



PROJETO DE SISTEMA DE DESPRESSURIZAÇÃO DE GASES EM
PLATAFORMAS *OFFSHORE*

Alexandre Fernandes Rodrigues Pereira

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

Orientadores: Argimiro Resende Secchi
Maurício Bezerra de Souza Jr.

Rio de Janeiro
Dezembro de 2024

PROJETO DE SISTEMA DE DESPRESSURIZAÇÃO DE GASES EM
PLATAFORMAS *OFFSHORE*

Alexandre Fernandes Rodrigues Pereira

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

Orientadores: Argimiro Resende Secchi
Maurício Bezerra de Souza Jr.

Aprovada por: Prof. Argimiro Resende Secchi
Prof. Maurício Bezerra de Souza Jr.
Prof. Andre Luiz Hermely Costa
Prof. Luiz Augusto da Cruz Meleiro
Prof. Raquel Massad Cavalcante

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
DEZEMBRO DE 2024

Pereira, Alexandre Fernandes Rodrigues

Projeto de sistema de despressurização de gases em plataformas *offshore*/Alexandre Fernandes Rodrigues Pereira. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2024.

XII, 96 p.: il.; 29, 7cm.

Orientadores: Argimiro Resende Secchi

Maurício Bezerra de Souza Jr.

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Química, 2024.

Referências Bibliográficas: p. 90 – 94.

1. Despressurização. 2. Flare. 3. *Blowdown*. 4. Tocha. 5. Simulação. 6. Projeto. 7. Controle. I. Secchi, Argimiro Resende *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Química. III. Título.

Agradecimentos

Concluir um mestrado em tempo parcial é um grande desafio, facilitado pelo apoio e incentivo que recebi ao longo do caminho. Expresso minha gratidão a Saul Simões Neto, pelo exemplo e incentivo a ingressar nesta instituição; a Paulo Roberto Pagot, pelo suporte na construção da proposta inicial; a Eduardo Guedes, pela confiança e reconhecimento do potencial do tema estudado; e a Osvaldo Vale, pelo incentivo e mentoria profissional.

Agradeço aos gerentes Alessandro Jardim e Paolo Nicolato pelo apoio e flexibilidade para conciliar minhas atividades profissionais com a pesquisa, e à Petrobras pela oportunidade de desenvolver este trabalho em um tema relevante para minha área.

Sou grato à minha companheira, Gabriela Vianna, pelo incentivo e paciência ao longo de todo o processo.

Aos meus orientadores, Argimiro Secchi e Maurício Bezerra, agradeço o direcionamento, os questionamentos e o apoio na condução da dissertação, com especial reconhecimento à paciência e compreensão diante das restrições de tempo.

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

PROJETO DE SISTEMA DE DESPRESSURIZAÇÃO DE GASES EM
PLATAFORMAS *OFFSHORE*

Alexandre Fernandes Rodrigues Pereira

Dezembro/2024

Orientadores: Argimiro Resende Secchi

Maurício Bezerra de Souza Jr.

Programa: Engenharia Química

As plataformas de produção de petróleo vêm aumentando a complexidade (maiores pressões e inventários de hidrocarbonetos), impactando o projeto de sistemas de despressurização. A otimização desses sistemas potencialmente pode reduzir a vazão máxima, atendendo aos critérios de segurança. Dentre diversos modelos de despressurização na literatura, selecionou-se o *BLOWDOWN* (BD) e a simulação dinâmica (SD), que foram validados com dois experimentos da literatura. Ambos mostraram boa acurácia na reprodução de pressões, mas o BD foi mais acurado nas estimativas de temperatura. Um estudo piloto avaliou cinco fontes de despressurização (UN-01 a 05), com tubulações pré-definidas e 100% metano, variando a pressão inicial. As etapas foram: Dimensionamento dos orifícios de restrição (BD e SD); Dimensionamento dos diâmetros das tubulações (BD e SD); Simulação da vazão máxima no *flare tip* (BD e SD); Otimização dos orifícios com base em critérios de ruptura sob incêndio (BD) e Controle de despressurização na fonte UN-02 (Simulação dinâmica). Os resultados indicaram uma redução de 5,5% na vazão máxima no *flare tip* com a SD e 4,1% com o BD, em comparação ao dimensionamento inicial dos orifícios. A otimização dos orifícios das fontes UN-01/02/03 reduziu a vazão máxima total em 68,1%. O controle aplicado na UN-02 obteve redução de 70% em sua vazão máxima em relação à vazão máxima de dimensionamento.

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

DESIGN OF GAS DEPRESSURIZATION SYSTEM FOR OFFSHORE PRODUCTION UNITS

Alexandre Fernandes Rodrigues Pereira

December/2024

Advisors: Argimiro Resende Secchi

Maurício Bezerra de Souza Jr.

Department: Chemical Engineering

The oil production units have been increasing their complexity along the time (higher pressures and inventory), impacting the depressurization system design. Optimizing these systems can potentially reduce the peak flow rates while still complying safety requirements. Among various depressurization models, the BD model and dynamic simulation (SD) was chosen and validated against data from two experiments. Both accurately predicted pressure behaviour, but only BD was precise in estimating temperatures. A pilot system was studied, evaluating five depressurization sources (UN-01 to UN-05) with a predefined piping arrangement and 100% methane composition, varying only the initial pressure. The evaluated steps were: Sizing of restriction orifice diameters (BD and SD); Sizing of piping diameter (BD and SD); Dynamic simulation of peak flow rate at the flare tip (BD and SD); Optimization of restriction orifice diameters based on vessel rupture criteria (BD) and Implementation of depressurization control for source UN-02 (SD). The results indicated a 5.5% reduction in peak flow rate at the flare tip using dynamic simulation and a 4.1% reduction using BD model, compared to initial orifice sizing. The optimization of restriction orifice led to a 68.1% reduction on the total peak flow rate for the sources UN-01, UN-02, and UN-03. Additionally, implementing control of source UN-02 resulted in a 70% reduction in its original peak flow rate.

Sumário

Agradecimentos	iv
Lista de Figuras	ix
Lista de Tabelas	xii
1 Introdução	1
2 Revisão Bibliográfica	6
2.1 Proteção por Sobrepressão	6
2.2 Sistema de Despressurização. Alívio e Tocha	7
2.2.1 Dimensionamento do Sistema de Despressurização e Alívio . .	10
2.2.2 Projeto de sistema de despressurização	11
2.2.3 Avaliação do sistemas de despressurização em regime transiente	12
2.3 Modelos de Despressurização	14
2.3.1 Modelo BLOWDOWN	15
2.3.2 Simulação Dinâmica Convencional - Equação de Estado Cúbica	29
2.4 Dimensionamento do Orifícios de Restrição a Jusante das BDVs . . .	31
2.4.1 Hot Blowdown	32
2.5 Otimização da Máxima Vazão de Alívio	34
2.6 Redução de Créditos de Vazão	35
2.6.1 Blowdown Controlado	36
2.6.2 Aplicação de Proteção Passiva em Equipamentos e Tubulações	37
2.6.3 Sistemas de Proteção por Pressão Alta Integridade (HIPPS) .	37
2.6.4 Aumento de Espessura dos Vasos com Maiores Vazões sob Fogo	37
3 Metodologia	39
3.1 Contextualização	39
3.2 Validação do modelo BD	40
3.2.1 Comparação do modelo BD com Simulação Dinâmica	42
3.3 Problema teste	42

3.4	Dimensionamento dos orifícios de restrição (RO/FO) a jusante das <i>BDVs</i>	44
3.5	Dimensionamento da Rede de Despressurização	46
3.6	Avaliação da Vazão Máxima na Tocha	47
3.6.1	Simulação dinâmica	47
3.6.2	BLOWDOWN TM	48
3.7	Redução da Vazão Máxima na Tocha	48
3.7.1	Otimização dos diâmetros dos FOs	48
3.7.2	Redução adicional de vazão - Blowdown Controlado	52
4	Resultados	53
4.1	Validação do Módulo BLOWDOWN TM	53
4.1.1	BLOWDOWN versus dados experimentais	53
4.1.2	Hysys Dinâmico versus dados experimentais	60
4.1.3	Resultados comparando BD e SD com dados experimentais	68
4.2	Dimensionamento dos orifícios de restrição a jusante de <i>BDVs</i>	69
4.3	Dimensionamento da Rede de Despressurização - <i>Aspen Flare System Analyzer</i>	70
4.4	Simulação Dinâmica da Rede de Despressurização	72
4.4.1	Comparação: modo dinâmico e estático	72
4.5	Otimização dos orifícios de restrição em <i>BDVs</i>	74
4.6	Redução adicional de vazão - Blowdown Controlado	83
4.7	Limitações do estudo	86
5	Conclusões e considerações finais	87
5.1	Conclusões	87
5.2	Considerações finais	88
	Referências Bibliográficas	90
A	Algumas Demonstrações	95
A.1	<i>Aspen Flare System Analyzer</i> - Cálculos de Dimensionamento	95

Lista de Figuras

1.1	Camadas de proteção em uma unidade industrial (WILLEY, 2014).	3
2.1	Sistema de alívio e tocha.	8
2.2	Tipos de tampo de vasos de pressão <i>ASME</i> (2023).	18
2.3	Zonas de fluido dentro do vaso - modelo BD (HAQUE <i>et al.</i> , 1992).	19
2.4	Fluxos de calor, massa e momento durante despressurização - modelo BD (HAQUE <i>et al.</i> , 1992).	21
3.1	Arranjo das tubulações - vista superior no FPSO.	43
3.2	Problema teste - Altura do <i>flare stack</i> e comprimentos do <i>subheaders</i> e do <i>header</i>	44
3.3	Arranjo da avaliação no simulador Aspen Hysys - Simulação Dinâmica.	49
3.4	Arranjo da avaliação no simulador Aspen Hysys - BLOWDOWN.	50
3.5	Curvas de tensão máxima admissível (UTS) e tensão aplicada (Von Mises) (HEKKELSTRAND e SKULSTAD, 2004).	51
3.6	Arranjo do controle proposto.	52
4.1	Experimento 1 - BD - Pressão.	54
4.2	Experimento 1 - BD - Temperatura da fase líquida.	55
4.3	Experimento 1 - BD - Temperatura da fase vapor.	55
4.4	Experimento 1 - BD - Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida.	56
4.5	Experimento 1 - BD - Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor.	57
4.6	Experimento 02 - BLOWDOWN - Pressão.	57
4.7	Experimento 2 - BD - Temperatura da fase líquida.	58
4.8	Experimento 2 - BD - Temperatura da fase vapor.	59
4.9	Experimento 2 - BD - Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida.	59
4.10	Experimento 2 - BD - Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor.	60
4.11	Experimento 1 - Pressão (SD vs Experimental vs BD).	61

4.12	Experimento 1 - Temperatura da fase líquida (SD vs Experimental vs BD).	62
4.13	Experimento 1 - Temperatura da fase vapor (SD vs Experimental vs BD).	62
4.14	Experimento 1 - Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida (SD vs Experimental vs BD).	63
4.15	Experimento 1 - Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor (SD vs Experimental vs BD).	64
4.16	Experimento 2 - Pressão (SD vs Experimental vs BD).	65
4.17	Experimento 2 - Temperatura da fase líquida (SD vs Experimental vs BD).	65
4.18	Experimento 2 - Temperatura da fase vapor (SD vs Experimental vs BD).	66
4.19	Experimento 2 - Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida (SD vs Experimental vs BD).	67
4.20	Experimento 2 - Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor (SD vs Experimental vs BD).	67
4.21	Envelope de fases para metano - Caminho de despressurização das fontes UN-02/03 e região supercrítica.	71
4.22	Simulação da rede de alívio - SD - 0-5 s.	73
4.23	BD - Resultado simulação considerando influência dos volumes das tubulações no pico de vazão no <i>flare tip</i> .	73
4.24	Otimização do diâmetro do FO - UN-01 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.	75
4.25	Otimização do diâmetro do FO - UN-01 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.	76
4.26	Otimização do diâmetro do FO - UN-02 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.	77
4.27	Otimização do diâmetro do FO - UN-02 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.	78
4.28	Otimização do diâmetro do FO - UN-03 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.	79
4.29	Otimização do diâmetro do FO - UN-03 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.	80
4.30	Otimização do diâmetro do FO - UN-04 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.	81
4.31	Otimização do diâmetro do FO - UN-04 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.	82

4.32	Otimização do diâmetro do FO - UN-05 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.	82
4.33	Otimização do diâmetro do FO - UN-05 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.	83
4.34	Controle da vazão de despressurização - UN-02 - Abertura da válvula de controle PV e Vazão total despressurizada para a UN-02.	84
4.35	Controle da vazão de despressurização - UN-02 - Pressão e Vazão total despressurizada para a UN-02.	85
4.36	Controle da vazão de despressurização - UN-02 - Vazão total despressurizada para a UN-02 com e sem a utiliza.	85

Lista de Tabelas

2.1	Critérios de dimensionamento das tubulações da rede (SOMOZAS <i>et al.</i> , 2020).	11
2.2	Incêndio em jato - Tabela A5 - <i>API</i> (2020) - Valores recomendados para os parâmetros da Equação (A.1) para um incêndio em jato ou quando outros dados ou informação não estiverem disponíveis.	34
3.1	Dados dos experimentos 1 (MAHGEREFTEH e WONG (1999), RICHARDSON e SAVILLE (1995)) e 2 (RENFRO <i>et al.</i> (2014)).	41
3.2	Problema teste - Dados das fontes e condições iniciais.	43
4.1	Resultado do cálculo da raiz dos erros quadráticos médios para cada variável experimental - Experimento 1.	69
4.2	Resultado do cálculo da raiz dos erros quadráticos médios para cada variável experimental - Experimento 2.	69
4.3	Resultado do dimensionamento do FO - Comparação entre SD e BD.	69
4.4	Resultado da simulação do FO com o diâmetro dimensionado com SD - Comparação entre SD e resultado do BD para mesma área do orifício.	70
4.5	Resultado - Dimensionamento FO	70
4.6	Resultado dimensionamento da rede de tubulações - BD e SD convencional.	72
4.7	Resultado da otimização do diâmetro dos orifícios de restrição.	74
4.8	Controle da vazão de depressurização - UN-02 - Parâmetros do controlador utilizados.	86

Capítulo 1

Introdução

As unidades de produção de petróleo equivalente em alto-mar (*offshore*) correspondiam a 95% da produção nacional brasileira em 2023, sendo a produção oriunda das jazidas localizadas no pré-sal o correspondente a 76% da produção em óleo equivalente (ANP, 2024). O projeto das unidades marítimas de produção torna-se de alta complexidade, considerando os tipos de unidades de tratamento requeridas a bordo. Com o aumento do número de sistemas de processamento necessários a serem instalados a bordo, um fator crítico para o desenvolvimento do projeto é a área ocupada (*footprint*) e o peso dos sistemas instalados, considerando-se que, quanto maior o peso e área ocupados, maior o custo de instalação do projeto.

Há uma crescente utilização de plataformas de produção do tipo *Floating, Production, Storage and Offloading* (FPSO) com aumento da complexidade de processamento, incluindo, por exemplo, sistemas como os apresentados a seguir (BAHARIM e LEEMEIJER, 2019):

- Unidade de Remoção de CO₂
- Unidade de Remoção de H₂S
- Unidade de Remoção de Sulfato
- Sistemas de Garantia ao Escoamento em Águas Profundas (Diesel, aquecimento de óleo para circulação, metanol)

Como solução para a crescente complexidade, passou-se a organizar as unidades de tratamento a bordo dos FPSOs em módulos de processamento, selecionados de acordo com as características dos fluidos do campo onde a plataforma é instalada e a respectiva necessidade de tratamento para adequação às especificações dos fluidos produzidos (BAHARIM e LEEMEIJER, 2019). Dessa forma, nos anos recentes, passou-se a identificar as unidades de processamento na documentação de projeto por módulos de instalação sequenciais que seguiam uma ordem crescente da proa para a popa do FPSO. Assim, a identificação dos sistemas de tratamento pela numeração dos módulos tornou-se uma prática de localização relativamente intuitiva.

A produção de petróleo e gás na região do pré-sal apresenta diferentes características do fluido produzido para a do pós-sal, tais como a maior Razão Gás-Óleo (RGO), a maior pressão requerida na superfície para realizar a injeção de gás e o consequente aumento do número de sistemas de compressão para alcançar essa maior pressão. Maiores RGO requerem maior capacidade de processamento de gás, para uma mesma capacidade de processamento de óleo. Além disso, a injeção de gás é realizada em profundidades maiores do que em Unidades Estacionárias de Produção (UEP) do pós-sal, necessitando de maiores pressões na saída de gás. Outra consequência do aumento do número de sistemas de compressão necessários é o consequente aumento do inventário de gás contido nesses sistemas.

Em resumo, os sistemas de produção atuais contêm maior inventário de gás, maiores pressões envolvidas e maior capacidade de processamento de gás. Tais características influenciam nos projetos dos sistemas de segurança requeridos nas plataformas, que têm por objetivo mitigar e/ou prevenir a propagação de cenários em um incidente a consequências desastrosas no que concerne às pessoas, instalações e meio ambiente (WILLEY, 2014).

O conceito de Camadas de Proteção, utilizado na técnica de Segurança de Processos chamada *Layers of Protection Analysis* (LOPA), permite quantificar a probabilidade de um evento de perigo se tornar um sinistro. O *Center for Chemical Process Safety* da *American Institute of Chemical Engineers* (CCPS-AIChE) desenvolveu um diagrama com a representação das sete camadas de proteção presentes em uma instalação industrial, como pode ser visto na Figura 1.1. (WILLEY, 2014).

As camadas de proteção seguem a ordem de utilização em caso de um incidente conforme apresentado a seguir:

1. Projeto de Processo (ex. projetos inerentemente seguros);
2. Controles básicos, alarmes de processo e supervisão do operador;
3. Alarmes críticos, supervisão do operador e intervenção manual do operador;
4. Ações de intertravamento automáticas (ex. Sistema Integrado de Segurança (SIS) ou *Emergency Shutdown* (ESD));
5. Proteção física (ex. dispositivos de alívio e despressurização);
6. Proteção física (ex. bacias de contenção);
7. Plano de resposta a emergências da planta;
8. Plano de resposta comunitária (não representado na figura).

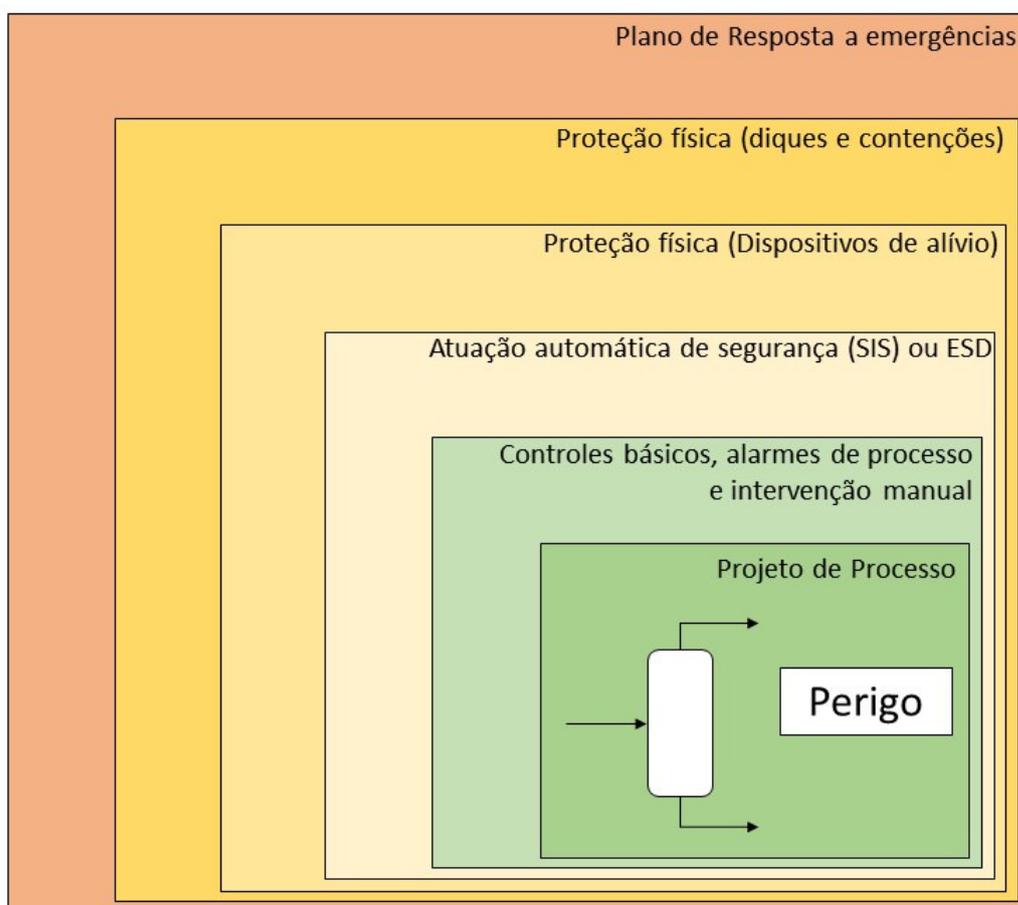


Figura 1.1: Camadas de proteção em uma unidade industrial (WILLEY, 2014).

Portanto, o sistema de alívio e tocha (*flare*) é a última camada de proteção das instalações, pessoas e meio ambiente antes da ocorrência de perda de contenção ou incêndio durante condições transientes (LAWRENCE *et al.*, 2016). É importante ressaltar que o alívio de gases é considerado uma função de segurança crítica na indústria de óleo e gás, tendo por objetivo assegurar a realização de procedimento de parada da operação de forma segura durante um evento de emergência (LAWRENCE *et al.*, 2016).

Essa operação de alívio da planta envolve a despressurização simultânea ou estagiada das unidades de processamento, removendo os hidrocarbonetos dos equipamentos e tubulações, direcionando-os à tocha para combustão e conseqüente descarte seguro. Deve-se prevenir a ocorrência de ruptura dos vasos e tubulações devido à redução da tensão máxima admissível causada pelo aumento de temperatura do material durante incêndio, combinado com a tensão derivada da pressão interna.

Dessa forma, é necessário projetar um sistema que realize a despressurização no menor tempo possível (LAWRENCE *et al.*, 2016). Quanto maior o pico de vazão,

associado ao maior diâmetro do orifício de restrição, mais rápido se atinge a pressão final desejada de 690 kPa(g). Logo, como a exposição à radiação em pontos de observação na unidade é um critério de projeto da altura da torre da tocha, quanto maior a vazão de gás queimado, para um mesmo poder calorífico inferior, maior a radiação calculada nesses pontos de observação (API, 2020). Por consequência, considerando o mesmo limites de radiação, uma maior vazão máxima de gás implica em uma maior altura requerida para a torre na qual se instala o queimador da tocha (*flare tip*).

Resumindo, quanto mais rápida for a despressurização, maior será o pico de vazão no sistema de alívio. Um projeto otimizado deve buscar um equilíbrio entre:

- Manter a pressão abaixo dos limites de tensão que podem causar ruptura, considerando a tensão máxima admissível para cada temperatura em função do tempo;
- Minimizar o tempo de despressurização total da planta ou do módulo com ocorrência de incêndio.

Dessa forma, o presente trabalho teve como objetivo avaliar as metodologias disponíveis para o projeto do sistema de despressurização em FPSOs, propondo modificações nos projetos que possam gerar decréscimo nas vazões máximas de gás enviadas ao *flare*. A quantificação dos ganhos de cada implementação adotada foi realizada em relação a um caso base, buscando minimizar o custo de instalação da torre da tocha através da minimização da vazão máxima desenvolvida no sistema de alívio. A avaliação da interferência dos diâmetros dos orifícios de restrição a jusante de válvulas do tipo *Blowdown Valves* (BDV) na redução do pico de vazão foi o objetivo principal do estudo.

Esse trabalho buscou também propor uma metodologia abrangente que não seja dependente de arranjos ou condições de processo específicas, quantificando a redução de vazão através da utilização de diferentes abordagens selecionadas. Em geral, o sistema de alívio é projetado utilizando-se cálculos em regime estacionário.

Estando o projeto otimizado (minimizado) em relação aos picos de vazão, propõe-se a implementação de um sistema de *Blowdown* Controlado na fonte de alívio com maior combinação pressão/volume. Dessa forma, buscou-se alcançar uma redução ainda maior do que a obtida somente com a otimização dos diâmetros dos orifícios a jusante das válvulas BDV.

Outros parâmetros podem ter influência no projeto da altura da tocha. Contudo, entende-se que, por exemplo, a otimização da combustão e redução da radiação não é escopo do projeto do sistema de alívio. Sob o aspecto da engenharia de processos, o foco é a redução da vazão máxima enviada para queima na tocha, com potencial impacto positivo na redução de temporização de alívio de fontes e redução

da altura mínima necessária para a torre da tocha. Com isso, espera-se viabilizar o processamento e tratamento de vazões cada vez maiores de gases, com projetos de torres da tocha viáveis técnica e economicamente.

Resumido, os objetivos são:

1. Validar o modelo BD com dados experimentais publicados;
2. Comparar a metodologia convencional de projeto do sistema de alívio com uma abordagem utilizando o modelo BD, quantificando os ganhos de redução do pico de vazão em relação a um caso de base;
3. Aplicar procedimento de otimização para o dimensionamento dos orifícios de restrição a jusante das válvulas *BDV* com o objetivo de reduzir a vazão máxima de projeto do queimador da tocha *flare tip*;
4. Implementar controle de despressurização em um dos módulos de processo para verificação da eficácia.

A presente dissertação é composta de cinco capítulos principais:

- **Introdução** - contextualização da produção de petróleo no Brasil, do que é um FPSO, em que contexto está inserido o sistema de despressurização e *Flare* e descrição do que é composto o presente trabalho.
- **Revisão Bibliográfica** - aborda aspectos relevantes sobre proteção contra sobrepessão, descrição e projeto de sistemas de despressurização, seus modelos, trabalhos publicados sobre a otimização desses sistemas e métodos para redução de créditos de vazão (como controle de despressurização, proteção passiva e aumento de espessura em vasos).
- **Metodologia** - inclui a validação do modelo BLOWDOWNTM (BD), do simulador de processo Aspen Hysys, com dois conjuntos de dados experimentais, elaboração de um problema teste, métodos de dimensionamento de orifícios de restrição e da rede de tubulações de despressurização, avaliação da vazão máxima na saída da tocha e otimização dos diâmetros dos orifícios com base no critério de ruptura de vasos e controle de despressurização (*Blowdown controlado*).
- **Resultados e Discussão** – apresenta os resultados obtidos a partir dos métodos descritos no capítulo anterior.
- **Conclusões e Considerações Finais** – sintetiza as principais conclusões do trabalho e aponta lacunas a serem exploradas em estudos futuros.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Proteção por Sobrepressão

Os equipamentos de processo que fazem parte de uma plataforma de produção de óleo e gás *offshore* são projetados para realizar as operações unitárias de separação e tratamento dos fluidos atendendo às especificações necessárias. Contudo, os equipamentos devem ser capazes de conter a pressão interna nas seguintes condições (*API*, 2020):

- a. A pressão normal operacional em temperaturas operacionais;
- b. O efeito de qualquer combinação de descontroles no processo que seja possível de ocorrer, tal qual os efeitos ocorridos como a interrupção de energia elétrica;
- c. A diferença de pressões entre a condição operacional e a condição de pressão de ajuste dos dispositivos de proteção contra sobrepressão;
- d. O efeito de qualquer combinação de cargas internas suplementares, como carga estática e esforços externos, tais como terremotos e vento.

A sobrepressão é o fenômeno resultante do desbalanceamento de massa e/ou energia em relação aos fluxos normais operacionais, causando um acúmulo de energia ou matéria no sistema. Suas causas, bem como suas magnitudes, devem ser estudadas de forma a realizar um projeto adequado dos dispositivos de alívio dos equipamentos de processo (*API*, 2020).

Portanto, a determinação das vazões dimensionantes de alívio para cada dispositivo resulta da avaliação dos cenários possíveis de descontrole operacional. Tanto a vazão de vapor quanto a de líquido dependem da entrada de energia no sistema analisado, dentre as quais as mais comuns são (*API*, 2020):

- a. Entrada de calor, que gera aumento de pressão por evaporação ou por expansão térmica;

b. Aumento da pressão de entrada de fontes de mais alta pressão.

Assim, a vazão de alívio máxima individual por fonte é a vazão máxima na qual a pressão deve ser reduzida para proteger os equipamentos contra sobrepressão devido a uma causa específica. Normalmente não são consideradas causas simultâneas para avaliação da máxima vazão (API, 2020).

No presente trabalho, não são avaliadas as causas diversas para a ocorrência de sobrepressão e suas vazões consequentes. O foco é o sistema de alívio e não o dimensionamento dos dispositivos de alívio (como PSVs e discos de ruptura). São consideradas as pressões e temperaturas iniciais típicas de módulos de processamento de uma UEP *offshore* do pré-sal brasileiro.

2.2 Sistema de Despressurização. Alívio e Tocha

O sistema de alívio é a última camada de prevenção ao escalonamento de eventos de incêndio e vazamentos em situações de emergência (WILLEY, 2014). O objetivo básico do sistema é permitir a evacuação em tempo determinado, processo conhecido como despressurização ou alívio (WASNIK *et al.*, 2018). A eficácia do sistema de alívio depende da evacuação segura e rápida dos hidrocarbonetos do processo para a tocha (WASNIK *et al.*, 2018). Na tocha, os gases são queimados, evitando-se assim a dispersão de gases inflamáveis e/ou tóxicos na unidade industrial ou vizinhança.

Os principais componentes do sistema são (WASNIK *et al.*, 2018):

Dispositivos de Despressurização e Alívio

Incluem as válvulas de alívio/segurança, válvulas de *blowdown* (BDV) e válvulas de controle (PV). Esses dispositivos são abertos quando a pressão no processo atinge a pressão de ajuste, enviando os fluidos na rede de tubulações de coleta (WASNIK *et al.*, 2018). No presente trabalho, o foco da avaliação está nas BDVs.

Rede de Despressurização e Alívio

Rede de tubulações que coleta os fluidos aliviados, encaminhando-os a um vaso separador. Essa rede é constituída pelas linhas de descarga dos dispositivos de alívio (*tailpipes*), pelos coletores secundários (*subheaders*) e pelos coletores principais (*headers*), como pode ser visto na Figura 2.1. O dimensionamento de cada trecho é baseado na máxima vazão de escoamento em cada trecho, máxima contrapressão, número de Mach máximo, ruído e vibração nas tubulações (critério de *momentum*

máximo) (WASNIK *et al.*, 2018).

Vaso de *Knock-out*

Consiste em um separador bifásico (líquido e vapor), que visa coletar o líquido que seja escoado com os gases e vapores aliviados, ou formado durante a depressurização pela redução de temperatura. O líquido separado é retornado ao processo e os gases são enviados para queima em tocha (BANERJEE *et al.*, 1985)

Flare Stack e queimador (*Flare Tip*)

O *flare stack* é uma tubulação vertical que tem origem no Vaso de *Knock-out* e destino no queimador da tocha (*flare tip*), no topo da torre ou lança (WASNIK *et al.*, 2018) da tocha. A combustão é realizada no queimador. A elevação da torre ou distância da lança é determinada pela máxima radiação permitida nos pontos de observação do FPSO que possam ter presença de trabalhadores ou equipamentos que possam ser afetados pela radiação.

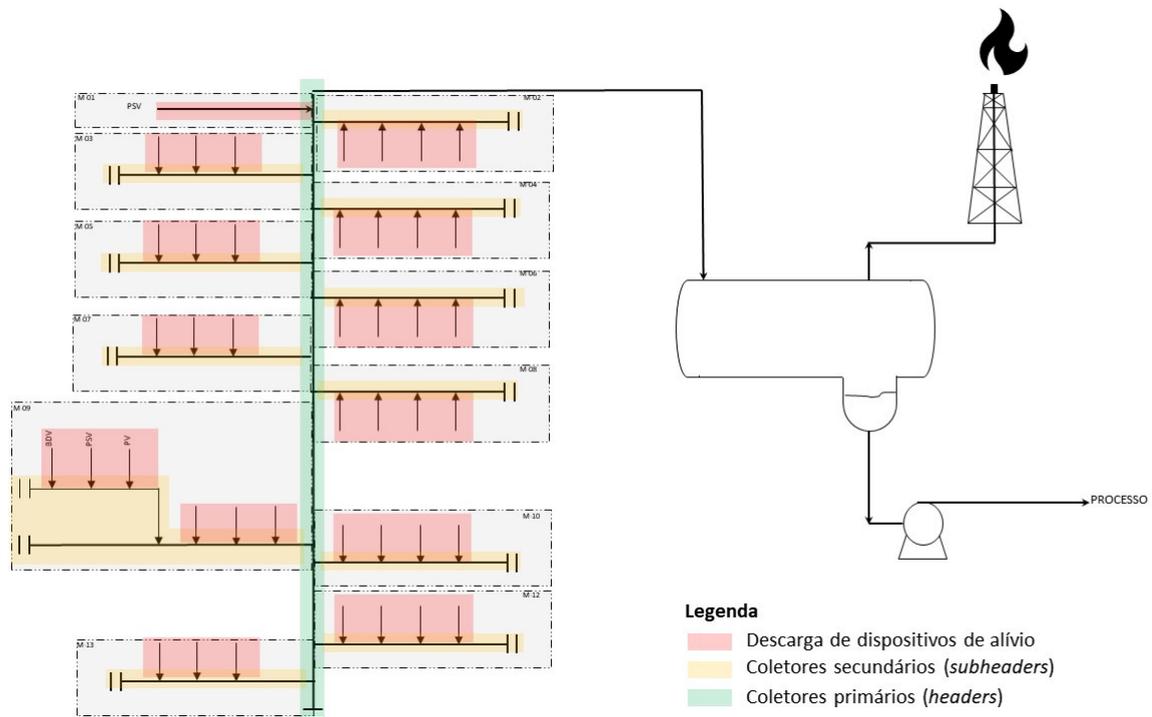


Figura 2.1: Sistema de alívio e tocha.

É importante ressaltar que o evento de alívio é um processo rápido, em regime transiente, que depende da abertura e fechamento simultâneo de válvulas, tendo

por efeito a redução de pressão e temperatura em equipamentos de processo (LAWRENCE *et al.*, 2016). Em suma, segundo LAWRENCE *et al.* (2016), o sistema de alívio deve ser projetado para:

- remover os hidrocarbonetos combustíveis durante uma situação de emergência ou uma parada programada de maneira controlada;
- reduzir a tensão interna em vasos e tubulações, de forma a evitar uma ruptura em evento de incêndio;
- reduzir a possibilidade de aumento de vazamentos através da diminuição da pressão interna dos equipamentos de processo.

O queimador da tocha (*flare tip*) tem por objetivo converter os vapores inflamáveis, corrosivos e/ou tóxicos em compostos menos perigosos utilizando a combustão como mecanismo (BANERJEE *et al.*, 1985). Em operação normal, esse sistema deve permitir a realização de procedimentos de partida e parada de unidades de processamento e equipamentos (BANERJEE *et al.*, 1985). Sua operação deve contemplar as condições contínua e emergencial. Em resumo, o sistema de *flare* deve ser dimensionado para a **vazão máxima dos trechos**, seja linha de descarga de um dispositivo de alívio, *subheaders* ou *headers*, o que ocorre na condição emergencial.

Em relação ao projeto em instalações de produção *offshore*, maiores vazões máximas aliviadas significam um custo de instalação maior para o sistema de alívio e para a tocha (*flare*), no que se refere aos diâmetros e pesos de tubulações e vasos, bem como a estrutura para torre ou lança para a tocha (MOON *et al.*, 2003). Em geral, os projetistas de FPSOs buscam minimizar o custo de instalação da lança ou torre, além das estruturas de suporte, respeitando os limites de radiação e ruído em pontos de observação definidos. Conforme as capacidades de processamento aumentam, o queimador da tocha e a estrutura de suporte podem se tornar um gargalo técnico e econômico para o projeto (BUSSMAN e KNOTT, 2000).

Em termos de desempenho operacional, um evento de depressurização depende do adequado funcionamento de diversos sistemas críticos de segurança e elementos finais, tais como *BDVs*, *PSVs* e, em alguns casos, válvulas de controle de pressão (PVs).

Logo, o sistema de alívio e *flare* deve ser capaz de escoar adequadamente as vazões máximas necessárias para cada cenário previsto, tanto operacionais quanto de emergência. Os primeiros contemplam, por exemplo, partida e parada de sistemas, purga do sistema de alívio e a depressurização de equipamentos e tubulações de processo para manutenção. Os segundos são compostos de eventos oriundo de descontroles, seja por superar a capacidade de processamento, seja por estar fora da faixa de boa controlabilidade dos dispositivos de controle (DAVOUDI *et al.*, 2014).

2.2.1 Dimensionamento do Sistema de Despressurização e Alívio

No projeto básico das unidades de processamento são estudadas as causas de sobrepressão para cada sistema, de forma a definir os cenários de emergência e suas vazões de alívio necessárias. Após essa avaliação, haverá a disponibilidade de dados dos dispositivos de alívio, tais como vazões, composições, temperaturas e pressões iniciais, que serão utilizadas para dimensionar o sistema de tubulações que levam os fluidos até a tocha (AICHE, 1998).

Para o dimensionamento das BDVs, utiliza-se uma análise dinâmica da despressurização de cada sistema para determinar a capacidade de vazão máxima das BDVs e orifícios de restrição a jusante das válvulas (SOMOZAS *et al.*, 2020). Um critério amplamente aplicado pela indústria de óleo e gás, como regra geral, é a despressurização até a pressão de 690 kPa(g) em 15 min (API, 2020).

Em posse das curvas de vazão de despressurização de cada fonte de alívio no tempo, são selecionadas as vazões máximas para dimensionar as tubulações da rede de alívio (SOMOZAS *et al.*, 2020). Os dados de entrada necessários para essa etapa são (HEKKELSTRAND e SKULSTAD, 2004):

- Arranjo do segmento, incluindo equipamentos, tubulações e válvulas;
- Geometria do segmento de processo (volume, área, peso, etc);
- Parâmetros de processo (pressão operacional máxima, temperatura de operação, composição dos fluidos);
- Dados do material (tipo de material utilizado nas tubulações e equipamentos, dimensões, propriedades em temperaturas elevadas).

Uma rede de alívio bem dimensionada permite que uma grande quantidade de matéria seja aliviada em um intervalo de tempo curto, de forma a reduzir o tempo de exposição ao risco da unidade. Além disso, durante o evento de emergência, o sistema de tubulações deve ser capaz de aliviar a vazão máxima requerida sem ocasionar elevada contrapressão, velocidades altas, vibração nas tubulações e enchimento do vaso de coleta de líquidos (LAWRENCE *et al.*, 2016). Outra restrição a ser respeitada é a pressão máxima de projeto das tubulações (SOMOZAS *et al.*, 2020).

Para o dimensionamento da rede de alívio, incluindo tubulações, vaso separador e linha de gás para tocha, é prática comum da indústria utilizar um simulador em regime estacionário para determinar a capacidade hidráulica da rede de tubulações (CHEN *et al.*, 1992; SOMOZAS *et al.*, 2020). Para cálculo de contrapressão e velocidade de escoamento em abordagem estática, considera-se que o sistema de alívio está sujeito à soma dos picos de vazão individuais simultaneamente (SOMOZAS *et al.*, 2020).

Os critérios de dimensionamento considerados em um projeto em abordagem estática são informados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1: Critérios de dimensionamento das tubulações da rede (SOMOZAS *et al.*, 2020).

Referência	<i>Tailpipe</i>		<i>Subheader/header</i>	
	N° de Mach (-)	ρv^2 (Pa)	N° de Mach (-)	ρv^2 (Pa)
<i>API</i> (2020)	N/A	N/A	N/A	N/A
<i>NORSOK</i> (2014)	0,7	200.000	0,6	200.000
<i>TOTAL</i> (2012)	0,7	150.000	0,7	150.000
<i>SHELL</i> (2010)	<1	N/A	1 <Ma <0,7	N/A

2.2.2 Projeto de sistema de despressurização

Para o caso de *hot blowdown*, deve-se considerar a entrada de calor no inventário pelo incêndio (poça ou jato) para o cálculo da área do orifício que permite alcançar a pressão final de 690 kPa(g) em 15 minutos. Esse critério é comumente aplicado quando o sistema de despressurização tem por objetivo reduzir as consequências de uma falha ou vazamento em vasos de pressão (*API*, 2020). Com o orifício calculado, simula-se o caso *cold blowdown*, verificando se a temperatura mínima alcançada pelo metal está adequada à temperatura mínima de projeto para o material selecionado. Caso não esteja, deve-se avaliar a mudança de material ou alteração possível no diâmetro do orifício.

Deve-se conhecer os parâmetros importantes para o projeto adequado de um sistema de alívio, tais como (*SHAFIQ et al.*, 2018):

- A taxa de despressurização máxima que o gás deve ser aliviado para atingir o tempo requerido;
- A temperatura mínima para os metais dos equipamentos envolvidos permitida;
- O material adequado às temperaturas mínimas alcançadas no processo de despressurização;
- O diâmetro do orifício que irá despressurizar cada seção da planta de processo;
- Condições de pressão e temperatura iniciais para as seções do processo.

Para o presente trabalho, os modelos de interesse são os referentes à despressurização de vasos, não os de dutos.

Dessa maneira, torna-se essencial a previsão adequada dos parâmetros citados para a elaboração de um projeto adequado. Havendo incertezas maiores quanto ao modelo, o projeto do sistema de alívio e orifícios de restrição alcançados terminam por ser superdimensionados. No caso do problema proposto na presente dissertação, uma torre mais elevada poderia ser o resultado dessa estimativa mais conservativa devido à predição de uma maior vazão máxima de gás enviado para queima.

2.2.3 Avaliação do sistemas de despressurização em regime transiente

Processos de despressurização são inerentemente dinâmicos (CHEN *et al.*, 1992). Considerando-se que a condição dimensionante para os diâmetros da rede de alívio é a despressurização de emergência, a abordagem em regime estático leva a um pico de vazão conservativo (SOMOZAS *et al.*, 2020). WASNIK *et al.* (2018) concluíram em seu estudo que a abordagem em regime dinâmico para o projeto do sistema de tocha permite uma estimativa mais adequada da vazão máxima dimensionante (*peak flare load*).

O uso de modelagem dinâmica da despressurização para o dimensionamento dos orifícios de restrição na primeira etapa da metodologia permite determinar os picos de vazão individuais dos sistemas para dimensionamento da rede de alívio. Contudo, para refinar a avaliação da máxima vazão no *flare tip*, deve-se considerar a localização de cada um dos sistemas que serão fontes de alívio no arranjo da UEP, bem como o fato de cada válvula BDV ter seu tempo de abertura máximo especificado, que depende de seu diâmetro. Como exemplo, em projetos Petrobras para unidades de produção *offshore*, especifica-se o tempo de abertura máximo de 1 s/pol de diâmetro nominal da válvula BDV (PETROBRAS, 2021). É importante ressaltar que, em um evento de falha comum à toda a unidade de produção, nem todos os sistemas afetados irão atingir sua máxima vazão de alívio ao mesmo tempo, assim como nem todos os sistemas afetados podem sustentar as vazões máximas pela mesma duração de tempo.

Buscando simular mentalmente o processo de despressurização, pode-se entender que inicialmente o pico inicial de vazão irá se reduzir devido à redução na pressão a montante do dispositivo de alívio e também, potencialmente, pelo gradual aumento da contrapressão desenvolvida pelo escoamento conforme a vazão é aumentada. O primeiro fenômeno ocorre pela retirada de massa da fonte e o segundo pelo preenchimento gradual com o gás aliviado no sistema. A combinação dos efeitos seria capaz de atenuar a vazão máxima de cada fonte (SOMOZAS *et al.*, 2020).

ANDREASEN (2014) avaliou uma parte de um sistema de flare em um unidade de produção *offshore*, comparando a carga máxima do sistema, utilizando simulações em regime estático e dinâmico. O autor verificou que, considerando-se o efeito de "empacotamento" pela simulação dinâmica, a vazão mássica máxima no queimador da tocha obtida foi 12% menor do que o valor obtido pela simulação estática.

SOMOZAS *et al.* (2020) citam que, embora a literatura disponível sobre a modelagem dinâmica de sistemas de alívio em despressurização completa de emergência seja escassa, há um indicativo claro de que sistemas projetados utilizando a abordagem estática podem ter folgas que podem ser reveladas utilizando a abordagem di-

nâmica. Tal citação mostra que há um caminho promissor com potencial de realizar um projeto com menos folgas dessa maneira. Ressalta-se também que a abordagem dinâmica é recomendada pela *API* (2020) para calcular vazões de alívio, visto que os métodos apresentados na norma são conservativos e podem levar a um projeto superdimensionado.

Logo, pode-se dizer que um bom modelo dinâmico do sistema de alívio deve ser capaz de representar acuradamente, segundo LAWRENCE *et al.* (2016):

- as vazões transientes, as pressões e temperaturas relacionadas ao processo e à rede de flare. Ressalta-se que é possível a ocorrência de vazões negativas em alguns trechos de tubulação de menor pressão na simulação, devido ao balanço hidráulico do escoamento durante o evento de despressurização simulado.
- o estagiamento do *flare*, caso haja, e tempos de abertura de válvulas *BDV*.

Em relação às estratégias de simulação para representação do arranjo e volumes, duas abordagens são usuais: a de aglomeração (*lumping approach*) e a distribuída (*distributed approach*). Segundo RAHMAN *et al.* (2018), a técnica mais comum de modelagem do processo de despressurização é utilizando a abordagem de aglomeração de inventário (*lumping approach*). Nessa técnica, os equipamentos cujos inventários devem ter a despressurização avaliada são agrupados em um único vaso hipotético com volume aproximadamente igual ao inventário total, utilizando um valor de espessura de metal cuja massa total seja igual à massa total de metal de todo o segmento a ser despressurizado. Além disso, é necessário realizar simplificações, tais como é realizado para a área superficial do vaso hipotético e para a distribuição de fases do fluido (vapor, líquida hidrocarboneto e aquosa) nos orifícios de saída. A vantagem apontada por essa abordagem é a sua simplificação, com redução do esforço de modelagem e tempo computacional. RAHMAN *et al.* (2018) recomendam a utilização dessa abordagem para sistemas bem compreendidos em termos de fenômenos físicos e simples de serem modelados. A principal desvantagem do uso dessa abordagem em sistemas mais complexos é a falta de resultados detalhados sobre o perfil espacial e temporal de temperaturas ao longo do sistema, o que impede a análise em menores intervalos de tempo, bem como a possibilidade de otimizar os sistemas de alívio.

Já a abordagem distribuída (*distributed approach*) seria mais rigorosa para a avaliação do sistema de alívio. Segundo (RAHMAN *et al.*, 2018), o intuito dessa opção é modelar o sistema de forma mais fiel aos fluxogramas de engenharia (*P&ID*), folhas de dados dos equipamentos e isométricos de tubulação. Dessa forma, cada vaso será modelado com o volume, espessura, material, orientação e tampos reais, conforme especificados em folhas de dados, assim como as tubulações. Os trocadores de calor são modelados como tubulações com o comprimento característico selecionado de tal

forma que o volume seja equivalente ao informado na folha de dados (Berge apud (RAHMAN *et al.*, 2018)).

Também é importante destacar que a modelagem dinâmica utiliza correlações amplamente utilizadas, como por exemplo no cálculo de coeficiente de transferência de calor convectiva e emissividade da chama, condutividade em metais e fluidos, transferência de calor e massa entre as fases presentes nos equipamentos e tubulações, vazões escoadas por orifícios de restrição em função da característica das válvulas e propriedades do fluido (RAHMAN *et al.*, 2018).

2.3 Modelos de Despressurização

Em um evento de emergência em instalações de processo de óleo e gás, a ruptura de um equipamento pressurizado com hidrocarbonetos pode acarretar no escalonamento do incêndio pela alimentação de fluido inflamável (SHAFIQ *et al.*, 2018).

Desta forma, como medida de segurança, os equipamentos de processo quando despressurizados enviam as misturas gasosas inflamáveis ou ambientalmente tóxicas para descarte um local seguro (SHAFIQ *et al.*, 2018). Logo, a despressurização é o método típico utilizado para minimizar o risco de falha de equipamentos em situações de emergência (SHAFIQ *et al.*, 2018).

O objetivo primário da despressurização é reduzir a pressão e remover o inventário no menor intervalo de tempo possível. A contrapartida é que existem efeitos adversos da despressurização rápida, como a redução brusca de temperatura do fluido e da parede metálica do equipamento de processo. Caso a temperatura esteja abaixo da transição dúctil-frágil do material dos vasos, é possível ocorrer a ruptura do equipamento. Havendo água livre no fluido, é possível haver formação de hidrato, o que pode gerar severos problemas operacionais (Katz and Lee apud MAHGEREFTEH e WONG (1999)).

A taxa de despressurização de fluidos compressíveis depende, entre outros parâmetros, da pressão e temperatura iniciais, perda de carga, fator de atrito, número de Reynolds, diâmetro e comprimento da tubulação, rugosidade e propriedades do gás. Contudo, a rápida expansão dos gases e a geração de vapor pode levar a um choque térmico durante a despressurização, que é resultante da transição rápida de pressão e temperatura que tem como resultado uma distribuição não uniforme de temperatura no interior dos vasos, levando a um fenômeno de contração e expansão diferenciais. Esses choques térmicos pressurizados também podem causar fragilização das paredes dos vasos, com conseqüente falha por fadiga devido às baixas temperaturas causadas pelo efeito Joule-Thomson (SHAFIQ *et al.*, 2018).

Desta forma, deve-se utilizar uma técnica adequada para calcular a vazão mássica de despressurização, predizendo os efeitos de ruptura ou vazamento em vasos e dutos,

permitindo então projetar adequadamente o processo de despressurização (SHAFIQ *et al.*, 2018).

SHAFIQ *et al.* (2020) citam que alguns pesquisadores desenvolveram ferramentas de simulação baseados em seus modelos numéricos que, contudo, cobrem alguns aspectos diferentes do processo de alívio ou despressurização. Desta forma, SHAFIQ *et al.* (2020) fizeram uma revisão das correlações, modelos numéricos e ferramentas computacionais disponíveis na literatura com capacidade de calcular os parâmetros ótimos de despressurização para vasos e dutos. Para o presente trabalho, os modelos de interesse são os referentes à despressurização de vasos.

2.3.1 Modelo BLOWDOWN

A presente seção é baseada no artigo original de HAQUE *et al.* (1992), que desenvolveu o modelo BD de forma a prever o que ocorre em um vaso durante a despressurização, considerando a natureza não isentrópica do fenômeno de expansão dos fluidos, bem como o efeito de não equilíbrio entre as fases que ocorre durante esse processo (MAHGEREFTEH e WONG, 1999). O modelo pode ser utilizado para prever a pressão no vaso, a temperatura e composição do seio dos fluidos, as quantidades de cada fase, as temperaturas da parede metálica em contato com cada uma das fases, e a vazão, temperatura, composição e distribuição de fases da corrente de saída do vaso através do orifício de restrição.

O modelo foi avaliado pelos autores em comparação com um grande número de medições experimentais, sendo a maioria realizada em vasos de escala industrial (HAQUE *et al.*, 1992). O modelo atualmente é disponibilizado comercialmente pela empresa AspenTech em seu simulador de processos Aspen Hysys.

Uma das premissas do modelo é a hipótese de não-equilíbrio termodinâmico durante o evento de despressurização. O modelo termodinâmico utilizado é o de princípio do estado correspondente estendido. Essa alternativa de representação termodinâmica apresenta ganho de acurácia, porém, requer maior tempo computacional para a simulação (SHAFIQ *et al.*, 2018).

SHAFIQ *et al.* (2018) também citam como vantagem do modelo BD o fato de não considerar o fluido em equilíbrio termodinâmico e ter a possibilidade de simular três fases distintas para o fluido a ser despressurizado (vapor, líquido e água livre). Além disso, os autores afirmam que o modelo termodinâmico de estados correspondentes é mais acurado do que o modelo de equações de estado cúbicas, porém, requerendo maior custo computacional. RICHARDSON (1989) citam também que uma outra vantagem relevante do modelo é o fato de não ser necessário ajustar parâmetros para seu correto funcionamento, sendo completamente preditivo.

Modelo Analítico

HAQUE *et al.* (1992) descrevem o processo físico da despressurização como uma combinação de fenômenos tais como mecânica dos fluidos (o escoamento dentro do vaso, através do orifício de restrição e pelas tubulações), transferência de calor (entre o fluido e a parede do vaso e entre as fases do fluido), transferência de massa (entre as fases do fluido) e termodinâmica (a trajetória da despressurização em relação à pressão-temperatura-composição). Os fenômenos de mecânica dos fluidos e transferência de calor ocorrem em regime transiente e nas três dimensões. Já os fenômenos termodinâmicos nesse tipo de processo são complexos devido às mudanças de fase e condições quase críticas, o que é comum em operações de processamento de petróleo e gás natural. Como resultado, a descrição completa da despressurização de um vaso é complexa e pode ser intensiva em recursos computacionais. Dessa maneira, é desejável que haja algum nível de simplificação na modelagem desse tipo de processo.

Para um gás não condensável, a abordagem mais simples para sua despressurização é a de assumir que o fluxo pelo orifício de restrição é **adiabático** de um gás ideal de massa molar m e razão entre capacidades caloríficas γ passando por um orifício de área A oriundo de um vaso de volume V . Inicialmente, no tempo $t = 0$, o vaso contém um gás com massa específica ρ_0 , pressão p_0 e temperatura T_0 . Pode-se mostrar através de equações padrão de escoamento de gás, considerando que o escoamento no orifício de restrição ocorrerá em regime crítico, que a pressão p no vaso e a vazão mássica que sai do vaso F para qualquer instante t é dada por:

$$p = p_0 \left[1 + t \frac{A \gamma - 1}{V} \frac{1}{2} \left[\frac{\gamma R T_0}{m} \right]^{\frac{1}{2}} \left[\frac{2}{\gamma + 1} \right]^{\frac{\gamma+1}{2\gamma-2}} \right]^{\frac{-2\gamma}{\gamma-1}} \quad (2.1)$$

$$F = \rho_0 A \left[\frac{\gamma R T_0}{m} \right]^{\frac{1}{2}} \left[\frac{2}{\gamma + 1} \right]^{\frac{\gamma+1}{2\gamma-2}} \left[\frac{p}{p_0} \right]^{\frac{\gamma+1}{2\gamma}} \quad (2.2)$$

em que:

R = constante universal dos gases.

HAQUE *et al.* (1992) menciona que a Equação 2.1 geralmente provê uma estimativa aceitável para a taxa de redução da pressão em um vaso contendo um gás não condensável e, portanto, do tempo de despressurização. A razão para tal afirmação é baseada no fato de que as premissas para o modelo analítico são razoáveis para a predição do comportamento da pressão. Porém, o mesmo não pode ser dito da vazão mássica de saída do orifício de restrição, que geralmente é mais difícil de

predizer do que a pressão do vaso. Contudo, a Equação 2.2 geralmente fornece uma estimativa consistente quando utilizada em condições de baixa pressão e utilizando propriedades de gás ideal para gases não condensáveis.

Sobre a predição de temperatura da parede metálica do vaso, não é possível predizê-la com a consideração de processo adiabático, que presume que não há troca de calor entre o ambiente e o fluido. A elaboração de um modelo espacialmente uniforme para o cálculo da temperatura de parede é possível, considerando a capacidade térmica do material. Contudo, principalmente quando o fluido é um gás condensável ou há duas fases (líquida e gasosa), o comportamento da temperatura da parede metálica não é uniforme especialmente. Isto ocorre porque a taxa em que ocorre a transferência de calor do líquido é diferente do gás, resultando em uma temperatura diferente para cada uma das fases. Como resultado, pode haver um gradiente de temperatura tanto através quanto ao longo da parede metálica. Portanto, os autores do modelo sugerem que um modelo mais complexo baseado em um modelo numérico computacional deve ser usado para essa predição de temperatura.

Geometria do vaso

Um vaso de pressão é usualmente um cilindro circular reto com tampos arredondados (hemisféricos, elipsoidal ou torisférico). Os diferentes tipos de tampo podem ser vistos na Figura 2.2, conforme consta na Norma *ASME* (2023). Sua orientação pode ser horizontal ou vertical, havendo diferentes área de contato entre as fases do fluido presente em seu interior e a parede metálica do vaso. A configuração de arranjo mais comum encontrada é a que considera a saída da corrente para depressurização no topo do vaso, considerando que essa configuração permite uma depressurização mais rápida.

Zonas de Fluido

Antes de iniciar a depressurização, podem haver três zonas distintas no interior de um vaso contendo hidrocarbonetos e água, conforme Figura 2.3:

- zona 1 - hidrocarbonetos gasosos, incluindo água em estado vapor, acima da zona 2.
- zona 2 - hidrocarbonetos líquidos, incluindo água dissolvida, acima da zona 3.
- zona 3 - água livre líquida, incluindo hidrocarbonetos dissolvidos.

Uma vez que o processo de depressurização é iniciado, as três zonas permanecem existindo, contudo, havendo alterações em suas composições considerando que o

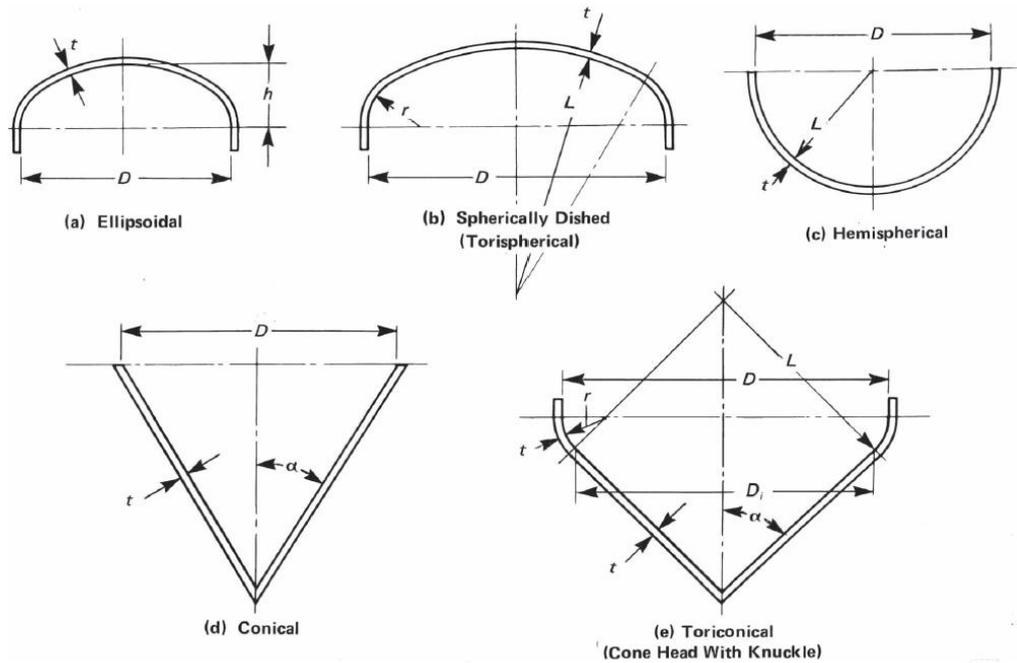


Figura 2.2: Tipos de tampo de vasos de pressão *ASME* (2023).

resfriamento pode causar condensação no gás enquanto a depressurização pode causar evaporação no hidrocarboneto líquido. Portanto, as três zonas passam a ser descritas conforme descrição a seguir:

- zona 1 - hidrocarbonetos gasosos (incluindo água em estado vapor) mais gotículas de líquido suspensas que condensaram da fase gás.
- zona 2 - hidrocarbonetos líquidos, incluindo água dissolvida, mais bolhas de gás que evaporaram da fase líquida.
- zona 3 - água livre líquida, incluindo hidrocarbonetos dissolvidos. Em alguns casos, a temperatura pode alcançar valores tão baixos que a água se solidifica.

Variações Espaciais

Considera-se que todo o fluido no interior do vaso encontra-se com pressão espacialmente uniforme. Para dutos em depressurização, essa premissa não é verdadeira devido à perda de carga no escoamento do fluido pela distância entre uma das extremidades do duto pressurizado e o ponto de depressurização.

Cada zona de fluido é considerada e comprovada experimentalmente, como espacialmente bem misturada e com temperatura e composição uniformes no espaço. Entre as zonas, há variação de temperatura e composição. Já para as interfaces entre o fluido das zonas e as paredes metálicas não é feita essa consideração.

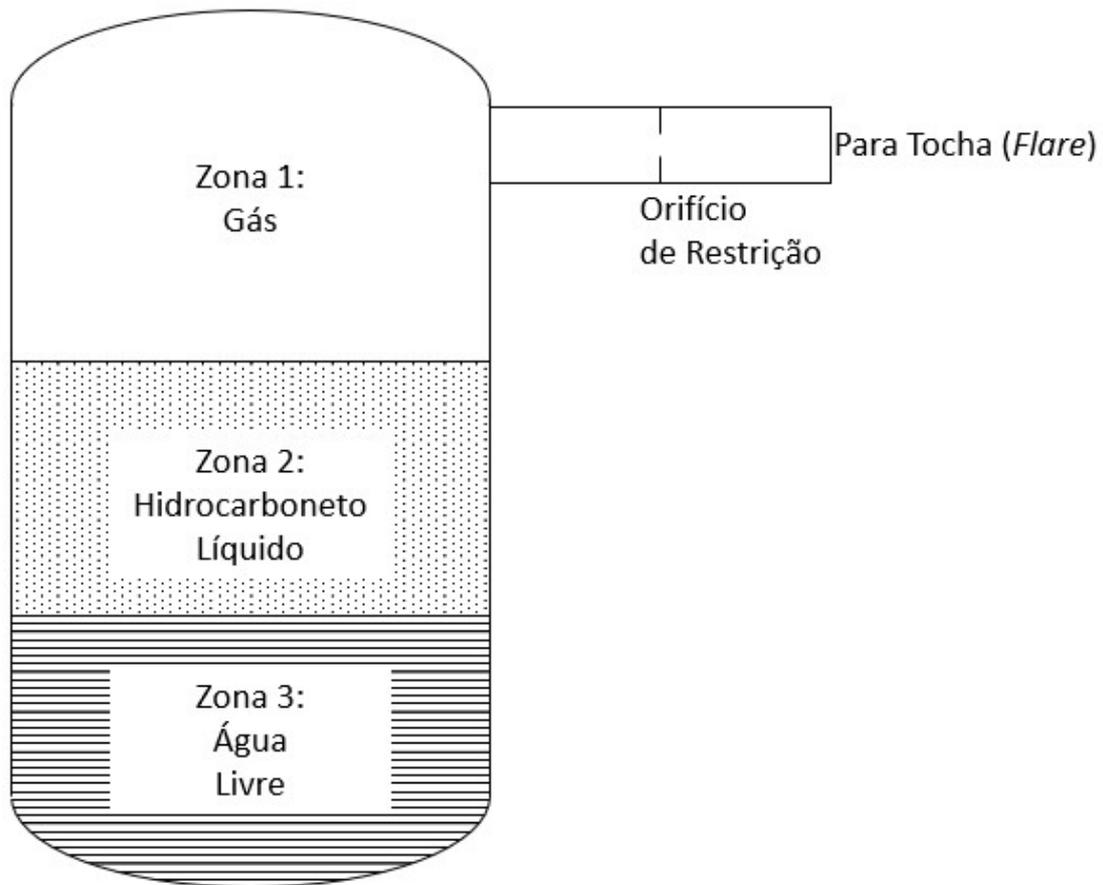


Figura 2.3: Zonas de fluido dentro do vaso - modelo BD (HAQUE *et al.*, 1992).

Também considera-se que há transferência de calor entre as zonas e entre cada zona e a parede metálica do vaso em contato com ela.

Fluxos de Calor, Massa e Momentum

A depressurização de um vaso envolve o fluxo de calor, massa e momentum entre as unidades independentes e espacialmente discretas a seguir:

- zonas 1, 2 e 3;
- três regiões da parede metálica do vaso (incluindo isolamento, caso haja) em contato com as zonas 1, 2 e 3.
- tubulações entre o vaso e o orifício de restrição;
- o orifício de restrição;
- tubulações entre o orifício de restrição e a tocha (*flare*) ou respiro (*vent*);
- as redondezas ao redor do sistema descrito acima.

O modelo também inclui os fluxos de calor entre cada região da parede metálica

do vaso. Sobre o fluxo de calor entre cada zona e a parede metálica em contato com elas, os mecanismos são detalhados a seguir. Os fenômenos de transporte considerados entre cada zona, paredes, orifício e ambiente podem ser vistos na Figura 2.4.

Zona 1: Experimentos mostram que o mecanismo de transferência de massa por convecção natural é dominante frente à convecção forçada, ainda que esta última seja importante. A razão pela qual isso acontece decorre do fato que, em um processo de despressurização a altas pressões, a massa específica e, portanto, as diferenças de massa específica são grandes, sendo esta última a responsável pela ocorrência da convecção natural. Já as viscosidades, que retardam a movimentação do fluido, são baixas, pois não são afetadas significativamente pela pressão. Os coeficientes de transferência de calor por convecção natural e forçada entre a fase gasosa e a parede metálica são calculadas utilizando correlações padrão (PERRY e CHILTON (1973) apud HAQUE *et al.* (1992)).

Zona 2: Experimentos comprovam que o modo principal de transferência de calor na fase líquida de hidrocarboneto é a do tipo convecção com mudança de fase (vaporização). Na prática, podem ocorrer os modos de transferência de calor de ebulição nucleada, por filme e de transição. Correlações padrão são utilizadas para calcular os coeficientes de transferência de calor entre o líquido e a parede metálica para ebulição nucleada (ROHSENOW (1952) apud HAQUE *et al.* (1992)) e ebulição em filme (JORDAN (1968) apud HAQUE *et al.* (1992)), utilizando interpolação linear para a região de transição entre esses dois modos. Correlações padrão também são utilizadas para determinar a máxima diferença de temperatura para a ebulição nucleada (LIENHARD e DHIR (1973) apud HAQUE *et al.* (1992)) e a mínima diferença de temperatura para a ebulição em filme (BERENSON (1961) apud HAQUE *et al.* (1992).)

Zona 3: Experimentos comprovam que a temperatura da fase de água livre varia relativamente pouco durante a despressurização, dado que haja uma quantidade significativa de água. Em geral, ocorre convecção natural nessa fase e são utilizados métodos de cálculo padrão para determinação do coeficiente de transferência de calor entre a água e a parede metálica do vaso (PERRY e CHILTON (1973) apud HAQUE *et al.* (1992)).

O fluxo de calor entre cada região da parede metálica é determinada pela solução via elementos-finitos da equação de condução de calor. Devido à possibilidade do vaso ter isolamento térmico ou um revestimento resistente à corrosão em seu interior, a condutividade térmica da parede pode variar de camada para camada. Cada camada de parede é dividida em $I - 1$ (tipicamente $I = 10$ a 20) elementos uniformes com espessura Δx com um elemento de espessura $\frac{1}{2}\Delta x$ no final. O fluxo de calor q_0 vem do fluido para um dos elementos de meia-espessura e um fluxo de calor q_1

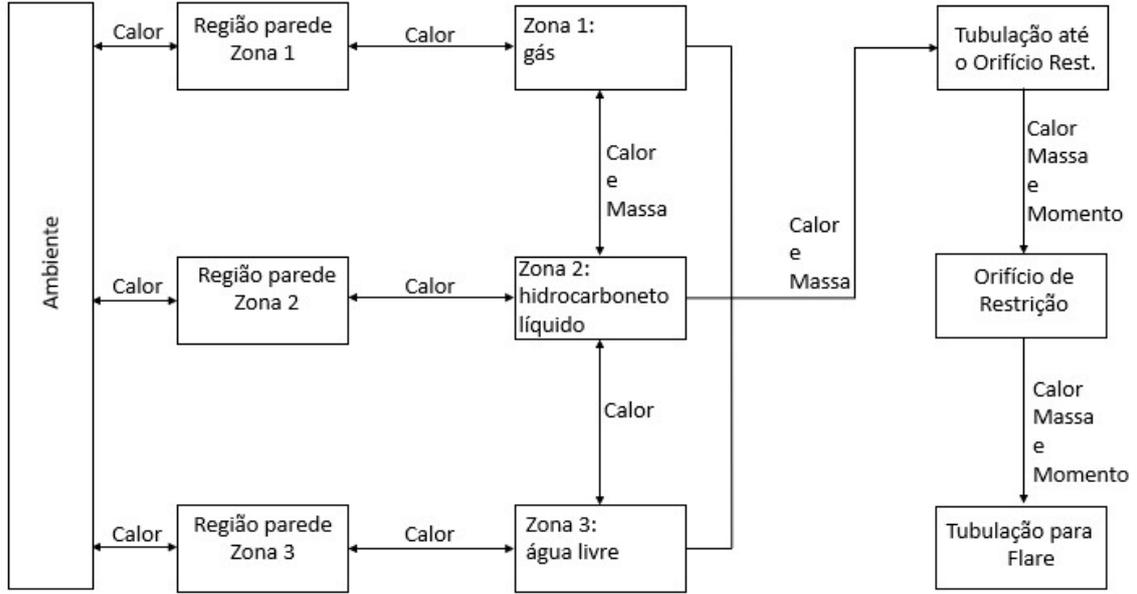


Figura 2.4: Fluxos de calor, massa e momento durante despressurização - modelo BD (HAQUE *et al.*, 1992).

das redondezas do vaso em outro dos elementos de meia-espessura. A equação de condução é discretizada utilizando o método implícito de elementos finitos (com passo de tempo de tamanho Δt), que consiste na aplicação do espaço centrado no tempo para trás, como passo de cálculo da equação de condução (INCROPERA (1985) apud HAQUE *et al.* (1992)).

$$T_0^{n+1}[1 + 2F_0] = T_0^n + 2F_0[T_1^{n+1} + q_0\Delta x/k] \quad (2.3)$$

$$T_i^{n+1}[1 + 2F_0] = T_i^n + F_0[T_{i-1}^{n+1} + T_{i+1}^{n+1}](i = 1...I) \quad (2.4)$$

$$T_I^{n+1}[1 + 2F_0] = T_I^n + 2F_0[T_{I-1}^{n+1} + q_1\Delta x/k] \quad (2.5)$$

$$F_0 = \alpha\Delta t/\Delta x^2 \quad (2.6)$$

em que:

k = condutividade térmica da parede metálica;

F_0 = número de Fourier;

α = difusividade térmica da parede metálica.

As Equações 2.3, 2.4, 2.5 podem ser reescritas da seguinte forma:

$$\mathbf{A} \cdot \mathbf{T}^{n+1} = \mathbf{T}^n \quad (2.7)$$

em que:

\mathbf{T}^n = vetor de temperaturas conhecidas no passo de tempo n ;

\mathbf{T}^{n+1} = vetor de temperaturas conhecidas no passo de tempo $n + 1$;

\mathbf{A} = Matriz tridiagonal obtida pela organização dos coeficientes das Equações 2.3, 2.4, 2.5. A Equação 2.7 é então resolvida pelo método de Thomas ou TDMA (*Tridiagonal Matrix Algorithm*).

O fluxo de calor da parede do vaso para o entorno depende da natureza precisa desse ambiente. Normalmente a convecção natural é o mecanismo de transferência de calor, se o vaso é abrigado (ex. se o equipamento está instalado no interior de um módulo de um FPSO) ou se a velocidade do vento é baixa. Nos demais casos, esse processo ocorre via convecção forçada. Em todos esses casos, são utilizadas correlações padrão para determinar os coeficientes de transferência de calor por convecção de cada região da parede metálica com o entorno do equipamento ((PERRY e CHILTON (1973) apud HAQUE *et al.* (1992))).

Os fluxos de calor, massa e momentum entrando e saindo de qualquer tubulação a montante ou jusante do orifício de restrição são determinados cruzando os fluxos apropriados para fora do vaso, entrando e saindo do orifício de restrição e com o ambiente ou pressão da tocha (*flare*) ou respiro (*vent*). Os fluxos de calor e massa entre zonas adjacentes do fluido são tratados da seguinte maneira:

Zonas 1-2

Durante a depressurização, ocorre a vaporização dos hidrocarbonetos na fase líquida mais leves (menor massa molar), conforme a pressão reduz, e condensação dos hidrocarbonetos na fase vapor mais pesados conforme a temperatura é reduzida. Essa vaporização dos componentes mais leves e condensação dos mais pesados leva não somente a um fluxo de massa entre fases mas também a um fluxo de calor entre fases associado ao calor latente. A determinação desses fluxos de massa e calor requer informações sobre o comportamento termodinâmico de fases de um fluido multicomponentes no vaso. Isso também requer informação sobre o quão cedo as gotículas de líquido irão nuclear no gás sub-resfriado e a taxa no qual elas sedimentarão gravitacionalmente. Experimentos mostram consistentemente que o tempo de nucleação é relacionado com a fração de líquido em equilíbrio x na fase gás (zona 1). Logo:

$$\tau = 1/x \tag{2.8}$$

A velocidade de decantação relativa ao gás também é relacionada com a fração

de líquido em equilíbrio x . Logo:

$$V = 0,03 + 3x \quad (2.9)$$

Devido a essas equações serem dimensionais, τ deve ser expresso em segundos e a velocidade em m/s e x deve ser expresso como fração molar, adimensional. Note-se que não é necessário especificar o tamanho das gotas, pois todo o equationamento é relacionado com a velocidade decantação relativa. O balanço de massa elementar pode ser utilizado para determinar a velocidade que ocorrerá a decantação absoluta das gotas. Este cálculo é mais complicado, devido ao fato de que o gás está continuamente sendo expandido durante a despressurização, sendo alimentado por uma parcela de fluido evaporado do líquido. Então o gás se movimenta de uma maneira mais complexa enquanto as gotículas caem através dele.

Zonas 2-3

Durante a despressurização, geralmente ocorre uma pequena transferência de hidrocarbonetos ou água entre as duas fases líquidas. Considera-se no BD que não ocorre fluxo de massa entre as zonas 2 e 3. O modo dominante de transferência de calor entre as fases é por evaporação, se a água livre na zona 3 é mais quente do que o hidrocarboneto líquido na zona 2, e por convecção natural se a água livre for mais fria. Em ambos os casos, métodos padrão são utilizados para determinar a o coeficiente de transferência de calor entre as fases (PERRY e CHILTON (1973), ROHSENOW (1952), JORDAN (1968), LIENHARD e DHIR (1973), BERENSON (1961) apud HAQUE *et al.* (1992)).

Propriedades Termofísicas

O modelo BD calcula as propriedades termodinâmicas, de fase e de transporte utilizando o PREPROP, que é um pacote computacional de cálculo de propriedades termofísicas de misturas multicomponentes pelo princípio de estados correspondentes estendido (ROWLINSON e WATSON (1969) ROWLINSON, 1969 apud HAQUE *et al.* (1992)). A extensão é necessária de forma a lidar com moléculas não esféricas através do uso de fatores de forma. A ideia básica por trás dos cálculos termodinâmicos é a relação entre as propriedades da mistura com uma única substância de referência. Para o BD, foi utilizado o metano como substância de referência (SAVILLE e SZCZEPANSKI (1982) SAVILLE (1982) apud HAQUE *et al.* (1992)).

A escolha do pacote termodinâmico de estados correspondentes para cálculo de despressurização é orientada pela necessidade de realizar cálculos acurados de equi-

líbrio de fases, entalpia e massa específica simultaneamente. Outros modelos computacionais de despressurização são baseados em termodinâmica menos acurada, como quando utilizada uma equação cúbica de estado que, mesmo sendo computacionalmente eficiente e razoavelmente bem sucedida representando o equilíbrio de fases, é menos bem sucedida ao representar a entalpia e massa específica. Por outro lado, o modelo BD é baseado em um modelo termodinâmico acurado implícito no PREPROP porém, o que reduz a velocidade de cálculo do algoritmo.

Uma simulação de despressurização de um líquido volátil, como um condensado, depende criticamente de seguir a trajetória correta no espaço de fases, realizando o cálculo correto de mudança de energia quando as fronteiras das fases são cruzadas. Como resultado, as incertezas na predições envolvendo o uso do BD podem ser estimadas, porém, as incertezas oriundas de um modelo com termodinâmica menos rigorosa não podem ser estimadas, porque elas podem seguir trajetórias termodinâmicas incorretas.

Balanco de Energia, Massa e Momentum

Para fechar o balanço do sistema de equações que descrevem a despressurização, os seguintes balanços de massa e energia são requeridos para o fluido no interior do vaso:

- Balanço de massa no gás:

$$(\text{taxa de mudança de massa no gás}) = (\text{ganho líquido de massa por vaporização e condensação}) - (\text{taxa de perda de massa através do orifício})$$

- Balanço de massa no hidrocarboneto líquido:

$$(\text{taxa de mudança de massa no hidrocarboneto líquido}) = (\text{ganho líquido de massa por vaporização e condensação}) - (\text{taxa de perda de massa através do orifício})$$

- Balanço de massa na água livre:

$$(\text{taxa de mudança de massa na água livre}) = - (\text{taxa de perda de massa através do orifício})$$

- Balanço de energia no gás:

$$(\text{taxa de mudança de energia no gás}) = (\text{taxa de transferência convectiva de calor para a parede metálica}) + (\text{ganho líquido de energia por vaporização e condensação}) - (\text{taxa de perda de calor pelo orifício}) - (\text{taxa de perda de calor por expansão})$$

- Balanço de energia no hidrocarboneto líquido:

(taxa de mudança de energia no hidrocarboneto líquido) = (taxa de transferência convectiva de calor para a parede metálica) + (ganho líquido de energia por vaporização e condensação) + (taxa de transferência de energia para a água livre)

- Balanço de energia na água livre:

(taxa de mudança de energia na água livre) = (taxa de transferência convectiva de calor convectivo para a parede metálica) + (taxa de transferência de energia para o hidrocarboneto líquido)

Caso haja tubulações associadas ao orifício de restrição, também é requerido que seja realizado o balanço de massa, energia e momentum para as tubulações envolvidas, que são semelhantes às equações utilizadas na modelagem e métodos utilizados para a despressurização de dutos (RICHARDSON e SAVILLE (1991) apud HAQUE *et al.* (1992)). Todos os trechos que necessitarem ser adicionados ao sistema em despressurização deve assumir condição quase-estacionária, o que implica numa vazão mássica espacialmente uniforme, e homogênea, o que significa que as fases líquida e vapor coexistem com a mesma velocidade axial.

O balanço de momentum assume a forma:

- Balanço de momentum:

(forma motriz pela diferença de pressão) = (força friccional) + (força gravitacional (hidrostática))

Correlações padrão são utilizadas para o fator de atrito em escoamento monofásico (RICHARDSON (1989) apud HAQUE *et al.* (1992)) e para o fator de atrito e acúmulo em escoamento bifásico (HETSRONI (1982) apud HAQUE *et al.* (1992)).

Vazão pelo Orifício de Restrição

Algumas possíveis situações podem ser consideradas na prática quando se calcula a vazão que escoar por um orifício de restrição. Isto ocorre devido ao fato do fluido que entra no orifício de restrição ter a possibilidade de ser monofásico (gás oriundo de uma tubulação de despressurização no topo de um vaso ou líquido quando a tubulação é instalada no fundo do vaso) ou bifásico (líquido mais vapor para uma tubulação localizada no topo ou fundo de um vaso). Assume-se que o fluido se aproximando da restrição encontra-se em equilíbrio termodinâmico, exceto no caso que o fluido seja um líquido volátil, quando um algoritmo de cálculo de *flash* é usado.

Fluxo Crítico

As condições nas quais um fluxo de gás, ideal ou real, estabelecerá um fluxo crítico em um orifício são bem conhecidas. Em particular, se a contrapressão é suficientemente baixa, a vazão mássica de um gás em um orifício será a máxima possível e a velocidade do escoamento no orifício será a velocidade local do som a , dado por:

$$a = \left[\left[\frac{\partial p}{\partial \rho} \right]_s \right]^{\frac{1}{2}} = \left[\frac{c_p}{c_v} \left[\frac{\partial p}{\partial \rho} \right]_T \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.10)$$

em que:

p = pressão;

ρ = massa específica;

S = entropia;

T = temperatura;

c_p = calor específico a pressão constante;

c_v = calor específico a volume constante.

Todos os termos na equação são considerados sob condições de escoamento crítico. Considera-se que o gás chegando à restrição no orifício tem velocidade nula, sendo então a equação que governa o fluxo no orifício dada por:

$$H_i = H_c + \frac{1}{2}a^2 \quad (2.11)$$

em que:

H_i = entalpia do gás em ponto distante a montante do orifício de restrição (essencialmente velocidade nula);

H_c = entalpia do gás em fluxo crítico.

A aceleração do fluido do ponto a montante do orifício até o ponto no orifício é reversível e adiabática, logo, isentrópica. Então:

$$S_i = S_c \quad (2.12)$$

em que:

S_i = entropia do gás em ponto distante a montante do orifício de restrição (essencialmente velocidade nula);

S_c = entropia do gás em fluxo crítico.

Dado o estado do gás (pressão e temperatura) em ponto distante a montante do orifício, essas equações podem ser resolvidas iterativamente utilizando os parâmetros termodinâmicos necessários fornecido pelo pacote PREPROP. A vazão mássica que passa pelo orifício é dada pelo produto da massa específica ρ_c no orifício, a velocidade do som a , a área do orifício A e o coeficiente de descarga do orifício C_d , que em geral considera-se 0,8.

Para o caso de um escoamento bifásico (líquido-vapor) através do orifício, é importante notar que, se a contrapressão for suficientemente baixa, a vazão mássica que escoar pelo orifício é a máxima, mas a velocidade do fluido no ponto mais restrito não é dado pela velocidade do som. Por esta razão, o termo crítico é usado ao invés de *choked* quando ocorre escoamento bifásico.

Para o caso de um líquido volátil escoando através do orifício, o líquido comprimido a montante do orifício expande adiabaticamente e reversivelmente até que atinja a pressão de saturação. A vaporização até o equilíbrio entre as fases não ocorre até esse ponto, contudo, pois a nucleação para formação de pequenas bolhas no seio do líquido é um processo lento, relativamente. O líquido continua a expandir, passando pelo ponto de equilíbrio metaestável. Essa metaestabilidade pode ser mantida somente por um curto intervalo de tempo antes que o crescimento das bolhas progrida o suficiente para formar uma quantidade significativa de vapor, retirando o fluido do seu estado de meta-equilíbrio. Devido ao fato do tempo para o fluido passar pelo orifício de restrição ser comparável ao tempo necessário para nucleação de bolhas, há a possibilidade do líquido passar completamente pelo orifício antes que ocorra a formação de bolhas. HAQUE *et al.* (1992) afirmam que evidências experimentais mostram que, se o gás se forma, ele ocorre próximo ao ponto de seção transversal mínima, ou seja, próximo ao orifício, e a vazão através do orifício se ajusta para que isso seja alcançado. Assim, para pequenas diferenças entre a pressão a montante e a jusante da restrição, o líquido passa na parte mais restrita sem alcançar o limite de metaestabilidade. Em diferenças de pressão maiores, o limite de metaestabilidade aparece nesse ponto de menor área transversal. Este comportamento é análogo ao fluxo crítico em gases, mas é importante ressaltar que, em caso de líquido saturado ou bifásico, a velocidade do som é irrelevante. Por generalização de uma equação obtida para cálculo de vazão de água próxima à vaporização (ABUAF *et al.* (1983) apud HAQUE *et al.* (1992)), pode-se mostrar que:

$$p_s - p_i = 1,1 \times 10^{11} \frac{\sigma^{1,5} [T/T_c]^8 [1 + 2,2 \times 10^{-8} \Pi^{0,8}]^{0,5}}{T_c^{0,5} [1 - [\rho_g/\rho_l]]} \quad (2.13)$$

em que cada variável tem sua unidade apresentada, devido ao fato da Equação 2.13 ser dimensional:

p_s = pressão de saturação do líquido na temperatura T a montante do orifício, $N \cdot m^{-2}$;

p_i = pressão na qual a metaestabilidade não pode ser mais mantida e a divisão de fases deve ocorrer (líquido-vapor), $N \cdot m^{-2}$;

σ = tensão superficial do líquido, $N \cdot m^{-1}$;

T_c = temperatura crítica do líquido, K;

ρ_g = massa específica do gás, $kg \cdot m^{-3}$;

ρ_l = massa específica do líquido, $kg \cdot m^{-3}$;

Π = taxa de despressurização aproximada como a diferença de pressão ao longo do orifício dividido pelo tempo requerido para atravessar o dobro do diâmetro do orifício, $N \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$.

A Equação 2.13 funciona bem quando $T < 0,85T_c$, porém, superestima $p_s = p_i$ no dobro do valor em altas temperaturas, conforme T se aproxima de T_c . Para uma pressão a montante (*upstream*) $p_u < p_s$ e uma pressão a jusante (*downstream*) $p_d < p_i$, a vazão é não crítica se $p_d > p_i$ e crítica se $p_d \leq p_u$. A vazão mássica F que escoo pelo orifício pode ser calculada considerando que o escoamento é incompressível:

$$F = C_d A [2\rho_l [p_u - p^\dagger]]^{\frac{1}{2}} \quad (2.14)$$

em que:

C_d = coeficiente de descarga do orifício de restrição (1,0 para um orifício com bordas suavizadas e, aproximadamente 0,65 se o orifício for de bordas retas);

A = área do orifício;

p^\dagger = pressão no orifício (o maior valor entre p_i e p_d).

Algoritmo Computacional

Todo o processo de despressurização é substituído por uma série de passos discretos. Esses passos são realizados em relação à redução de pressão especificada e não em relação a um passo de tempo, como é comumente realizado. A razão para essa escolha é que essa abordagem é termodinamicamente mais conveniente e, conseqüentemente mais eficiente computacionalmente, para basear os cálculos em uma variável de estado especificada, como a pressão, ao invés de selecionar uma variável irrelevante termodinamicamente, como o tempo. Cada passo de pressão é subdividido em uma série de sub-passos como detalhados a seguir:

1. Selecionar o decremento de pressão.
2. Expandir o fluido em cada zona tal que:

$$T \frac{\partial S}{\partial T} = C \quad (2.15)$$

em que C é a eficiência politrópica constante, e calcular a energia Q que será transferida ao fluido.

3. Calcular a quantidade de fluido descarregado como resultado da expansão. Esse valor é obtido através do volume do fluido após a expansão menos o volume do vaso.
4. Calcular a duração do passo de tempo a partir da vazão calculada no orifício de restrição.
5. Calcular todos os coeficientes de transferência de calor relevantes.
6. Calcular os balanços de energia no fluido e na parede do vaso, calculando a energia Q^* transferida ao fluido.
7. Se $Q \neq Q^*$, alterar o valor de C e retornar ao passo (2). Caso contrário, seguir para o passo (8).
8. Calcular o balanço de massa no fluido e calcular a quantidade de líquido que condensa e sedimenta a partir da fase vapor e a quantidade de líquido que vaporiza a partir do hidrocarboneto líquido.
9. Se a depressurização for completa, parar. Caso contrário, retornar ao passo (1).

Deve-se notar que a Equação 2.15 descreve um processo politrópico (BETT *et al.* (1975) apud HAQUE *et al.* (1992)). Uma expansão isentrópica é um processo politrópico para o qual $C = 0$ e, porque é adiabático, $Q = 0$. A razão para substituir a expansão isentrópica no passo (2), como foi baseada uma versão anterior do modelo BD, pela politrópica foi que essa permite decrementos de pressão maiores enquanto mantém a acurácia. Essa mudança reduziu significativamente o tempo computacional requerido para o modelo BD.

2.3.2 Simulação Dinâmica Convencional - Equação de Estado Cúbica

A norma *API* (2020), item 4.4.13.2.4.4, descreve uma metodologia rigorosa de cálculo de depressurização, comumente utilizada em simuladores de processo em estado transiente (simulação dinâmica).

Para aplicar essa metodologia, é necessário obter as propriedades físicas do fluido contido, seja a partir de dados reais ou de estimativas baseadas em equações de estado. Também é importante considerar os efeitos da massa do vaso de pressão e do isolamento térmico. A taxa de alívio de pressão é determinada por uma análise em estado não estacionário, sendo aplicável a fluidos que não sofrem mudança de fase (como gases, líquidos subresfriados ou fluidos supercríticos).

O procedimento começa assumindo que a pressão e a temperatura operacionais iniciais aumentam em um processo de volume constante até atingir a pressão de alívio, estabelecendo assim a condição inicial para calcular a taxa de alívio e a área do orifício de restrição. A energia de incêndio [kW] é calculada pelo método analítico descrito no Anexo A da norma *API* (2020). Um intervalo de tempo (geralmente de 5 a 10 segundos) é selecionado, e a energia de incêndio é multiplicada por esse intervalo.

Em seguida, realiza-se uma expansão a pressão constante, aplicando as equações relevantes, usando a condição inicial e o calor adicionado durante o intervalo de tempo. A expansão de volume e a massa a serem aliviadas são calculadas pelas Equações 2.16 e 2.17:

$$[V_{n+1} - V_n] = \frac{Q \times \left(\frac{1}{\rho_{n+1}} - \frac{1}{\rho_n} \right)}{H_{n+1} - H_n} \quad (2.16)$$

$$[M_{n+1} - M_n] = V_0 \times (\rho_{n+1} - \rho_n) \quad (2.17)$$

em que:

V_{n+1} = volume calculado no passo (n+1), expresso em m^3 ;

V_n = volume calculado no passo (n), depois do volume incremental ter sido aliviado, sendo igual ao volume V_0 , expresso em m^3 ;

Q = é a entrada de calor no sistema para o incremento de tempo representado pelo passo de (n) a (n + 1);

ρ_{n+1} = massa específica calculada no passo (n + 1), expressa em kg/m^3 ;

ρ_n = massa específica calculada no passo (n), expressa em kg/m^3 ;

H_{n+1} = entalpia calculada no passo (n + 1), expressa em kJ/kg ;

H_n = entalpia calculada no passo (n), expressa em kJ/kg ;

V_0 = volume inicial do sistema, expresso em m^3 ;

M_{n+1} = massa calculada no passo $(n + 1)$, expressa em kg ;

M_n = massa calculada no passo (n) , expressa em kg ;

Esse procedimento aplica-se a processos de volume constante. A cada iteração, são calculados o volume e a massa que precisam ser removidos do sistema, correspondendo à quantidade de matéria a ser despressurizada naquele intervalo de tempo. O volume V_n permanece constante e igual a V_0 ao longo do processo. É essencial garantir que as correlações usadas para calcular as propriedades físicas sejam válidas na transição para a região crítica termodinâmica. Além disso, passos de tempo muito grandes devem ser evitados, pois podem reduzir o pico de vazão calculado, levando ao subdimensionamento de orifícios ou dispositivos de alívio.

O volume aliviado em cada passo de tempo é dado por $[V_{n+1} - V_n]$. O procedimento de cálculo continua até que se atinja o tempo limite definido pelo engenheiro (por exemplo, se o isolamento do vaso resistir por 2 horas em caso de incêndio, esse pode ser o tempo limite) ou até que o pico de vazão seja alcançado. Em geral, é recomendável gerar a curva de despressurização de cada BDV, o que pode ser útil para estratégias de temporização, entre outras aplicações.

2.4 Dimensionamento do Orifícios de Restrição a Jusante das BDVs

O dimensionamento dos orifícios de restrição deve seguir um passo-a-passo de forma a garantir que o dispositivo seja eficaz em todos os cenários de despressurização considerados em projeto. Havendo a possibilidade dos equipamentos e tubulações estarem sujeitos a um cenário de ocorrência de incêndio, deve-se considerar esse caso nos cálculos. Dois casos de despressurização devem ser avaliados: *Hot Blowdown* e *Cold Blowdown*.

O caso *Hot Blowdown* tem por objetivo avaliar o cenário em que há entrada de energia no inventário a ser despressurizado, de forma a calcular o diâmetro do orifício de restrição para alcançar a pressão final desejada. Nesse caso, a temperatura do inventário de hidrocarboneto é elevada durante o processo de despressurização. Esse caso costuma ser o dimensionante para o diâmetro do orifício de restrição. Mais detalhes sobre as premissas necessárias são fornecidas na próxima seção.

O caso *Cold Blowdown* tem por objetivo avaliar a temperatura mínima obtida a jusante do orifício (nas tubulações), de forma a verificar se a seleção do material está adequada. Caso a temperatura seja menor do que a mínima permitida para o material selecionado, é necessário especificar outra metalurgia que comporte a temperatura mínima calculada.

2.4.1 Hot Blowdown

A modelagem do incêndio para utilização em projetos de engenharia requer a adoção de simplificações no modelo, quando comparado aos modelos turbulentos utilizados em fluidodinâmica computacional (CFD) (SALATER *et al.*, 2002).

SALATER *et al.* (2002) e API (2020) definem os tipos de incêndio considerados no dimensionamento da despressurização, a diferença entre incêndio local e global e a nomenclatura de acordo com a relação ar-combustível:

"Um incêndio global (*global fire*) é um incêndio grande que inclui inteiramente ou grande parte do segmento de processo. Um incêndio local (*local fire*) expõe uma pequena área (local) do segmento de processo ao pico de fluxo de calor do fogo. Um incêndio em jato (*jet fire*) é uma descarga de fluido inflamável pressurizado ignitado. Um incêndio em poça (*pool fire*) é a combustão de fluidos inflamáveis ou combustíveis vazados e retidos em uma superfície. O incêndio controlado pela ventilação e pelo combustível são relacionados com a razão estequiométrica entre ar e combustível."

O fluxo de calor absorvido ($q_{absorvido}$) por um segmento de tubulação e/ou equipamento é apresentado em SALATER *et al.* (2002) e API (2020), e dado pela Equação 2.18:

$$q_{absorvido} = \kappa \times (\alpha_{segmento} \times \varepsilon_{fogo} \times T_{fogo}^4 - \varepsilon_{segmento} \times T_{segmento}^4) + h \times (T_{gas} - T_{segmento}) \quad (2.18)$$

em que:

$q_{absorvido}$ = fluxo de calor absorvido, W/m^2 ;

$\alpha_{segmento}$ = absorvância do segmento, adimensional;

ε_{fogo} = emissividade da chama, adimensional;

T_{fogo} = temperatura da chama, K;

$\varepsilon_{segmento}$ = emissividade do segmento, adimensional;

$T_{segmento}$ = temperatura do segmento, K;

h = coeficiente de convecção do ar/chama em contato com o segmento, W/m^2K ;

T_{gas} = temperatura do ar/chama em contato com o segmento, K.

Para o caso de incêndio em jato, os parâmetros para a Equação (2.18) são mencionados na norma API (2020), em sua Tabela A.5, reproduzidos na Tabela 2.2.

Em relação à avaliação de ruptura de tubulações e equipamentos, há dois critérios que podem ser considerados: a tensão máxima (*maximum stress*) ou máxima deformação (*maximum strain, % elongation*). O primeiro critério é o mais usual e o selecionado para esse trabalho.

A abordagem sugerida por SALATER *et al.* (2002) consiste em calcular a tensão a partir da pressão interna e adicionar uma tensão extra, como margem de segurança, quando calculando a tensão longitudinal. É mencionada também que as tensões de maior importância para uma tubulação são a tensão circunferencial (*hoop stress*), causada pela pressão interna, e a tensão longitudinal (*longitudinal stress*). A tensão equivalente (Von Mises) é a tensão que deverá ser comparada com o limite de resistência, conhecido pela sigla UTS do termo equivalente em inglês *Ultimate Tensile Stress*, dependente da temperatura do material.

A tensão circunferencial (*hoop stress*) pode ser calculada conforme a Equação 2.19.

$$\sigma_{hoop} = \frac{P_{int} \times D_{externo}}{2 \times e_{parede}} \quad (2.19)$$

em que:

σ_{hoop} = Tensão circunferencial, Pa;

P_{int} = Pressão interna, Pa;

$D_{externo}$ = Diâmetro externo da tubulação, m;

e_{parede} = Espessura da parede metálica da tubulação, m.

A tensão longitudinal (*longitudinal stress*) é calculada pela Equação 2.20. O termo x representa toda a tensão que não é causada pela pressão. No presente trabalho seu valor é considerado nulo.

$$\sigma_{long} = \frac{1}{2} \times \sigma_{hoop} + x \quad (2.20)$$

A tensão equivalente de Von Mises é calculado pela Equação 2.21.

$$\sigma_{VonMises} = \sqrt{\sigma_{hoop}^2 + \sigma_{axial}^2 - \sigma_{hoop} \times \sigma_{axial}} \quad (2.21)$$

SALATER *et al.* (2002) recomenda que a UTS seja reduzida em 20% ou mais, como margem de segurança, dependendo da confiabilidade dos dados de UTS para o material em avaliação. Nesse trabalho, foi considerada a margem de segurança de 20%.

Considera-se que há rompimento do material quando a tensão de Von Mises se iguala à UTS reduzida em 20%. Neste trabalho, todo o inventário é considerado

como um único vaso de pressão. Portanto, são aplicadas as fórmulas para o cálculo de tensão de Von Mises explicitadas para tubulações para o vaso.

Tabela 2.2: Incêndio em jato - Tabela A5 - *API* (2020) - Valores recomendados para os parâmetros da Equação (A.1) para um incêndio em jato ou quando outros dados ou informação não estiverem disponíveis.

Parâmetro	Descrição	Incêndio em jato	Incêndio em jato
		<i>Fluxo de calor médio na superfície</i> (<i>Surface Average Peak Flux</i>) > 2 kg/s (grande jato)	<i>Fluxo de calor de pico local</i> (<i>Local Peak Heat Flux</i>) > 2 kg/s (grande jato)
ε_{fogo}	Emissividade da chama de hidrocarboneto	0,33	0,87
$\varepsilon_{superfície}$	Emissividade do equipamento	0,75	0,75
$\alpha_{superfície}$	Absorbância do equipamento	0,75	0,75
h	Coefficiente de calor convectivo entre o equipamento e o ar	40 W/m ² K	100 W/m ² K
T_{gas}	Temperatura dos gases de combustão escoando sobre a superfície	900 °C (1.173 K)	1200 °C (1.473 K)
T_{fogo}	Temperatura do fogo	1100 °C	1200 °C
$T_{superfície}$	Temperatura da superfície	Nota 3	Nota 3
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	5,67 x 10 ⁻⁶ W/m ² K ⁴	5,67 x 10 ⁻⁶ W/m ² K ⁴
q_{fogo}	Nota 1	100 kW/m ²	350 kW/m ²
$q_{absorvido}$	Nota 2	85 kW/m ²	290 kW/m ²

- Nota 1 - Faixa típica de calor contra uma superfície fria. Uma maior faixa de fluxos de calor é possível. O fluxo de calor do incêndio é encontrado ignorando o termo de rerradiação (considerando $\varepsilon_{superfície} = 0$), ajustando $\alpha_{superfície} = 1$, e ajustando a temperatura do equipamento < 323 K).
- Nota 2 - Faixa típica de calor absorvido no início do incêndio (temperatura de parede < 323 K). Uma maior faixa de fluxos de calor é possível.
- Nota 3 - A temperatura do equipamento é a variável que aumenta durante o aquecimento da superfície.

2.5 Otimização da Máxima Vazão de Alívio

Em relação à aplicação de métodos de otimização para a minimização do pico de vazão, não foi encontrado na literatura trabalhos cujo foco fosse a redução de vazão, mas sim voltados à minimização dos custos de instalação das redes de alívio. Como são sistemas que não dependem de bombas ou compressores, não há custo de operação envolvido, sendo o foco, em geral, na redução de custo de instalação. Essas abordagens não são o foco do presente trabalho, mas são relevantes para a etapa de dimensionamento da rede de tubulações. O software *Aspen Flare System Analyzer* utiliza métodos de otimização para o modo de dimensionamento de redes, mas o seu detalhamento não é objeto de estudo.

BIU CHENG e MAH (1976) propuseram um trabalho de formulação não linear (NLP) em que as variáveis de decisão para os diâmetros das tubulações eram variáveis discretizadas e não contínuas. Os valores dos diâmetros foram abordados de forma contínua e os valores ótimos obtidos precisavam ser arredondados para o valor de diâmetro comercial imediatamente superior, o que gerava soluções sub-ótimas. Os autores concluíram que as principais vantagens da abordagem proposta foram a

não-necessidade de estimativa inicial, de arredondamento das variáveis de decisão e nem do uso de critérios de acurácia para finalização do processo de otimização.

COSTA *et al.* (2000) propuseram uma formulação linear para o problema não linear de otimização dos diâmetros, utilizando uma lista discreta de diâmetros comerciais para as tubulações. No entanto, as variáveis de decisão utilizadas foram os comprimentos de tubulação para cada diâmetro comercial da lista, para cada trecho a ser dimensionado. Essa formulação apresentou soluções mais rápidas e com menor custo total de instalação comparados com trabalhos publicados anteriormente.

O tempo ótimo de alívio para cada módulo requer um balanço entre o tempo máximo admissível para a depressurização e temperaturas mínimas para o fluido e para as paredes metálicas dos equipamentos de processo envolvidos (SHAFIQ *et al.*, 2018), para o caso de *Cold Blowdown*. Já para o caso de *Hot Blowdown*, a otimização da vazão máxima no sentido de reduzi-la passa pela análise das tensões nos vasos e tubulações causadas pela pressão interna comparada com a máxima tensão admissível para o material na temperatura analisada.

Desta forma, um problema de otimização é formulado no presente trabalho para se calcular os parâmetros ótimos de alívio, minimizando tanto o custo de instalação quanto os riscos envolvidos no procedimento. Contudo, o objetivo utilizado não é a minimização do custo de instalação da torre para a tocha e sim a minimização da vazão máxima total de alívio para a tocha, variável indireta para o custo de instalação da torre.

2.6 Redução de Créditos de Vazão

O conceito de redução de vazão para o sistema de alívio pode incluir HIPPS *High Integrity Pressure Protection System*, intervenções de operadores, implementação de um controle básico de processos, entre outras medidas. Estas visam reduzir a contabilização da contribuição de determinadas fontes, caso o sistema instrumentado tenha confiabilidade suficiente para tal. Um método de avaliar a possibilidade de reduzir os créditos de vazão é realizar uma avaliação quantitativa do desempenho do sistema de alívio como um todo, considerando as contingências de sobrepressão e a confiabilidade das salvaguardas para calcular as capacidades de carga probabilísticas do sistema de alívio, a hidráulica probabilística do sistema e as probabilidades de causas de sobrepressão. Calculadas as probabilidades, o projetista compara o desempenho obtido com seus critérios de aceitação de risco para desconsideração da contribuição de fontes ao sistema (API, 2020).

2.6.1 Blowdown Controlado

Em geral, o projeto de sistemas de alívio utiliza o conceito de depressurização para um sistema sem o uso de válvulas de controle. Além dos dispositivos de alívio do tipo PSV e das válvulas de controle de processo (função de limitação de pressão máxima) que descartam parte dos vapores para alívio, em condição contínua de operação, o método comum de depressurização de emergência é o que conta com um conjunto de válvula BDV (*Blowdown Valve*) e um orifício de restrição FO (*Flow Orifice*).

PARUIT e KIMMEL (1979) fizeram uma proposta de utilização de válvulas de controle de pressão em paralelo a orifícios de restrição, de forma a atenuar o pico de vazão em sistemas de maior inventário e/ou pressão inicial. Dessa maneira, seria mantida uma vazão controlada constante (a maior parte do tempo) menor que o pico de vazão da curva exponencial de depressurização, típica quando se utiliza somente um FO. A desvantagem apresentada é a necessidade de calcular e certificar o grau de confiabilidade requerido para o conceito apresentado.

Dentre as vantagens apresentadas por PARUIT e KIMMEL (1979), destacam-se:

- Não cria interferências no restante do sistema de alívio;
- Utiliza componentes disponíveis comercialmente;
- Elimina o tempo morto para se alcançar o pico de vazão no início do processo de depressurização;
- Evita o *overshoot* de vazão no início da depressurização;
- Controla a vazão em valor máximo constante por uma longa faixa de pressão no sistema a montante da válvula de controle;
- Retorna o sistema à condição de *stand-by* ao final do processo.

No trabalho de PARUIT e KIMMEL (1979), a estratégia de controle adotada é *feedback*, utilizando a pressão da tubulação a jusante da válvula de controle e do orifício de restrição. A seleção do *set point* é obtida pela contrapressão na tubulação *tail pipe* a jusante do FO, equivalente à vazão de alívio desejada.

Com base no estudo de PARUIT e KIMMEL (1979), MOON *et al.* (2003) avaliaram a aplicação de um sistema de *blowdown* controlado em um sistema de compressão de gás. O objetivo era verificar a viabilidade de aplicar a proposta de *blowdown* controlado para atingir reduções de vazão estabelecidas, avaliando também o nível de integridade de segurança do sistema proposto. O resultado obtido foi de redução do pico de vazão em 60% com um sistema com nível de integridade de segurança 2 e probabilidade de falha sob demanda (PFD) menor do que o conjunto convencional de BDV e FO.

Logo, o conceito apresentado por ambos os autores se mostra promissor como uma potencial solução no presente trabalho.

2.6.2 Aplicação de Proteção Passiva em Equipamentos e Tubulações

A aplicação de proteção passiva em equipamentos e tubulações é uma estratégia para se reduzir o fluxo de calor oriundo de um incêndio. Desta forma, a elevação de temperatura da parede metálica ocorrerá de forma mais lenta, permitindo a depressurização em tempo maior do que os 15 minutos considerados inicialmente. A contrapartida do uso desse tipo de isolamento é o aumento da possibilidade de ocorrência de corrosão sob o isolamento, maior dificuldade de realizar inspeção na superfície externa da tubulação, aumento do peso e do custo de instalação da unidade (API, 2020).

2.6.3 Sistemas de Proteção por Pressão Alta Integridade (HIPPS)

O sistema HIPPS é utilizado no lugar de dispositivos mecânicos de proteção por sobrepressão. Tipicamente envolvem um arranjo de instrumentos sensores e transmissores, elementos de controle final (por exemplo, válvulas) e controladores lógicos. Essas malhas de proteção são configuradas de maneira a evitar incidentes de sobrepressão pelo isolamento da fonte de sobrepressão ou pela redução da probabilidade de ocorrência de um incidente de sobrepressão a valores tão reduzidos que podem ser desconsiderados como um caso viável de ocorrência (API, 2020).

Aplicando-se redundâncias no projeto, um HIPPS pode alcançar um nível de disponibilidade igual ou maior do que um dispositivo de alívio mecânico. Contudo, a aplicação desse tipo de sistema implica em um ônus operacional, requerendo inspeções, manutenções e testes, de forma a assegurar o nível de confiabilidade previsto em projeto.

2.6.4 Aumento de Espessura dos Vasos com Maiores Vazões sob Fogo

O aumento de espessura dos vasos é uma alternativa técnica de alteração nos equipamentos envolvidos em um processos de depressurização para possibilitar o aumento do tempo de exposição possível ao fogo (HEKKELSTRAND e SKULSTAD, 2004). Contudo, a escolha dessa alternativa implica em maior custo de instalação para a UEP em projeto devido ao aumento de peso na instalação. Em uma instalação offshore, o peso é um fator crucial na determinação do custo de instalação.

Neste trabalho, não são aplicados os três últimos tipos de solução (proteção passiva, HIPPS e aumento de espessura de vasos), considerando-se que a busca por soluções que não elevem o custo de instalação (*Capital Expenditure* - CAPEX) devem

ser o foco dos esforços iniciais na busca de soluções na fase de projeto do sistema de alívio.

Capítulo 3

Metodologia

3.1 Contextualização

A metodologia de projeto convencional consiste das seguintes etapas:

1. Dimensionamento inicial dos orifícios de restrição de cada ponto de alívio, conforme critério de tempo recomendado na norma API 521 (690 kPa(g) em 15 min) utilizando a abordagem *lump sum* em simulação dinâmica;
2. Dimensionamento dos diâmetros da rede de alívio utilizando os cenários de depressurização definidos na etapa anterior (picos de vazão por módulo) - Simulação estática de dimensionamento utilizando o software *Aspen Flare System Analyzer*;
3. Elaboração da simulação dinâmica da rede de alívio e suas fontes, calculando-se o pico de vazão obtido em diversos pontos do sistema - Aspen Hysys em modo dinâmico.

Já a metodologia alternativa utiliza um modelo de alívio mais acurado (BD) nas etapas de simulação dinâmica:

1. Dimensionamento inicial dos orifícios de restrição de cada ponto de alívio, conforme critério de tempo recomendado na norma API 521 (690 kPa(g) em 15 min) utilizando o modelo BD em simulação dinâmica;
2. Dimensionamento dos diâmetros da rede de alívio utilizando os cenários de depressurização definidos na etapa anterior (picos de vazão por módulo) - Simulação estática de dimensionamento utilizando o software *Aspen Flare System Analyzer*;
3. Elaboração da simulação dinâmica da rede de alívio e suas fontes, calculando-se o pico de vazão obtido em diversos pontos do sistema - modelo BD.

Após a comparação, na abordagem alternativa, são aplicados dois métodos para redução da vazão máxima de alívio:

1. Otimização dos diâmetros dos orifícios das BDVs para redução da máxima vazão escoada no sistema de alívio baseado no limite da tensão máxima causada pela pressão interna comparada com a máxima admissível para o material, utilizando o software Aspen Hysys em modo dinâmico;
2. Redução adicional de vazão utilizando o conceito de *blowdown* controlado por válvula de controle.

A metodologia proposta com os métodos de redução de vazão máxima tem por objetivo ser aplicada durante a fase de projeto de detalhamento de engenharia. A escolha dessa fase do ciclo de vida do projeto considera o impacto econômico positivo de uma análise bem sucedida de redução da vazão dimensionante da tocha bem como o fato de que, nessa fase, os dados de entrada para as simulações são mais confiáveis do que em etapas anteriores de projeto.

3.2 Validação do modelo BD

O desempenho do modelo de despressurização BD deve ser validado através de simulações, comparando os resultados obtidos com um conjunto de dados experimentais disponíveis. MAHGEREFTEH e WONG (1999) citam que a baixa disponibilidade desses dados relacionados à despressurização de hidrocarbonetos decorre do fato que os testes envolvem um alto risco e têm um custo elevado para sua execução com os equipamentos necessários para o aparato experimental. Os autores também ressaltam que alguns experimentos cujos dados estão disponíveis na literatura não utilizaram a instrumentação necessária para obter medições detalhadas do processo avaliado.

Considerando a escassez de dados experimentais publicados, optou-se por utilizar os dados experimentais obtidos e publicados por SZCZEPANSKI (1994) apud MAHGEREFTEH e WONG (1999) e RICHARDSON e SAVILLE (1995) (identificado nesse trabalho como experimento 1), e do experimento S12 em Spadeadam (Reino Unido) publicados por RENFRO *et al.* (2014) (identificado como experimento 2), pois os parâmetros disponibilizados permitem a adequada modelagem no simulador de processos. Os experimentos citados foram do tipo *Cold Blowdown*, sem considerar a incidência de fogo durante a despressurização.

A validação do modelo foi realizada utilizando o valor do coeficiente de descarga (Cd) padrão recomendado pelos autores do modelo BD (Cd=0,90) e pela atual detentora comercial do modelo (Aspentech), sendo verificados e comparados os seguintes parâmetros experimentais disponíveis, como:

- Pressão;
- Temperatura do fluido na fase vapor;
- Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor;
- Temperatura do fluido na fase líquida;
- Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida.

Os dados e parâmetros dos experimentos 1 e 2 podem ser consultados na Tabela 3.1.

Para o Experimento 1, o único parâmetro que não constava no artigo de MAHGEREFTEH e WONG (1999) dizia respeito ao tipo de tampo do vaso. Contudo, essa informação constava no artigo de RICHARDSON e SAVILLE (1995), identificando-o como torisférico.

No entanto, as opções disponíveis para seleção do tipo de tampo no módulo BD do simulador de processo Hysys são: plano, hemisférico, 2:1 Semi-elipsoidal e côncavo (Figura 2.2). Assim, para o Experimento 1, considerou-se o tampo 2:1 elipsoidal, cujo perfil é o que mais se assemelha ao torisférico.

Em relação ao Experimento 2, o tipo de material do vaso não foi especificado no artigo de RENFRO *et al.* (2014). Desta forma, para o presente estudo, foi considerado o aço carbono por ser o material mais comumente utilizado em vasos de pressão em FPSOs.

Tabela 3.1: Dados dos experimentos 1 (MAHGEREFTEH e WONG (1999), RICHARDSON e SAVILLE (1995)) e 2 (RENFRO *et al.* (2014)).

Item	Experimento 1	Experimento 2
	Valor	Valor
CH₄ (% mol)	64,0	66,5
C₂H₆ (% mol)	6,0	3,5
C₃H₈ (% mol)	28,0	30,0
C₄H₁₀ (% mol)	2,0	0,0
Temperatura inicial (°C)	20	20
Pressão inicial (bar)	117,5	120,0
Diâmetro (mm)	1130	1130
Altura tangente à tangente (mm)	2750	2250
Orientação	Vertical	Vertical
Tipo de tampo	Torisférico	2:1 semi-elíptico
Espessura de parede metálica (mm)	59	50
Material	Aço Carbono	Aço Carbono
	10,0	10,0
Contrapressão (bar)	1,013	1,013
Temperatura externa (°C)	20	20

Para complementar a validação do BD, são apresentados os resultados da raiz do erro quadrático médio calculado para cada variável do conjunto de dados experimentais dos Experimentos 1 e 2. A equação da raiz do erro quadrático médio (*Root*

Mean Square Error - RMSE) pode ser vista abaixo, conforme mencionada no artigo de CALISKAN *et al.* (2011).

$$RMSE = \sqrt{\sum \left[\frac{(Y_c - Y_m)^2}{n} \right]} \quad (3.1)$$

em que:

Y_c = valor calculado da variável dependente (valor simulado);

Y_m = valor medido da variável dependente (valor experimental);

n = número de pontos comparados.

3.2.1 Comparação do modelo BD com Simulação Dinâmica

Na etapa de projeto, normalmente não se realiza validação dos parâmetros com dados experimentais. No entanto, a validação pode ser útil para melhor selecionar o modelo a ser utilizado na etapa de projeto. No presente trabalho, para comparação do modelo BD com SD, optou-se por utilizar o método para determinar a fase do fluido proposto por VENKATARATHNAM e OELLRICH (2010). A vantagem dessa metodologia é não ter parâmetros de ajuste manipuláveis pelo usuário do simulador, sendo essa uma vantagem na utilização em projetos, onde há diversas incertezas sobre os dados de entrada e a seleção adicional de um parâmetro não implicaria em maior acurácia do resultado.

Adicionalmente, o coeficiente de descarga do orifício de restrição é um parâmetro a ser selecionado. A documentação do simulador Aspen Hysys recomenda o uso do coeficiente de descarga igual a 0,90, sendo esse o valor considerado nesse trabalho.

Um outro parâmetro utilizado na SD foi a eficiência isentrópica, fator empírico que engloba todos os efeitos referentes à irreversibilidade do processo de expansão de um fluido. Nesse trabalho foram testados os valores extremos da faixa proposta pelo software Aspen Hysys: 87% e 98%. Para complementar a validação do BD, são apresentados os resultados da raiz do erro quadrático médio calculado para cada variável do conjunto de dados experimentais dos Experimentos 1 e 2, calculado com a Equação 3.1. Compara-se os modelos BD e SD com dois valores distintos de eficiência isentrópica, a fim de verificar qual extremo da faixa recomendada de eficiência é a mais adequado para representar as variáveis.

3.3 Problema teste

Uma unidade de produção *offshore* típica do pré-sal é construída de forma modular, como pode ser visto na Figura 3.1. Cada módulo tem uma função no processamento

Tabela 3.2: Problema teste - Dados das fontes e condições iniciais.

Fonte	Volume Total (m ³)	Diametro Vaso (mm)	Altura Vaso (mm)	Espessura (mm)	Pressão inicial (kPa a)	Temp inicial (°C)
UN-01	4,15	1,522	2,282	78,0	15.000	40,0
UN-02	7,95	1,890	2,835	220,0	35.000	40,0
UN-03	2,62	1,305	1,958	260,0	50.000	40,0
UN-04	20,94	2,610	3,915	30,0	2.000	40,0
UN-05	17,8	2,472	3,708	38,0	6.000	40,0

do óleo, gás, água produzida, água de injeção e utilidades. Em cada um dos módulos há válvulas de alívio e despressurização do tipo *BDVs* previstas em projeto.

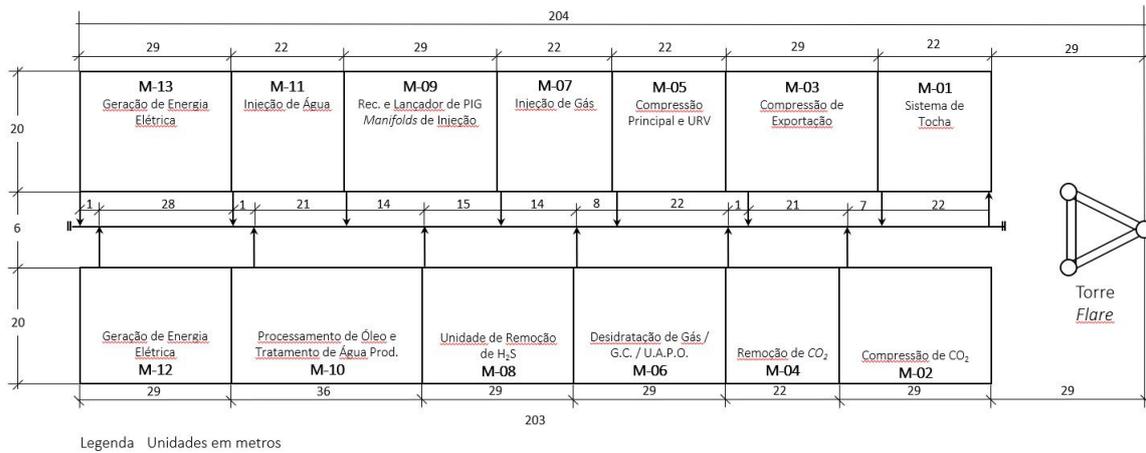


Figura 3.1: Arranjo das tubulações - vista superior no FPSO.

Contudo, de forma a simplificar a análise, optou-se por analisar um problema em menor escala e com somente um componente para a validação da metodologia.

O benefício da abordagem é avaliar a eficácia da metodologia proposta antes de realizar um esforço de simulação maior, compatível com um problema de projeto para uma instalação real. As premissas de arranjo para o problema teste podem ser vistas na Figura 3.2

Para o presente estudo, foram considerados que os volumes referentes às unidades de processo do problema teste são vasos únicos com tampo do tipo semi-elíptico 2:1. Dessa forma, foram utilizados valores típicos de espessura para as pressões de projeto consideradas para as unidades de processo UN-01 a UN-05, com o material definido como aço carbono. Os parâmetros propostos de volume total, espessura, temperatura e pressões iniciais podem ser vistos na Tabela 3.2.

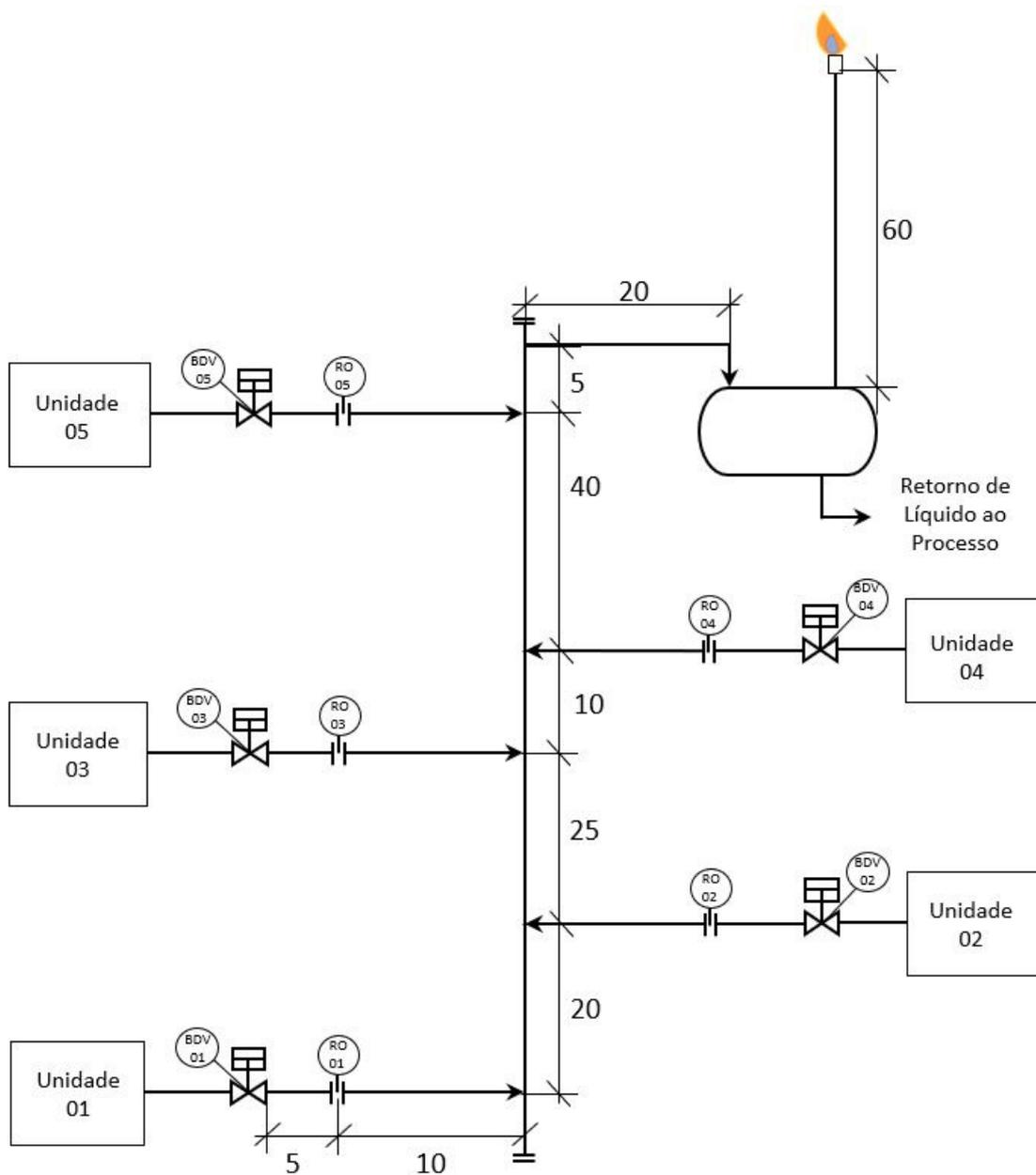


Figura 3.2: Problema teste - Altura do *flare stack* e comprimentos do *subheaders* e do *header*.

3.4 Dimensionamento dos orifícios de restrição (RO/FO) a jusante das *BDVs*

Nesta etapa foi utilizado o simulador de processos Aspen Hysys v.14 e suas ferramentas BD e SD. Como detalhado na Seção 2.3.1, o módulo BD tem uma modelagem particular. Já a SD tem uma interface do simulador chamada *Depressuring* para montar uma simulação dinâmica utilizando termodinâmica baseada em equação de estado, montando uma topologia típica de sistema agrupado para depressuriza-

ção (*lumped approach*), onde o volume total do inventário a ser despressurizado é representado por um vaso de pressão.

Para ambos os modos de análise (BD e SD), os inventários a serem despressurizados em cada módulo foram modelados como um vaso no simulador com volume equivalente ao volume total do trecho, incluindo volume de tubulações e vasos. Para cada inventário a ser aliviado por uma BDV, foi realizado o dimensionamento do diâmetro do orifício de restrição (FO), de forma a alcançar a pressão final de 690 kPa(g) ao final de 15 min de despressurização.

Para a simulação dinâmica convencional, selecionou-se a equação de estado cúbica de Peng-Robinson, muito utilizada na indústria de óleo e gás para simulação de unidades de produção. Para esse método, foram utilizados os seguintes parâmetros para o integrador do simulador Aspen Hysys:

- Pressure flow solver = 1;
- Control and Logical Ops = 2;
- Energy Calculations = 2;
- Compositions and Flash Calculations = 2 (Original 1);
- passo = 0,05 s.

A composição de todas as Unidades (01 a 05) foi considerada como 100 % metano. O motivo para escolher essa composição simplificada foi facilitar a análise da despressurização em termos de composição das fases líquida e vapor que porventura surjam no interior dos vasos, focando a análise em outros parâmetros mais relevantes para o estudo em curso.

Como resultado dos dimensionamentos, foram calculados os diâmetros dos orifícios, as vazões máximas em cada FO e a temperatura associada à condição de máxima vazão, informações necessárias para a etapa posterior de dimensionamento do diâmetro da rede de tubulações da alívio.

Condições para as simulações:

- pressão final: 101,325 kPa(a).
- tempo máximo de simulação: 15 minutos.
- velocidade do vento: 0 m/s.
- temperatura ambiente: 20 °C.

Parâmetros da modelagem do incêndio

SALATER *et al.* (2002) menciona que a modelagem de incêndio com o objetivo de realizar cálculos de engenharia é uma abordagem simplificada quando comparado a modelos de combustão turbulenta utilizado em análises de fluidodinâmica computacional. Contudo, os autores afirmam que testes realizados indicam que a abordagem simplificada é eficaz na predição do incêndio.

Para esse trabalho, por motivos de simplificação do modelo devido à composição ser 100% metano, considerou-se o incêndio do tipo jato *jet fire*. Os parâmetros para o tipo de incêndio foram obtidos na Tabela A.5 da *API* (2020), reproduzida na Tabela 2.2.

Para o dimensionamento da área dos dispositivos de alívio e orifícios de restrição com a finalidade de atender à vazão necessária, foram utilizados os parâmetros para a condição *Surface Average Peak Flux* reproduzidos na Tabela 2.2.

Como SALATER *et al.* (2002) mencionam em seu artigo, apesar da condição de incêndio em jato local ter maior fluxo de calor, o incêndio em jato global representa o maior fluxo de energia devido a maior área considerada para o cálculo global. No presente trabalho, como o modelo do sistema considerado foi agrupado (*lumped*), as áreas consideradas para o dimensionamento dos orifícios de restrição e para o cálculo da condição de ruptura avaliada na otimização dos diâmetros foram as mesmas.

3.5 Dimensionamento da Rede de Despressurização

Para esta etapa foi utilizado o simulador de processos específico para avaliação e dimensionamento de redes de alívio Aspen Flare System Analyzer (FSA).

Os dados de entrada necessários para as tubulações são os comprimentos por trecho e arranjo informados na Figura 3.2 e condições iniciais de temperatura e pressão informados na Tabela 3.2. Em relação aos diâmetros possíveis de serem aplicados, foram incluídos no software os diâmetros discretizados previstos por uma especificação técnica do projeto típica para as tubulações.

Em relação aos dados de entrada dos trechos a serem despressurizados, necessita-se conhecer as composições, temperaturas e pressão de abertura das BDVs.

Para este trabalho, foram consideradas as restrições da Norma *NORSOK* (2014) para o dimensionamento do diâmetro das tubulações em relação ao Número de Mach máximo, informadas na Tabela 2.1.

Os cenários dimensionantes foram a despressurização total da unidade, ou *Emergency Shutdown* nível 4 (ESD-4), e os casos de incêndio simultâneos em cada um dos módulos apresentados.

Como resultado da simulação, obteve-se os diâmetros de cada um dos trechos de tubulação que fazem parte da rede.

3.6 Avaliação da Vazão Máxima na Tocha

3.6.1 Simulação dinâmica

Com o intuito de elaborar a simulação de forma que os resultados fossem o mais representativos possíveis em relação ao processo real, a rede de tubulações no Aspen Hysys foi montada utilizando os diâmetros de tubulações selecionados no FSA e seus comprimentos e acidentes.

Em relação aos dados de entrada dos trechos a serem despressurizados, deve-se conhecer as composições, temperaturas e pressões iniciais, nível de líquido dos equipamentos, dimensões do vaso de volume equivalente, bem como o tempo de abertura de cada uma das BDVs, para cada um dos trechos a serem despressurizados. Desta forma, é possível elaborar a simulação de forma que os resultados sejam o mais representativos possíveis em relação ao processo real.

Para a simulação dos trechos de tubulação, foi utilizada a ferramenta *pipe segment*, que realiza um cálculo simplificado de perda de carga, baseado na equação de Darcy-Weisbach (SOMOZAS *et al.*, 2020). Essa equação é aplicável a fluidos incompressíveis com massa específica constante, porém, pode ser aplicada a fluidos compressíveis desde que a perda de carga não seja maior do que 10% da pressão de entrada no trecho. Fora desse limite, a diferença de massa específica se acentua e o cálculo perde a acurácia. Para se alcançar esse limite informado, o artifício utilizado foi dividir o trecho de tubulações em subtrechos, tantos quanto foram necessários, para atender ao critério para uso da equação (ROTAVA, 2012). Segundo SOMOZAS *et al.* (2020), esse procedimento pode levar a uma representação menos rigorosa do escoamento compressível, podendo subestimar a contrapressão, resultando em um efeito de "empacotamento" menos acentuado. Porém, esse efeito pode ser considerado como um resultado conservativo.

As diferenças de elevação nas tubulações foram ignoradas no modelo, visto que para escoamento de fluidos compressíveis o efeito na perda de carga estática é desprezível (SOMOZAS *et al.*, 2020), com exceção da linha do *flare stack*, cuja diferença de elevação é mais expressiva. Para esta foi considerada uma diferença igual à altura da torre da tocha.

Para as BDVs, os Cvs selecionados foram aqueles adequados para escoarem a vazão máxima, semelhante ao pico de vazão obtido pelo dimensionamento dos orifícios de restrição, sem gerar uma perda de carga muito elevada.

Como primeira avaliação, foi executada a simulação com as vazões máximas de cada BDV, utilizadas para o dimensionamento da rede de alívio, como condição de contorno das fontes. A simulação foi executada até que se atingisse o estado estacionário, permitindo assegurar que as vazões nas fontes e na saída do *flare tip* fossem equivalentes entre as simulações do FSA e do Hysys.

Validada a simulação em relação à etapa anterior, foram consideradas somente as pressões como condição de contorno, conforme método de execução de simulações dinâmicas. Nesta etapa, foi considerada a atuação instantânea das BDVs, não considerando o tempo de abertura e fechamento informado na Seção 2.2.3, uma vez que o objetivo foi simplificar ou reduzir a influência de outros parâmetros que não o diâmetro dos orifícios de restrição no pico de vazão.

Os cenários de despressurização total e incêndio em cada um dos módulos foram configurados para a simulação, via ferramenta *event scheduler*. O diagrama de processo elaborado no simulador pode ser vista na Figura 3.3.

3.6.2 BLOWDOWNTM

Para esta etapa, foi utilizada a modelagem de múltiplas fontes no simulador Aspen Hysys. O resultado será apresentado para cada instante definido nas condições de simulação no módulo BD para cada fonte, bem como no *Flare Tip*. A modelagem no simulador pode ser vista na Figura 3.4.

3.7 Redução da Vazão Máxima na Tocha

3.7.1 Otimização dos diâmetros dos FOs

O objetivo dessa etapa foi verificar a oportunidade de redução de vazão máxima considerando-se uma avaliação de possibilidade de ruptura do material do vaso das fontes de despressurização.

As pressões para cada caso avaliado foram calculadas utilizando-se os parâmetros de incêndio *Global Average Peak Flux* informados na Tabela 2.2. As temperaturas foram calculadas considerando os parâmetros de incêndio *Local Peak Heat Flux*. Dessa forma, construiu-se o conjunto de dados para calcular a tensão de Von Mises e interpolar a UTS utilizando uma tabela de dados para aço carbono, na faixa de temperatura de 20 °C a 900 °C.

Em avaliações de plantas reais, é importante considerar o tempo de atraso para a despressurização, pois quanto maior o atraso, mais elevada será a temperatura do metal dos vasos e tubulações sob incêndio, havendo impacto direto na possibilidade de ocorrência de ruptura dos metais. No entanto, para esta etapa, optou-se por não considerar esse tempo, de forma a simplificar o problema teste em análise, focando somente na influência do diâmetro dos orifícios de restrição.

Com os orifícios de restrição dimensionados para o caso de incêndio em jato, foram verificadas as oportunidades de redução de vazão máxima, utilizando o dimensionamento realizado para a condição de pressão final de 690 kPa(g) em 15 minutos como valor máximo. Para este procedimento de otimização, o objetivo

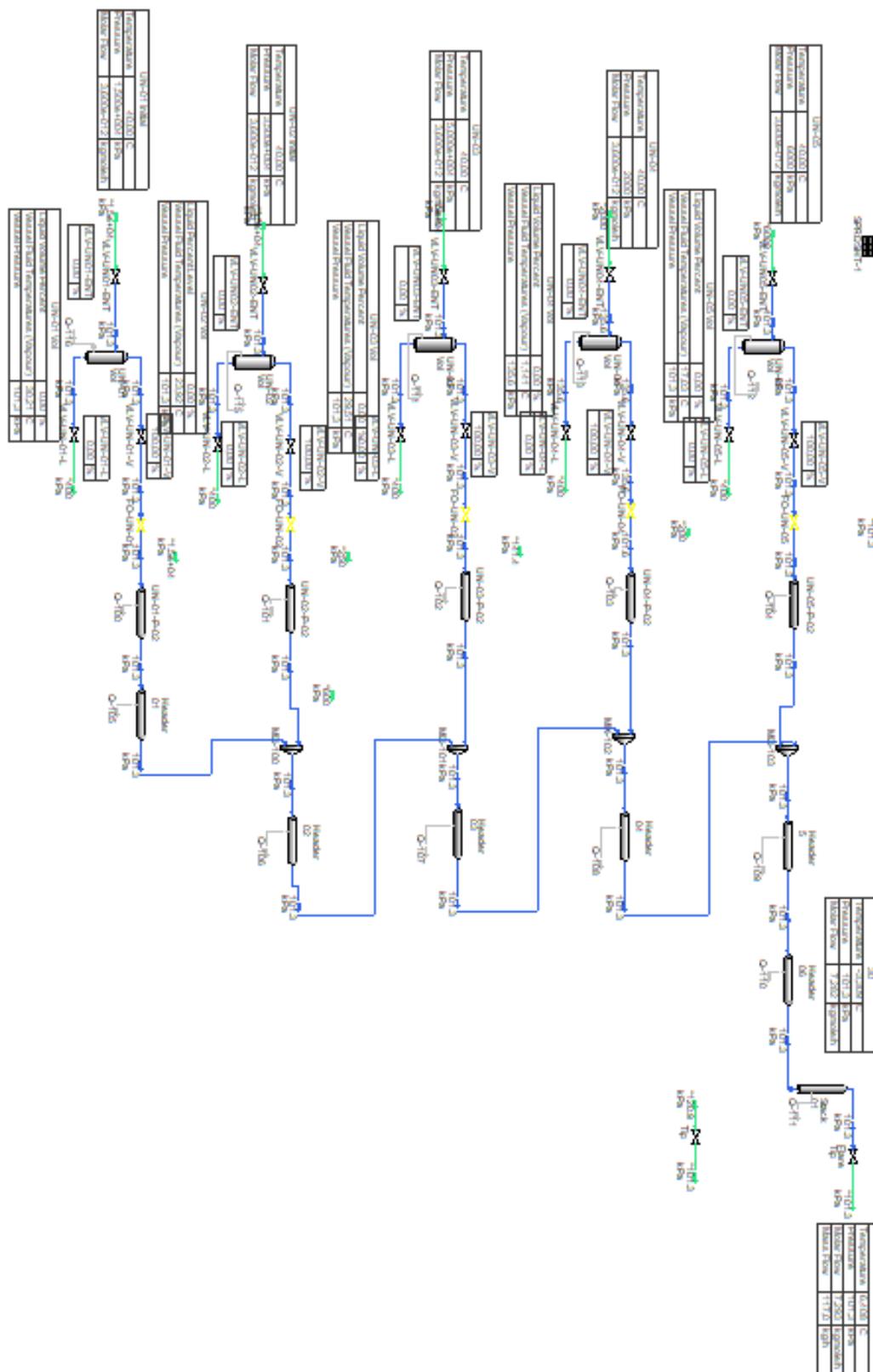


Figura 3.3: Arranjo da avaliação no simulador Aspen Hysys - Simulação Dinâmica.

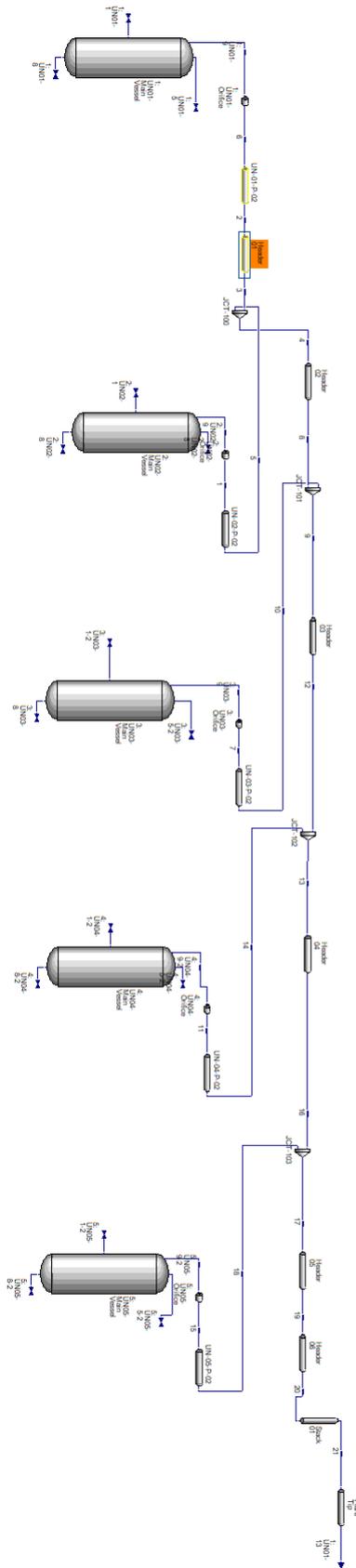


Figura 3.4: Arranjo da avaliação no simulador Aspen Hysys - BLOWDOWN.

foi verificar qual o menor diâmetro calculado em que não haveria ruptura do vaso. Como critério adicional para obter um valor mais realista, adotou-se que a pressão final deve ser inferior à 50% da pressão inicial.

Foram realizados então estudos de caso no simulador de processos Aspen Hysys para cada fonte de depressurização, UN-01 a 05, obtendo os resultados, obtidos de 30 em 30 segundos para a pressão e temperatura da parede metálica do vaso.

A duração do tempo de incêndio pode ser estimada com base nos dados de processo envolvidos na instalação avaliada (volume, massa, pressão, temperatura, composição do fluido, taxa de vazamento inicial). Para essa avaliação, considerou-se um intervalo de 15 minutos, pois os vasos não têm proteção passiva contra incêndio e uma possível ruptura ocorreria tipicamente em tempo menor que o limite proposto.

Para a avaliação de cada instante avaliado ao longo da depressurização nos estudos de caso (30 em 30 segundos), foi calculada a tensão aplicada na parede metálica a partir da pressão interna do fluido (tensão de Von Mises) e foi verificada qual seria a tensão máxima admissível para a temperatura de parede metálica no instante avaliado, com base em uma tabela de UTS em diversas temperaturas para o material avaliado (aço carbono). Esse valor de UTS inferido a partir da tabela em cada instante foi reduzido em 20% como fator de segurança, conforme recomendado por SALATER *et al.* (2002). Em geral, a avaliação da possibilidade de ruptura é realizada através de um gráfico com duas variáveis representadas ao longo do tempo de depressurização sob incêndio (a tensão de Von Mises e a UTS), como pode ser visto na Figura 3.5

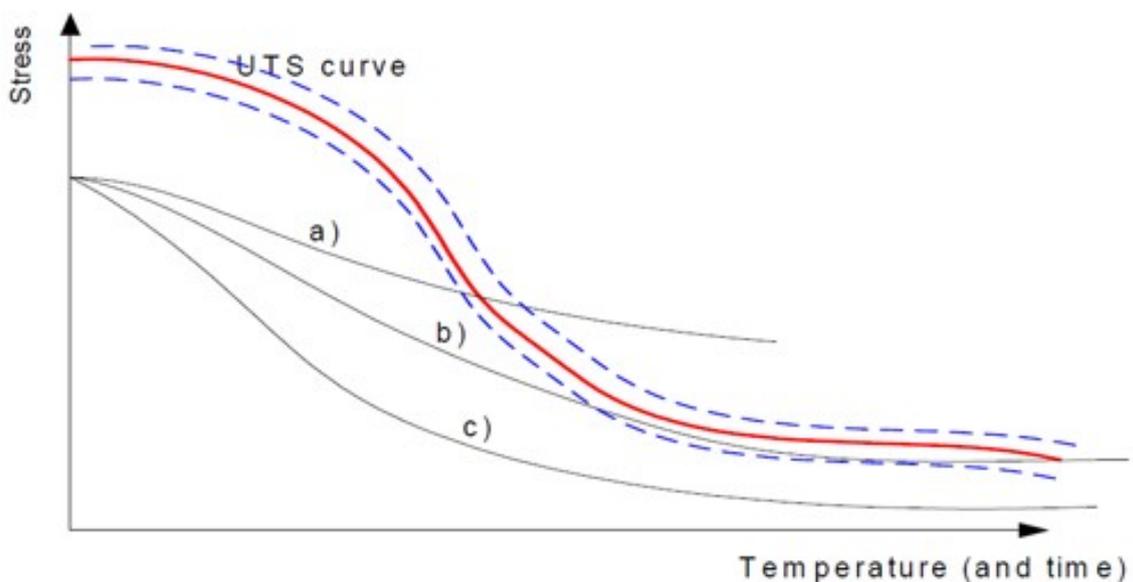


Figura 3.5: Curvas de tensão máxima admissível (UTS) e tensão aplicada (Von Mises) (HEKKELSTRAND e SKULSTAD, 2004).

Para facilitar a avaliação dos casos analisados para cada fonte, foi calculada, a cada instante, a diferença entre a tensão máxima admissível com folga de 20% (UTS) e a tensão aplicada (Von Mises). Para a interpretação dos gráficos, utilizou-se os seguintes critérios:

- **Diferença positiva:** Indica que a tensão aplicada (Von Mises) é menor que a admissível (UTS), ou seja, o material não sofrerá ruptura.
- **Diferença negativa:** Indica que a tensão aplicada (Von Mises) é maior que a admissível (UTS), resultando em ruptura do material.

3.7.2 Redução adicional de vazão - Blowdown Controlado

Para a análise de redução adicional de vazão (*Blowdown* Controlado), foi proposto um sistema de controle *feedback* de estratégia PID convencional, considerando a pressão a jusante do conjunto válvula de controle/orifício de restrição como a variável controlada, e a abertura de uma válvula de controle de pressão instalada em paralelo a um orifício de restrição como variável manipulada. O set point de pressão foi selecionado a partir da curva de pressão na tubulação a jusante do orifício de restrição na simulação de despressurização simultânea, conforme descrito na seção 3.6. Essa curva foi obtida com o orifício de restrição dimensionado inicialmente, conforme descrito na seção 3.4. O arranjo completo do controle proposto pode ser visto na Figura 3.6.

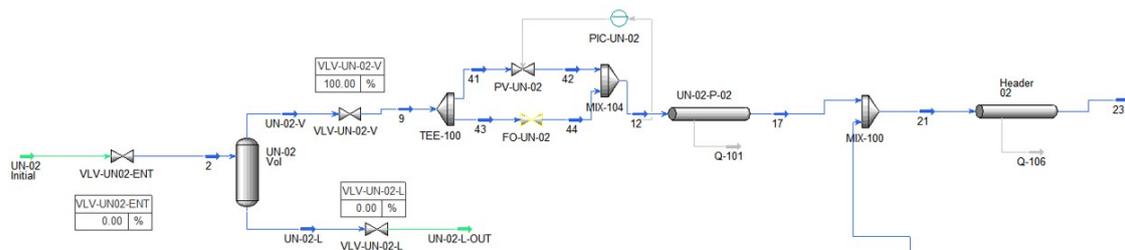


Figura 3.6: Arranjo do controle proposto.

Para essa avaliação, foi realizada uma análise *ad hoc* para a fonte UN-02, de forma a testar a viabilidade de aplicação do controle para despressurização. A avaliação não teve por objetivo determinar uma metodologia estruturada para projeto e implementação de controle para essa aplicação, mas somente testar a proposta realizada por PARUIT e KIMMEL (1979) e MOON *et al.* (2003).

Capítulo 4

Resultados

4.1 Validação do Módulo BLOWDOWN™

Com o objetivo de validar o modelo BD, foram comparados os dados experimentais disponíveis na literatura com dados de saída de simulações realizadas utilizando tanto o modelo BD quanto utilizando uma equação de estado cúbica (Peng-Robinson) em simulação dinâmica no software Aspen Hysys. Dessa forma, foi possível avaliar o desempenho de ambas as abordagens frente aos dados de experimentos de despressurização reais.

4.1.1 BLOWDOWN versus dados experimentais

Para realizar a validação do modelo BD, foram utilizados os dados experimentais obtidos por Szczepanski apud MAHGEREFTEH e WONG (1999) e RICHARDSON e SAVILLE (1995) (nomeado como Experimento 1) e os citados por RENFRO *et al.* (2014) (nomeado como Experimento 2) com base no experimento S12 realizado em Spadeadam (Reino Unido). Esses dados foram comparados com resultados das simulações de processo utilizando o modelo BD no *software* Hysys v.14.

Foram avaliados e comparados os comportamentos dinâmicos das seguintes variáveis no interior do vaso:

- Pressão;
- Temperatura das fases vapor e líquida;
- Temperatura de parede metálica em contato com as fases vapor e líquida.

Experimento 1

Os dados de entrada referentes ao experimento 1 foram incluídos no módulo BD do simulador Aspen Hysys e a simulação realizada. Os resultados obtidos podem ser vistos nas Figuras 4.1, 4.2, 4.3, 4.4 e 4.5.

O modelo representou adequadamente a pressão no interior do vaso (linha) quando comparado o resultado aos dados experimentais (pontos). Pode-se concluir que o modelo BD representa adequadamente a pressão medida experimentalmente, como pode-se observar na Figura 4.1.

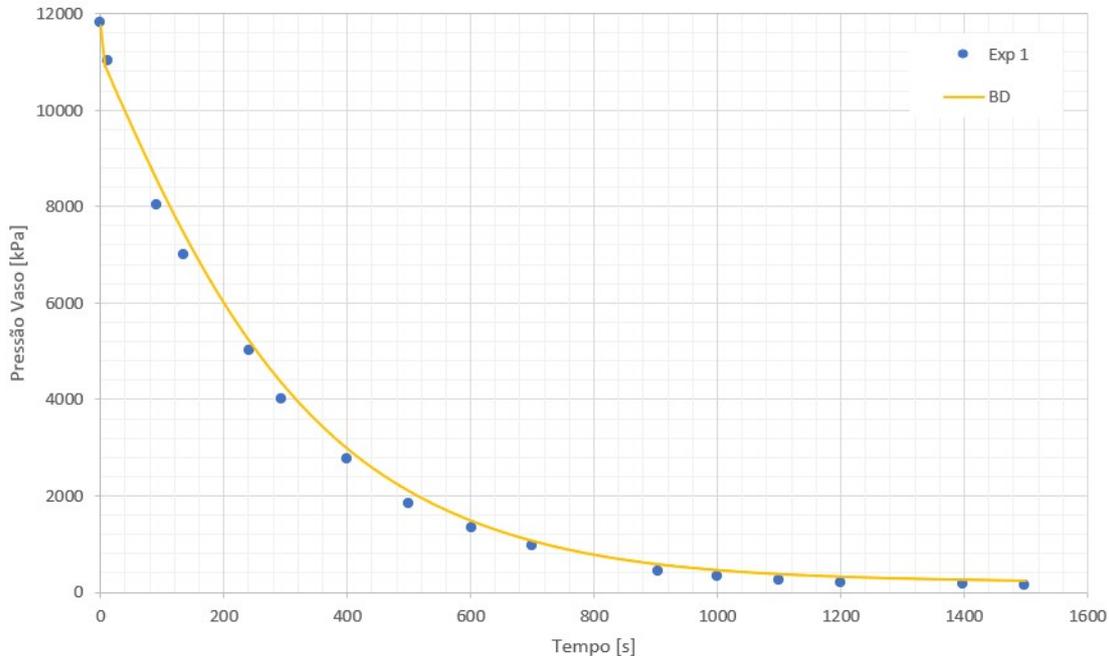


Figura 4.1: Experimento 1 - BD - Pressão.

Em relação à temperatura da fase líquida, os valores simulados representam bem o comportamento experimental entre 0-200s e entre 1000-1500s. Entre 200-1000s, os valores calculados pela simulação ficam ligeiramente acima dos valores experimentais (aproximadamente 1 K). Contudo, pode-se concluir que o modelo representa adequadamente a temperatura da fase líquida, como pode-se observar na Figura 4.2.

Para a temperatura da fase vapor, o resultado da simulação ficou bem próximo aos valores experimentais entre 0-400s e entre 1400-1500s. Entre 400-1400s, os resultados calculados ficaram acima dos valores experimentais, com diferença máxima de 8 K, aproximadamente. A temperatura é reduzida ao longo do processo de depressurização devido ao efeito da expansão dos gases. Contudo, em determinado momento (aproximadamente 500 segundos), a diferença de temperatura entre o a parede metálica e o ambiente é muito alta, intensificando a entrada de calor do ambiente para o interior do vaso. Desta forma, a fase vapor do vaso recebe calor do ambiente e aquece, seguindo esta tendência até o final da depressurização, pelo efeito menos pronunciado da expansão dos gases devido à menor pressão no vaso. Conclui-se que o modelo consegue reproduzir o comportamento, porém, com

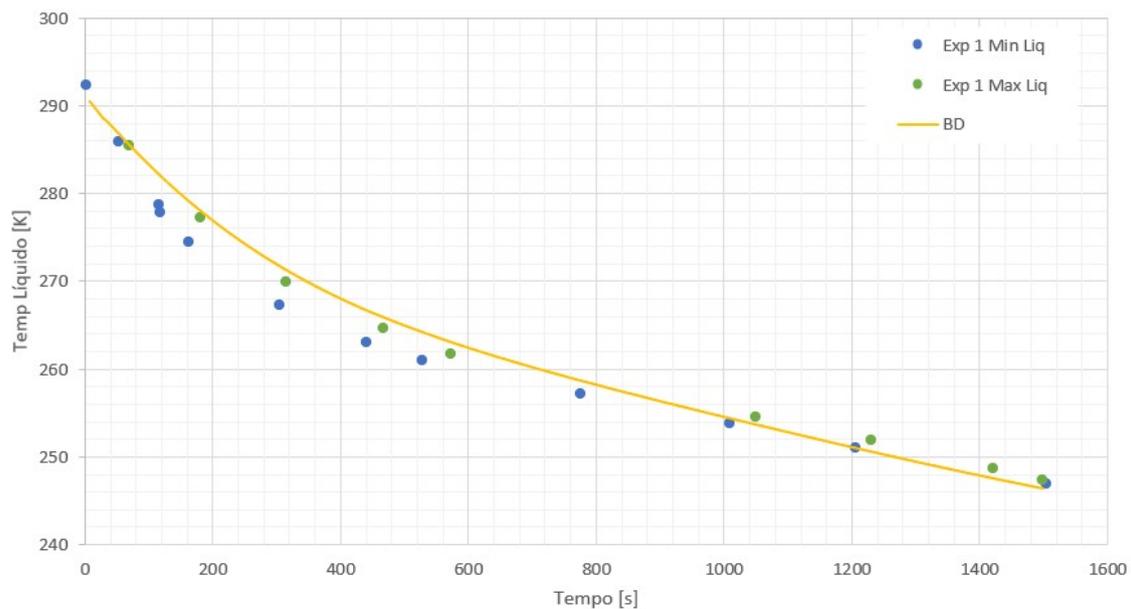


Figura 4.2: Experimento 1 - BD - Temperatura da fase líquida.

valores mais elevados do que o experimental, como pode-se observar na Figura 4.3.

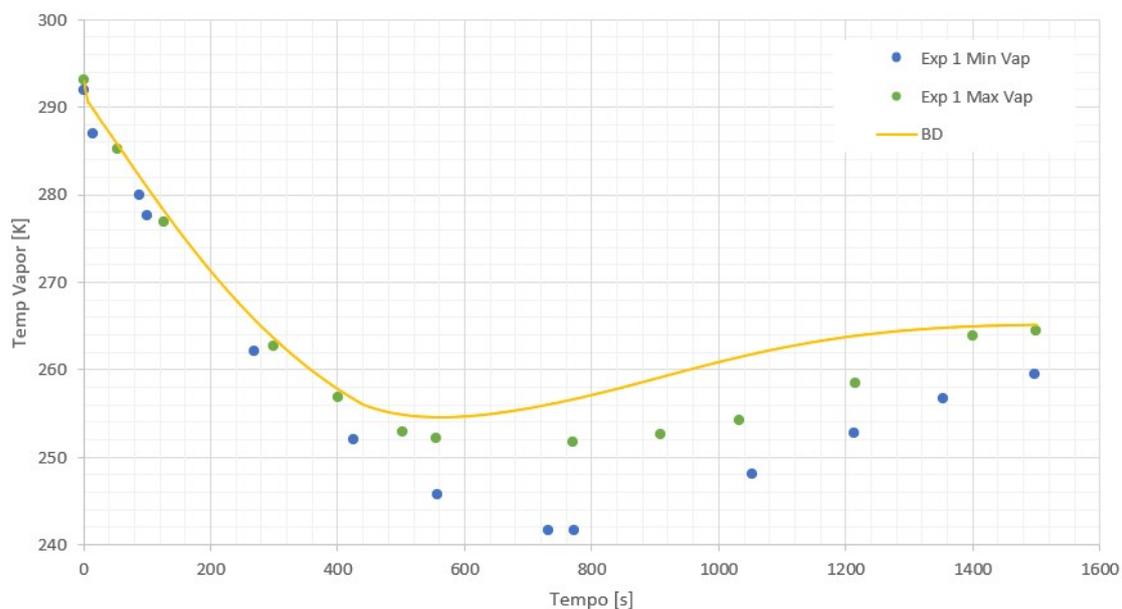


Figura 4.3: Experimento 1 - BD - Temperatura da fase vapor.

Para a parede metálica em contato com a fase líquida, os valores calculados entre 0-640s ficaram abaixo da temperatura experimental mínima, com diferença máxima de 2 K para menos. Entre 640-1500s, os valores calculados ficaram dentro da faixa de valores experimentais registrados. Logo, pode-se concluir que o modelo reproduz adequadamente a temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida,

como pode-se observar na Figura 4.4.

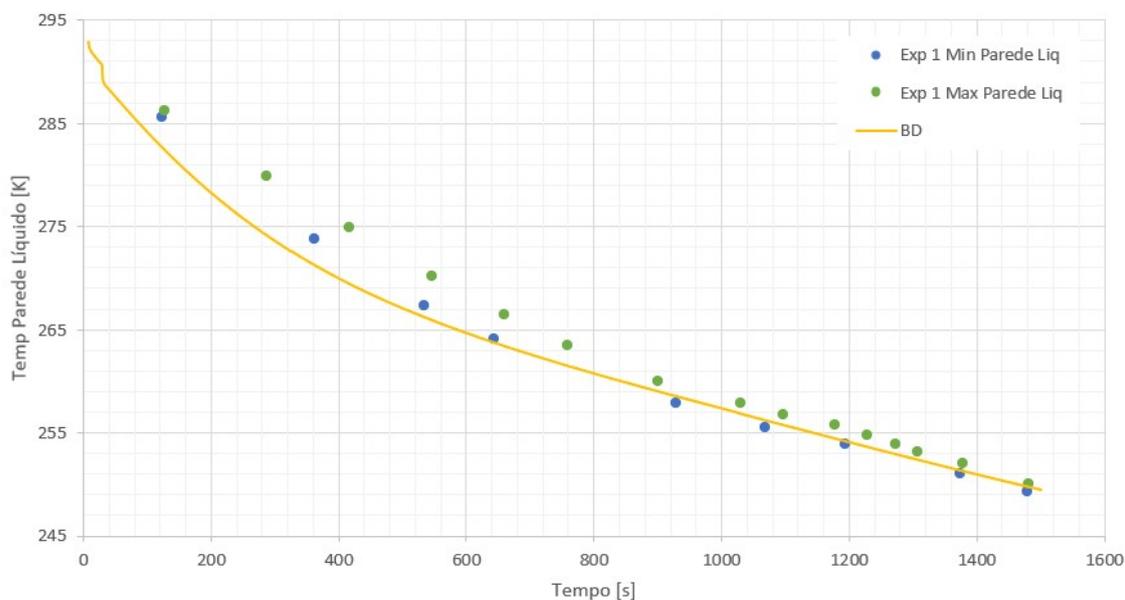


Figura 4.4: Experimento 1 - BD - Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida.

Para a parede metálica em contato com a fase vapor, os valores calculados entre 0-1040s ficaram acima da temperatura experimental máxima, com diferença máxima de 1 K para mais, aproximadamente. Entre 1040-1500s, os valores calculados ficaram bem próximos aos valores experimentais registrados. Logo, pode-se concluir que o modelo reproduz adequadamente a temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor, porém, de maneira menos conservadora. Diz-se que o resultado é menos conservador quando são obtidas temperaturas mínimas calculadas mais elevadas que os valores observados experimentalmente. o que pode levar o projetista a incorrer em subespecificação do material, por considerar a temperatura mínima de projeto mais elevada do que deveria ser considerado. O resultado dessa variável pode ser observada na Figura 4.5.

Ressalta-se que os autores RICHARDSON e SAVILLE (1995) destacam que foi observado uma incerteza de $\pm 3K$ entre os valores calculados pelo modelo BD e os valores experimentais validados pelos autores. Logo, com as simulações realizadas, é possível confirmar que o modelo reproduz com acurácia as temperaturas das fases e parede metálica.

Experimento 2

Os dados de entrada referentes ao experimento 2 foram incluídos no módulo BD do simulador Aspen Hysys e a simulação realizada. O resultados obtidos podem ser

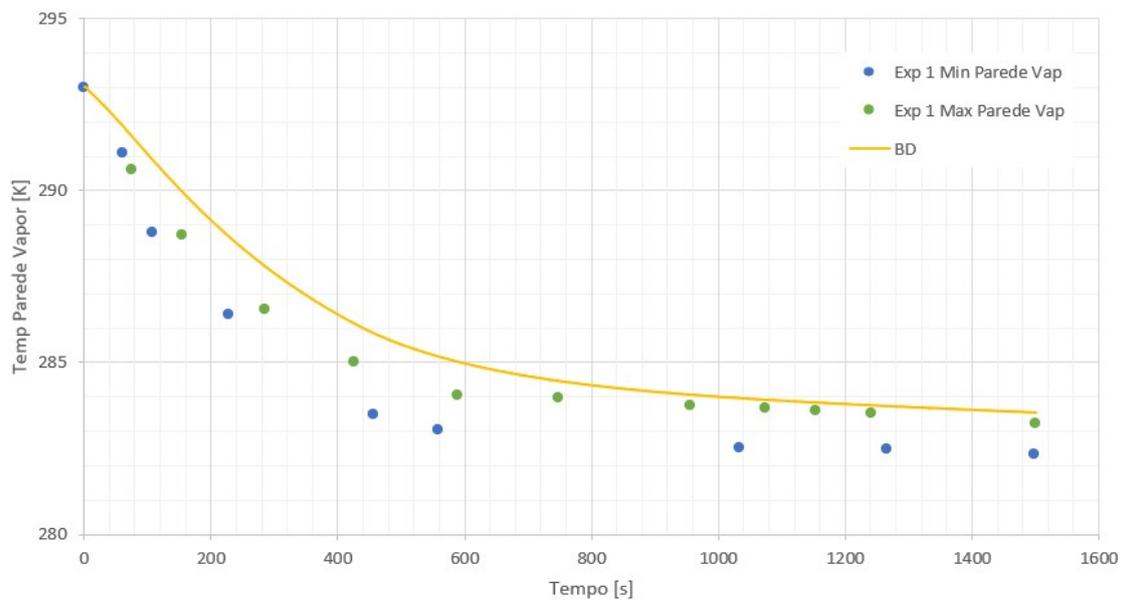


Figura 4.5: Experimento 1 - BD - Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor.

vistos nas Figuras 4.6, 4.7, 4.8, 4.9 e 4.10. O modelo representou adequadamente a pressão no interior do vaso (linha) quando comparado o resultado aos dados experimentais (pontos). Pode-se concluir que o modelo BD representa adequadamente a pressão, como pode-se observar na Figura 4.6.

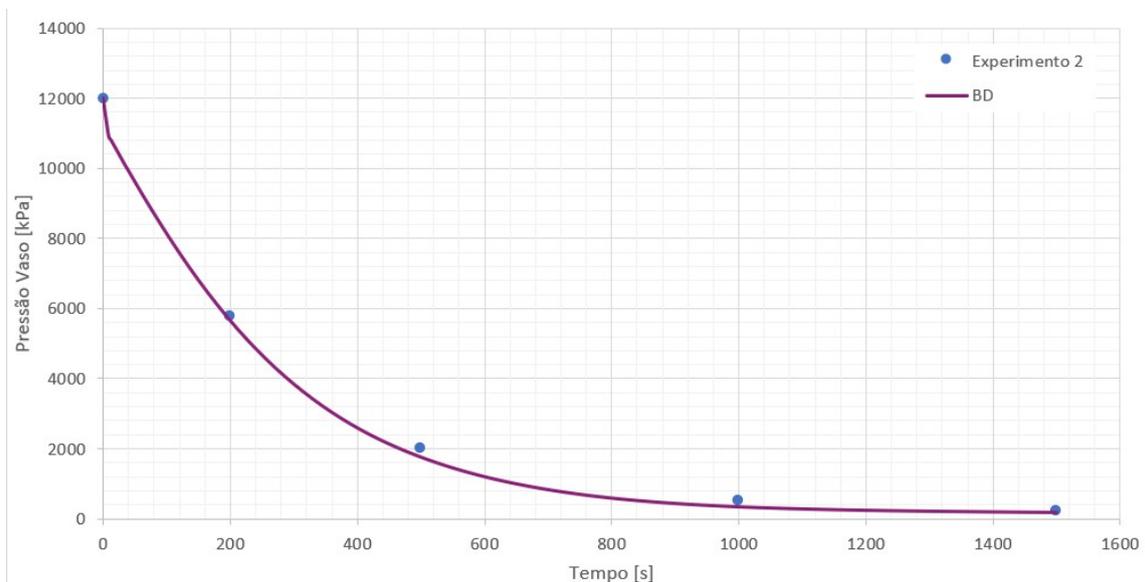


Figura 4.6: Experimento 02 - BLOWDOWN - Pressão.

Em relação à temperatura da fase líquida, os valores simulados representam bem o comportamento experimental entre 0-500s. Entre 500-1500s, os valores calculados

pela simulação ficam abaixo dos valores experimentais, com diferença máxima de 6 K para menos. Contudo, é possível concluir ainda assim que o modelo representa adequadamente a temperatura da fase líquida, como pode-se observar na Figura 4.7.

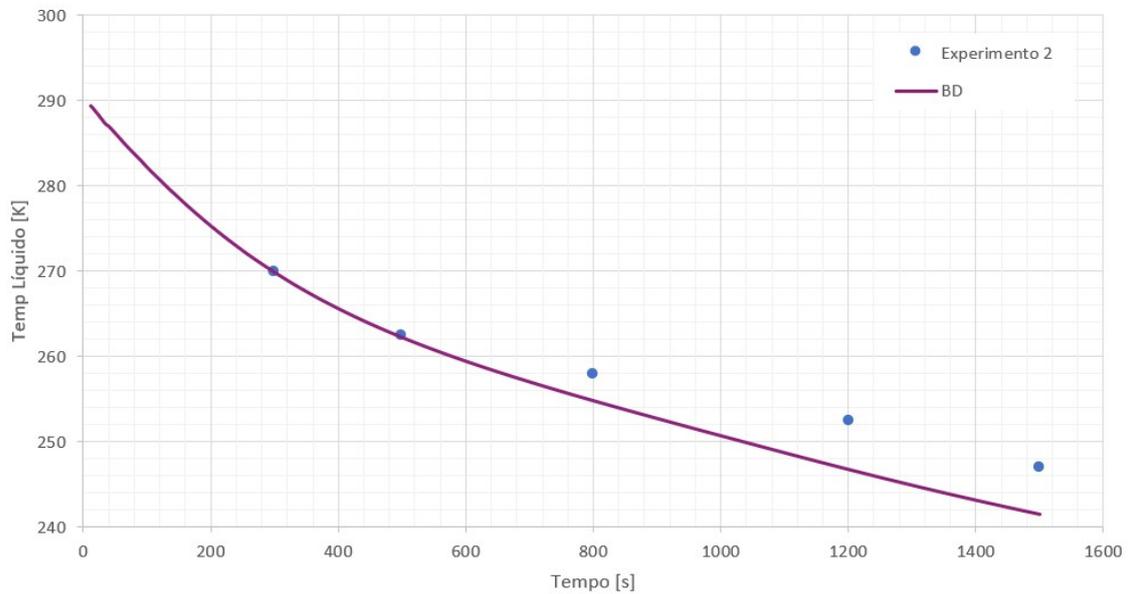


Figura 4.7: Experimento 2 - BD - Temperatura da fase líquida.

Para a temperatura da fase vapor, o resultado da simulação ficou bem próximo aos valores experimentais entre 0-500s. Entre 500-1200s, os resultados calculados ficaram acima dos valores experimentais, com diferença máxima de 2 K, aproximadamente. Próximo aos 1500s, o valor calculado ficou dentro da faixa experimental. Como consequência, a temperatura mínima obtida pela simulação ficou dentro da faixa experimental. Conclui-se que o modelo consegue reproduzir adequadamente a temperatura da fase vapor, como pode-se observar na Figura 4.8.

Para a parede metálica em contato com a fase líquida, os valores calculados ficaram abaixo da temperatura experimental mínima durante todo o intervalo de tempo, com diferença máxima de 7 K para menos. Logo, pode-se concluir que o modelo reproduz adequadamente a temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida, porém, de forma mais conservadora, como pode-se observar na Figura 4.9. Diz-se que menos conservador quando são obtidas temperaturas mínimas calculadas mais elevadas que os valores observados experimentalmente, o que pode levar o projetista a incorrer em subespecificação do material, por considerar a temperatura mínima de projeto mais elevada do que deveria ser considerado.

Para a parede metálica em contato com a fase vapor, os valores calculados entre 0-1040s ficaram acima da temperatura experimental máxima, com diferença máxima de 1 K para mais, aproximadamente. Entre 1040-1500s, os valores calculados ficaram

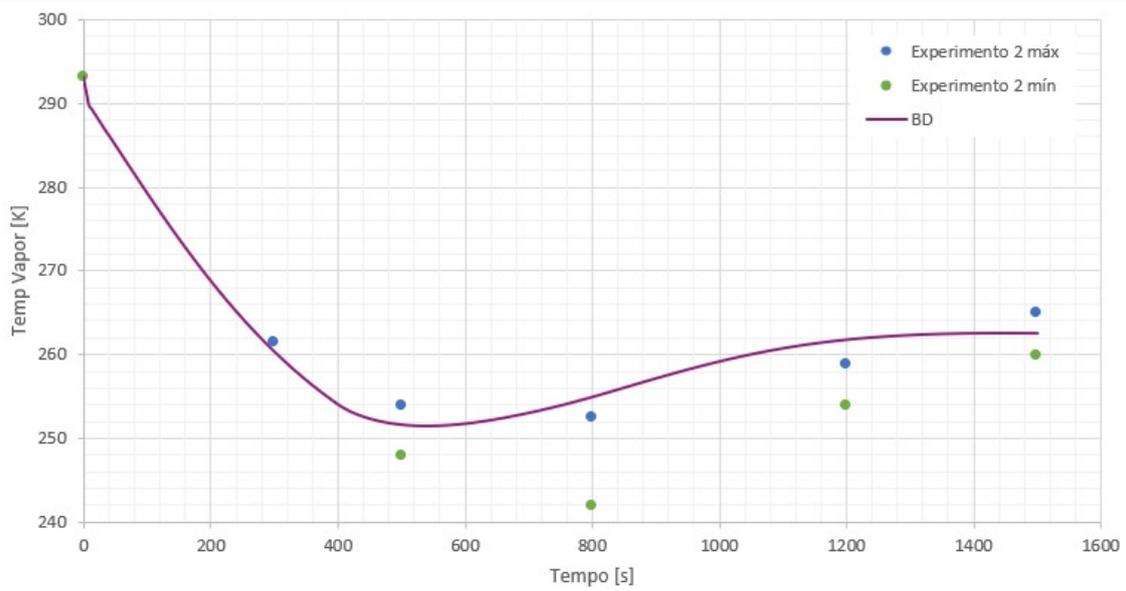


Figura 4.8: Experimento 2 - BD - Temperatura da fase vapor.

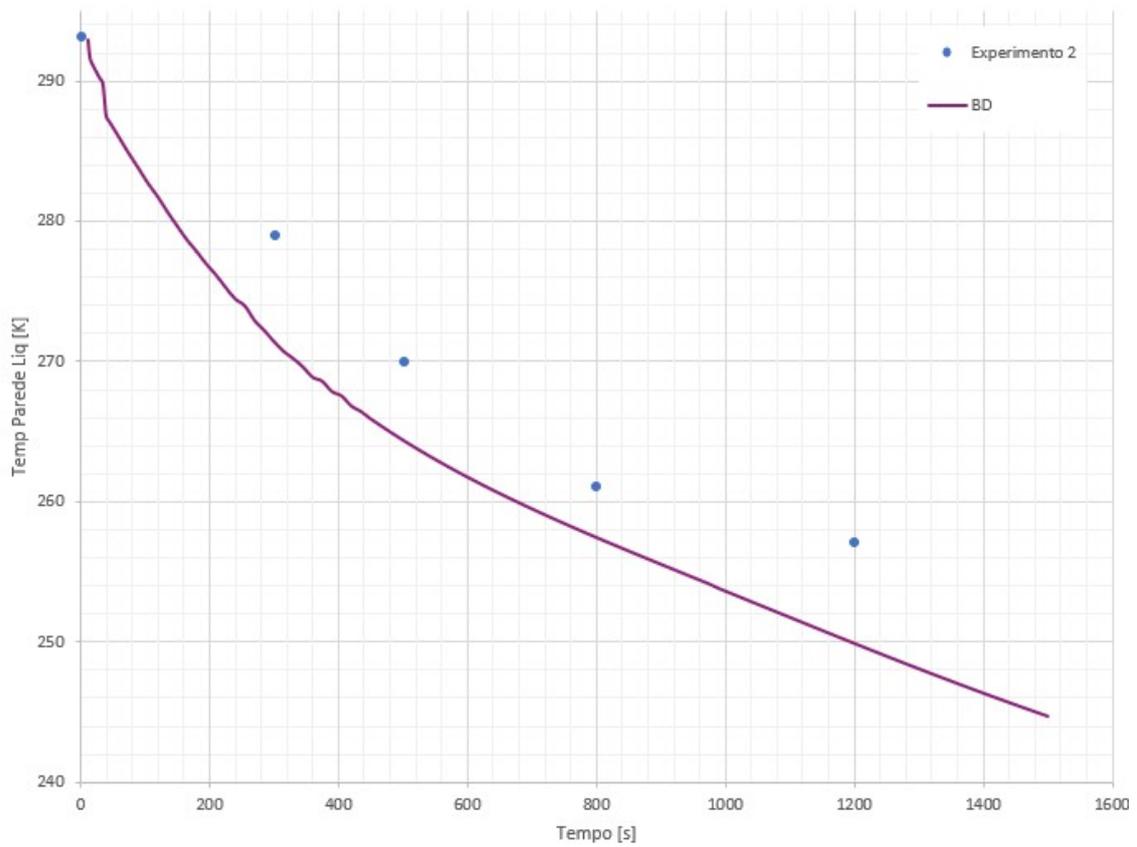


Figura 4.9: Experimento 2 - BD - Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida.

bem próximos aos valores experimentais registrados. Logo, pode-se concluir que o modelo reproduz adequadamente a temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor, porém, de maneira menos conservadora, como pode-se observar na Figura 4.10. Diz-se que menos conservador quando são obtidas temperaturas mínimas calculadas mais elevadas que os valores observados experimentalmente, o que pode levar o projetista a incorrer em subespecificação do material, por considerar a temperatura mínima de projeto mais elevada do que deveria ser considerado.

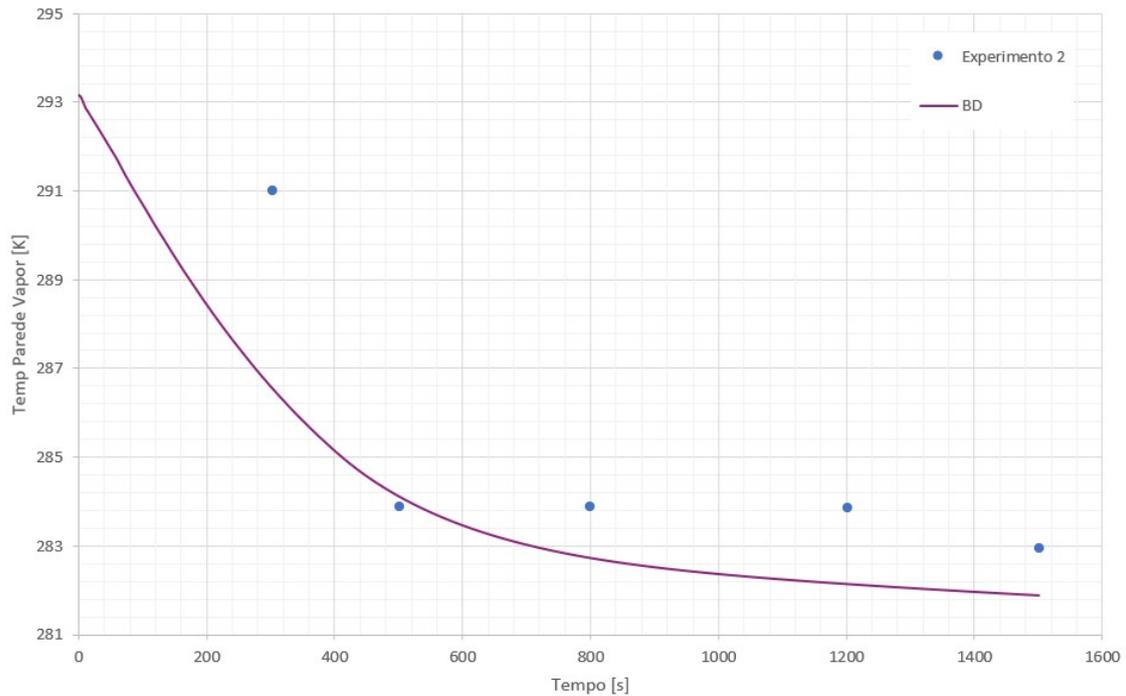


Figura 4.10: Experimento 2 - BD - Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor.

4.1.2 Hysys Dinâmico versus dados experimentais

Para as simulações dinâmicas, foi utilizado o método de identificação de fases de VENKATARATHNAM e OELLRICH (2010), incluído no simulador de processos Hysys. Considerou-se o parâmetro *PV working term* (eficiência isentrópica) de 93%, valor mediano recomendado na ferramenta *Depressuring*, considerando que a faixa recomendada de valores de eficiência é de 87% a 98%.

Experimento 1

A simulação dinâmica (SD) utilizando a equação de estado de Peng-Robinson não reproduziu de forma precisa a pressão nos primeiros 40 segundos, devido à queda

acentuada de pressão prevista. Esse comportamento pode estar associado ao resfriamento abrupto causado pela despressurização, o que impactou os resultados obtidos. No intervalo entre 40 e 700 segundos, a pressão calculada mostrou boa concordância com os dados experimentais. Após os 700 segundos, os valores calculados ficaram levemente acima dos experimentais, mas ainda assim capturaram adequadamente o comportamento observado. Portanto, conclui-se que o modelo dinâmico com a equação de estado Peng-Robinson representa de forma satisfatória a evolução da pressão, conforme ilustrado na Figura 4.11.

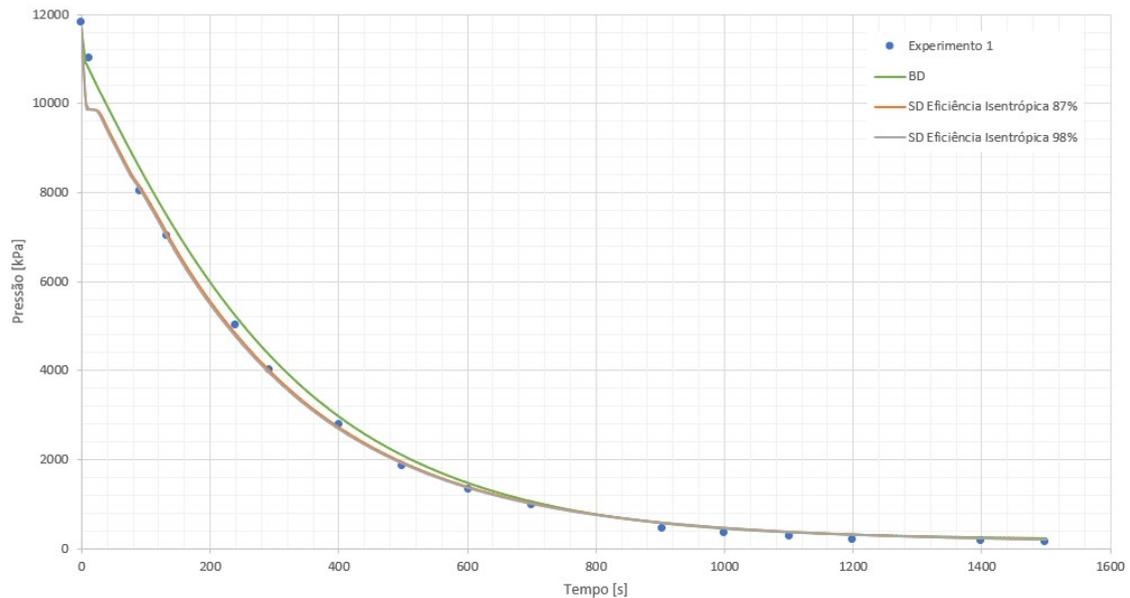


Figura 4.11: Experimento 1 - Pressão (SD vs Experimental vs BD).

Os valores simulados para a temperatura da fase líquida apresentaram uma diferença de aproximadamente 10 K abaixo dos dados experimentais. Assim, conclui-se que o modelo não reproduz com acurácia a temperatura da fase líquida em comparação com o modelo BD, conforme ilustrado na Figura 4.12.

A simulação da temperatura da fase vapor apresentou resultados próximos aos valores experimentais no intervalo de 0 a 500 segundos. Entretanto, após esse período, os valores simulados mantiveram uma tendência de queda, ficando abaixo dos dados experimentais. Isso permite concluir que o modelo de transferência de calor utilizado na SD em vasos de pressão não alcança a mesma acurácia na predição de temperaturas obtida pelo modelo BD, o qual considera explicitamente a troca de calor e massa entre as fases do fluido dentro dos vasos. Vale destacar que o modelo de condução térmica na parede dos vasos é equivalente ao do modelo BD, não sendo essa a causa da diferença observada. Assim, conclui-se que o uso da SD com uma equação cúbica de estado não representa de forma adequada a temperatura da

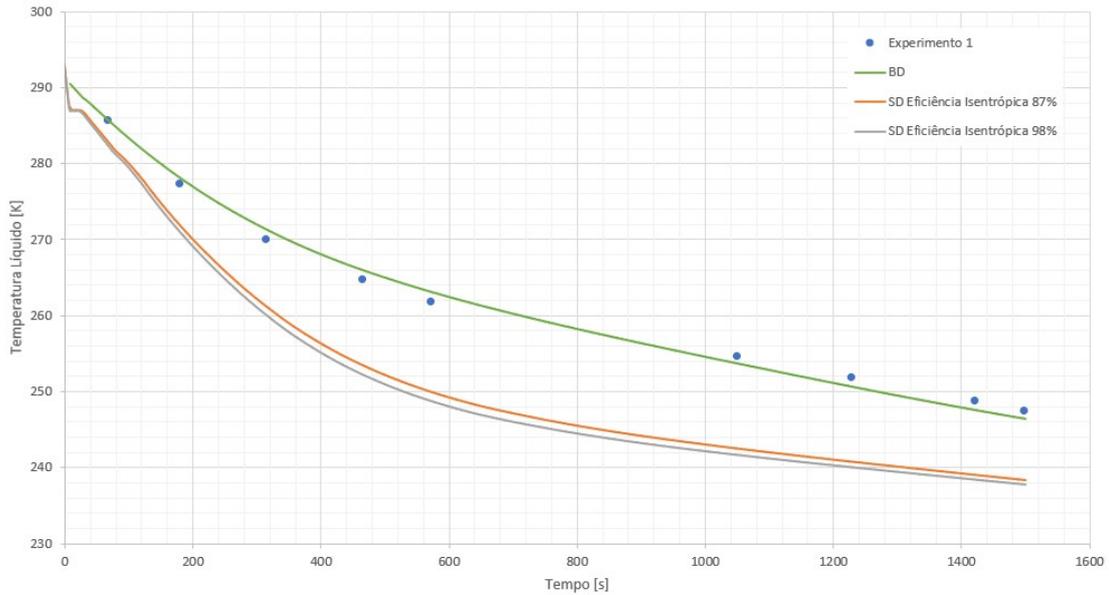


Figura 4.12: Experimento 1 - Temperatura da fase líquida (SD vs Experimental vs BD).

fase vapor, especialmente durante a etapa de elevação de temperatura causada pela entrada de calor decorrente do incêndio, conforme ilustrado na Figura 4.13.

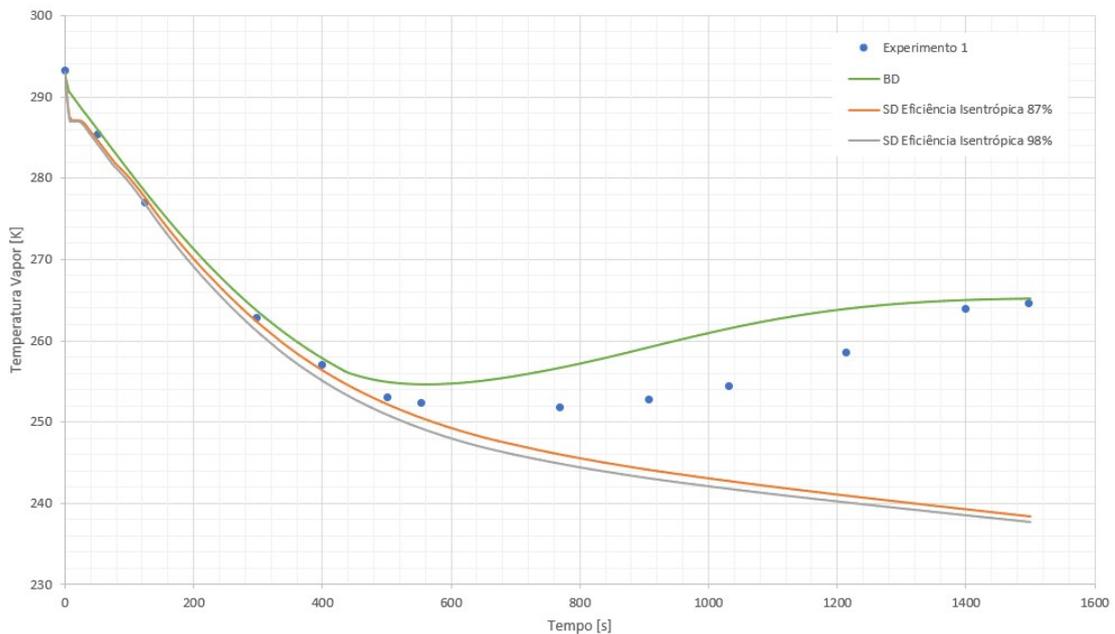


Figura 4.13: Experimento 1 - Temperatura da fase vapor (SD vs Experimental vs BD).

Para a parede metálica em contato com a fase líquida, os valores simulados permaneceram acima da temperatura experimental mínima até 900 segundos, com

uma diferença máxima de 5 K para mais em relação aos dados experimentais. Após esse período, as temperaturas calculadas pela SD se alinharam aos valores experimentais, representando de forma precisa o comportamento até os 1500 segundos. Assim, conclui-se que o modelo reproduz adequadamente a temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida, embora de maneira menos conservadora até os 900 segundos, como ilustrado na Figura 4.14. Considera-se "menos conservador" quando as temperaturas mínimas calculadas são superiores às observadas experimentalmente, o que pode levar a uma subespecificação do material, já que a temperatura mínima de projeto pode ser estimada como mais alta do que deveria ser e, quanto mais baixa for calculada, menor o risco de ocorrência de selecionar um material que tenha temperatura de transição dútil-frágil dentro da faixa operacional esperada (MAHGEREFTEH e WONG, 1999).

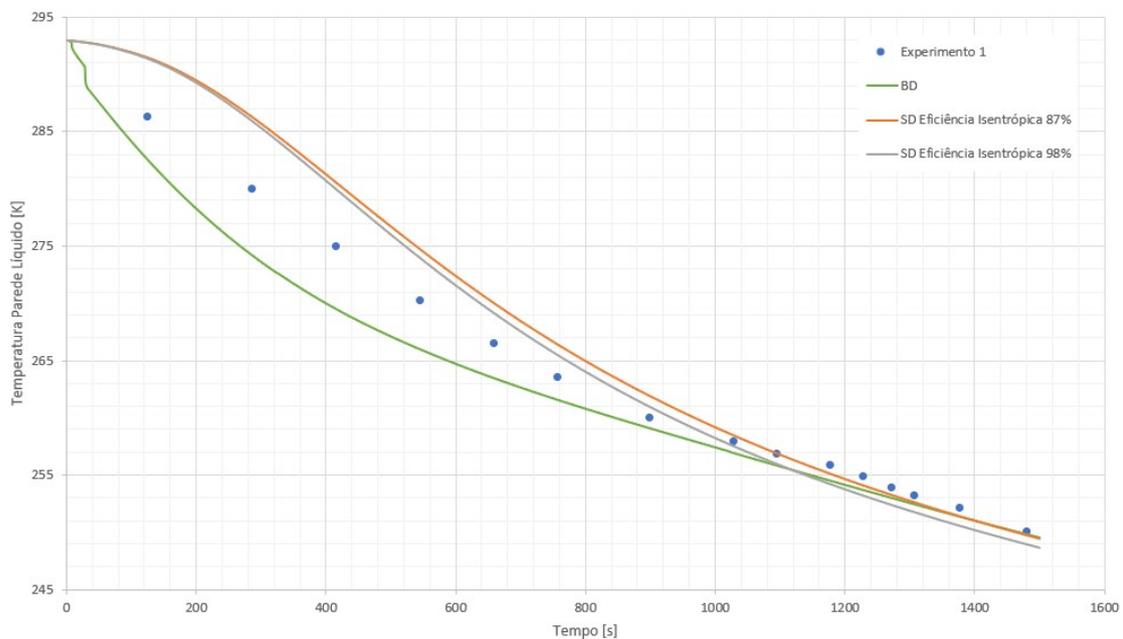


Figura 4.14: Experimento 1 - Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida (SD vs Experimental vs BD).

Para a parede metálica em contato com a fase vapor, os valores simulados permaneceram acima da temperatura experimental máxima ao longo de todo o intervalo de tempo analisado, com uma diferença máxima de aproximadamente 4 K maior do que os dados experimentais. Assim, conclui-se que o modelo representa adequadamente a temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor, embora de forma ligeiramente menos conservadora, conforme ilustrado na Figura 4.15. O termo "menos conservador" refere-se a situações em que as temperaturas mínimas calculadas são superiores às observadas experimentalmente, o que pode levar à subespecificação do material, considerando uma temperatura mínima de projeto maior

do que a adequada.

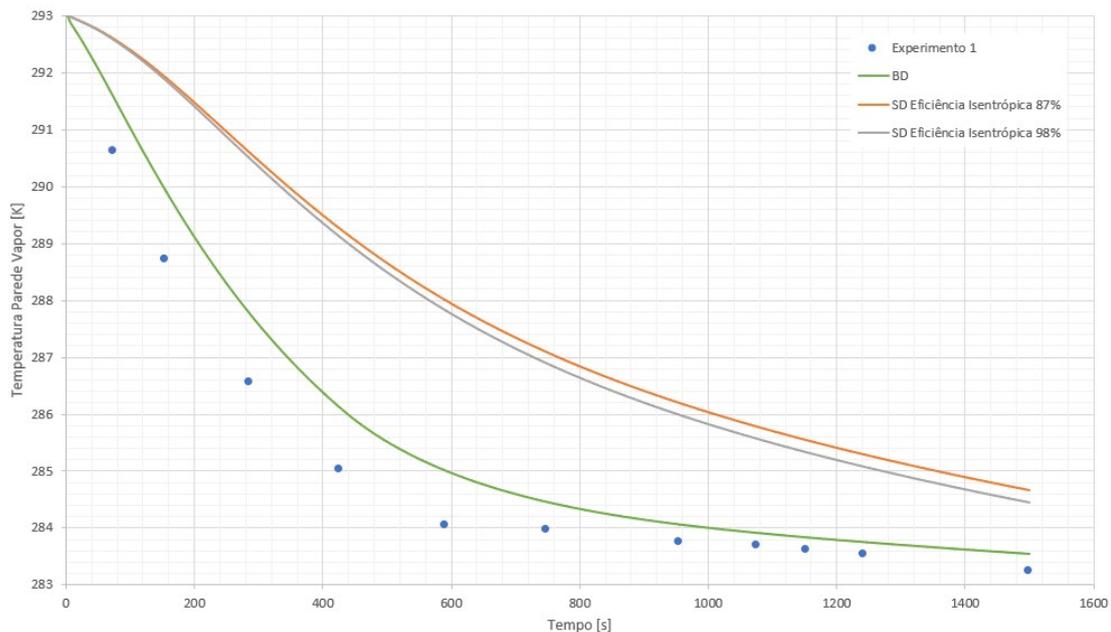


Figura 4.15: Experimento 1 - Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor (SD vs Experimental vs BD).

Experimento 2

A SD utilizando a equação de estado Peng-Robinson apresentou limitações na representação da pressão nos primeiros 40 segundos, devido à queda acentuada calculada. Esse comportamento pode ter sido influenciado pelo resfriamento abrupto causado pela depressurização. Entre 40 e 500 segundos, os valores de pressão simulados ficaram abaixo dos dados experimentais. Após os 500 segundos, as pressões calculadas aproximaram-se dos valores experimentais e foram consistentes com os resultados obtidos pelo modelo BD, refletindo adequadamente o comportamento observado. No entanto, conclui-se que a SD com a equação de estado Peng-Robinson não reproduz de forma precisa a evolução da pressão, conforme ilustrado na Figura 4.16.

Os valores simulados para a temperatura da fase líquida apresentaram-se inferiores aos experimentais, com uma diferença máxima de 20 K. Assim, conclui-se que o modelo não representa adequadamente a temperatura da fase líquida em comparação com o modelo BD, como mostrado na Figura 4.17. A partir de 760 segundos, a SD utilizando o *PV working term* de 98% mostrou um desvio em relação ao comportamento da simulação com *PV working term* de 87%, resultando em temperaturas ainda mais baixas.

Para a temperatura da fase vapor, os resultados obtidos com a SD apresentaram valores próximos aos experimentais no intervalo de 0 a 560 segundos, mas

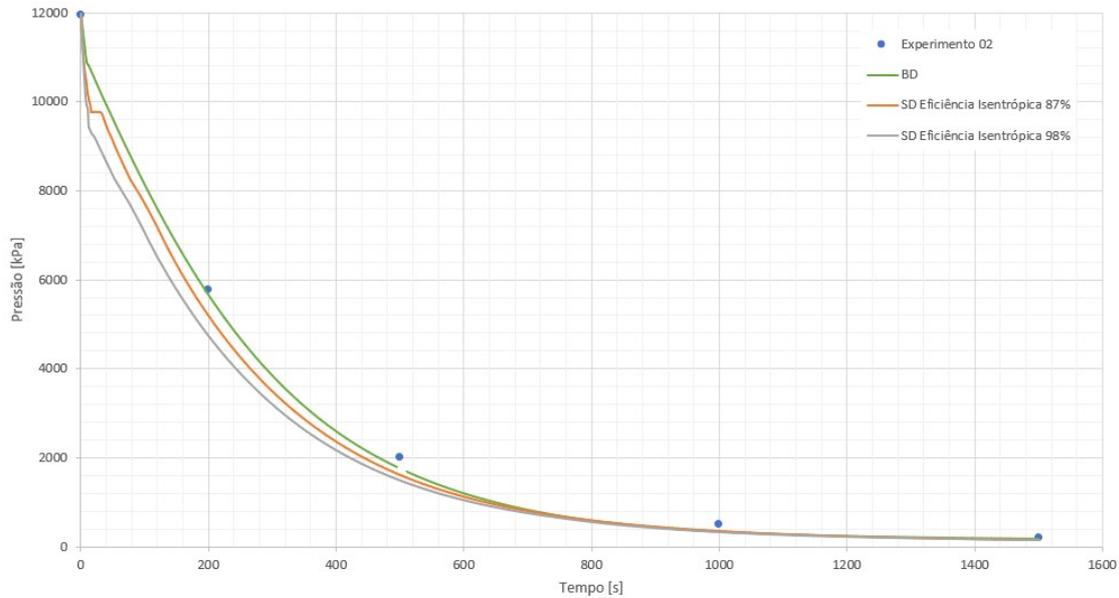


Figura 4.16: Experimento 2 - Pressão (SD vs Experimental vs BD).

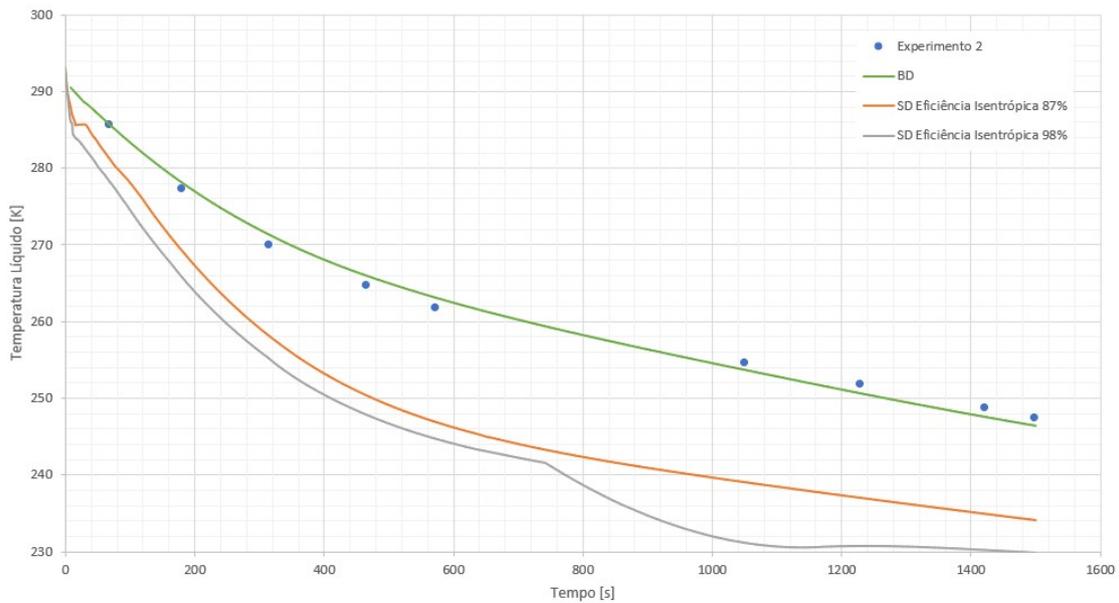


Figura 4.17: Experimento 2 - Temperatura da fase líquida (SD vs Experimental vs BD).

ligeiramente inferiores. Após 560 segundos, as temperaturas calculadas pela SD continuaram em tendência de queda, permanecendo abaixo dos dados experimentais. Isso indica que o modelo de transferência de calor adotado pela SD em vasos de pressão não alcança a precisão do modelo BD, que incorpora a troca de calor e massa entre as fases do fluido no interior dos vasos em estado de não equilíbrio. Ressalta-se que o modelo de condução térmica nas paredes dos vasos é equivalente

nos dois casos, não sendo este o motivo das diferenças observadas. Assim, conclui-se que a SD, mesmo utilizando uma equação cúbica de estado, não reproduz de forma satisfatória a temperatura da fase vapor, especialmente durante a fase de aumento de temperatura causado pela entrada de calor do incêndio, como ilustrado na Figura 4.18. Além disso, a partir de 800 segundos, a SD com *PV working term* de 98% divergiu da simulação com *PV working term* de 87%, resultando em temperaturas mais baixas.

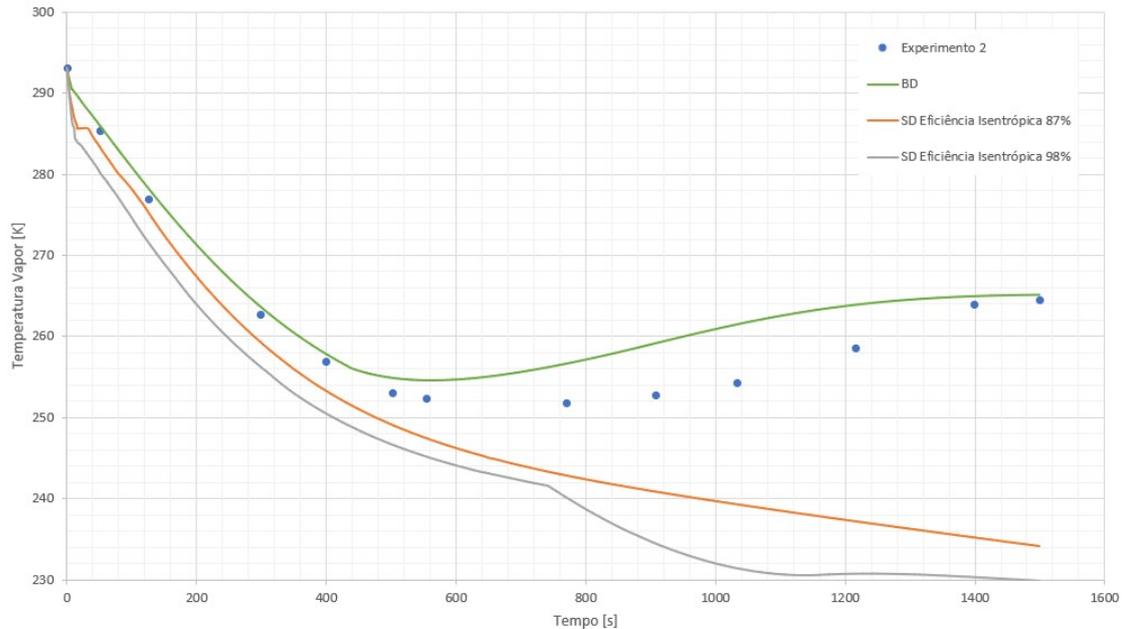


Figura 4.18: Experimento 2 - Temperatura da fase vapor (SD vs Experimental vs BD).

Para a parede metálica em contato com a fase líquida, os valores calculados pela SD excederam as temperaturas experimentais até os 500 segundos, com uma diferença máxima de 5 K acima. Após esse período, a simulação passou a apresentar valores inferiores aos experimentais, atingindo uma diferença máxima de 11 K abaixo. Portanto, conclui-se que o modelo SD não reproduz a temperatura de parede metálica em contato com a fase líquida, principalmente devido ao seu resultado em temperaturas mais baixas, em que o desvio em relação aos valores experimentais é mais acentuado.

Os valores calculados para a parede metálica em contato com a fase vapor permaneceram acima das temperaturas experimentais durante quase todo o intervalo de análise (até 1240 segundos), com uma discrepância máxima de cerca de 3 K a mais em relação aos dados experimentais. Assim, conclui-se que o modelo utilizado representa com acurácia a temperatura da parede metálica nessa região, dada a pequena diferença de temperatura. A questão da reprodução acurada do perfil de

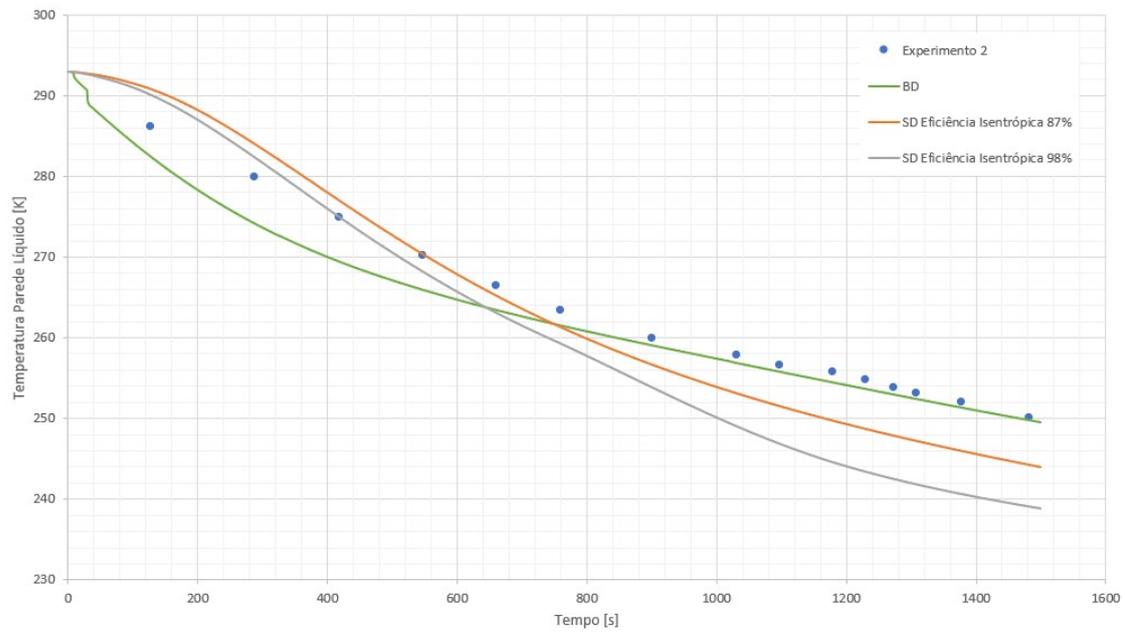


Figura 4.19: Experimento 2 - Temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida (SD vs Experimental vs BD).

temperatura não seria tão relevante para uma diferença tão baixa de temperaturas calculadas e experimental, como pode ser observado na Figura 4.10.

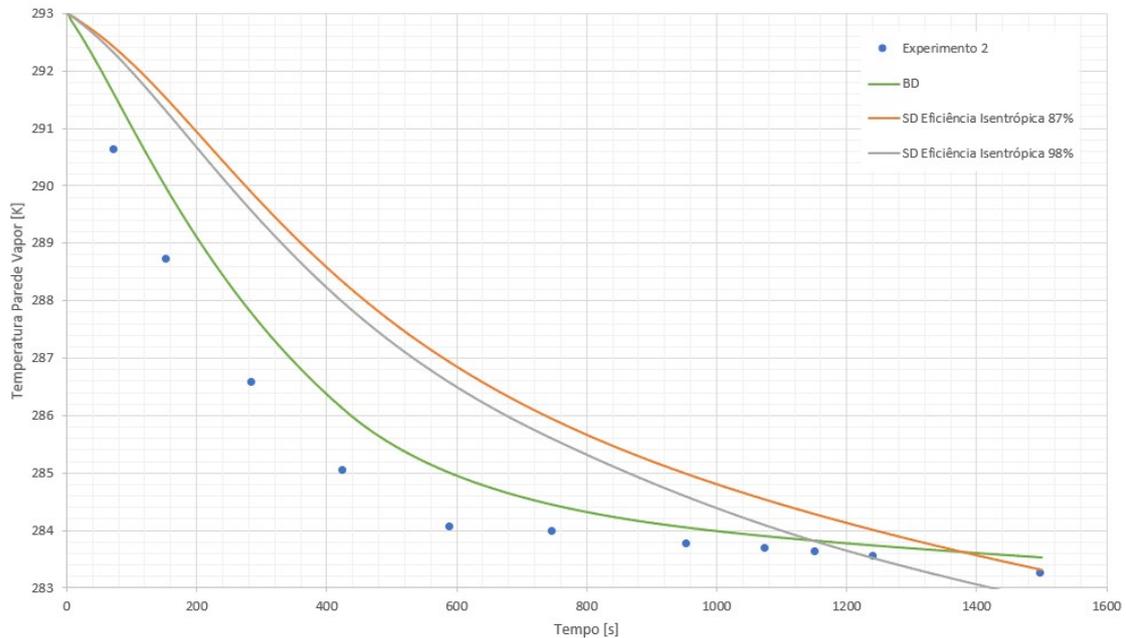


Figura 4.20: Experimento 2 - Temperatura da parede metálica em contato com a fase vapor (SD vs Experimental vs BD).

4.1.3 Resultados comparando BD e SD com dados experimentais

As raízes dos erros quadráticos médios referentes aos Experimentos 1 e 2 podem ser visualizados nas Tabelas 4.1 e 4.2, respectivamente.

Para os dados do Experimento 1, em relação à pressão, o erro calculado para o modelo BD é semelhante aos erros dos modelos SD 87% e SD 98%, pois como pode ser visto na Figura 4.11, houve uma maior diferença entre o SD e os dados experimentais para os primeiros três pontos experimentais (2, 53 e 127 segundos). Essa diferença inicial foi compensada por uma maior diferença entre o BD e os dados experimentais a partir do segundo ponto experimental (53 segundos). Logo, o erro do SD no início da curva foi compensado pelo erro maior do BD até aproximadamente 600 segundos. Em relação aos dados de pressão do Experimento 2, o BD obteve melhor desempenho em relação ao SD (87% e 98%). Dessa forma, pode-se concluir que o BD reproduz com maior acurácia os conjuntos de dados experimentais utilizados para comparação dos modelos.

Em relação à temperatura da fase vapor, para os Experimentos 1 e 2, verifica-se que o SD calcula uma temperatura subestimada, bem abaixo do que é medido experimentalmente. Essa característica do modelo não é benéfica para a sua utilização na fase de projeto para a seleção de material de tubulações e equipamentos a partir do vaso até o *header* do *Flare*, podendo levar o projetista a incorrer em maior custo na seleção de um material adequado para lidar com a temperatura mínima calculada pelo SD, que não é realista. Os desempenhos dos modelos BD e SD podem ser vistos nas Figuras 4.13 e 4.18.

Já em relação à temperatura da parede metálica em contato com a fase líquida para o Experimento 2, o BD teve maior erro do que o SD 87% pois as suas temperaturas iniciais foram mais baixas que os dados experimentais até aproximadamente 900 segundos. Contudo, a temperatura mínima obtida com o BD é precisamente igual ao dado experimental. Já para o SD, as temperaturas iniciais foram levemente mais elevadas até os 600 segundos, alcançando temperaturas mínimas abaixo do registrado experimentalmente. Novamente, tal comportamento pode levar a um maior custo de projeto, caso a despressurização alcance temperaturas próximas aos limites de determinados materiais utilizados, incorrendo na necessidade de especificação de material mais nobre e com menor temperatura mínima de projeto.

Ressalta-se que os dados experimentais foram extraídos de gráficos publicados nos artigos da Seção 3.2, e não de tabelas. Portanto, pode haver imprecisões nos valores utilizados, afetando a acurácia do cálculo do erro e, conseqüentemente, a avaliação quantitativa dos modelos.

Tabela 4.1: Resultado do cálculo da raiz dos erros quadráticos médios para cada variável experimental - Experimento 1.

Modelo	Pressão (kPa)	Temperatura (K)			
		Vapor	Líquido	Parede Vapor	Parede Líquido
BD	271,8	3,59	1,10	0,77	2,76
SD 87%	272,9	11,9	9,47	2,91	3,14
SD 98%	271,1	12,4	10,4	2,76	2,92

Tabela 4.2: Resultado do cálculo da raiz dos erros quadráticos médios para cada variável experimental - Experimento 2.

Modelo	Pressão (kPa)	Temperatura (K)			
		Vapor	Líquido	Parede Vapor	Parede Líquido
BD	199,6	3,20	1,60	1,74	3,02
SD 87%	362,3	17,6	13,6	1,96	4,16
SD 98%	572,0	21,4	17,7	1,81	6,12

4.2 Dimensionamento dos orifícios de restrição a jusante de BDVs

Nesta seção são apresentados os resultados do dimensionamento dos orifícios de restrição utilizando o modelo BD e SD com a equação de estado cúbica de Peng-Robinson.

Nesta etapa são dimensionados os diâmetros dos orifícios de cada uma das fontes de alívio, respeitando o critério de dimensionamento informado na seção 3.4. Os picos de vazão calculados, bem como as temperaturas e pressões iniciais para cada fonte de depressurização são utilizados como dados de entrada no dimensionamento dos diâmetros das tubulações da rede de depressurização.

O resultado da comparação da dimensionamento dos orifícios de restrição utilizando módulo BD e SD pode ser visto na Tabela 4.3. Já na Tabela 4.4, foi realizada uma comparação de cálculo com o resultado da SD utilizando os mesmos diâmetros simulando no BD.

Tabela 4.3: Resultado do dimensionamento do FO - Comparação entre SD e BD.

Fonte	SD				BD				Vazão Máx. BD/Hdin
	Diam FO (mm)	Área FO (mm ²)	Vazão Máx (kg/h)	Pressão Final (kPaa)	Diam FO (mm)	Área FO (mm ²)	Vazão Máx (kg/h)	Pressão Final (kPaa)	
UN-01	9,06	64,5	6.244,4	790,3	9,22	66,8	6.144,4	795,8	98,4%
UN-02	13,96	153,1	32.532,8	794,6	14,28	160,2	37.108,4	797,7	114,1%
UN-03	8,08	51,2	14.186,9	787,1	8,35	54,8	17.718,4	796,3	124,9%
UN-04	13,46	142,4	1.576,1	794,8	13,50	143,1	1.561,4	791,2	99,1%
UN-05	16,06	202,5	7.163,5	796,2	16,15	204,8	6.936,6	793,7	96,8%

Tabela 4.4: Resultado da simulação do FO com o diâmetro dimensionado com SD - Comparação entre SD e resultado do BD para mesma área do orifício.

Fonte	SD				BD				Vazão Máx. BD/Hdin (%)
	Diam FO (mm)	Área FO (mm ²)	Vazão Máx (kg/h)	Pressão Final (kPaa)	Diam FO (mm)	Área FO (mm ²)	Vazão Máx (kg/h)	Pressão Final (kPaa)	
UN-01	9,06	64,5	6.244,4	790,3	9,06	64,5	5.935,5	890,0	95,1
UN-02	13,96	153,1	32.532,8	794,6	13,96	153,1	35.485,3	927,1	109,1
UN-03	8,08	51,2	14.186,9	787,1	8,08	51,2	16.599,2	1001,5	117,0
UN-04	13,46	142,4	1.576,1	794,8	13,46	142,4	1.553,1	798,6	98,5
UN-05	16,06	202,5	7.163,5	796,2	16,06	202,5	6.855,5	819,8	95,7

Na comparação entre os resultados obtidos no BD e SD, as vazões máximas calculadas pelo BD para as fontes UN-01/04/05 foram ligeiramente menores (razão entre as vazões máximas obtidas de 95,1%, 98,5% e 95,7%), enquanto para as fontes UN-02/03 o resultado foi ligeiramente maior pelo cálculo via modelo BD (109,1% e 117,0%).

As fontes UN-02 e UN-03 possuem pressões iniciais de 35.000 e 50.000 kPa a 40 °C, respectivamente, com o fluido (metano) em estado supercrítico, sendo que na maior parte do intervalo, o processo de despressurização ocorre dentro da região supercrítica, conforme ilustrado na Figura 4.21. Segundo SHAFIQ *et al.* (2020), as limitações das equações cúbicas de estado para calcular propriedades físicas próximas ou dentro da região crítica são bem conhecidas. No entanto, a influência da acurácia do modelo BD nessa região ainda não foi totalmente avaliada. Assim, esse fator pode comprometer a precisão das vazões calculadas pelo BD para ambas as fontes em condições supercríticas.

Tabela 4.5: Resultado - Dimensionamento FO

Fonte	SD		BD	
	Diam. FO (mm)	Vazão Máx. (kg/h)	Diam. FO (mm)	Vazão Máx. (kg/h)
UN-01	9,06	6.244,4	9,22	6.144,4
UN-02	13,96	32.532,8	14,28	37.108,4
UN-03	8,08	14.186,9	8,35	17.718,4
UN-04	13,46	1.576,1	13,50	1.561,4
UN-05	16,06	7.163,5	16,15	6.936,6

4.3 Dimensionamento da Rede de Despressurização - Aspen Flare System Analyzer

Nessa seção é apresentado o resultado dos cálculos dos diâmetros das redes de tubulações dimensionadas, considerando o caso dimensionante de ocorrência de fogo (*Hot Blowdown*). O resultado pode ser visto na Tabela 4.6.

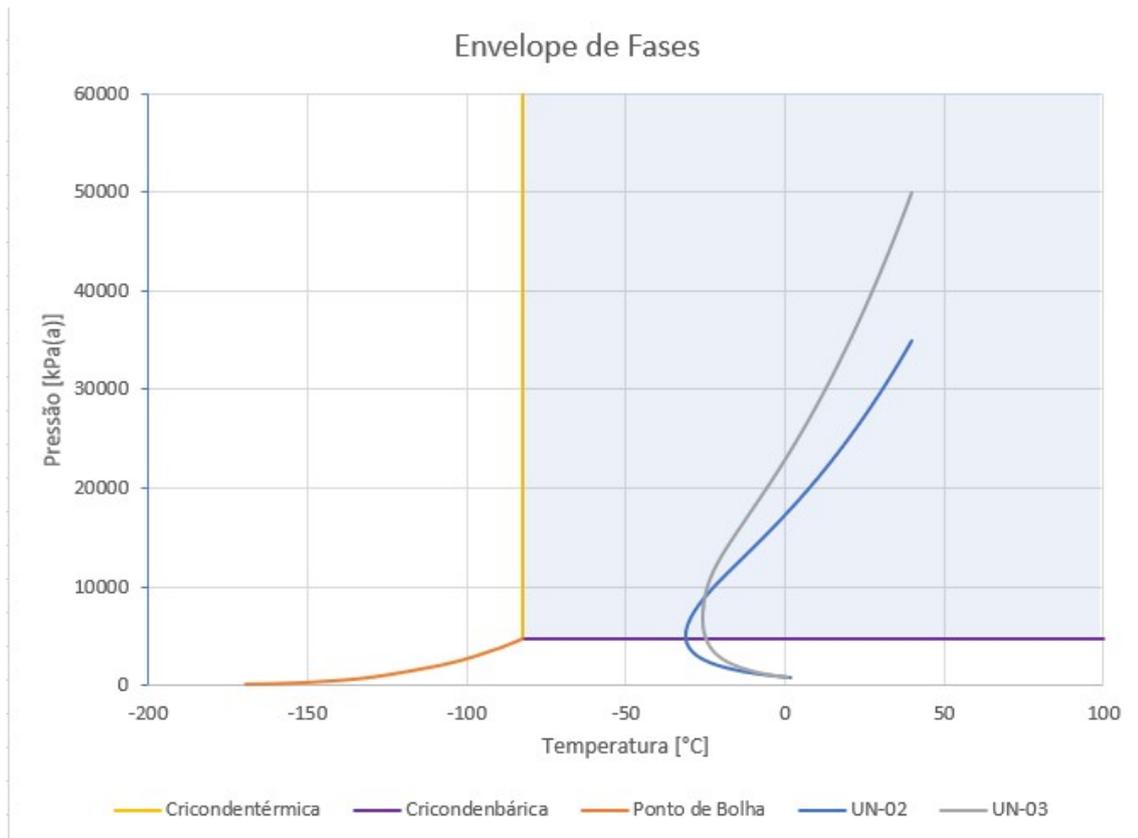


Figura 4.21: Envelope de fases para metano - Caminho de despressurização das fontes UN-02/03 e região supercrítica.

Foram considerados como dados de entrada os picos de vazão calculados na etapa de dimensionamento dos orifícios de restrição, bem como as temperaturas e pressões iniciais para cada fonte de despressurização. O dimensionamento da rede de alívio é realizado em regime estacionário no software *Aspen Flare System Analyzer*, respeitando as condições de contorno de Número de Mach máximo nos *tailpipes* e *headers* e máxima contrapressão permitida na saída dos dispositivos de alívio. Os dados de saída deste dimensionamento dos diâmetros das tubulações da rede são utilizados como dados de entrada para as simulações dinâmicas de avaliação para cálculo do pico de vazão na etapa posterior.

A rede de tubulações dimensionada utilizando os modelos BD e SD apresentaram resultados diferentes de diâmetro calculado para os seguintes trechos: Header 03, Header 04, Header 06 e Stack 01. Essa diferença ocorre devido às diferenças de vazões para cada fonte calculadas com o BD e SD. Como consequência, foi calculado o peso de aço carbono de cada trecho e o total da rede para o dimensionamento. Pode-se observar que o peso total calculado via SD foi 12,7% menor do que o obtido com o resultado do BD. Contudo, pode-se concluir na Seção 4.1 que o modelo BD reproduz melhor os dados experimentais, tanto em termos de pressão quanto temperaturas,

do que a SD convencional. Logo, o ganho em redução de CAPEX na utilização da SD pelo menor peso de tubulações pode se traduzir em uma rede de tubulações subdimensionada para as vazões reais na plataforma.

Tabela 4.6: Resultado dimensionamento da rede de tubulações - BD e SD convencional.

Trecho	Lreto (m)	BD						SD					
		Diâmetro Nominal (pol)	Schedule	Diâmetro Interno (mm)	Espessura Parede (mm)	Peso (kg)	Diâmetro Nominal (pol)	Schedule	Diâmetro Interno (mm)	Espessura Parede (mm)	Peso (kg)	Diferença D.N.?	
Header 01	20	4	XXS	80,061	17,12	815,5	4	XXS	80,061	17,12	815,5	Não	
Header 02	25	10	160	215,9	28,575	3.424,1	10	160	215,9	28,575	3.424,1	Não	
Header 03	10	14	160	284,175	35,712	5.599,4	12	160	257,2	33,325	4.745,5	Sim	
Header 04	40	16	160	325,425	40,488	7.261,6	14	160	284,175	35,712	5.599,4	Sim	
Header 05	5	16	160	325,425	40,488	7.261,6	16	160	325,425	40,488	7.261,6	Não	
Header 06	20	18	160	366,725	45,237	9.134,4	16	160	325,425	40,488	7.261,6	Sim	
Stack 01	60	20	160	407,975	50,013	11.227,1	18	160	366,725	45,237	9.134,4	Sim	
UN01-P-02	10	3	XXS	58,42	15,24	550,2	3	XXS	58,42	15,24	550,2	Não	
UN02-P-02	10	8	160	173,05	23,012	2.211,5	8	160	173,05	23,012	2.211,5	Não	
UN03-P-02	10	6	XXS	124,384	21,946	1.574,1	6	XXS	124,384	21,946	1.574,1	Não	
UN04-P-02	10	3	XXS	58,42	15,24	550,2	3	XXS	58,42	15,24	550,2	Não	
UN05-P-02	10	6	XXS	124,384	21,946	1.574,1	6	XXS	124,384	21,946	1.574,1	Não	
Total						51.183,8	Total						44.702,2

4.4 Simulação Dinâmica da Rede de Despressurização

4.4.1 Comparação: modo dinâmico e estático

Nesta seção são comparadas a máxima vazão obtida na SD utilizando equação de estado cúbica (Peng-Robinson) e modelo BD comparando-se com as vazões máximas obtidas para o dimensionamento dos orifícios de restrição na Seção 4.2.

Simulação dinâmica - Equação de Estado cúbica

O pico de vazão mássica oriundo da soma das fontes, ou seja, dos orifícios UN-01 a 05, ocorreu no instante 1 segundo com valor de 196.032 kg/h. O pico de vazão na ponta do flare ocorreu no instante 3 segundos com o valor de 185.240 kg/h. A diferença entre o pico no *flare tip* e soma das fontes no instante 1 segundo foi de 45,4%. Após 4 segundos, a diferença entre o pico da soma das fontes (instante 1 seg.) e o *flare tip* após 4 segundos foi de 5,5%. Deve-se ressaltar que o problema teste proposto é simplificado e não conta com um vaso separador devido à composição ser 100 % metano. Em havendo esse incremento de volume em um caso real, é esperado que o amortecimento do pico de vazão seja maior.

BLOWDOWN

O pico de vazão mássica oriundo da soma das fontes, ou seja, dos orifícios UN-01 a 05, ocorreu no instante 1 segundo com valor de 78.126 kg/h. O pico de vazão

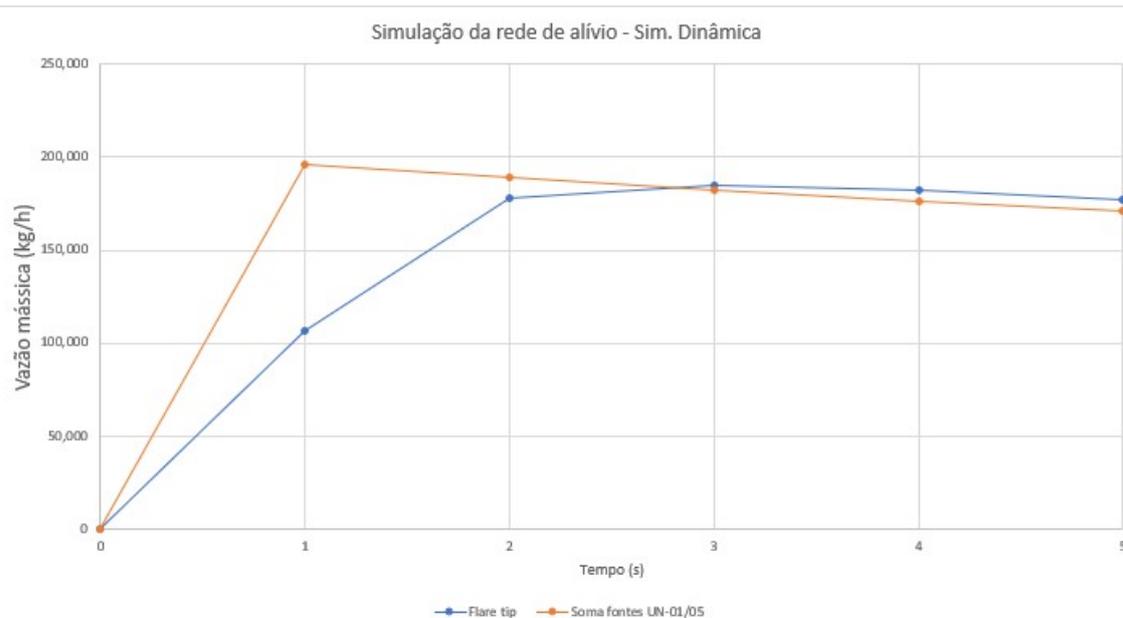


Figura 4.22: Simulação da rede de alívio - SD - 0-5 s.

na ponta do flare ocorreu no instante 3 segundos com o valor de 74.910 kg/h. A diferença entre o pico no *flare tip* e soma das fontes no instante 1 segundo foi de 25,1%. Após 4 segundos, a diferença entre o pico da soma das fontes (instante 1 seg.) e o *flare tip* após 4 segundos foi de de 4,1%.

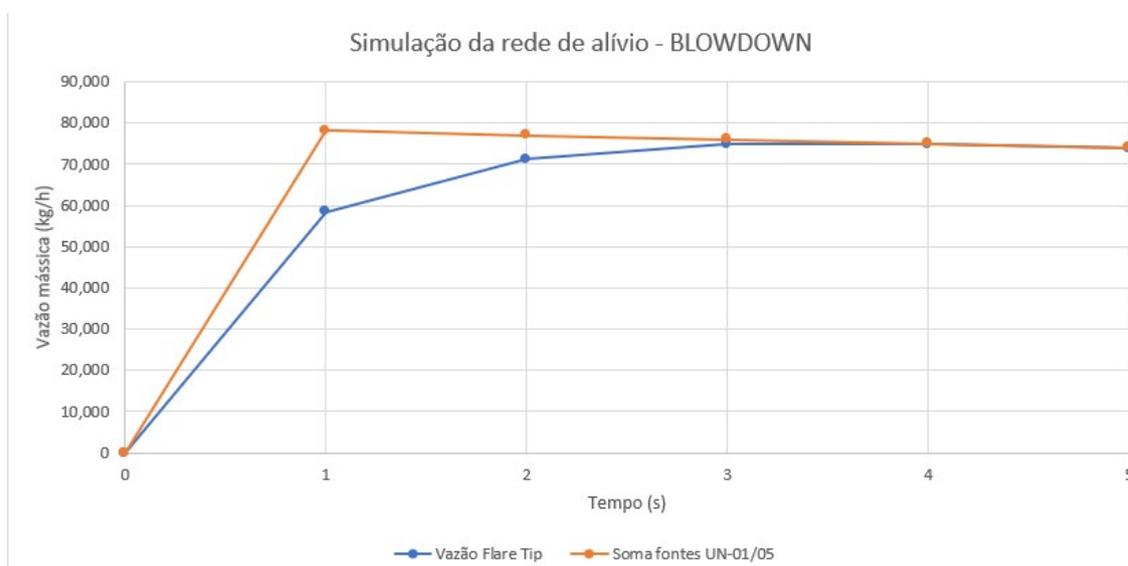


Figura 4.23: BD - Resultado simulação considerando influência dos volumes das tubulações no pico de vazão no *flare tip*.

4.5 Otimização dos orifícios de restrição em BDVs

Nesta seção é apresentada a otimização dos diâmetros obtidos a partir da minimização da diferença entre o *Ultimate Tensile Strength* e a Tensão de Von Mises calculada a partir da pressão interna do vaso, considerando uma folga de 20% na UTS. O resultado desse procedimento visa obter diâmetros de orifício menores, com menores vazões máximas de despressurização para cada fonte. Foi utilizado o modelo BD para os cálculos de despressurização, comparando com os diâmetros e vazões máximas apresentadas na Seção 4.2, que também utilizaram esse modelo.

Foram avaliados os critérios:

- Diferença entre as tensões UTS e Von Mises maior que zero;
- Valor de UTS considerado para aço carbono com folga de 20% (material 360LT);
- Razão entre a pressão final e inicial menor que 50 %.

O resultado obtido após a avaliação da tensão e do critério de pressão (27.952 kg/h) permitiu obter uma redução de 68,1% da vazão máxima antes de realizar a otimização (69.469 kg/h). Esse ganho foi possível com a otimização das fontes UN-01/02/03.

Foi verificado para as fontes UN-04 e UN-05 que a temperatura máxima do material de 900 °C foi superada antes da finalização da simulação do incêndio em 900 segundos. Os resultados apresentados para estas fontes considera a simulação cuja temperatura de parede metálica calculada foi menor que o limite de 900 °C. Em um projeto real, seria necessária a implementação de uma medida para limitar a temperatura sob incêndio, tal como a instalação de proteção passiva contra incêndio. Essa medida visa limitar a taxa de entrada de calor no vaso, podendo limitar a temperatura máxima alcançada até que o vaso seja completamente despressurizado. Dessa forma, não foram consideradas essas fontes na otimização, mantendo-se o resultado obtido em seu dimensionamento, conforme relatado na Tabela 4.5.

Os resultados obtidos no estudo de caso para cada fonte (UN-01/05) são apresentados nas Figuras 4.24, 4.25, 4.26, 4.27, 4.28, 4.29, 4.30, 4.31, 4.32 e 4.33. O resultado dos orifícios otimizados selecionados pode ser visto na Tabela 4.7.

Tabela 4.7: Resultado da otimização do diâmetro dos orifícios de restrição.

Fonte	Pinicial (kPa)	Diam orig (mm)	Vazão máxima (kg/h)	Diam otím (mm)	Vazão máx. otím. (kg/h)	Otimizado?	P finalx (kPa)
UN-01	15000	9,22	6.144	7,00	3.551	Sim	20,2%
UN-02	35000	14,3	37.108	6,00	11.767	Sim	36,0%
UN-03	50000	8,35	17.718	4,00	4.137	Sim	22,6%
UN-04	2000	13,5	1.561	13,5	1.561	Não	39,6%
UN-05	6000	16,2	6.937	16,2	6.937	Não	13,2%
		Total	69.469	Total	27.952		

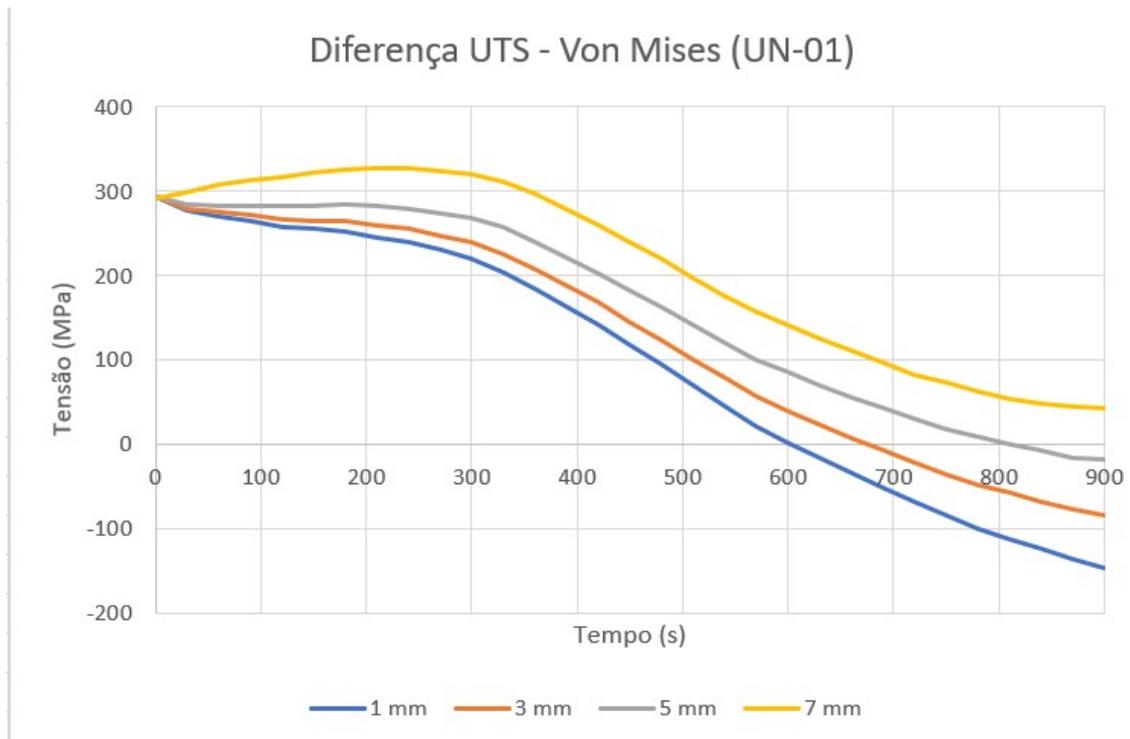


Figura 4.24: Otimização do diâmetro do FO - UN-01 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.

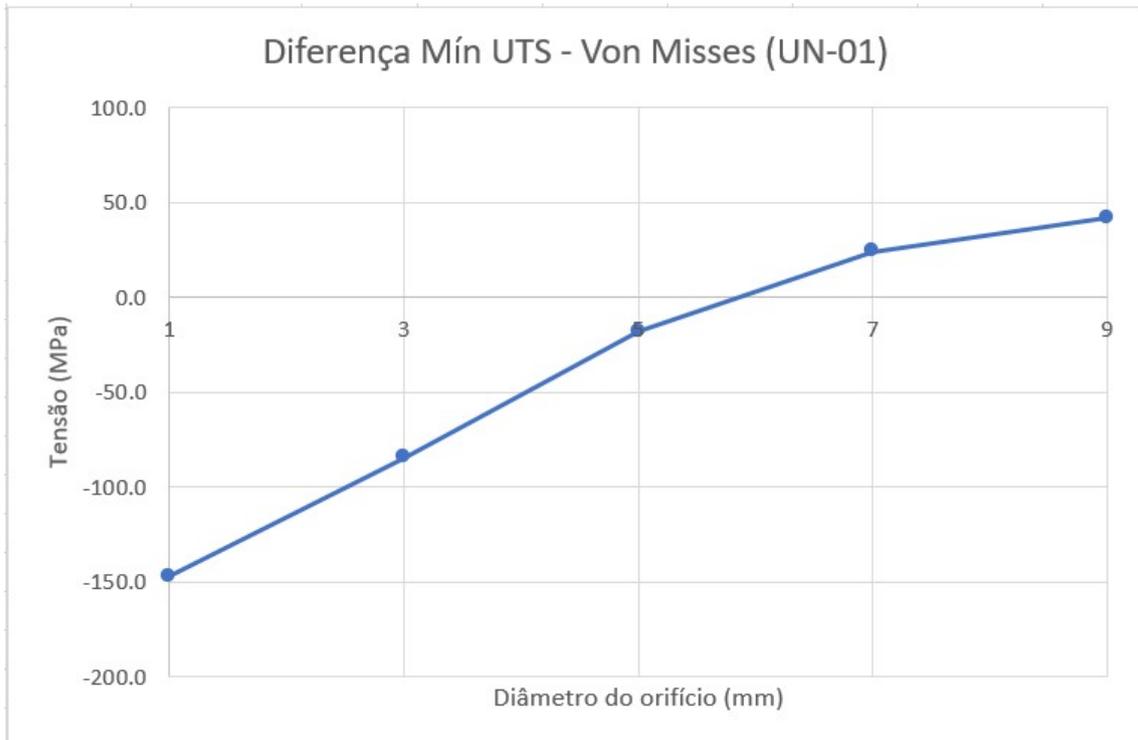


Figura 4.25: Otimização do diâmetro do FO - UN-01 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.

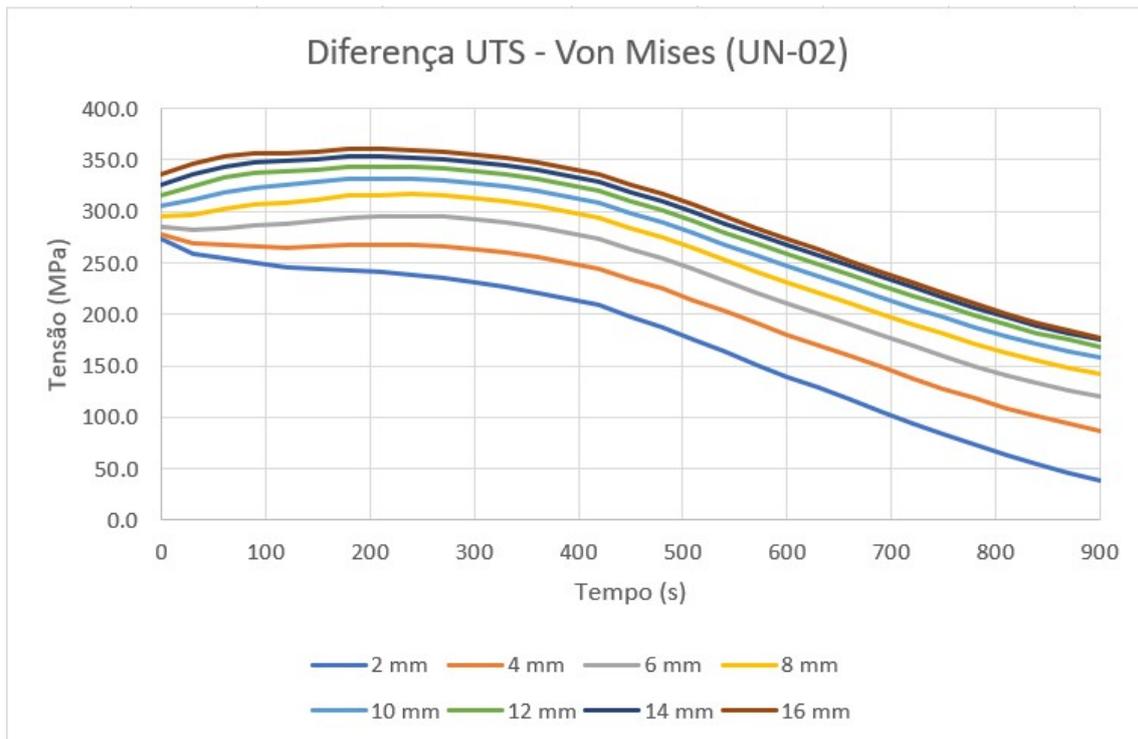


Figura 4.26: Otimização do diâmetro do FO - UN-02 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.

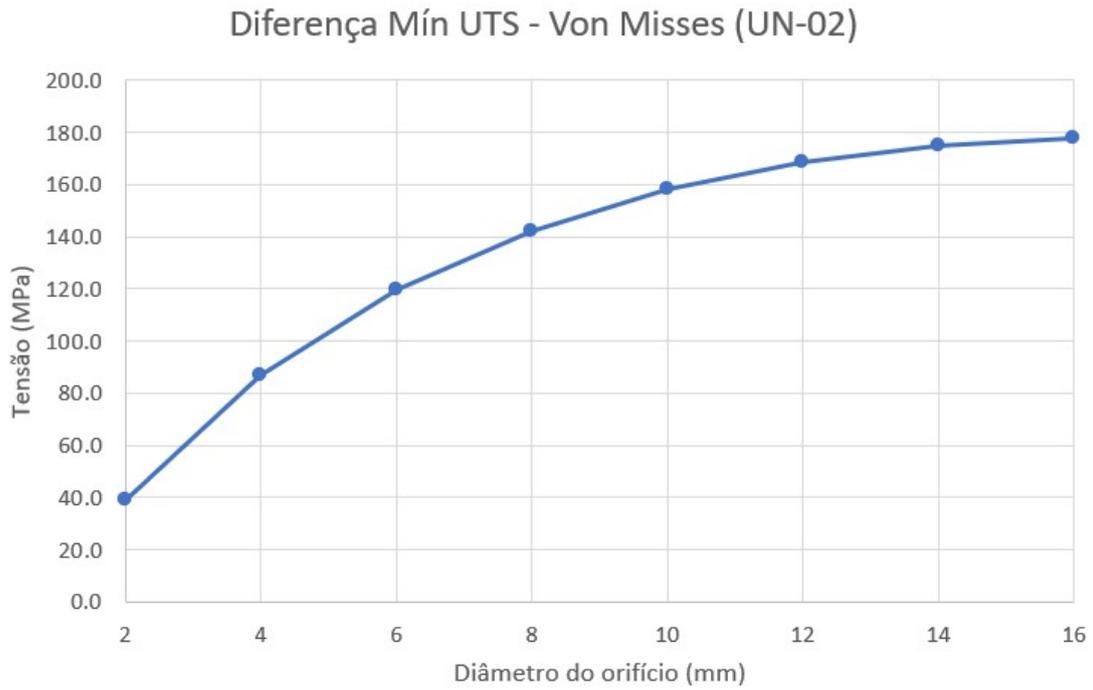


Figura 4.27: Otimização do diâmetro do FO - UN-02 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.

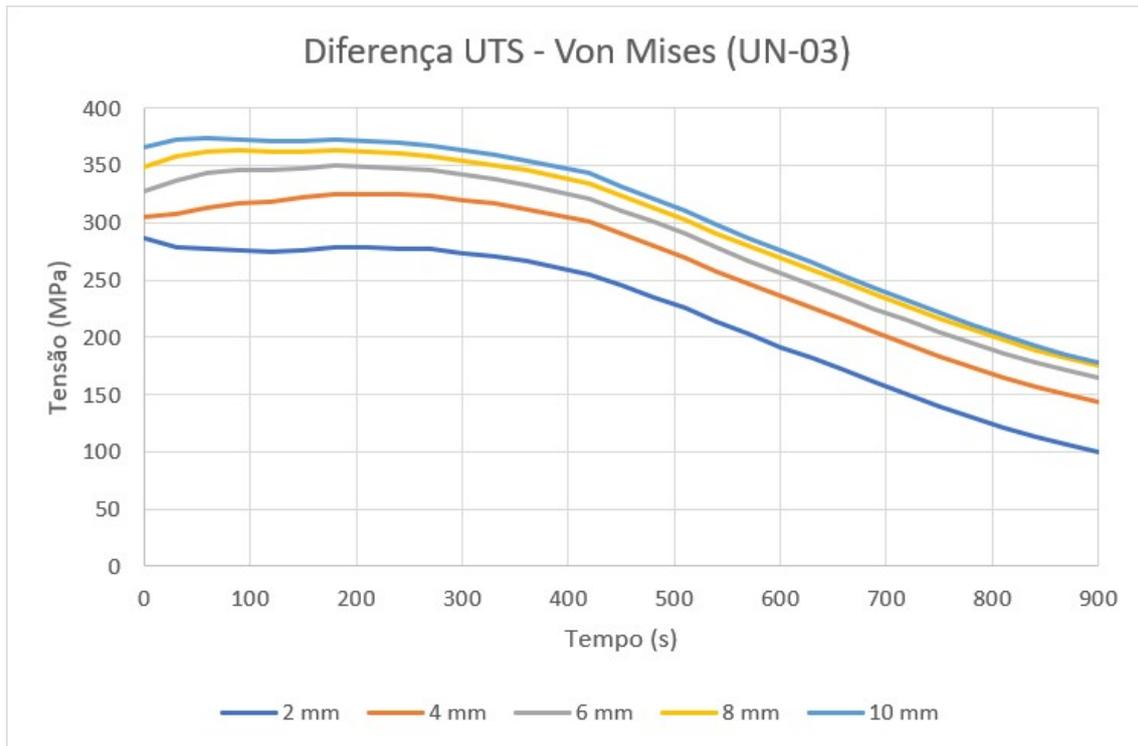


Figura 4.28: Otimização do diâmetro do FO - UN-03 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.

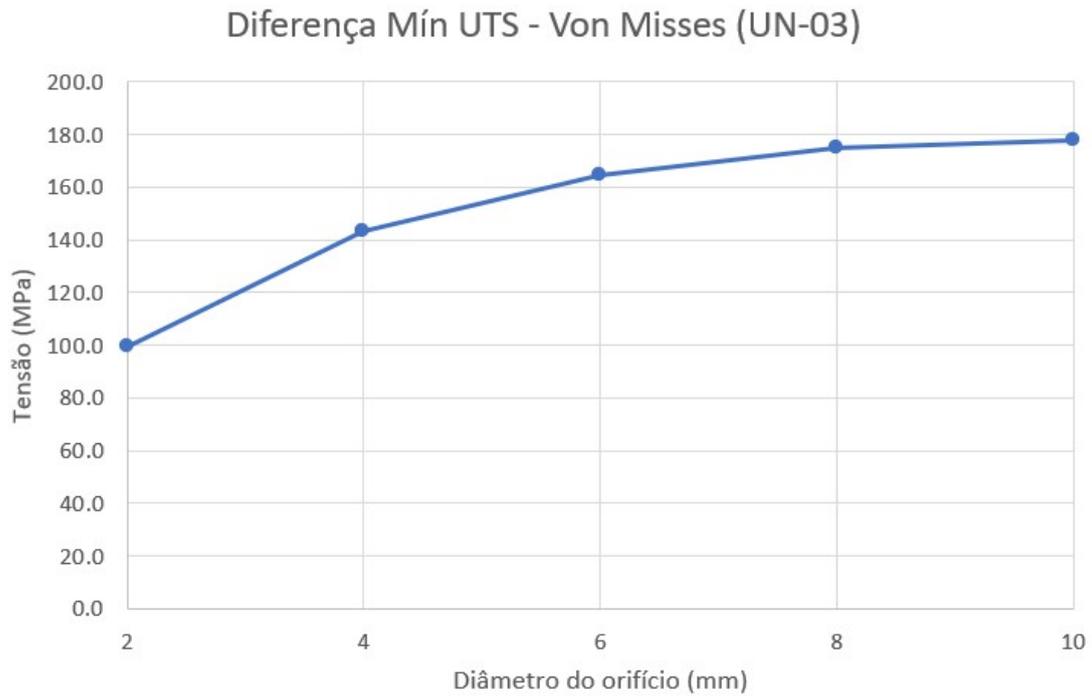


Figura 4.29: Otimização do diâmetro do FO - UN-03 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.

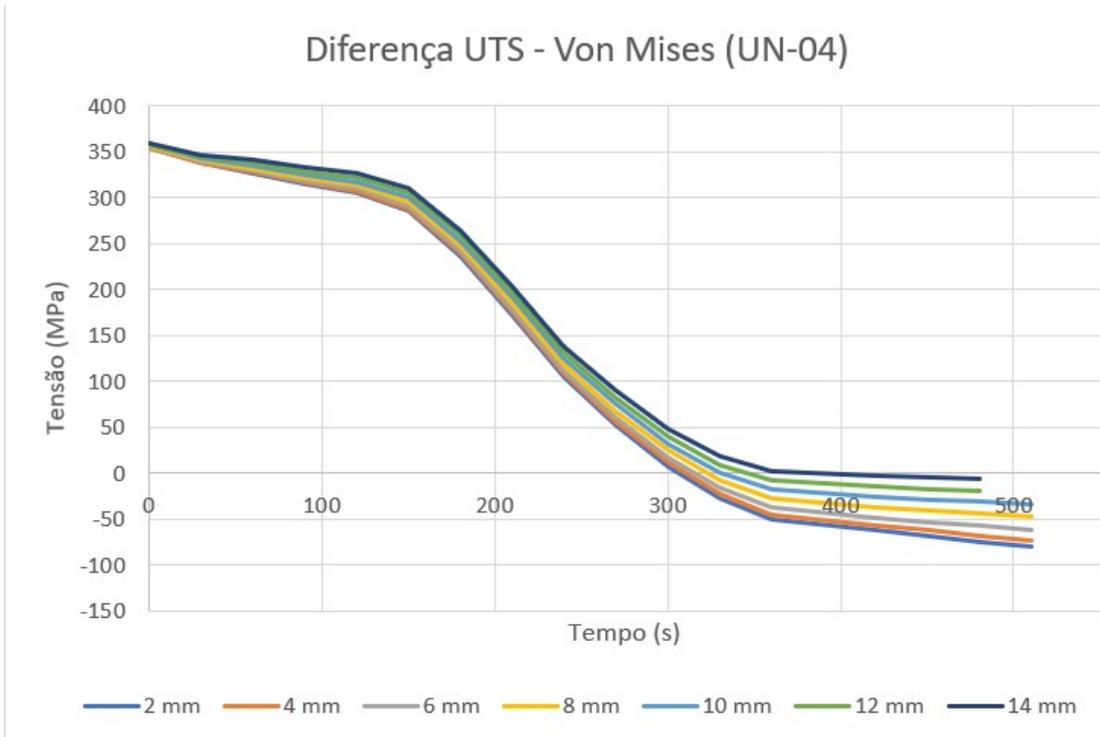


Figura 4.30: Otimização do diâmetro do FO - UN-04 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da depressurização.

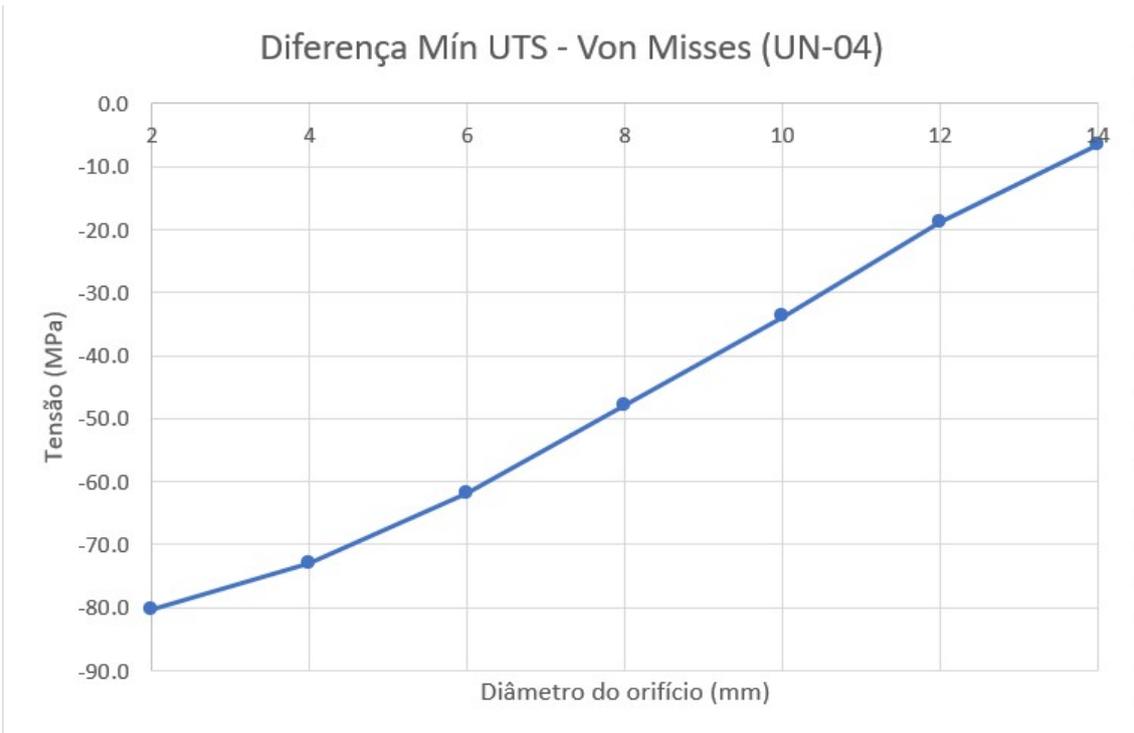


Figura 4.31: Otimização do diâmetro do FO - UN-04 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.

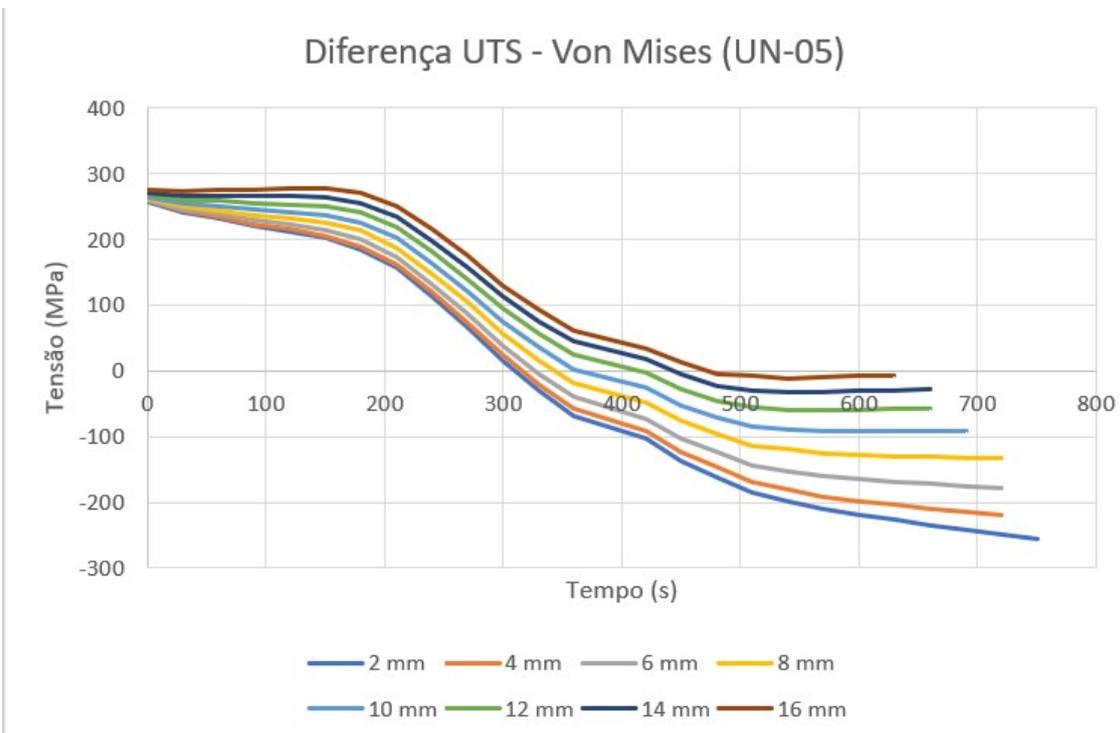


Figura 4.32: Otimização do diâmetro do FO - UN-05 - Diferença entre a tensão UTS e Von Mises ao longo da despressurização.

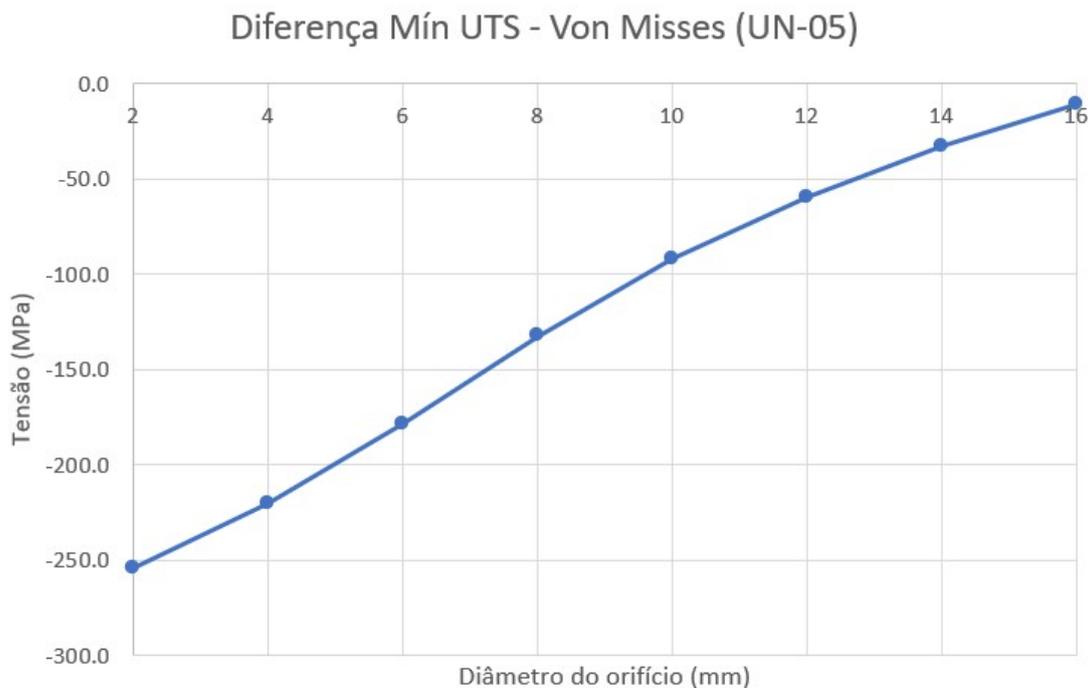


Figura 4.33: Otimização do diâmetro do FO - UN-05 - Diferença mínima entre a tensão UTS e Von Mises.

A avaliação utilizando os parâmetros de incêndio em jato, pico local de calor, presentes na Tabela A.5 da *API* (2020) e considerando o cálculo da tensão de Von Mises para um vaso de pressão é uma análise preliminar de forma a verificar o potencial de redução da vazão máxima. Para um cálculo acurado, é necessário realizar uma modelagem mais rigorosa do incêndio em jato possível em cada módulo a ser despressurizado em uma planta real, considerando as pressões, composição do fluido confinado e características construtivas dos equipamentos, de forma a calcular mais adequadamente a taxa de vazamento do fluido e, com isso, a taxa de calor gerada pelo incêndio oriundo da ignição desse jato vazado.

Dessa forma, é possível afirmar que a análise desse estudo cumpre adequadamente sua função de verificar o potencial de redução de vazão de despressurização.

4.6 Redução adicional de vazão - Blowdown Controlado

Foi implementado um controle de pressão a jusante do orifício de restrição e da válvula de controle. A Figura 4.34 mostra o comportamento da válvula e da vazão mássica total, que é a variável de interesse para o controle. Na Figura 4.35, observa-

se o comportamento da vazão e da pressão do vaso com a configuração de controle da vazão de despressurização. Já a Figura 4.36 compara os picos de vazão com e sem a utilização do controlador, evidenciando uma redução de aproximadamente 70% no pico de vazão. Esses resultados indicam que o uso de controlador pode ser vantajoso em fontes de despressurização com alta pressão e grandes volumes de inventário. No entanto, não foi desenvolvida uma metodologia de projeto completa neste estudo, sendo testada apenas uma aplicação para a fonte UN-02. Os parâmetros de controle utilizados na avaliação realizada pode ser visto na Tabela 4.8.

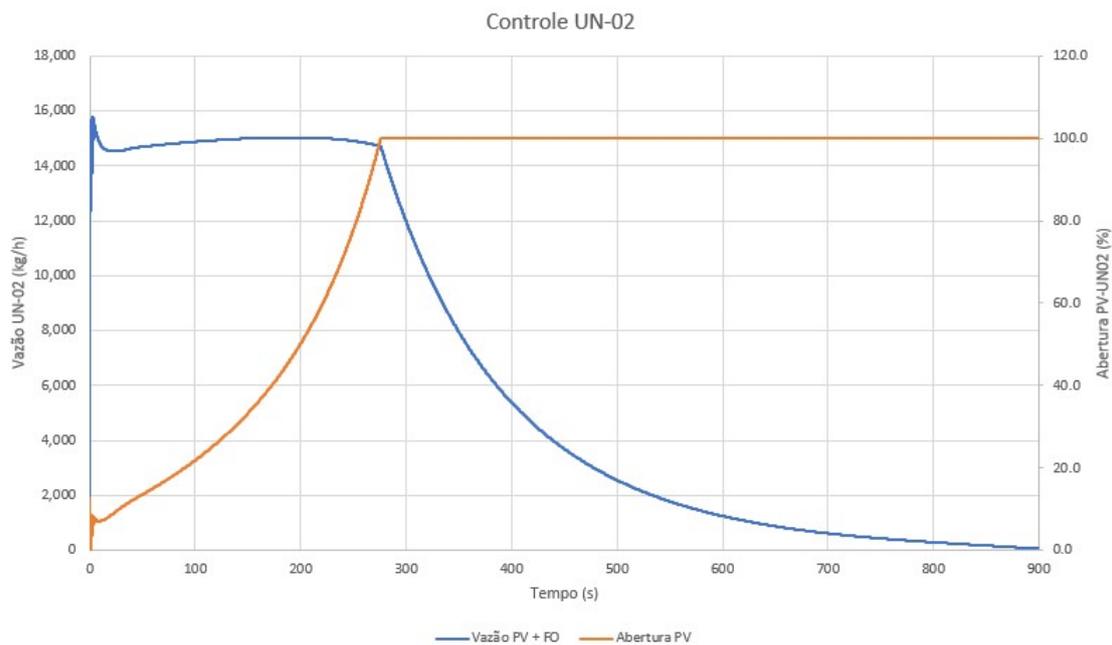


Figura 4.34: Controle da vazão de despressurização - UN-02 - Abertura da válvula de controle PV e Vazão total despressurizada para a UN-02.

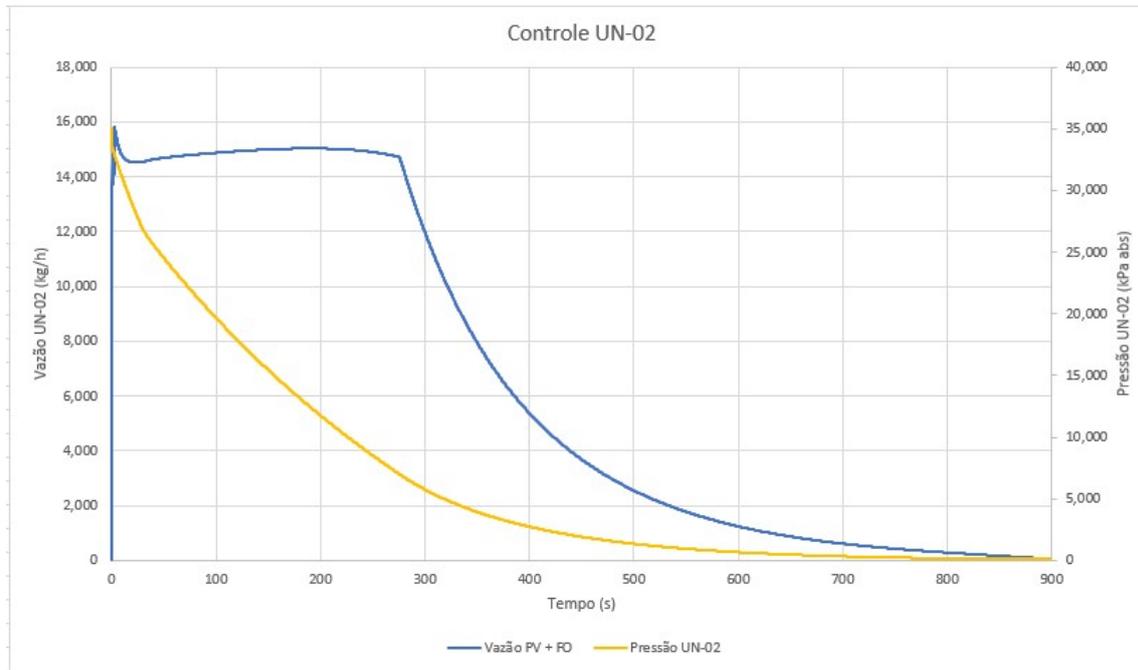


Figura 4.35: Controle da vazão de despressurização - UN-02 - Pressão e Vazão total despressurizada para a UN-02.

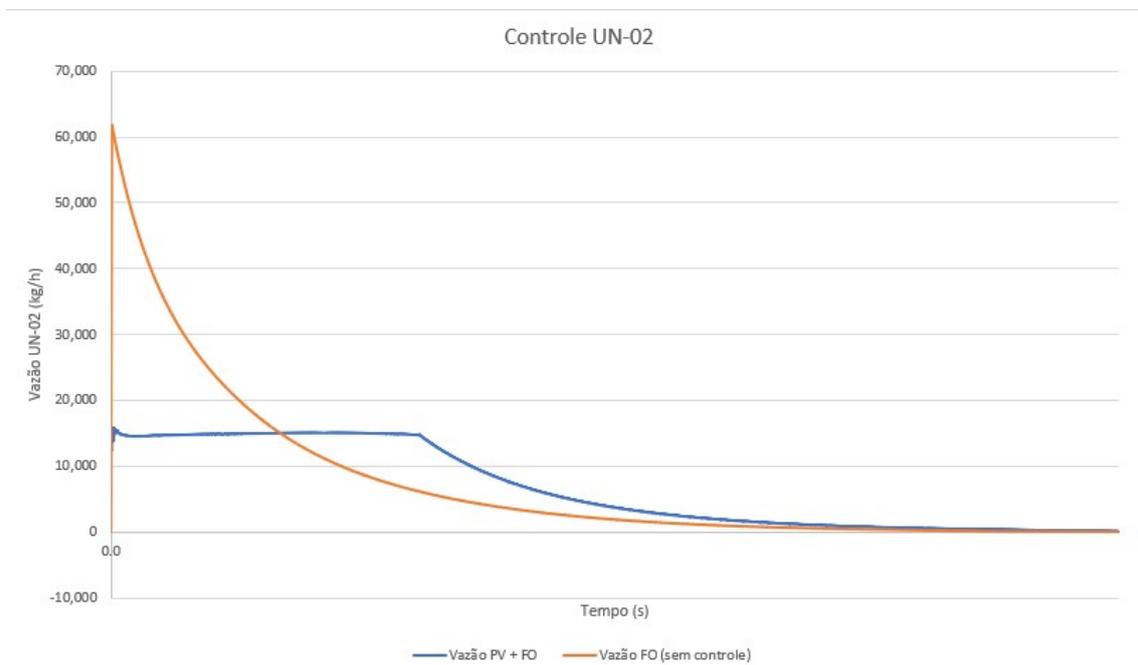


Figura 4.36: Controle da vazão de despressurização - UN-02 - Vazão total despressurizada para a UN-02 com e sem a utiliza.

Tabela 4.8: Controle da vazão de despressurização - UN-02 - Parâmetros do controlador utilizados.

Parâmetro do Controlador	Valor
Ganho Proporcional (Kc)	0,50
Tempo Integral (Ti)	0,05
Tempo Derivativo (Td)	0
Variável de Processo Mínima (kPa)	100
Variável de Processo Máxima (kPa)	160
Pressão de Ajuste (kPa)	140,5
Tipo de Ação	Reversa

4.7 Limitações do estudo

A avaliação de sistemas de despressurização com volumes reais maiores do que o problema avaliado nesse trabalho, o que incluirá os vasos separadores de líquido comumente instalados a montante do *flare*, poderão amortecer a máxima vazão no *flare tip*. Além disso, composições mais complexas, com a presença de CO₂ nas correntes, podem causar condensação e diminuir a vazão mássica máxima de despressurização.

A proposta para a avaliação do uso de controlador neste trabalho consistiu na tentativa de reprodução do artigos de PARUIT e KIMMEL (1979) e MOON *et al.* (2003). O desenvolvimento de um método de projeto específico para um controlador de despressurização requer um trabalho dedicado, observando-se todos os aspectos da disciplina de Controle e de Segurança de Processos. Para esta última, é necessário realizar uma análise de camadas de proteção (*Layers of Protection Analysis - LOPA*) para comparar a probabilidade de falha sob demanda da configuração proposta comparada ao sistema convencional com BDV e orifício de restrição.

Capítulo 5

Conclusões e considerações finais

5.1 Conclusões

Pode-se observar que o modelo BLOWDOWNTM (BD) demonstrou ser eficaz na reprodução de pressão e temperaturas das fases líquida e vapor, bem como das paredes metálicas em contato com essas fases, confirmando sua adequação para simulação e projetos de sistemas de despressurização. Em contrapartida, a Simulação Dinâmica (SD) usando equações cúbicas de estado (Peng-Robinson) apresentou boa acurácia para a pressão, mas previu temperaturas com menor acurácia. A comparação quantitativa dos modelos BD e SD foi realizada, porém, considerando que os dados experimentais foram extraídos de gráficos publicados nos artigos mencionados, considerou-se que pode haver imprecisões em seus valores. Dessa maneira, a comparação quantitativa pode ser realizada oportunamente quando houver dados experimentais mais confiáveis. Portanto, quando possível, o uso do modelo BD traz benefícios ao projeto.

Não foram avaliadas as temperaturas mínimas no caso de *Cold Blowdown*; nesse contexto, o BD oferece a vantagem de prever temperaturas mais realistas, em comparação com simulações convencionais que utilizam eficiência isentrópicas ou a premissa de escoamento adiabáticas, as quais tendem a subestimar as temperaturas de fases líquida e vapor e superestimar as temperaturas de parede metálica, gerando valores não realistas.

No dimensionamento de orifícios de restrição, os diâmetros calculados pelo BD foram semelhantes aos obtidos por SD convencional. Para as fontes UN-01/04/05, o BD apresentou vazões máximas ligeiramente menores, enquanto para UN-02/03, as vazões foram um pouco superiores, possivelmente devido a diferenças na predição de propriedades termodinâmicas para fluidos supercríticos, já que essas fontes operam a pressões elevadas (35.000 kPa(a) e 50.000 kPa(a)).

O dimensionamento da rede de tubulações foi realizado no *Aspen Flare System*

Analyzer. Houve pequenas variações nos diâmetros em quatro trechos, resultando em uma diferença de peso total de 6.482 kg na rede dimensionada com as vazões máximas do BD. Embora a simulação dinâmica possa parecer vantajosa em termos de projeto, o BD mostrou maior acurácia na reprodução de dados experimentais.

Na simulação da despressurização utilizando a rede dimensionada por ambos os modelos, o BD reduziu a vazão no flare tip em 4,1% em relação ao pico de vazão das fontes, enquanto a SD convencional reduziu em 5,5%. Esses valores são inferiores à redução de 12% reportada por ANDREASEN (2014), possivelmente devido ao menor volume do sistema estudado e à ausência de um vaso de abatimento de líquidos, dado que o fluido utilizado era 100% metano para simplificação.

Apesar das limitações destacadas na Seção 4.7, os resultados confirmam os benefícios da abordagem dinâmica na redução de picos de vazão em sistemas de despressurização e flare, proporcionando estimativas mais realistas com base no arranjo específico do sistema.

Quanto à otimização dos diâmetros dos orifícios considerando a ruptura de vasos, verificou-se um potencial de redução do pico de vazão, caso essa abordagem seja usada. Para o problema proposto, foi alcançada uma redução de 68,1 % na vazão máxima total a ser despressurizada, otimizando as fontes UN-01/02/03. Do ponto de vista de segurança, prioriza-se a despressurização imediata de sistemas com hidrocarbonetos para mitigar riscos de ruptura ou reduzir o inventário em caso de falha. No entanto, a despressurização simultânea de todas as fontes em um FPSO é praticamente inviável devido às limitações estruturais da torre de flare. Portanto, a possibilidade de otimização deve ser cuidadosamente avaliada em relação a possíveis riscos adicionais. Para uma análise mais acurada da ruptura de vasos, recomenda-se o uso da técnica de elementos finitos em estudo de ruptura e colapso para estimar o tempo de ruptura do material sob incêndio, o qual pode servir como dado de entrada para o refinamento do projeto de despressurização de fontes críticas.

Em relação ao controle de despressurização, não foi possível desenvolver uma metodologia de projeto específica neste trabalho. No entanto, foi possível reproduzir um resultado *ad hoc* para a fonte UN-02, indicando potencial para desenvolver uma metodologia aplicável a processos críticos com altas pressões iniciais e grandes volumes de inventário. Para o caso avaliado foi possível alcançar uma redução de 70% na vazão máxima para a fonte UN-02, o que representa um resultado expressivo.

5.2 Considerações finais

Recomenda-se, em trabalhos futuros, a avaliação de um sistema de despressurização em um FPSO com características reais de fluido e rede de tubulações, para verificar os ganhos potenciais das diferentes abordagens. Além disso, é aconselhável realizar

análises de ruptura utilizando um estudo de ruptura e colapso utilizando elementos finitos aplicada ao material especificado para esses sistemas.

No que se refere ao controle de despressurização, seria interessante desenvolver um estudo específico sobre o tema. Isso incluiria uma análise detalhada do dimensionamento de válvulas de controle, avaliação da confiabilidade do sistema de controle, considerações de segurança e critérios de aplicação do controle para fontes de despressurização. Esse aprofundamento poderia apoiar decisões sobre a implementação desse tipo de sistema em instalações piloto e, eventualmente, em operações reais.

Referências Bibliográficas

ABUAF, N., JONES, O. C., WU, B. J. C., 1983, “Critical flashing flow in nozzles with subcooled inlet conditions”, *Trans ASME Journal of Heat Transfer*, v. 105, pp. 379–383.

AICHE, 1998, *Guidelines for Pressure Relief and Effluent Handling Systems*. New York, USA, American Institute of Chemical Engineers.

ANDREASEN, A., 2014, “Process design – can we change mindset?” In: *Offshore Oil and Gas Seminar*, pp. 18–22. Department of Energy Technology, Aalborg University Esbjerg, August.

ANP, 2024, “Painéis Dinâmicos de Produção de Petróleo e Gás Natural”, Disponível em <https://www.gov.br/anp/pt-br/centrais-de-conteudo/paineis-dinamicos-da-anp/paineis-dinamicos-sobre-exploracao-e-producao-de-petroleo-e-gas/paineis-dinamicos-de-producao-de-petroleo-e-gas-natural>. Acesso em: 14 de jul. de 2024, Julho.

BAHARIM, R. B., LEEMEIJER, J. E., 2019, “FPSO Topside Standardisation”. In: *Offshore Technology Conference Brasil*, v. 458.

BANERJEE, K., CHEREMISINOFF, N., CHEREMISINOFF, P., 1985, *Flare Gas Systems Pocket Handbook Methods, Formulas and Guidelines for Flare System Design*. 1st ed. Houston, Gulf Publishing Company.

BERENSON, P. J., 1961, “Film-boiling heat transfer from a horizontal surface”, *Trans ASME Journal of Heat Transfer*, v. 83, pp. 351–358.

BETT, K. E., ROWLINSON, J. S., SAVILLE, G., 1975, *Thermodynamics for Chemical Engineers*. London, UK, Athlone.

BIU CHENG, W., MAH, R. S. H., 1976, “Optimal Design of Pressure Relieving Piping Networks by Discrete Merging”, *AIChE Journal*, v. 22, n. 3 (May), pp. 471–476.

- BUSSMAN, W., KNOTT, D., 2000, "Unique concept for noise and radiation reduction in high-pressure flaring". In: *Offshore Tecnology Conference. Society of Petroleum Engineers, May*.
- CALISKAN, N., JADRAQUE, E., THAM, Y., et al., 2011, "Evaluation of the accuracy of mathematical models through use of multiple metrics", *Sustainable Cities and Societyl*, v. 1, n. 2 (July), pp. 63–66.
- CHEN, F., JENTZ, R., WILLIAMS, D., 1992, "Flare System Design: A Case for Dynamic Simulation". In: *Offshore Tecnology Conference. Society of Petroleum Engineers, May*.
- COSTA, A. L. H., DE MEDEIROS, J. L., PESSOA, F. L. P., 2000, "Optimization of pressure relief header networks: a linear programming formulation", *Computers & Chemical Engineering*, v. 24 (January), pp. 153–156.
- DAVOUDI, M., ALEGHAFOURI, A., SAFADOOST, A., 2014, "Flaring networks assessment in South Pars Gas processing plant", *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, v. 21 (August), pp. 221–229.
- HAQUE, M. A., RICHARDSON, S. M., SAVILLE, G., 1992, "Blowdown of Pressure Vessels", *Trans IChemE*, v. 70, n. Part B (Feb).
- HEKKELSTRAND, B., SKULSTAD, P., 2004, Guidelines for the Protection of Pressurized Systems Exposed to Fire. *Relatório Técnico 27.207.291/R1, Scandpower Risk Management AS, Kjeller, Norway, mar*.
- Hetsroni, G. (Ed.), 1982, Handbook of Multiphase Systems. *Washington DC, USA, Hemisphere*.
- INCROPERA, F. P., 1985, Fundamentals of Heat and Mass Transfer. *2nd ed. New York, USA, Wiley*.
- API, 2020, Pressure-relieving and Depressuring Systems. *Standard, American Petroleum Institute, Washington, DC, jun*.
- ASME, 2023, Rules for Construction of Pressure Vessels - Division 1. *Standard, American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, jul*.
- NORSOK, 2014, Process System Design (P-002). *Standard, NORSOK*.
- SHELL, 2010, Design of Pressure Relief, Flare and Vent Systems. *Shell DEP 80.45.10.10., Shell*.

- TOTAL, 2012, *Process GS EP EP 103, Process Sizing Criteria, Rev. 7. General specification, Total.*
- JORDAN, D. P., 1968, "Film and transition boiling", *Advances Heat Transfer*, v. 5, pp. 55–128.
- LAWRENCE, P., MARRIOTT, J., GIOVANOGLU, A., 2016, "Ensuring Safe Facility Blowdown and Lessons Learnt from Incident Investigation". In: *SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition. Society of Petroleum Engineers, October.*
- LIENHARD, J. H., DHIR, V. K., 1973, "Hydrodynamic prediction of peak pool-boiling heat fluxes from finite bodies", *Trans ASME Journal of Heat Transfer*, v. 95, pp. 152–158.
- MAHGEREFTEH, H., WONG, S. M., 1999, "A numerical blowdown simulation incorporating cubic equations of state", *Computers and Chemical Engineering*, , n. 23 (September), pp. 1309–1317.
- MOON, K., LEE, D., CHANG, K., et al., 2003, "Dynamic Simulation of a Gas Compression System for Relief and Controlled Blowdown". In: *Offshore Technology Conference. Society of Petroleum Engineers, May.*
- PARUIT, B., KIMMEL, W., 1979, "Control Blowdown to the flare", *Hydrocarbon Processing*, (October), pp. 117–121.
- PERRY, R. H., CHILTON, C. H., 1973, *Chemical Engineers' Handbook. 5th ed. New York, USA, McGraw-Hill.*
- PETROBRAS, 2021, "GENERAL CRITERIA FOR INSTRUMENTATION PROJECTS", Disponível em <<https://canalfornecedor.petrobras.com.br/pt/regras-de-contratacao/catalogo-de-padronizacao/#especificacoes-tecnicas>>. Acesso em: 19 de jun. de 2021.
- RAHMAN, F. H., ISA, F. M., SALIHUDDIN, R. S., et al., 2018, "High CO₂ Blowdown During Emergency Depressurization EDP at Offshore Environment". In: *Offshore Tecnology Conference Asia. Society of Petroleum Engineers, March.*
- RENFRO, J., STEPHENSON, G., MARQUES-RIQUELME, E., et al., 2014, "Use dynamic models when designing high-pressure vessels", *Hydrocarbon Processing*, (May), pp. 71–76.
- RICHARDSON, S. M., 1989, *Fluid Mechanics. New York, USA, Hemisphere.*

- RICHARDSON, S. M., SAVILLE, G., 1991, "Blowdown of pipelines". In: Offshore Europe 1991, Aberdeen. Society of Petroleum Engineers.
- RICHARDSON, S., SAVILLE, G., 1995, "Blowdown of onshore and offshore installations". In: IChemE Symposium Series no. 139. Institution of Chemical Engineers.
- ROHSENOW, W. M., 1952, "A method for correlating heat-transfer data for surface boiling of liquids", *Trans ASME*, v. 74, pp. 969–976.
- ROTAVA, O., 2012, *Aplicações Práticas em Escoamento de Fluidos. 1a ed. Rio de Janeiro, Brasil, LTC.*
- ROWLINSON, J., WATSON, I., 1969, "The prediction of the thermodynamic properties of fluids and fluid mixtures - I: the principle of corresponding states and its extensions", *Chemical Engineering Science*, v. 24 (October), pp. 1565–1574.
- SALATER, P., OVERAA, S. J., KJENSJORD, E., 2002, "Size Depressurization and Relief Devices on Pressurized Segments Exposed to Fire", *CEP Magazine*, (September).
- SAVILLE, G., SZCZEPANSKI, R., 1982, "Methane-based equations of state for a corresponding states and its extensions", *Chemical Engineering Science*, v. 37, pp. 719–725.
- SHAFIQ, U., SHARIFF, A. M., BABAR, M., et al., 2018, "A study on blowdown of pressurized vessel containing CO₂/N₂/H₂ at cryogenic conditions". In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, v. 458. IOP Science.
- SHAFIQ, U., SHARIFF, A. M., BABAR, M., et al., 2020, "A review on modeling and simulation of blowdown from pressurized vessels and pipelines", *Process Safety and Environmental Protection*, v. 133 (January), pp. 104–123.
- SOMOZAS, A. X. O., NIELSEN, R. P., MASCHIETTI, M., et al., 2020, "Revealing hidden debottlenecking potential in flare systems on offshore facilities using dynamic simulations – A preliminary investigation", *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, v. 67 (July).
- SZCZEPANSKI, R., 1994, "Simulation programs for blowdown of pressure vessels". In: *IChemE SONG Meeting*.

- VENKATARATHNAM, G., OELLRICH, L., 2010, "Identification of the phase of a fluid using partial derivatives of pressure, volume, and temperature without reference to saturation properties: Applications in phase equilibria calculations", *Fluid Phase Equilibria*, v. 301 (December), pp. 225–233.
- WASNIK, R., SINGH, H., KAMAL, F. R., et al., 2018, "De-Bottlenecking of Existing Flare System for Facility Up-Gradation using Dynamic Simulation Approach - Case Study". In: *Abu Dhabi International Petroleum Exhibition & Conference. Society of Petroleum Engineers, November.*
- WILLEY, R. J., 2014, "Layer of Protection Analysis". In: *2014 International Symposium on Safety Science and Technology*, v. 84, pp. 12 – 22. *Procedia Engineering.*

Apêndice A

Algumas Demonstrações

A.1 *Aspen Flare System Analyzer* - Cálculos de Dimensionamento

Os cálculos de dimensionamento da rede de tubulações de um sistema de flare devem ser realizados utilizando o modelo mais detalhado e compatível com a qualidade dos dados disponíveis. No entanto, para os cálculos iniciais de dimensionamento, vários pontos devem ser considerados ao selecionar os métodos de cálculo apropriados.

- Pressão em sistemas bifásicos: Geralmente, não há uma diferença significativa entre as quedas de pressão calculadas para um sistema bifásico, seja tratando o sistema como um gás compressível ou como um fluido bifásico. Isso ocorre porque, à medida que o fluido condensa, as velocidades diminuem enquanto o fator de fricção bifásico aumenta.
- Pressão de retorno e temperatura: A não ser que seja permitido fluxo crítico no sistema, a contrapressão em cada uma das fontes de alívio ou despressurização não deve variar significativamente com o tamanho da tubulação. Assim, especificar uma temperatura fixa razoável a jusante de cada fonte, para uso com o modelo de entalpia de gás ideal, deve produzir resultados consistentes.

Procedimento recomendado para cálculos de dimensionamento:

1. Construção da rede com estimativas razoáveis para os diâmetros das tubulações, utilizando a fórmula:

$$d = \sqrt{\frac{W}{300PM}}$$

em que:

- d=Diâmetro (m);

- W = vazão mássica (kg/s);
 - P = pressão no *flare tip*;
 - M = Número de Mach máximo considerado no projeto para o tipo de trecho de tubulação;
2. Avaliação da rede para todos os cenários utilizando o modelo detalhado desejado para o equilíbrio líquido-vapor (VLE) e entalpias (Este passo fornecerá temperaturas razoáveis a jusante de cada fonte).
 3. Copiar as temperaturas calculadas a jusante de cada fonte para os dados da fonte.
 4. Dimensionar a rede para todos os cenários utilizando o modelo de gás compressível VLE e entalpias de gás ideal.
 5. Avaliar novamente a rede para todos os cenários utilizando o modelo detalhado desejado para o VLE e entalpias

Caso ocorram violações de projeto, realize cálculos de *debottlenecking* (desengargalamento) utilizando os mesmos métodos. Este procedimento assegura que as condições operacionais sejam adequadamente refletidas no dimensionamento e no desempenho do sistema, desde a etapa inicial até os ajustes finais.