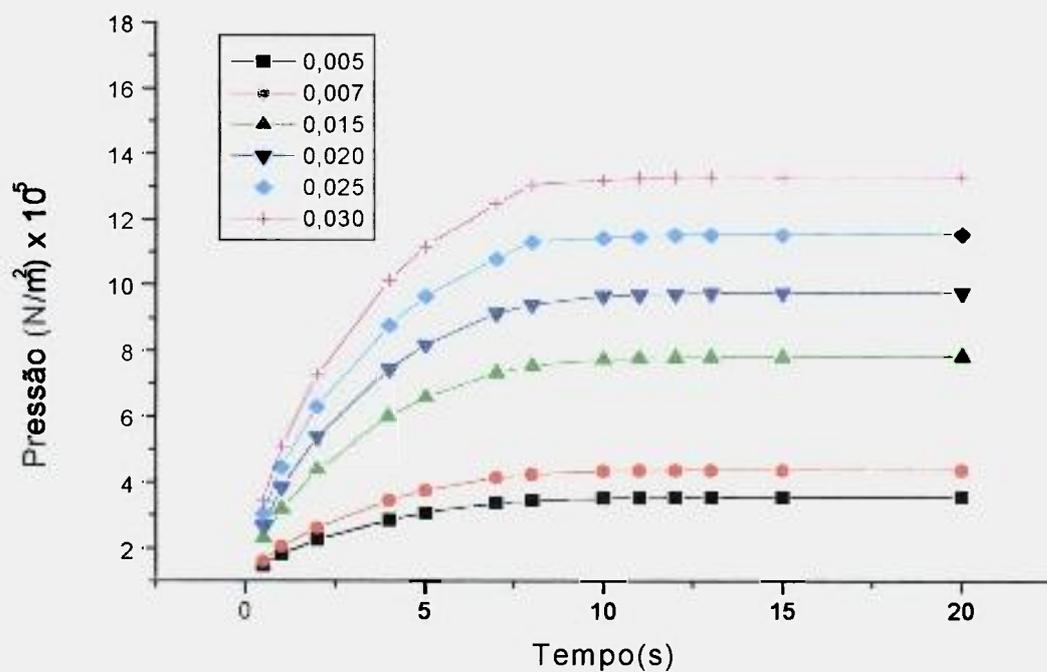


Figura 5.2 Pressão na contenção em função do tempo para várias razões entre o volume do primário e contenção.

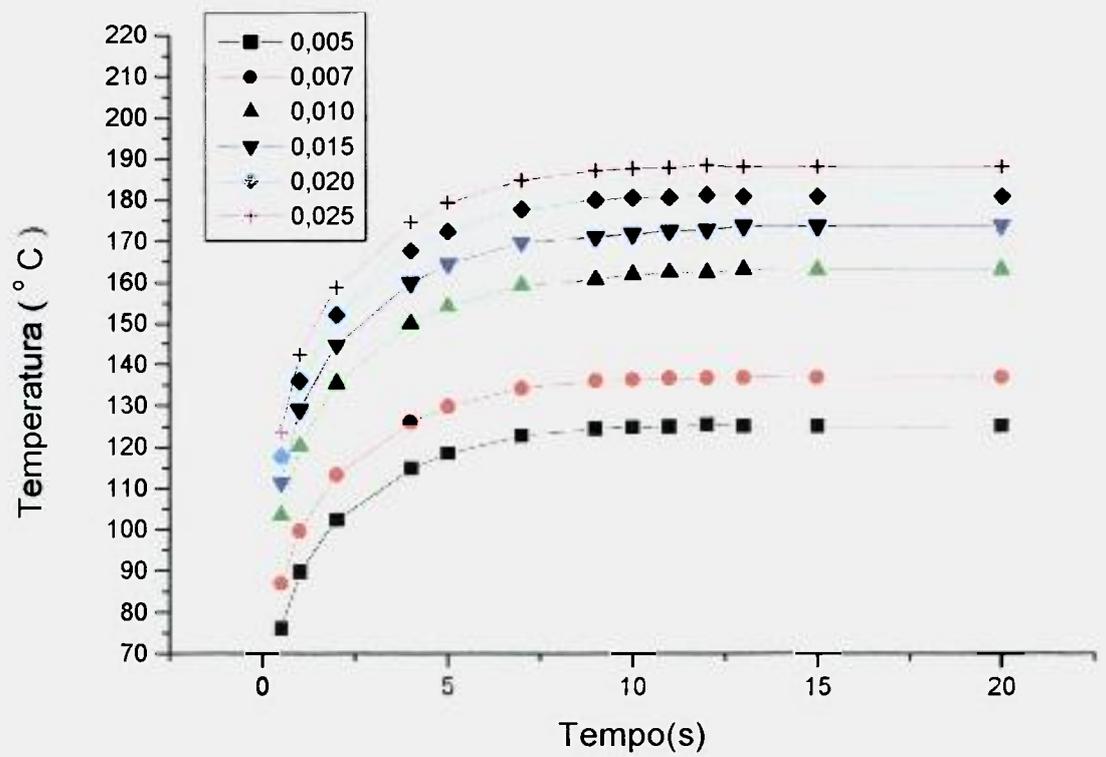


Figura 5.3 Temperatura na contensão em função do tempo para várias razões entre os volumes do primário e contensão.

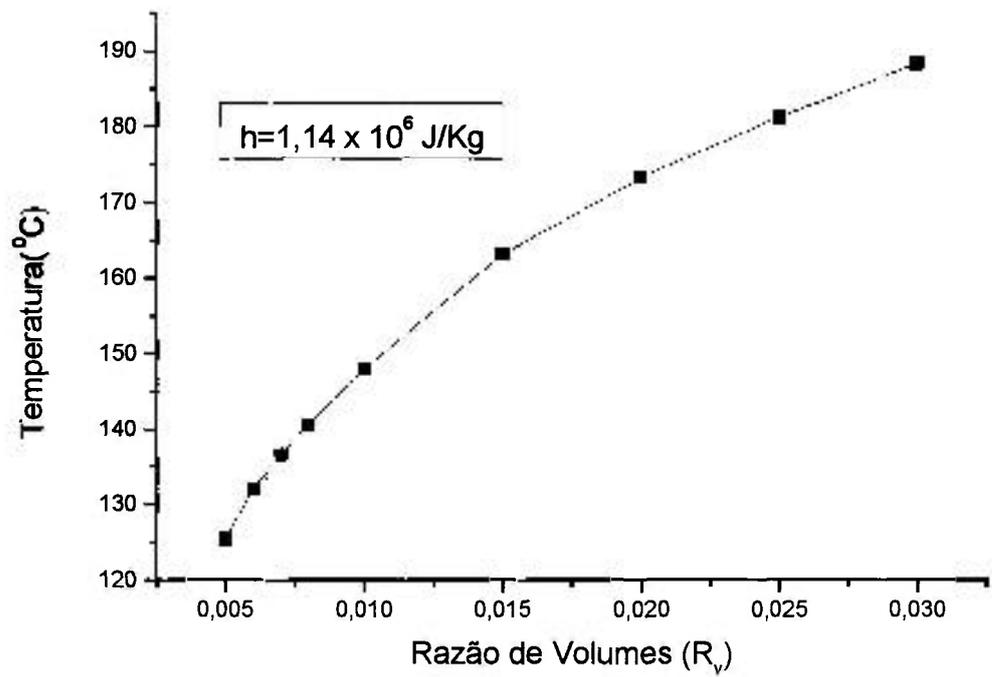


FIGURA 5.4 Temperaturas máximas em função da razão entre volumes do primário e da contenção para acidentes tipo LOCA.

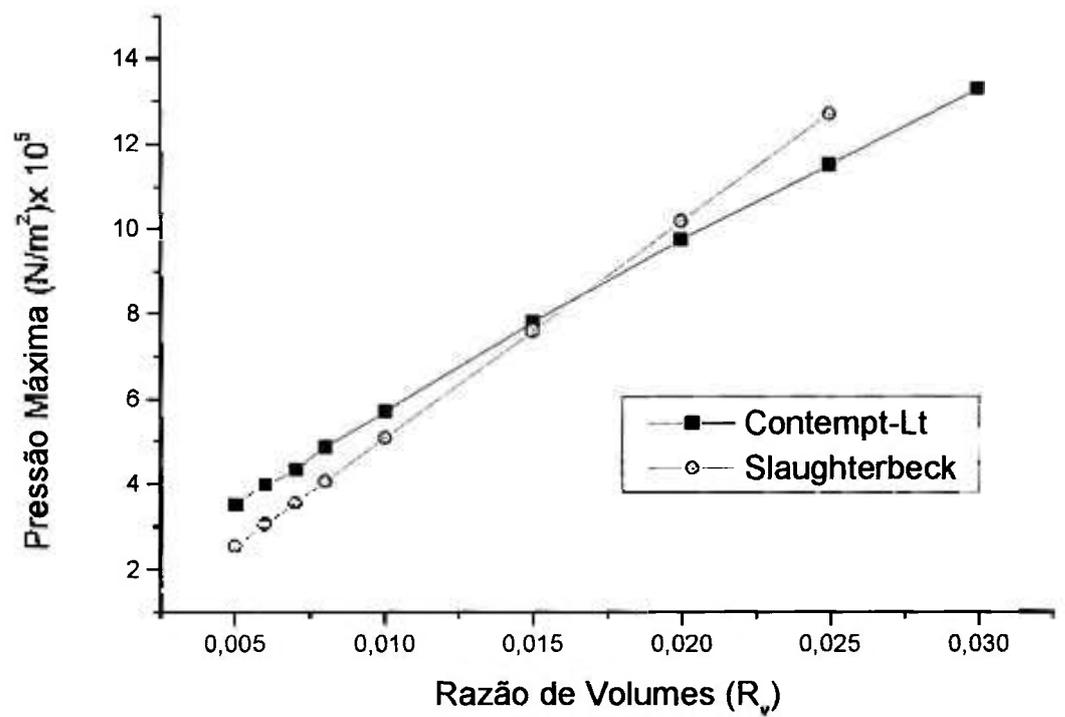


Figura 5.5 Comparativo da evolução da pressão máxima para diversas razões de volume entre valores extrapolados à partir de grandes contenções e simulação com o programa CONTEMPT-LT.

A Figura 5.6 mostra a evolução da pressão para estas considerações, onde se observa grande diferença entre os valores de pico e valor final entre as correlações propostas, mostrando que a correlação de Uchida é muito conservativa para o problema, apresentando um pico de pressão da ordem de $9,8 \times 10^5 \text{ N/m}^2$. Com a consideração de transferência de calor as pressões começam a cair antes do término da descarga ou “blowdown”. A correlação de Labuntsov-Kutateladze apresentou um valor de $8,8 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ e a de Tagami-Uchida de cerca de $8,0 \times 10^5 \text{ N/m}^2$. Cabe ressaltar que o valor do coeficiente de transferência introduzido para a correlação de Kutateladze-Labuntsov foi o menor valor proposto em sua correlação, o que não representa uma estimativa realista, e sim conservativa. A pressão máxima para o caso adiabático é de $11,6 \times 10^5 \text{ N/m}^2$.

A evolução da temperatura no vapor da contenção é apresentada na Figura 5.7 onde são comparados os resultados para o caso adiabático e correlações de Uchida e de Kutateladze-Labuntsov. As temperaturas atingem valores máximos de 180, 170 e 160°C , respectivamente, num tempo de cerca de 9 segundos. Com a consideração de transferência de calor as temperaturas começam a cair antes do término da descarga.

Os valores das temperaturas da parede na superfície interna à contenção também são apresentadas na Figura 5.8 e mostram uma evolução acentuada entre 0 e 10 segundos quando a temperatura da parede aumenta de cerca de 40°C até 70°C para ambas as correlações. Após esse período a temperatura referente à correlação de Uchida atinge cerca de 120°C e a de Labuntsov cerca de 90°C no instante 100 segundos.

O valor adotado para as correlações de Kutateladze-Labuntsov é o menor possível e portanto bastante conservativo. O pico de pressão na contenção diminui com estas correlações de 23 % em relação ao valor adiabático, a correlação de Uchida fornece um valor 15 % menor que o resultado adiabático e a correlação Tagami-Uchida, 28 % menor. Embora a correlação de Tagami-Uchida forneça um resultado mais baixo, sua base teórica não é tão forte e sua aceitação e aplicabilidade para qualquer contenção pode ser questionada devido ter sido desenvolvida para condições bem específicas conforme foi discutido no Capítulo 2. Por outro lado os resultados de Kutateladze-Labuntsov tem uma base teórica mais robusta e de aplicação universal. Este trabalho sugere o valor mínimo dessa correlação como mais apropriado para valor conservativo para fins de licenciamento.

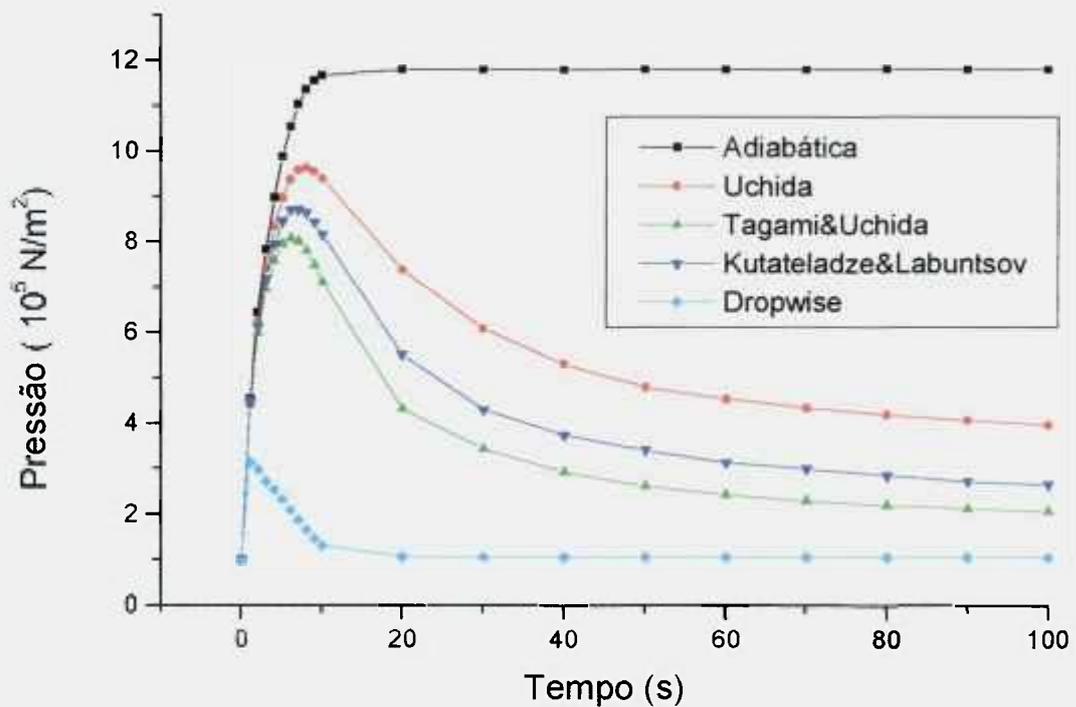


Figura 5.6 Curvas comparativas da evolução da pressão em uma contenção de pequeno porte para várias correlações ($R_v = 0,025$).

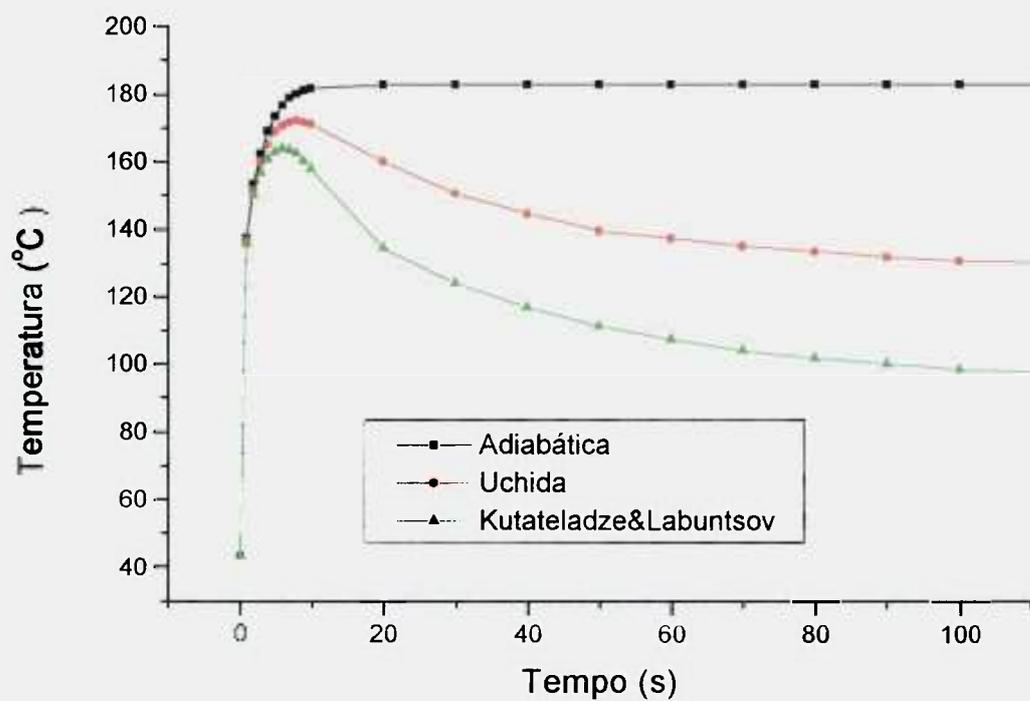


Figura 5.7 Evolução da temperatura na contenção de pequeno volume.

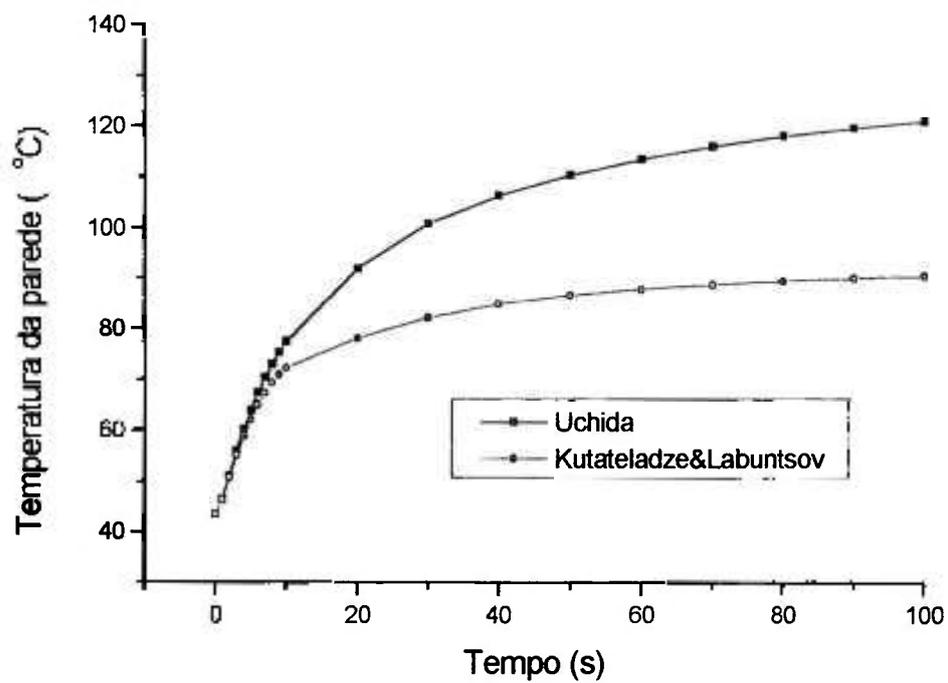


Figura 5.8 Evolução da temperatura da parede da contenção ao longo do tempo.

5.3 Pressão na contenção de reatores de pequeno porte - transferência de calor por condensação por gotícula

Na Figura 5.6, é apresentada também a pressão considerando-se a transferência de calor por condensação por gotículas, legenda "dropwise", que propicia uma condensação muito mais intensa, transfere muita mais massa da região de vapor para o região de líquido no piso da contenção e baixa sensivelmente a pressão. Foi utilizado um coeficiente de transferência de calor de $95400 \text{ W/m}^2\text{K}$, bem inferior ao valor de $255000 \text{ W/m}^2\text{K}$ sugerido na Eq. 2.12. O pico de pressão que se atinge na contenção é de $3 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ muito inferior ao valor adiabático e próximo a valores de grandes contenções.

Este resultado sugere que o uso de técnicas de intensificação de transferência de calor, que diminuem a espessura do filme e estimulam a formação de gotículas, deve ser uma solução tecnológica a ser buscada para contenções de reatores navais.

REFERÊNCIAS

1. E. E. Lewis, Nuclear Power Reactor Safety, cap. 9, pag.434, John Wiley & Sons, New York, 1977.
2. D. C. Slaughterbeck, Correlations to Predict The Máximum Containment Pressure Following a Loss of Coolant Accident in Large Pressurized Reactors with Dry Containments, Idaho Nuclear Corporation Report, IN-1468, 1971.
3. L .L. Wheat, R.J. Wagner, G.F. Niederauer, C.F. Obenchain, CONTEMPT-LT, A Computer Program For Predicting Containment Pressure-Temperature Response To Loss Of Coolant Accident, Aerojet Nuclear Company, TID 4500, 1975.
4. A L. de Souza, Análise da contenção da INAP, Relatório Técnico PSE.RAT.COPESP.002, RELT.001.R01, 1996.
5. A. S. Dutra, Memorial de cálculo para contenção, Rel. Técnico CTMSP, 1997.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

Estudou-se o comportamento da pressão e da temperatura em função do tamanho da contenção do reator devido acidentes tipo LOCA. Considerou-se contenções de acordo com o porte do reator, isto é, grande porte, médio porte e naval. Procurou-se construir um conjunto de dados que representasse de forma realista a relação entre os volumes do circuito primário e da contenção para estes reatores. A pressão máxima na contenção foi estimada em função da razão entre os volumes do circuito primário e da contenção, pois esta razão pode caracterizar adequadamente a potência do reator e a sua contenção. Utilizando resultados calculados para contenções com grandes volumes livres, onde nenhuma troca de calor foi considerada, extrapolarou-se para contenções de volumes pequenos. Para um reator de pequeno porte naval obteve-se uma pressão máxima de $12,6 \times 10^5 \text{ N/m}^2$.

Utilizou-se o programa CONTEMPT-LT para determinação de pressões em compartimentos. Simulou-se o experimento em escala de Battelle-Frankfurt para a configuração D6 e observou-se uma boa concordância nos resultados quando comparados aos resultados dos códigos BEACON e COMPARE para o caso adiabático. Simulou-se uma contenção aplicada a um reator de pequeno porte, sem transferência de calor, utilizando-se o programa CONTEMPT-LT para condições semelhantes às citadas anteriormente e obteve-se uma pressão máxima em torno de $11,0 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ e temperatura máxima em torno de $180 \text{ }^\circ\text{C}$. Reatores de grande porte apresentam pressões máximas na contenção na ordem de $3,5 \times 10^5 \text{ N/m}^2$.

Os resultados extrapolados da Capítulo 3 e os obtidos com o programa CONTEMPT-LT para a pressão máxima em função da razão de volumes apresentam um comportamento quase linear. A temperatura máxima na contenção aumenta com menor intensidade a medida que a contenção se torna menor (maior razão de volume), tendendo a um valor máximo assintoticamente.

As correlações para coeficientes de transferência de calor por condensação por contato foram estudadas no Capítulo 2. Uma análise crítica sobre a aplicabilidade de várias correlações foi realizada buscando esclarecer sob quais condições as correlações de Uchida e Sagawa, a fórmula de Tagami e de várias correlações existentes na literatura são aplicáveis aos problemas de LOCA em contenções. Estas correlações foram introduzidas no programa CONTEMPT-LT e comparadas com os resultados experimentais do experimento de Battelle-Frankfurt e para um reator de pequeno porte nos Capítulos 4 e 5.

Pode-se observar que a correlação de Uchida, conforme estabelecida como opção do programa CONTEMPT-LT, sempre superestima os valores de pico de pressão. Seu valor é função direta da razão entre as massas de vapor e ar no ambiente da contenção e está limitado a um valor de $1590\text{W/m}^2\text{K}$ conforme mostra a Figura 4.16. Este valor é muito baixo e representativo das condições de regime de escoamento laminar do filme de condensado em paredes menores que 1 m. Para paredes mais altas, como ocorre em contenções de reatores, o escoamento do filme torna-se turbulento e há um aumento no coeficiente de transferência de calor, conforme discutido no Capítulo 2.

A fórmula de Tagami que considera o valor total da entalpia presente na descarga para estimar o coeficiente de transferência de calor máximo durante o “blowdown” apresenta resultados melhores. O seu maior valor está associado à agitação local e o uso da correlação é limitado ao período de descarga. Sua aplicabilidade para qualquer contenção é questionável dadas as características específicas do experimento em que foi desenvolvida, conforme é discutido no Capítulo 2.

As correlações de Kutateladze e Labuntsov apresentadas na Figura 2.10 possuem uma base teórica sólida e tem aplicação universal. Na simulação com o CONTEMPT-LT adotou-se o menor valor possível destas correlações e produziu resultados de pressão levemente superiores ao de Tagami-Uchida. Uma estimativa mais realista poderia ser obtida considerando valores para o coeficiente de transferência de calor de acordo com o número de Reynolds que o condensado pode atingir nas paredes das contenções.

Este trabalho sugere a correlação de Labuntsov como a melhor para a transferência de calor na faixa turbulenta de escoamento do filme. Como durante o transiente, há uma transição de escoamento laminar (início da descarga) para

turbulento (durante a descarga) e ao final, quando muita condensação já ocorreu, novamente laminar, este trabalho sugere a correlação de Kutateladze para a faixa laminar. Parece ser muito mais plausível tomar como valor conservativo o valor mínimo das correlações de Kutateladze e Labuntsov, $3700 \text{ W/m}^2\text{K}$, que ocorre para Re de 1800, que considera os valores de Uchida.

Os valores de pressão máxima que foram obtidos para a contenção de um reator de pequeno porte considerando a transferência de calor por condensação com as estruturas são apresentadas na Figura 5.6. A correlação de Labuntsov-Kutateladze, com o valor conservativo sugerido, produziu uma pressão máxima de $9 \times 10^5 \text{ N/m}^2$, indicando uma redução de 23 % em relação ao resultado adiabático.

Este trabalho considera também a possibilidade de transferência de calor na condensação por gotícula além da condensação por filme para contenções de reatores de pequeno porte naval. Esta hipótese de transferência de calor está sendo feita somente para reatores aplicados à propulsão naval onde é possível manter as paredes da contenção em condições adequadas para a formação de gotícula ao invés de filme devido a frequência trimestral de paradas para a manutenção. Por um período de três meses pode-se garantir, no evento de um LOCA, que a parede da contenção se encontra em condições adequadas para a formação de gotículas durante a condensação. O valor do pico de pressão utilizando esta forma de transferência de calor por condensação é de $3 \times 10^5 \text{ N/m}^2$. Esta opção é dependente de técnicas de intensificação de transferência de calor que merecem ser investigadas futuramente.

Como continuação do trabalho sugere-se a implementação no programa CONTEMP-LT de opções de entrada que permitam o uso das correlações de Labuntsov-Kutateladze acopladas às correlações Uchida e Sagawa para contabilizar a presença de gases não-condensáveis. Outro trabalho interessante seria a verificação experimental da transferência de calor por gotícula que pode ser uma solução tecnológica para contenções de reatores navais.

APÊNDICE

ENTRADAS DOS CASOS SIMULADOS COM O PROGRAMA CONTEMPT-LT

1. Simulação do experimento D6 Battelle-Frankfurt -caso adiabático

```
* -Battelle-Frankfurt-Experimento D6 - [ 03 compartimentos ligados em serie
* por placas de orificio de 0,750m de diametro].
11001 6.94-4 0 0 63. 14.7 0.5 80. 0. 0. 0. 0. 1.0 *Controle
10031 1.45+3 0. 63. 63. 14.7 0.5 0. 0 1. 1. * comp.3
10021 4.66+2 0. 63. 63. 14.7 0.5 0.0 1. 1. * comp.2
10041 1.94+4 0. 63. 63. 14.7 0.5 0.0 1. 1. * comp.4
9000 SEC
9001 2.5 0.01 10 10
300 SEC KG/SEC J/KG
301 0.0 0.0 2773000. 0.009 0.0 2773000. 0.02 80.2 2773000.
302 0.05 93.0 2773000. 0.06 94.5 2773000. 0.075 85.0 2773000.
303 0.1 81.7 2773000. 0.2 81.7 2773000. 0.3 79.2 2773000.
304 0.5 76.6 2773000. 1.0 72.5 2773000. 1.68 63.3 2773000.
30200 4 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
30300 2 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
* END CARD
```

2. Simulação do experimento D6 Battelle-Frankfurt -Uchida

```
* -Battelle-Frankfurt- Experimento D6 - [ 03 compartimentos ligados em
serie por placas de orificio de 0,750m de diametro]. UCHIDA
11001 6.94-4 3 0 80. 14.7 0.5 80. 0. 0. 0. 0. 0.0 *Controle
10031 1.45+3 0. 110. 110. 14.7 0.5 128. 1. 1. * comp.3
10021 4.66+2 0. 110. 110. 14.7 0.5 60.11 1. 1. * comp.2
10041 1.94+4 0. 110. 110. 14.7 0.5 722. 1. 1. * comp.4
9000 SEC
9001 2.5 0.01 10 10
300 SEC KG/SEC J/KG
301 0.0 0.0 2773000. 0.009 0.0 2773000. 0.02 80. 2773000.
302 0.05 93.0 2773000. 0.06 94.5 2773000. 0.075 85.0 2773000.
303 0.1 81.7 2773000. 0.2 81.7 2773000. 0.3 79.2 2773000.
304 0.5 76.6 2773000. 1.0 72.5 2773000. 1.68 63.3 2773000.
30200 4 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
30300 2 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
101000 ' estrutura 1 - entre volume 0 e 3 '
101001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 6.4+2 0 3
101101 4 0.5
101201 1
101300 0 0.0
101400 1 0 2 2
102000 ' estrutura 2 - entre volumes 0 e 2 '
102001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 300. 0 2
102101 4 0.5
102201 1
102300 0 0.0
102400 1 0 2 2
103000 ' estrutura 3 - entre volumes 0 e 4 '
103001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 3.6+3 0 4
103101 4 0.5
103201 1
103300 0 0.0
103400 1 0 2 2
410001 28.0 50.0
* END CARD
```

3. Simulação do experimento D6 Battelle-Frankfurt-Tagami/Uchida

```

* -Battelle-Frankfurt- Experimento D6 -[03 compartimentos ligados em serie
* por placas de orificio de 0,750m de diametro].TAGAMI/UCHIDA
11001 6.94-4 3 0 80. 14.7 0.5 80. 0. 0. 0. 0.0*Controle
10031 1.45+3 0. 110. 110. 14.7 0.5 128. 1. 1. * comp.3
10021 4.66+2 0. 110. 110. 14.7 0.5 60.11 1. 1. * comp.2
10041 1.94+4 0. 110. 110. 14.7 0.5 722. 1. 1. * comp.4
9000 SEC
9001 2.5 0.01 10 10
300 SEC KG/SEC J/KG
301 0.0 0.0 2773000. 0.009 0.0 2773000. 0.02 80.7 2773000.
302 0.05 93.0 2773000. 0.06 94.5 2773000. 0.075 85.0 2773000.
303 0.1 81.7 2773000. 0.2 81.7 2773000. 0.3 79.2 2773000.
304 0.5 76.6 2773000. 1.0 72.5 2773000. 1.68 63.3 2773000.
30200 4 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
30300 2 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
101000 ' estrutura 1 - entre volume 0 e 3 '
101001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 6.4+2 0 3
101101 4 0.5
101201 1
101300 0 0.0
101400 1 0 -5 2
430001 0.0 0.1 0.4 3.5+2 0.8 7.03+2 1.6 1.42+3
102000 ' estrutura 2 - entre volumes 0 e 2 '
102001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 300. 0 2
102101 4 0.5
102201 1
102300 0 0.0
102400 1 0 -5 2
430002 0.0 0.1 0.4 8.4+2 0.8 1.7+3 1.6 3.4+3
103000 ' estrutura 3 - entre volumes 0 e 4 '
103001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 3.6+3 0 4
103101 4 0.5
103201 1
103300 0 0.0
103400 1 0 -5 2
430003 0.0 0.1 0.4 7.0+1 0.8 1.40+2 1.6 2.8+2
410001 28.0 50.0
. * END CARD

```

4. Simulação do experimento D6 Battelle-Frankfurt-Kutateladze / Labuntsov

```

* -Battelle-Frankfurt- Experimento D6 -[03 compartimentos ligados em serie
* por placas de orificio de 0,750m de diametro]. KUTATELADZE/LABUNTSOV
11001 6.94-4 3 0 80. 14.7 0.5 80. 0. 0. 0. 0.0*Controle
10031 1.45+3 0. 110. 110. 14.7 0.5 128. 1. 1. * comp.3
10021 4.66+2 0. 110. 110. 14.7 0.5 60.11 1. 1. * comp.2
10041 1.94+4 0. 110. 110. 14.7 0.5 722. 1. 1. * comp.4
9000 SEC
9001 2.5 0.01 10 10
300 SEC KG/SEC J/KG
301 0.0 0.0 2773000. 0.009 0.0 2773000. 0.02 80.7 2773000.
302 0.05 93.0 2773000. 0.06 94.5 2773000. 0.075 85.0 2773000.
303 0.1 81.7 2773000. 0.2 81.7 2773000. 0.3 79.2 2773000.
304 0.5 76.6 2773000. 1.0 72.5 2773000. 1.68 63.3 2773000.
30200 4 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
30300 2 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
101000 ' estrutura 1 - entre volume 0 e 3 '
101001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 1.5+3 0 3
101101 4 0.5
101201 1
101300 0 0.0
101400 1 0 2 2
102000 ' estrutura 2 - entre volumes 0 e 2 '

```

```

102001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 7.05+2 0 2
102101 4 0.5
102201 1
102300 0 0.0
102400 1 0 2 2
103000 ' estrutura 3 - entre volumes 0 e 4 '
103001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 8.46+3 0 4
103101 4 0.5
103201 1
103300 0 0.0
103400 1 0 2 2
410001 28.0 50.0
* END CARD

```

5. Simulação do experimento D6 Battelle-Frankfurt - Nusselt

* -Battelle-Frankfurt- Experimento D6 -[03 compartimentos ligados em serie
* por placas de orificio de 0,750m de diametro]. NUSSELT

```

11001 6.94-4 3 0 80. 14.7 0.5 80. 0. 0. 0. 0. 0.0
*Controle
10031 1.45+3 0. 110. 110. 14.7 0.5 128. 1. 1. * comp.3
10021 4.66+2 0. 110. 110. 14.7 0.5 60.11 1. 1. * comp.2
10041 1.94+4 0. 110. 110. 14.7 0.5 722. 1. 1. * comp.4
9000 SEC
9001 2.5 0.01 10 10
300 SEC KG/SEC J/KG
301 0.0 0.0 2773000. 0.009 0.0 2773000. 0.02 80.7 2773000.
302 0.05 93.0 2773000. 0.06 94.5 2773000. 0.075 85.0 2773000.
303 0.1 81.7 2773000. 0.2 81.7 2773000. 0.3 79.2 2773000.
304 0.5 76.6 2773000. 1.0 72.5 2773000. 1.68 63.3 2773000.
30200 4 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
30300 2 4.755 1.0 1.0 0.9 0. 0. 0. 0.
101000 ' estrutura 1 - entre volume 0 e 3 '
101001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 9.72+2 0 3
101101 4 0.5
101201 1
101300 0 0.0
101400 1 0 2 2
102000 ' estrutura 2 - entre volumes 0 e 2 '
102001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 4.56+2 0 2
102101 4 0.5
102201 1
102300 0 0.0
102400 1 0 2 2
103000 ' estrutura 3 - entre volumes 0 e 4 '
103001 5 1 0 0.0 0.0 0.0 5.47+3 0 4
103101 4 0.5
103201 1
103300 0 0.0
103400 1 0 2 2
410001 28.0 50.0
* END CARD

```

6. Simulação para um reator de pequeno porte - Caso Adiabático

```

11001 100.0 0 0 80 14.7 .5 80. 0. 0. 0. 0. 1.0 * Controle
10011 4.23+2 .0 527. 527. 2028. 1.0 0.0 0.0 0.0 * Primario
10031 1.76+4 .0 110. 110. 14.7 0.5 0.0 1. 1. * Drywell
9000 SEC
9001 10.0 0.1 10 10
9002 100.0 0.1 100 100

```

	SEC	KG/SEC	J/KG							
300										
301	0.0	0.0	1260963.	0.012	861.	1258177.	0.015	1649.	1253572.	
302	0.02	2610.	1253633.	0.04	3032.	1253999.	1.14	1706.	1227951.	
303	2.00	1242.	1251379.	4.0	946.	1218313.	6.0	482.	1269934.	
304	8.0	153.	1449632.	10.	31.	1651143.	13.	0.0	1678627.	

* END CARD

7. Simulação para um reator de pequeno porte- Uchida

11001	1000.0	1	0	80	14.7	.5	0.	0.	0.	0.	0.	0.	* Controle
10011	4.23+2	.0	527.	527.	2028.	1.0	0.0	0.0	0.0				* Primario
10031	1.76+4	.0	110.	110.	14.7	0.5	0.0	1.	1.				* Drywell
9000	SEC												
9001	10.0	0.1	10	10									
9002	100.0	0.1	100	100									
9003	1000.0	0.1	1000	1000									
300	SEC	KG/SEC	J/KG										
301	0.0	0.0	1260963.	0.012	861.	1258177.	0.015	1649.	1253572.				
302	0.02	2610.	1253633.	0.04	3032.	1253999.	1.14	1706.	1227951.				
303	2.00	1242.	1251379.	4.0	946.	1218313.	6.0	482.	1269934.				
304	8.0	153.	1449632.	10.	31.	1651143.	13.	0.0	1678627.				
101000	101000	'ESTRUTURA DE CALOR ENTRE DRYWELL E AMBIENTE EXTERNO'											
101001	5	1	0	0.0	0.0	0.0	1.128+4	0	3				* estrutura de calor
101101	4	4.92-02											
101201	1												
101300	0	0.0											
101400	1	0	2	2									
410001	28.	50.											

* END CARD

8. Simulação para um reator de pequeno porte- Tagami – Uchida

11001	1000.0	1	0	80	14.7	.5	0.	0.	0.	0.	0.	0.	* Controle
10011	4.23+2	.0	527.	527.	2028.	1.0	0.0	0.0	0.0				* Primario
10031	1.76+4	.0	110.	110.	14.7	0.5	0.0	1.	1.				* Drywell
9000	SEC												
9001	10.0	0.1	10	10									
9002	100.0	0.1	100	100									
9003	1000.0	0.1	1000	1000									
300	SEC	KG/SEC	J/KG										
301	0.0	0.0	1260963.	0.012	861.	1258177.	0.015	1649.	1253572.				
302	0.02	2610	1253633.	0.04	3032.	1253999.	1.14	1706.	1227951.				
303	2.00	1242.	1251379.	4.0	946.	1218313.	6.0	482.	1269934.				
304	8.0	153.	1449632.	10.	31.	1651143.	13.	0.0	1678627.				
101000	'ESTRUTURA DE CALOR ENTRE DRYWELL E AMBIENTE EXTERNO'												
101001	5	1	0	0.0	0.0	0.0	1.85+4	0	3				* estrutura de calor
101101	4	4.92-02											
101201	1												
101300	0	0.0											
101400	1	0	5	2									
410001	28.	50.											

* END CARD

9. Simulação para um reator de pequeno porte- Kutateladze - Labuntsov

11001	1000.0	1	0	80	14.7	.5	0.	0.	0.	0.	0.	0.	* Controle
10011	4.23+2	.0	527.	527.	2028.	1.0	0.0	0.0	0.0				* Primario
10031	1.76+4	.0	110.	110.	14.7	0.5	0.0	1.	1.				* Drywell
9000	SEC												
9001	10.0	0.1	10	10									
9002	100.0	0.1	100	100									
9003	1000.0	0.1	1000	1000									

300	SEC	KG/SEC	J/KG						
301	0.0	0.0	1260963.	0.012	861.	1258177.	0.015	1649.1253572.	
302	0.02	2610.	1253633.	0.04	3032.	1253999.	1.14	1706.1227951.	
303	2.00	1242.	1251379.	4.0	946.	1218313.	6.0	482.1269934.	
304	8.0	153.	1449632.	10.	31.	1651143.	13.	0.0	1678627.
101000	'ESTRUTURA DE CALOR ENTRE DRYWELL E AMBIENTE EXTERNO'								
101001	5	1	0	0.0	0.0	0.0	2.65+4	0	3 * estrutura de calor
101101	4	4.92-02							
101201	1								
101300	0 0.0								
101400	1 0 2 2								
410001	28. 50.								
. * END CARD									