UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO
ESCOLA DE QUÍMICA

Luciano Mariano da Silva Junior

ESTUDO TRANSIENTE DA EFICÁCIA DE VÁLVULAS DE ALÍVIO E SEGURANÇA NA PROTEÇÃO DE SISTEMAS PRESSURIZADOS

RIO DE JANEIRO
2023

Luciano Mariano da Silva Junior

ESTUDO TRANSIENTE DA EFICÁCIA DE VÁLVULAS DE ALÍVIO E SEGURANÇA NA PROTEÇÃO DE SISTEMAS PRESSURIZADOS

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado à Escola de Química da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Engenheiro de Químico.

Orientador(es): Prof. Kese Pontes Freitas Alberton, D.Sc.
Prof. Bruno Didier Olivier Capron, D.Sc.

Rio de Janeiro

2023

CIP - Catalogação na Publicação

da Silva Jr., Luciano Mariano
d111e Estudo Transiente da Eficácia de Válvulas de Alívio e Segurança na Proteção de Sistemas Pressurizados / Luciano Mariano da Silva Jr.. -- Rio de Janeiro, 2023.
103 f.

Orientadora: Kese Pontes Freitas Alberton.
Coorientadora: Bruno Didier Olivier Capron.
Trabalho de conclusão de curso (graduação) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola de Química, Bacharel em Engenharia Química, 2023.

1. Válvula de Alívio e Segurança. 2. Estudo Transiente. 3. Sistemas Pressurizados. 4. API 520. 5. API 521. I. Pontes Freitas Alberton, Kese , orient. II. Didier Olivier Capron, Bruno, coorient. III. Título.

Elaborado pelo Sistema de Geração Automática da UFRJ com os dados fornecidos pelo(a) autor(a), sob a responsabilidade de Miguel Romeu Amorim Neto - CRB-7/6283.

Luciano Mariano da Silva Junior

ESTUDO TRANSIENTE DA EFICÁCIA DE VÁLVULAS DE ALÍVIO E SEGURANÇA NA PROTEÇÃO DE SISTEMAS PRESSURIZADOS

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado à Escola de Química da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Engenheiro Químico.

Aprovado em 22 de dezembro de 2023.

_____

Kese Pontes Freitas Alberton, D.Sc., DEQ-EQ/UFRJ

_____

Bruno Didier Olivier Capron, D.Sc., DEQ-EQ/UFRJ

_____

Cláudio Kuboski, M.Sc., Petrobras S.A.

_____

Heloísa Lajas Sanches Fernandes, D.Sc., DEQ-EQ/UFRJ

Rio de Janeiro
2023

“The cosmos is within us. We are made of star-stuff. We are a way for the universe to know itself.” - Carl Saga

RESUMO

DA SILVA JR., Luciano Mariano. **Estudo Transiente da Eficácia de Válvulas de Alívio e Segurança na Proteção de Sistemas Pressurizados**. Rio de Janeiro, 2023. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Química) - Escola de Química, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023.

Válvulas de alívio e segurança, também conhecidas como PSVs (do inglês *Pressure Safety Valve*), são dispositivos usados na proteção de sistemas pressurizados contra a sobrepressão, buscando evitar que seja excedido o valor máximo admissível para o sistema, o que poderia levar a falha mecânica e possível ruptura. Existem normas internacionais, tais como as da *American Petroleum Institute* (API), que estabelecem uma metodologia para o dimensionamento de PSVs, o qual é imprescindível para o seu correto funcionamento. Entretanto, a adequação das equações da API 520/521 para o dimensionamento de PSV para o cenário de fogo em "vaso seco" foi questionada por várias referências. Além disto, a própria capacidade da PSV de proteger um sistema pressurizado no cenário de fogo foi questionada, uma vez que outros fator além da sobrepressão, tais como o sobreaquecimento, podem ameaçar a integridade do sistema neste tipo de cenário. Com o intuito de avaliar a real eficácia da PSV na proteção de sistemas pressurizado contendo apenas gás/vapor em caso de fogo externo, neste trabalho foi implementado um algoritmo capaz de simular este sistema. Foram realizadas 96 simulações, variando a geometria do sistema e a pressão de ajuste da PSV (e de projeto do sistema), considerando a presença e ausência de PSV, a presença e ausência de isolamento térmico e dois tipos diferentes de incêndio. O algoritmo foi validado através da análise da consistência física das simulações. Pela análise dos resultados obtidos, foi possível avaliar que a PSV é capaz de contribuir para a segurança geral do sistema, aumentando o tempo de sobrevida do sistema, evitando o desenvolvimento de sobrepressão e reduzindo em até 80% o inventário de gás antes da ruptura do sistema. Entretanto, em apenas 5 das 48 simulações realizadas, considerando a presença de PSV, a PSV foi capaz de evitar por completo a ruptura do sistema. Nos demais casos, a fragilização do material do sistema devido ao sobreaquecimento levou a sua falha mecânica e ruptura. Assim, avaliamos que há um grande benefício à segurança do processo na instalação de PSVs, no entanto, é preciso ter em mente

que a PSV possui limitações e é passível de falha, assim como qualquer outro dispositivo mecânico, e é ineficaz na proteção do sistema contra o sobreaquecimento. É recomendável que sejam realizados estudos transientes caso a caso, tais como o apresentado neste trabalho, para avaliar o real benefício que a presença da PSV terá em cada sistema.

Palavras-chave: Válvulas de Alívio e Segurança. Estudo Transiente. Sistemas Pressurizados. API 520. API 521.

ABSTRACT

DA SILVA JR., Luciano Mariano. **Estudo Transiente da Eficácia de Válvulas de Alívio e Segurança na Proteção de Sistemas Pressurizados**. Rio de Janeiro, 2023. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Química) - Escola de Química, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023

Pressure Safety Valves, also known as PSVs, are devices used to protect pressurized systems against overpressure, seeking to prevent the maximum allowable value for the system from being exceeded, which could lead to mechanical failure. and possible rupture. There are international standards, such as those from the American Petroleum Institute (API), which establish a methodology for sizing PSVs, which is essential for their correct operation. However, the suitability of the API 520/521 equations for PSV design for the fire scenario has been questioned by several references. Furthermore, the PSV's own ability to protect a pressurized system in a fire scenario has been questioned, since factors other than overpressure, such as overheating, can threaten the integrity of the system in this type of scenario. To evaluate the real effectiveness of PSV in protecting pressurized systems containing only gas/vapor in the event of an external fire, in this work an algorithm capable of simulating this system was implemented. 96 simulations were carried out, varying the system geometry and PSV set pressure (and system design pressure), considering the presence and absence of PSV, the presence and absence of thermal insulation and two different types of fire. The algorithm was validated by analyzing the physical consistency of the simulations. By analyzing the results obtained, it was possible to evaluate that the PSV is capable of contributing to the overall safety of the system, increasing the system's survival time, preventing the development of overpressure and reducing the gas inventory by up to 80% before the gas rupture. system. However, in only 5 of the 48 simulations carried out, considering the presence of a PSV, it was able to completely avoid system rupture. In other cases, the weakening of the system material due to overheating led to mechanical failure and rupture. Therefore, we believe that there is a great benefit to process safety when installing PSVs, however, it is necessary to keep in mind that the PSV has limitations and is prone to failure, just like any other mechanical device, and is ineffective in protecting the system. against overheating. It is recommended that transient

studies be carried out on a case-by-case basis, such as the one presented in this work, to evaluate the real benefit that the presence of PSV will have in each system.

Keywords: Pressure Safety Valves. Transient Study. Pressurized Systems. API 520. API 521.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 2-1: Válvula de alívio de pressão tradicional, acionamento por mola. Fonte: Fig. 01 API 520 (ref.[1]). 26
Figura 2-2: Mecanismo acionamento de uma PSV convencional por mola. Fonte: API 520 (ref.[1]). 27
Figura 2-3: Exemplo real de um disco de ruptura. Fonte: Fig. 20 da API 520 (ref.[1]).....28
Figura 2-4: Disco de ruptura em combinação com PSV. Fonte: Fig. 19 da API 520 (ref.[1]).29
Figura 2-5: Gráfico usado na escolha do parâmetro Tw – Taxa de aquecimento média para uma placa de metal exposta a um incêndio em poça de gasolina. Fonte: Fig. 01 da API 521 (ref.[1]) 34
Figura 2-6: Fluxo simplificado para otimização de projeto do sistema de despressurização e camada passiva de proteção (do termo em inglês Passive Fire Protection – PFP) para proteção de sistemas pressurizados. Fonte: adaptado das Diretrizes Scandpower, ref.[7]. 38
Figura 3-7: Representação esquemática dos sistemas estudado neste trabalho. Considerando um vaso com isolamento (Figura 3-7.A) e sem isolamento (Figura 3-7.B). Fonte: Autoria própria. 41
Figura 3-8: Coordenadas cilíndricas aplicadas à descrição do sistema estudado. Fonte: Autoria própria.....42
Figura 3-9: Sequencia de cálculo adotada para simulação de incendio. 44
Figura 3-10: Representação esquemática do perfil de temperaturas através das paredes do vaso – caso com isolamento térmico. Fonte: Autoria Própria. 46
Figura 3-11: Representação esquemática do perfil de temperaturas através das paredes do vaso – caso sem isolamento térmico. Fonte: Autoria própria. 47
Figura 3-12: Representação esquemática da discretização da parede metálica do vaso (caso sem isolamento). 50
Figura 3-13: Representação esquemática da discretização da parede metálica do vaso e isolamento térmico. 50
Figura 3-14: Representação esquemática dos segmentos usados no cálculo da temperatura por elementos finitos. Fonte: Autoria própria.....50
Figura 3-15: Gráfico típico de tensão x deformação para uma liga de aço de baixo teor de carbono, destacando as diferentes regiões, o módulo de Young e o UTS. Fonte: Wikipedia..55
Figura 4-16: Comparação das áreas de orifício da PSV calculadas usando o algorítmo implementado e o software Aspen HYSYS. 62

Figura 4-17: Evolução da temperatura do inventário de gás e perfil de temperaturas da parede do vaso ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-17.A) e com PSV (Figura 4-17.B). 63
Figura 4-18: Evolução da temperatura do inventário de gás e perfil de temperaturas da parede do vaso ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-18.A) e com PSV (Figura 4-18.B). 66
Figura 4-19: Evolução da temperatura do inventário de gás ao longo da simulação. Comparação dos perfis obtidos considerando um vaso sem isolamento térmico submetido à um cenário de incêndio tipo jet fire. 67
Figura 4-20: Evolução da temperatura do inventário de gás ao longo da simulação. Comparação dos perfis obtidos considerando um vaso sem isolamento térmico submetido à um cenário de incêndio tipo pool fire. 67
Figura 4-21: Evolução dos perfis de temperatura ao longo da parede do vaso e isolamento térmico durante a simulação. Resultado simulado para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, considerando um cenário de incêndio do tipo jet fire. 69
Figura 4-22: Evolução dos perfis de temperatura ao longo da parede do vaso e isolamento térmico durante a simulação. Resultado simulado para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, considerando um cenário de incêndio do tipo pool fire. 70
Figura 4-23: Evolução da pressão (em azul) e vazão de alívio (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-23.A) e com PSV (Figura 4-23.B). 72
Figura 4-24: Evolução da pressão (em azul) e vazão de alívio (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-24.A) e com PSV (Figura 4-24.B). 73
Figura 4-25: Evolução da pressão (em azul) e vazão de alívio (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-25.A) e com PSV (Figura 4-25.B). 74

Figura 4-26: Evolução da pressão (em azul) e vazão de alívio (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-26.A) e com PSV (Figura 4-26.B).....75
Figura 4-27: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-27.A) e com PSV (Figura 4-27.B).....78
Figura 4-28: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-28.A) e com PSV ((Figura 4-28.B) 79
Figura 4-29: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-29.A) e com PSV (Figura 4-29.B).....80
Figura 4-30: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-30.A) e com PSV (Figura 4-30.B).....81
Figura 4-31: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 0,5m de diâmetro, pressão de projeto de15kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire.....82
Figura 4-32: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises(em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 0,5m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a incêndio tipo *pool fire*. 82
Figura 4-33: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 0,5m de diâmetro, pressão de projeto de 145kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire. 83
Figura 4-34: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 1,0m de diâmetro,

pressão de projeto de 15kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire. 83
Figura 4-35: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 15kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire. 84
Figura 4-36: Evolução da temperatura máxima da parede do vaso (em azul) e ATS (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados um vaso com PSV, de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire. 84
Figura 4-37: Comparação dos valores de pressão máxima do sistema antes da ruptura, para os casos com e sem PSV, pressão no momento da ruptura e pressão de projeto do vaso (igual à pressão de ajuste da PSV). Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido à um incêndio jet fire. 86
Figura 4-38: Comparação dos valores de pressão máxima do sistema antes da ruptura, para os casos com e sem PSV, pressão no momento da ruptura e pressão de projeto do vaso (igual à pressão de ajuste da PSV). Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido à um incêndio pool fire. 87
Figura 4-39: Comparação do tempo até ruptura para os casos com e sem PSV. Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido a um incêndio tipo jet fire. 89
Figura 4-40: Comparação do tempo até ruptura para os casos com e sem PSV. Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido a um incêndio tipo pool fire. 89
Figura 4-41: Comparação da fração do inventário de gás aliviado para local seguro antes da ruptura. Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido a incêndios de tipo jet fire e pool fire. 90

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1 :Pressão de ajuste e limite máximo de sobrepressão para dispositivos de alívio e segurança. 30
Tabela 2-2. Valores típicos de fluxo de calor para incêndios do tipo jet fire e pool fire. 32
Tabela 3-3: Composição molar do GN utilizada. 39
Tabela 3-4: Dados para calibração da temperatura de chama. Fonte: [7]. 48
Tabela 3-5: Dados dos sistemas simulados neste trabalho. 59
Tabela 3-6: Cenários de incêndios analisados neste trabalho. 59
Tabela 3-7: Parâmetros complementares utilizados nas simulações. 60

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANP	Agência Nacional do Petróleo
API	*American Petroleum Institute*
ASME	*American Society of Mechanical Engineers*
NR-13	Norma Regulamentadora do Ministério do Trabalho N°13
PSV	Válvula de Alívio e Segurança (do inglês *Pressure Safety Valve*)
TCC	Trabalho de Conclusão de Curso

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Descrição	Dimensão
A'	área total exposta do vaso	m^2
A_{orif}	área do orifício da PSV	mm^2
ATS	resistência admissível a tração	MPa
A_w	área molhada do vaso	m^2
BD	blowdown da PSV	adm
${C_P}^{fluido}$	calor específico do fluido	$J^1kg^{-1}K^{-1}$
${C_P}^{gás}$	calor específico do gás	$J^1kg^{-1}K^{-1}$
${C_P}^{ins}$	calor específico do material do isolamento do vaso	$J^1kg^{-1}K^{-1}$
${C_P}^{vaso}$	calor específico do material da parede do vaso	$J^1kg^{-1}K^{-1}$
d	densidade relativa do fluido em relação à água	adm
D_{ext}	diâmetro externo do vaso	m
D_{int}	diâmetro interno do vaso	m
E	Eficiência das juntas/soldas	adm
F	fator ambiental	adm
g	aceleração da gravida	m^1s^{-2}
G	densidade relativa do gás/vapor em relação ao ar	adm
h_f	coeficiente convectivo de transferência de calor da chama	$W^1m^{-2}K^{-1}$
h_g	coeficiente convectivo de transferência de calor entre o vaso e o inventário de gás	$W^1m^{-2}K^{-1}$
K_b	fator de correção devido a contrapressão	adm
K_c	fator de combinação	adm
K_d	coeficiente de descarga da válvula	adm
k_s	fator de segurança	adm
k_y	fator de segurança	adm
L	comprimento característico	m
$M_{gás}$	massa do inventário de gás	kg
MM	massa molecular do fluido contido no vaso	kg^1kmol^{-1}
n	número de mols	kmol
P	pressão	kPa abs
P_1	pressão do conteúdo do vaso, nas condições de alívio da PSV	kPa abs
P_2	contrapressão sobreposta	kPa abs
P_{close}	pressão de fechamento da PSV	kPa abs
P_g	pressão do inventário de gás	kPa abs
P_n	pressão normal de operação do vaso	kPa abs
P_{set}	pressão de ajuste da PSV	kPa abs
$P_{projeto}$	pressão de projeto do vaso	MPa man.
q_{req}	vazão volumétrica devido à expansão térmica do fluido	m^3s^{-1}

Q_{conv}	fluxo de calor por convecção entre a parede do vaso e o inventário de gás	W^1m^{-2}
Q_{ext}:	fluxo de calor externo ao sistema	W^1m^{-2}
$Q_{incêndio}$	fluxo total de calor entre a chama e o sistema	W^1m^{-2}
Q_{vaso}	fluxo líquido de calor absorvido pelo vaso	W^1m^{-2}
Q_w	calor total absorvido pela superfície molhada do vaso	W
r	razão entre as pressões à jusante e à montante da PSV	adm
R	constante universal dos gases, $R = 8.31446261815324$	$J^1K^{-1}mol^{-1}$
S	estresse máximo admissível	MPa
t_i	tempo transcorrido na iteração i	s
T	temperatura	K
T_1	temperatura do conteúdo do vaso, nas condições de alívio da PSV	K
T_{amb}	temperatura ambiente	K
T_f	temperatura média da chama	K
T_g	temperatura média do inventário de gás	K
T_n	temperatura normal de operação do vaso	K
T_s	temperatura do segmento de parede do vaso	K
T_w	temperatura máxima admissível da parede do vaso	K
V	Volume físico do sistema (vaso/tubulação)	m^3
W	vazão mássica	kg^1s^{-1}
W_{req}	capacidade requerida para alívio da pressão	kg^1s^{-1}
UTS	resistência máxima a tração	MPa
Z	fator de compressibilidade do gás	adm

Símbolo	**Descrição**	**Dimensão**
α_v	coeficiente cúbico de expansão térmica do líquido	$°C^{-1}$
α_s	absorbância da superfície da parede do vaso	adm
β	coeficiente de expansão térmica do gás	adm
γ	coeficiente isentrópico do gás	adm
δ_{ins}	espessura do isolamento térmico do vaso	m
δ_{vaso}	espessura da parede do vaso	m
$\Delta T_{g,i}$	variação da temperatura do inventário de gás na iteração i	K
Δt_i	intervalo de tempo entre iterações	s
Δr	espessura do segmento de parede do vaso	m
ε_f	emissividade da chama	adm
ε_s	emissividade da superfície da parede do vaso	adm
$\kappa_{gás}$	condutividade térmica do gás	$W^1m^{-1}K^{-1}$
κ_{ins}	condutividade térmica do material do isolamento do vaso	$W^1m^{-1}K^{-1}$
κ_{vaso}	condutividade térmica do material da parede do vaso	$W^1m^{-1}K^{-1}$

$\mu_{gás}$	viscosidade dinâmica do gás	$kg^1m^{-1}s^{-1}$
${\mu_{gás}}^{1atm}$	viscosidade dinâmica do gás @ 1atm	$kg^1m^{-1}s^{-1}$
$\nu_{gás}$	viscosidade cinemática do gás	m^2s^{-1}
ρ_{fluido}	massa específica do fluido	kg^1m^{-3}
ρ_g	massa específica do gás	kg^1m^{-3}
ρ_{ins}	massa específica do material do isolamento do vaso	kg^1m^{-3}
ρ_{vaso}	massa específica do material da parede do vaso	kg^1m^{-3}
σ	constante de Stefan-Boltzmann $\sigma = 5{,}67.10^{-8}$	$W^1m^{-2}K^{-4}$
σ_e	tensor de estresse de von Mises	MPa
σ_a	estresse longitudinal devido a forças externas	MPa

Símbolo	**Nome**	**Equação**
Gr	Número de Grashof	$Gr = \frac{g.\beta.(T_s - T_g).L^3}{{\nu_{gás}}^2}$
Nu	Número de Nusselt	$Nu = \frac{h_g.L}{k_{gás}}$
Pr	Número de Prandtl	$Pr = \frac{{C_P}^{gás}.\mu_{gás}}{k_{gás}}$
Ra	Número de Rayleigh	$Ra = Gr.Pr$

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 21
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO 21
1.2 OBJETIVOS 23
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 25
2.1 ALGUMAS DEFINIÇÕES 25
2.1.1 Válvula de Alívio de Pressão – PSV 25
2.1.2 Disco de Ruptura 27
2.1.3 Associação de PSV / Disco de Ruptura 28
2.1.4 PMTA e Pressão de Ajuste 29
2.1.5 Pressão de Alívio e Sobrepressão 29
2.1.6 Contrapressão 30
2.1.7 Pressão de fechamento da PSV e *Blowdown* 31
2.1.8 Fluxos Crítico e Subcrítico 31
2.2 TIPOS DE INCÊNDIO 31
2.3 CRÍTICAS À EQUAÇÃO DE DIMENSIONAMENTO DA API 520/521 PARA O CENÁRIO DE FOGO EM SISTEMAS CONTENDO APENAS GÁS/VAPOR 32
2.4 SOBREPRESSÃO NA INDÚSTRIA DE PETRÓLEO E GÁS 35
2.5 DIRETRIZES DA SCANDPOWER 37
3 METODOLOGIA 39
3.1 SISTEMA ESTUDADO E HIPÓTESES ADOTADAS 39
3.2 DIMENSIONAMENTO DA PSV 42
3.2.1 API 521: Fogo externo em sistemas contendo apenas gases 42
3.3 SIMULAÇÃO DO INCÊNDIO 44
3.3.1 Fluxo computacional 44
3.3.2 Modelagem da despressurização 45
3.3.3 Cálculo transiente da temperatura 45
3.3.3.1 Fluxo global de calor da chama para o vaso 47
3.3.3.2 Fluxo global de calor do vaso para o inventário de gás 48
3.3.3.3 Perfil de temperatura na parede do vaso e isolamento 49
3.3.3.4 Temperatura do inventário de gás 52
3.3.3.5 Cálculo transiente da pressão 52
3.3.3.6 Critério de ruptura do vaso 54

3.3.4 Propriedades físico-químicas do gás 55
3.3.4.1 Viscosidade dinâmica 55
3.3.4.2 Condutividade térmica 56
3.3.4.3 Capacidade calorífica 57
3.3.4.4 Composição do Gás 57
3.3.5 Propriedades físico-químicas do material do vaso 57
3.3.6 Propriedades físico-químicas do material do isolamento térmico 58
3.4 DADOS DE SIMULAÇÃO 58
3.4.1 Dados dos Sistemas Simulados 58
3.4.2 Cenários Considerados 59
3.4.3 Dados Complementares de Simulação 59
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO 61
4.1 DIMENSIONAMENTO DA PSV – RESULTADOS E VALIDAÇÃO 61
4.2 SIMULAÇÃO DOS CENÁRIOS DE INCÊNDIO 62
4.2.1 Perfil de temperatura do vaso e inventário de gás 62
4.2.1.1 Cenário 1: *Jet Fire* com PSV e sem isolamento térmico 64
4.2.1.2 Cenário 2: *Jet Fire* sem PSV e sem isolamento térmico 64
4.2.1.3 Cenários 3 e 4: *Pool Fire* sem isolamento térmico 65
4.2.1.4 Comparação dos perfis de temperatura 65
4.2.1.5 Cenários 5, 6, 7 e 8: Vaso com isolamento térmico 68
4.2.2 Pressão do inventário de gás 70
4.2.2.1 Cenários 1 e 2: *Jet Fire* sem isolamento térmico 70
4.2.2.2 Cenários 3 e 4: *Pool Fire* sem isolamento térmico 71
4.2.2.3 Cenários 5, 6, 7 e 8: Vaso com isolamento térmico 76
4.2.3 ATS e tensão de von Mises 76
4.2.4 Avaliação da eficácia da PSV na proteção do vaso 85
4.2.4.1 Eficácia do controle da pressão 85
4.2.4.2 Impactos no tempo de sobrevida do vaso 87
5 CONCLUSÕES 91
5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 93
6 REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICAS 94

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

A indústria petroquímica é responsável pelo processamento de diversos produtos químicos conhecidos por apresentarem altas taxas de volatilidade e perigos de toxicidade, inflamabilidade e explosividade. Além disso, é comum que o processamento destes produtos envolva condições extremas como elevadas pressões e/ou temperaturas. Neste contexto, a exposição de sistemas como vasos e tubulações a pressões excessivas pode levar a rupturas e/ou falhas de contenção destes produtos, o que pode escalonar para acidentes catastróficos (e.g., incêndios e/ou explosões) que ameaçam a integridade da planta como um todo e colocam em risco a vida dos colaboradores presentes no local.

Devido aos riscos inerentes ao processamento desta classe de produtos químicos, é necessária a implementação de um conjunto de medidas protetivas visando assegurar que nenhum equipamento seja exposto a pressões que excedam a Pressão Máxima de Trabalho Admissível (PMTA).[1][2]

Este conjunto de medidas inclui desde o projeto da planta buscando a redução de riscos operacionais, inclusão de dispositivos de controle e segurança, até a implementação de medidas administrativas de gerenciamento de riscos.[1][2]

A legislação brasileira, por meio da Norma Reguladora NR-13 do Ministério do Trabalho, estabelece requisitos mínimos para a gestão da integridade estrutural de recipientes de processo (e.g., vasos de reação, vasos de separação, tanques ou esferas de armazenamento, tambores) e tubulações pressurizadas. Dentre estes requisitos está a instalação de válvula de segurança, com pressão de abertura ajustada em valor igual ou inferior à PMTA, diretamente no vaso ou sistema que o inclui.[3]

A válvula segurança, também comumente chamada de válvula de alívio de segurança ou PSV (do termo inglês *Pressure Safety Valve*) é um dispositivo de acionamento automático, capaz de reduzir a pressão interna de um recipiente de processo ou trecho de tubulação através do alívio controlado de gás ou vapor para um local seguro.[2] Este local pode ser a própria atmosfera ou um sistema de baixa pressão capaz de absorver de forma segura o volume aliviado de gás/vapor.[4] Assim, se devidamente dimensionada, a PSV deverá ser capaz de proteger o vaso, evitando a sua ruptura devido à sobrepressão.[5]

Existem normas que estabelecem critérios e procedimentos para a seleção e o dimensionamento de PSV's, como por exemplo as normas do *American Petroleum Institute* API 520 e API 521. A seleção e o dimensionamento de PSV's dependem das condições normais

de operação, dos dados de processo e do cenário de falha do qual se deseja proteger o sistema.[1][2]

Como boa prática de engenharia, por questões de segurança de processos, para o dimensionamento de PSV's tipicamente adota-se o cenário mais conservador, que leva ao maior orifício de abertura de alívio.

Entre os principais cenários considerados no dimensionamento de PSV's está o cenário de fogo externo, que corresponde ao cenário de acidente de incêndio externo ao sistema.[6] A exposição de um vaso a um fogo externo pode acarretar sobrepressão do sistema devido à geração de vapores (a partir da vaporização ou decomposição química de seu conteúdo) e/ou devido à expansão térmica de vapores/gases.[2] Outro problema que pode ocorrer é o sobreaquecimento das paredes do vaso, comprometendo a resistência mecânica do material e sua integridade. É importante notar que a API 521 reforça que PSV's são dispositivos projetados apenas para proteção contra sobrepressão, não oferecendo proteção contra falhas estruturais devido à exposição a temperaturas elevadas.[1][2]

Ainda assim, válvulas de alívio de pressão são capazes de contribuir para a proteção de sistemas pressurizados contra incêndios, uma vez que atuam reduzindo:

- A pressão interna do sistema e, consequentemente, atenuando as tensões mecânicas aplicadas sobre os materiais do sistema, o que contribui para reduzir o risco de ruptura e falha mecânica.[7]
- O inventário material do sistema, mitigando os impactos de uma possível ruptura, na impossibilidade de evitá-la. [7]
- As taxas de vazamento do sistema pós-ruptura, e assim, moderando a intensidade de um possível jato de fogo (do termo em inglês *jet-fire*) causado pela ignição do material do vazamento.[7]

Neste contexto, o principal objetivo é evitar que um incêndio de pequenas proporções (e controlável) escalone e saia de controle, ameaçando a integridade da planta, parcialmente ou mesmo integralmente, e colocando em risco a vida dos colaboradores presentes no local.[2][7]

Nos últimos anos a adequação da equação de dimensionamento de uma PSV para o caso de fogo externo em vasos contendo apenas gases/vapores foi questionada por várias referências [5][8][9][10]. Dentre as críticas observadas destacam-se:

- A API 520/521, em sua versão atual, tem a tendência a ser demasiadamente conservadora e a superdimensionar a PSV, o que pode acarretar falhas de

acionamento e *chattering*. Denomina-se *chattering*, o batimento ocasionado pela abertura e fechamento de PSV's em intervalos curtos de tempo durante a operação.

- A API 520/521, em sua versão atual, não proporciona uma metodologia que considere o efeito de isolamento térmico para sistemas contendo apenas gás/vapor.
- A PSV pode ser insuficiente para a proteção de sistemas pressurizados contendo apenas gás/vapor, proporcionando apenas uma falsa noção de segurança.

A própria API 521 destaca que a metodologia apresentada pode ser demasiadamente conservativa e recomenda o uso de métodos mais rigorosos e/ou simulações dinâmicas para um dimensionamento mais assertivo.

Alternativamente, tem-se as diretrizes da *Scandpower Risk Management AS* para proteção de sistemas pressurizados expostos a incêndio que oferecem uma alternativa para a seleção de PSV's baseada em um método iterativo e na simulação do sistema a ser protegido.[7]

1.2 OBJETIVOS

O principal objetivo deste trabalho consiste em avaliar de forma sistemática a eficácia de PSVs na proteção de sistemas pressurizados, quando expostos à um cenário de fogo externo (incêndio) através da realização de análises transientes dos sistemas estudados.

Com esta finalidade, tem-se os seguintes objetivos específicos:

- Implementar um algoritmo para dimensionamento de PSV seguindo a metodologia apresentada pelas API 520 e API 521, contemplando os cenários de: (i) fogo externo em sistemas contendo líquidos, (ii) fogo externo em sistemas contendo apenas gases/vapores (iii) expansão térmica, e (iv) bloqueio indevido.
- Implementar um algoritmo para avaliação do impacto da instalação de uma PSV no tempo de sobrevida de um sistema contendo apenas gases/vapores, exposto a um fogo externo, seguindo as diretrizes apresentadas pela Scandpower.
- Avaliar a eficácia da instalação de uma PSV na proteção de um sistema pressurizado.
- A partir das diferentes metodologias estudadas neste trabalho desenvolver uma ferramenta computacional para: (i) dimensionamento de PSV's, (ii) avaliação

transiente e da eficácia de PSV’s em vasos secos, como foco em cenário de fogo externo.

Destaca-se que no presente trabalho o foco concentrou-se no cenário de fogo externo em sistemas contendo gases/vapor, investigando o dimensionamento de PSV’s e sua eficácia na proteção deste tipo de sistema. Os demais cenários foram incluídos na implementação do algoritmo visando aumentar a sua aplicabilidade prática.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 ALGUMAS DEFINIÇÕES

2.1.1 Válvula de Alívio de Pressão – PSV

Como dito anteriormente, a válvula de alívio de segurança ou PSV é um tipo de válvula de acionamento automático, usada como dispositivo secundário de proteção contra pressões excessivas em sistemas fechados, sendo de uso obrigatório em recipientes pressurizados e tubulações associadas. [1] [2] [3]

A PSV é projetada para se abrir quando a pressão na sua entrada for igual ou superior a um valor pré-determinado, chamado de "pressão de ajuste" ou "pressão de *set*" da PSV, permitindo o alívio controlado de material (líquido/gás/vapor) para um local seguro, e posteriormente se fechar quando a pressão for reduzida abaixo deste valor, interrompendo o fluxo de alívio. [1] [2]

Existem diversos tipos de PSVs disponíveis comercialmente, sendo que o tipo mais comumente usado é a PSV de acionamento por mola ilustrado pela Figura 2-1. Os elementos básicos de uma PSV com acionamento por mola incluem um bocal de entrada conectado ao vaso ou sistema a ser protegido, um disco móvel que controla o fluxo através do bocal e uma mola que controla a posição do disco.

A Figura 2-2 ilustra esquematicamente o comportamento típico de acionamento de uma PSV com mola. A carga da mola é predefinida para que sua força se iguale a força exercida no disco pelo fluido de entrada nas condições de alívio. Sob condições normais de operação do sistema, a força da mola se sobrepõe a força do fluido, mantendo assim o disco assentado no bocal e impedindo o fluxo através do mesmo. O acionamento ocorre em etapas:

À medida que a pressão do sistema se aproxima da pressão de ajuste da válvula, a diferença entre a força de assentamento exercida pela mola e a força exercida no disco pelo fluido de entrada se aproxima de zero, como apresentado pela Figura 2-2.A.

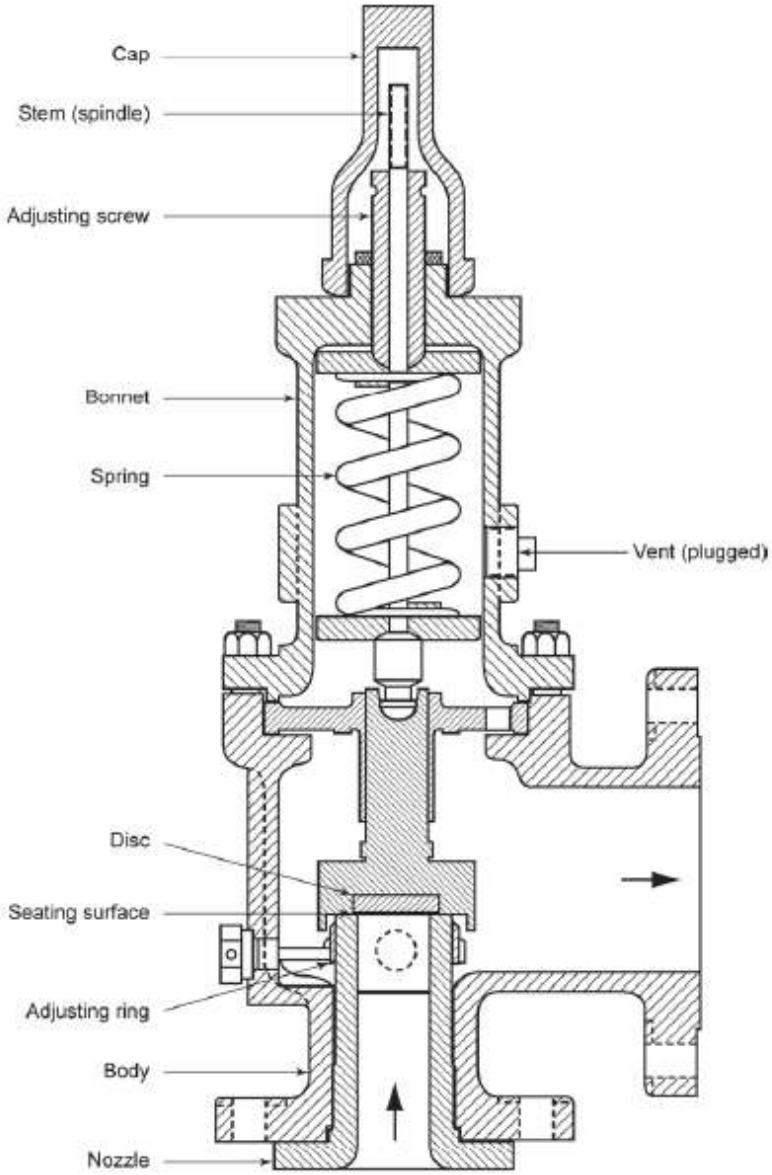
Quando a pressão do vaso se aproximar da pressão de alívio, o fluido passará a escoar entre o disco de restrição e as superfícies de assentamento para a câmara de agrupamento (*huddling chamber*), como apresentado pela Figura 2-2.B.

Como a pressão agora atua sobre uma área maior, uma força adicional, comumente chamada de força expansiva, está disponível para vencer a força da mola, levando à abertura da válvula, como apresentado pela Figura 2-2. C.

Após a abertura da válvula, ocorre uma pico adicional de pressão devido ao aumento

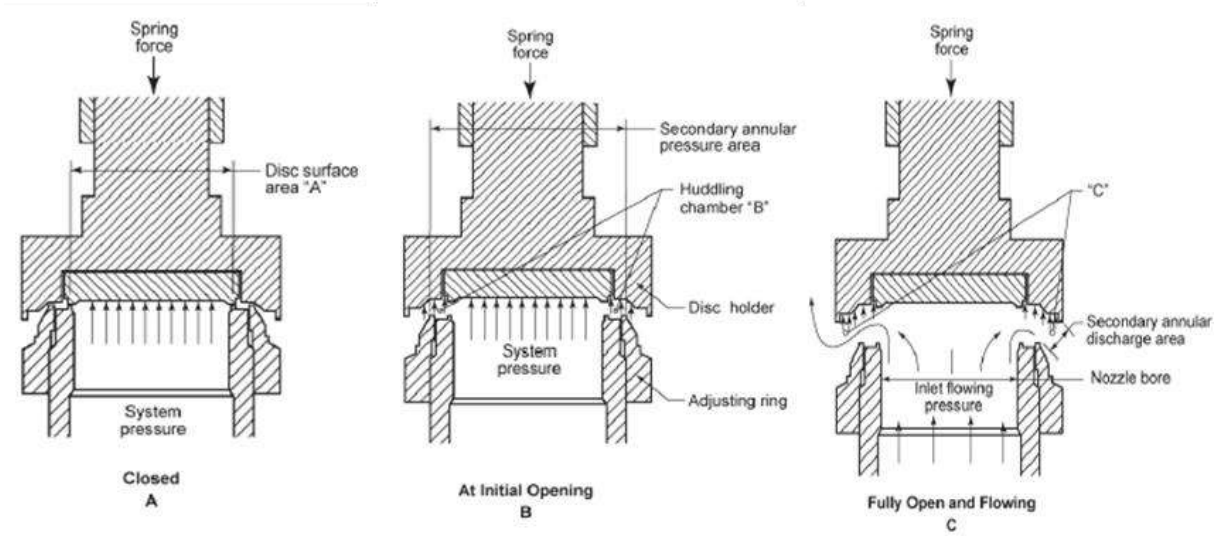
repentino do fluxo e à restrição do fluxo por outro orifício anular formado entre a borda interna da saia do porta-disco e o diâmetro externo do anel de ajuste. Essas forças adicionais fazem com que o disco levante substancialmente, levando a válvula à posição totalmente aberta. A válvula se fechará novamente quando a pressão de entrada cai suficientemente abaixo da pressão de ajuste para permitir que a força da mola supere a soma das forças exercidas pelo fluido no disco de restrição. A pressão na qual a válvula reassenta é a pressão de fechamento.

Figura 2-1: Válvula de alívio de pressão tradicional, acionamento por mola.



Fonte: figura 01 da API 520, ref.[1].

Figura 2-2: Mecanismo acionamento de uma PSV convencional por mola.



Fonte: API 520, ref.[1].

2.1.2 Disco de Ruptura

Assim como as PSVs, os discos de ruptura são dispositivos de segurança usados no alívio de pressão ou vácuo para a proteção de recipientes e tubulações.

A Figura 2-3 ilustra a imagem real de um disco de ruptura. Os discos de ruptura são dispositivos de acionamento único, que se rompem ao serem submetidos a uma pressão excessiva, seja ela positiva ou negativa (vácuo), permitindo assim o alívio de pressão pela descarga controlada de material para um local seguro (ou permitindo a entrada de um gás predefinido, normalmente um inerte vindo de um vaso pulmão, para alívio de vácuo).

Devido a simplicidade de sua construção, que não conta com peças móveis, os discos de ruptura são confiáveis e de ação mais rápida do que outros dispositivos de alívio de pressão. Uma vez que são extremamente leves, os discos de ruptura podem ser construídos usando materiais mais caros com menor custo, com alta resistência a corrosão, o que não seria prático para PSVs. No entanto, este dispositivo tem como principal desvantagem a necessidade de troca após cada acionamento, ou seja, não são reversíveis como as PSV's.

Na prática, discos de ruptura são usados como dispositivos de redundância, em caso de falha do sistema principal de proteção contra sobrepressão, sendo comum a sua aplicação em configuração paralela com PSV's. Também são comumente aplicados em configurações em séries com PSV's para evitar escapes ou proteger as mesmas quando os conteúdos dos sistemas são corrosivos ou incrustantes.

Figura 2-3: Exemplo real de um disco de ruptura. Fonte: Fig. 20 da API 520 (ref.[1]).

Fonte: figura 20 da API 520, ref.[1].

2.1.3 Associação de PSV / Disco de Ruptura

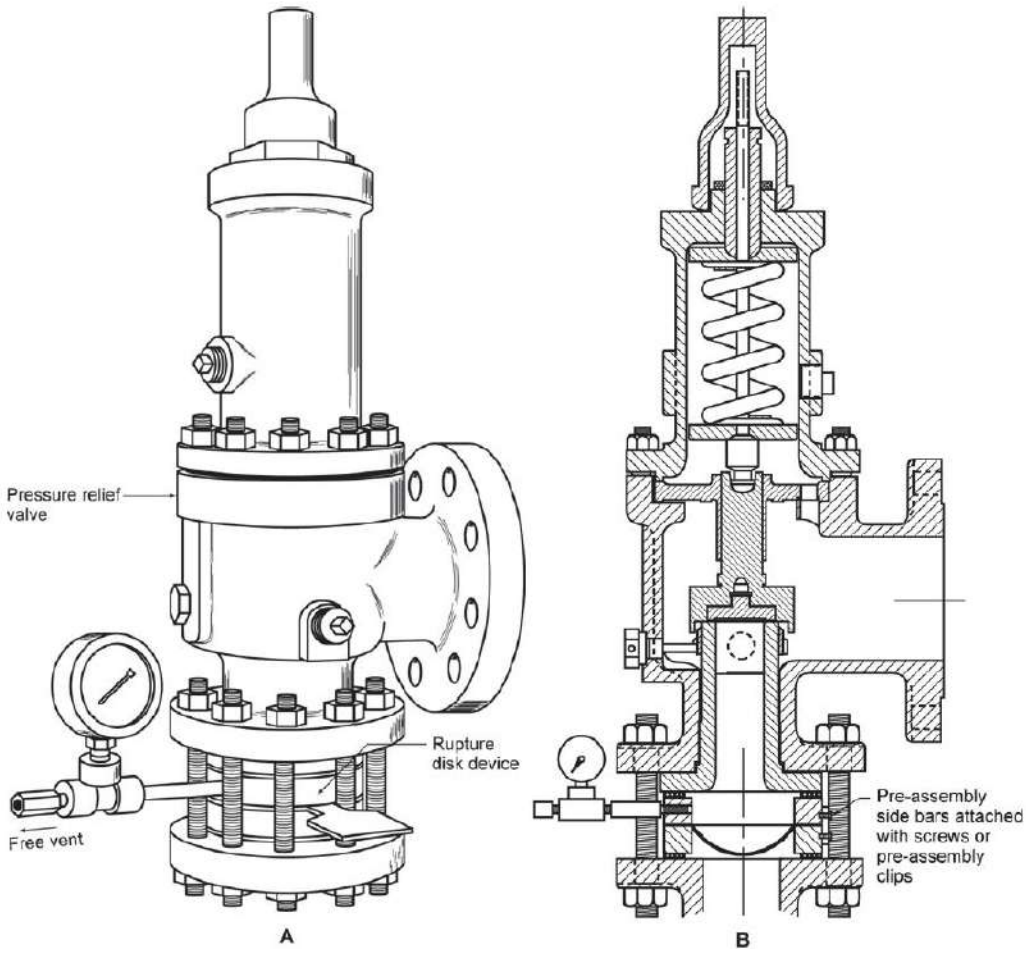
A API 520 e a ASME B31.8 preveem ainda a possibilidade de instalação combinada, onde um disco de ruptura é montando na entrada ou saída da PSV, como ilustrado pela Figura 2-4.

No caso de instalação do disco de ruptura na saída da PSV, esta configuração busca a redução de emissões de gases pelo sistema, que podem vazar através da PSV, o que pode ser necessário para atender a legislação local, de acordo com a natureza dos gases contidos no sistema.

A instalação do disco de ruptura na entrada da PSV pode vir a ser necessária, ou ao menos desejável, caso os gases contidos no sistema apresentem alta corrosividade. Neste caso, o disco de ruptura por ser mais simples e barato é sacrificado para proteger a PSV contra a corrosão. Neste caso há ainda a possibilidade de usar um disco de ruptura de material resistente a corrosão. Nesta configuração em série, os dispositivos são considerados acoplados, e a pressão de ruptura especificada e a pressão de ajuste devem ter o mesmo valor nominal para ambos.

No dimensionamento destes equipamentos, PSV e disco de ruptura, a API 521 considera o efeito do acoplamento através de um fator K_c, sendo adotado um valor de 0,9 caso haja acoplamento entre estes equipamentos, e um valor de 1,0 caso contrário.

Figura 2-4: Disco de ruptura em combinação com PSV.



Fonte: figura 19 da API 520, ref.[1].

2.1.4 PMTA e Pressão de Ajuste

A NR-13 estabelece que a pressão de ajuste da válvula de segurança deve ser igual ou inferior à Pressão Máxima de Trabalho Admissível (PMTA) dos equipamentos que se deseja proteger, sendo definida a PMTA como (NR-13, redação de 2022, p.30): "*maior valor de pressão a que um equipamento pode ser submetido continuamente, de acordo com o código de construção, a resistência dos materiais utilizados, as dimensões do equipamento e seus parâmetros operacionais*."

Outros termos frequentemente usados para se referir à PMTA são Pressão Máxima de Operação Admissível (PMOA) ou Pressão Máxima de Trabalho Permitida (PMTP).

2.1.5 Pressão de Alívio e Sobrepressão

A sobrepressão é definida como a pressão excedente em um sistema, seja um recipiente de processo (e.g., reatores, colunas, vasos, tanques ou esferas de armazenamento, tambores) ou

tubulação, além de um limite considerado como admissível para a sua operação normal, podendo colocar em risco a integridade física do sistema. A API 520 define a sobrepressão a partir da pressão de ajuste da PSV, normalmente a expressando como uma percentagem desta.

A metodologia de dimensionamento da PSV apresentada pela API define valores de sobrepressão admissível a serem adotados em função do cenário de falha usado para dimensionamento e do número de dispositivos de segurança a serem instalados, como apresentado pela Tabela 2-1 (adaptada da API 520, ref.[1]).

Tabela 2-1 :Pressão de ajuste e limite máximo de sobrepressão para dispositivos de alívio e segurança.

Contingência	Instalações com dispositivo único		Instalações com múltiplos dispositivos	
	Pressão Máxima de Ajuste (%)	Sobrepressão Máxima (%)	Pressão Máxima de Ajuste (%)	Sobrepressão Máxima (%)
Cenário sem Incêndio/Fogo				
Primeiro dispositivo de alívio	100	110	100	116
Dispositivos de alívio adicionais	-	-	105	116
Cenário de Incêndio/Fogo				
Primeiro dispositivo de alívio	100	121	100	121
Dispositivos de alívio adicionais	-	-	105	121
Dispositivos complementares	-	-	110	121

Fonte: elaboração própria, adaptada da tabela 01 da API 520, ref.[1].

Assim, a pressão de alívio é considerada a soma da pressão de ajuste mais a sobrepressão. A (Eq. 1) apresenta o cálculo da pressão de alívio, P_1, que corresponde a pressão na entrada da PSV nas condições de alívio:

$$P_1 = (1 + sobreP/100).P_{set} \quad \text{(Eq. 1)}$$

em que $sobreP$ corresponde a sobressão e P_{set} corresponde a pressão de ajuste.

2.1.6 Contrapressão

A pressão existente na saída de uma PSV é definida como contrapressão. Independentemente de a válvula ser ventilada diretamente para a atmosfera ou para um sistema de coleta de baixa pressão, a contrapressão pode afetar a operação da PSV.

A contrapressão sobreposta na saída de uma PSV com acionamento por mola atua para manter o disco da válvula fechado, sendo com um aditivo de força a força da mola. Ajustes podem ser feitos no projeto mecânico da PSV para compensar o efeito da contrapressão sobreposta.

A API 520 apresenta em sua metodologia dois fatores de correção, K_b e K_w , para compensar o efeito da sobrepressão no dimensionamento do orifício da PSV.

2.1.7 Pressão de fechamento da PSV e *Blowdown*

Como dito anteriormente no item 2.1.1, a pressão na qual a PSV, uma vez acionada, se reassenta é chamada de pressão de fechamento. O seu valor pode ser calculdo a partir de um parâmetro conhecimento como "*blowdown*" (BD) da PSV, calculado a partir da (Eq. 2):

$$BD = \frac{P_{set} - P_{close}}{P_{set}} \qquad \text{(Eq. 2)}$$

em que P_{close} corresponde a pressão de fechamento da válvula.

2.1.8 Fluxos Crítico e Subcrítico

Quando um fluido compressível escoa através de um bocal, um orifício ou extremidade de um tubo, sua velocidade transversal aumentará conforme a pressão a jusante diminui.

O fluxo mássico através do orifício aumentará com a diminuição da pressão à jusante até que uma velocidade limite seja alcançada, a velocidade do som no fluido nas condições de escoamento. A pressão a jusante na qual haverá escoamento sônico é denominada de pressão de fluxo crítica, P_c, e depende da pressão à montante do orifício e das características físico-químicas do fluido.

Considerando especificamente o caso de uma PSV, a pressão a montante do orifício, no momento da abertura da PSV, é igual à pressão de alívio (ou abertura) da PSV, P_1.

Caso a pressão a jusante do orifício seja maior que a pressão de fluxo crítico, o escoamento ocorrerá em velocidade subsônica e fluxo será denominado de subcrítico. Se a pressão a jusante for menor que a pressão de fluxo crítico, o escoamento ocorrerá em velocidade sônica e o fluxo será crítico.

2.2 TIPOS DE INCÊNDIO

Para realizar o cálculo do fluxo de calor transferido da chama para o sistema que se deseja proteger, é necessário avaliar os cenários reais de incêndio e suas características.

Normalmente, os incêndios envolvendo hidrocarbonetos são classificados em dois tipos: (i) fogo em piscina (*pool fire*) e (ii) fogo em jato (*jet fire*).

Um incêndio em piscina ou *pool fire* é normalmente o resultado da ignição de um líquido inflamável após seu derramamento ao solo. Podemos citar ainda como formas de incêndio em piscina a ignição do conteúdo de um vaso de estocagem ou acúmulo, derramamento de líquido inflamável sobre água, seguido de sua ignição, ou incêndio em trincheiras [16].

Um incêndio em jato de fogo, ou *jet fire*, é o resultado da ignição de um vazamento de um sistema pressurizado, tal com um vaso, tubulação ou flange[16].

Os incêndios do tipo *jet fire* são localizados e apresentam um fluxo de calor muito alto, enquanto incêndios do tipo *pool fire* apresentam um fluxo de calor menor e não localizados.

A Tabela 2-2 apresenta valores típicos de fluxo de calor para ambos os tipos de incêndio descritos pelas diretrizes da Scandpower (ref.[7]).

Tabela 2-2. Valores típicos de fluxo de calor para incêndios do tipo jet fire e pool fire.

	Jet fire		*Pool fire*
	Taxas de vazamentos		
	>2 kg/s	>0,1 kg/s*	
Carga térmica de pico local	350 kW/m^2	250 kW/m^2	150 kW/m^2
Carga térmica média global	100 kW/m^2	0 kW/m^2	100 kW/m^2

Fonte: elaboração própria, adaptado da tabela A.3 das diretrizes da Scandpower, ref.[7].
*Este cálculo e para um objeto localizado próximo a fonte. O fluxo de calor é variável durante a duração e 250 kW/m é usado como um valor médio do fluxo de calor.

2.3 CRÍTICAS À EQUAÇÃO DE DIMENSIONAMENTO DA API 520/521 PARA O CENÁRIO DE FOGO EM SISTEMAS CONTENDO APENAS GÁS/VAPOR

Uma das principais críticas feitas a API 521 é a sua tendência a ser demasiadamente conservadora, levando ao superdimensionamento da PSV.[8] Um dos efeitos negativos do superdimensionamento, para além do custo de aquisição e instalação da válvula, é o fenômeno conhecido como batimento ou "*chattering*", que se trata do movimento de abertura e fechamento rápido e sucessivo da válvula durante o alívio. Este comportamento pode prejudicar a integridade estrutural da PSV e, em casos extremos, levar a sua falha mecânica.[1][5]

Além disso, a literatura reforça que metodologia apresentada pela API 521 assume condições de alívio estáticas, enquanto o cenário de um incêndio real é de constante

mudança.[8] O caráter estático das condições de alívio assumido pela API pode gerar prejuízos ao dimensionamento da válvula, principalmente para os casos em que há necessidade de acionamentos sucessivos da PSV.[5][8]

Outra crítica recorrente está relacionada ao real impacto da instalação de uma PSV na proteção de um sistema pressurizado. Estudos como o conduzido pela ref.[5] questionam se a instalação de uma válvula de alívio de segurança é, de fato, capaz de aumentar o tempo de sobrevida de um equipamento exposto a um incêndio de forma significativa.[5]

A literatura levanta ainda as seguintes críticas relacionadas aos parâmetros usados pela API 521:

- Não existe atualmente um método para a obtenção do parâmetro T_w, que corresponde a temperatura máxima admissível para a parede do vaso. A API 521 fornece um gráfico (Figura 2-5) para escolha deste parâmetro com base no tempo de incêndio, no entanto, o valor médio recomendado de 1100°F (equivalente a 593°C) é incompatível com a maioria das ligas comerciais de aço carbono.[8]

- A expressão para T_1, que corresponde a temperatura nas condições de alívio, considera uma massa constante de gás/vapor no sistema. Uma vez que a PSV tenha sido acionada, a despressurização do sistema levará a redução da massa de gás/vapor no vaso/tubulação. Caso a PSV se feche durante o incêndio, após alívio parcial, e seja acionada novamente, a expressão para T_1 não será mais válida.[5][8]

- A API 521 não fornece uma metodologia para ajuste da vazão requerida devido a presença de isolamento térmico do sistema.[8]

Heitner *et al*. (1983) realizaram a análise transiente de um vaso contendo apenas gases, exposto a um fogo externo do tipo *pool fire*. Os autores estimaram a vazão de alívio necessária para manutenção da pressão interna do vaso, dentro de uma faixa segura, a partir do fluxo de calor transferido da chama ao vaso. A partir desta análise, os autores foram capazes de estimar a área efetiva necessária para o orifício da PSV.[8]

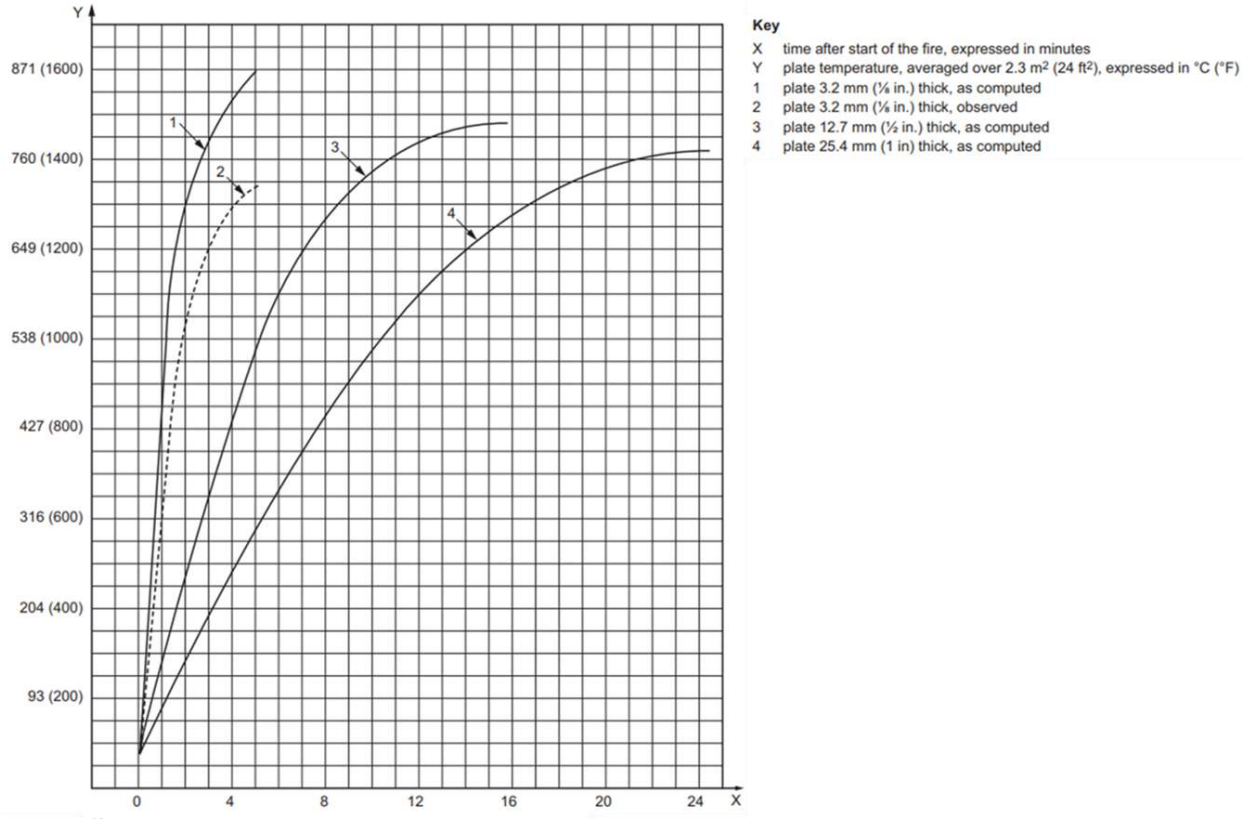
No trabalho de Heitner *et al*. (1983) os resultados mostraram que a API 521 superdimensiona a PSV em todos os casos considerados. Entretanto, a área calculada com base na análise transiente realizada é compatível com a metodologia da API 521, a menos de um fator exponencial de 0,82 para ajuste da área exposta do vaso. Este fator de 0,82 é usado pela API no dimensionamento de PSVs para proteção de vasos contendo líquidos. Os

autores reforçam que este fato pode ser mera coincidência.[8]

Andreasen et al. (2018) examinaram o efeito da instalação de válvulas de alívio de pressão no tempo de sobrevida de vaso pressurizados, contendo apenas gases, quando expostos a um fogo externo. Os autores investigaram tanto o dimensionamento das PSV quanto a sua eficácia na prevenção de rupturas e falhas mecânicas. Ambos os cenários de incêndio, *pool fire* e *jet fire*, foram avaliados. Neste trabalho os resultados corroboram a tendência superdimensionamento da PSV pela API 521.

Por simulação, Andreasen et al. (2018) puderam observar a ocorrência de falha mecânica do vaso em todos os cenários estudados, sempre antes ou imediatamente após o acionamento da PSV, sugerindo assim que a válvula de alívio de pressão é não é capaz de aumentar, de forma significativa, o tempo de sobrevida dos sistemas estudados. Foi observado ainda que as rupturas do vaso foram causadas pelo enfraquecimento de seu material devido a exposição a altas temperaturas.

Figura 2-5: Gráfico usado na escolha do parâmetro Tw – Taxa de aquecimento média para uma placa de metal exposta a um incêndio em poça de gasolina.



Fonte: figura 01 da API 521, ref.[2].

2.4 SOBREPRESSÃO NA INDÚSTRIA DE PETRÓLEO E GÁS

Sobrepressão é o resultado de perturbação das condições operacionais, causando acúmulo indesejado de calor, massa e/ou momento no sistema e assim, levando ao aumento da pressão além de níveis considerados como seguros. [1][2]

O estudo dos cenários que podem conduzir um sistema à sobrepressão é complexo e requer visão total do processo. A API 521 cita os seguintes fatores operacionais como potenciais causas de sobrepressão:

1. **Descarga bloqueada em vasos:** O fechamento inadvertido de válvulas de bloqueio na saída de vasos pressurizados pode expor o mesmo a sobrepressão. Toda válvula, instrumentada ou não, está sujeita a fechamento inadvertido, logo esta condição de processo deve ser avaliada ao dimensionar sistemas de alívio.

2. **Abertura inadvertida de válvula:** A abertura inadvertida de uma válvula entre um sistema de alta pressão e outro de baixa pressão irá ocasionar pressurização do sistema de baixa pressão, podendo levar à sobrepressão.

3. **Vazamento em válvula de retenção:** Nem sempre uma válvula de retenção sozinha é capaz de evitar fluxo reverso. Neste caso, o fluxo reverso pode pressurizar os sistemas à montante, justificando a possível necessidade de instalação de dispositivos de alívio.

4. **Falha de utilidade:** Falhas de utilidade devem ser cuidadosamente avaliadas, pois o impacto causado pela perda parcial ou total de um desses sistemas podem ter consequências não intuitivas. Possíveis falhas de utilidades incluim:

    - **Falha elétrica:** em bombas de recirculação de água de resfriamento, de fluidos refrigerantes ou refluxo, trocadores de calor a ar, compressores de fluidos de processo, de ar de instrumento, de sistemas de vácuo ou refrigeração, instrumentos, válvulas motorizadas etc.

    - **Água de resfriamento:** falhas em resfriadores de correntes de processo ou utilidades, equipamentos com jaqueta de resfriamento etc.

    - **Ar de instrumento:** falhas no controle de processo e sistemas de

intertravamento;

- **Vapor:** falhas em equipamentos acionados por vapor d'água como bombas de deslocamento positivo e sistemas movidos à turbina, equipamentos com injeção direta de vapor, ejetores, trocadores de calor, etc.

- **Combustível:** caldeiras, refervedores, motores à combustão, turbinas a gás etc.

- **Gás interte:** selos, reatores catalíticos, purga de instrumentos e equipamentos etc.

Nos casos de falha de utilidade, se faz necessário o estudo dos impactos subsequentes causados pela falha. Inclusive, é possível que falhas deste tipo representem cenários de dupla contingência, podendo aumentar significativamente as capacidades dos sistemas de alívio.

5. **Falha de pás em resfriadores a ar:** É comum a utilização de condensadores de topo a ar. A falha mecânica ou elétrica das pás pode causar sobrepressão dos sistemas à montante do resfriador;

6. **Perda de aquecimento:** Em sistemas de fracionamento em série, a redução da carga térmica de um equipamento pode resultar no arraste de produtos leves para o equipamento seguinte, o que pode suceder em pressurização do mesmo.

7. **Perda de ar de instrumento:** A perda do sistema de ar de instrumento fará com que as válvulas de controle operadas a ar fiquem em suas respectivas posições de falha, o que pode representar potencial de sobrepressão.

8. **Falha nos sistemas de refluxo:** Em sistemas de fracionamento, isto pode causar sobrepressão nas torres por conta do enchimento de condensadores ou perda do resfriamento.

9. **Entrada inesperada de carga térmica:** Equipamentos térmicos novos ou recentemente limpos podem fornecer carga térmica superior à projetada, e no caso de refervedores ou caldeiras, os mesmos podem gerar uma quantidade de vapor que o sistema instrumentado não seja capaz de controlar, o que representa

um potencial de sobrepressão.

10. **Rompimento de tubo de trocador de calor:** Em trocadores de casco e tubo, o rompimento de um dos tubos pode causar fluxo de material do sistema de maior pressão para o de menor, podendo pressurizar o segundo.

11. **Aumento transiente de pressão:** Podem ser causados por golpes de aríete em sistemas de vapor e condensado.

12. **Fogo:** Na indústria de petróleo e gás é inevitável a presença de fluidos inflamáveis em plantas de processamento e refino. Por conta disto, em plantas deste tipo dificilmente são excluídos cenários de sobrepressão por ação do fogo. Incêndios podem causar geração de vapor em equipamentos contendo líquidos e aumento de pressão em equipamentos secos.

13. **Perturbações de processo e reações químicas:** A perda do controle de processos pode resultar na mudança repentina de pressão e temperatura, podendo exceder as condições de projeto dos equipamentos e tubulações.

É importante ressaltar que os cenários apresentados pela API 521 não é exaustiva, podendo haver outras causas possíveis. Além disso, é necessário que seja feita uma análise caso a caso para se avaliar quais cenários, dentre os listados e não listados pela API 521, são aplicáveis em cada projeto de instalação industrial.

2.5 DIRETRIZES DA SCANDPOWER

As diretrizes apresentadas pela *Scandpower Risk Management AS* no relatório intitulado Proteção de Sistemas Pressurizados Expostos a um Incêndio (*Guidelines for the Protection of Pressurised Systems Exposed to Fire*, ref.[7]) estão sendo adotadas internacionalmente como boa prática no projeto de sistemas de proteção industrial contra incêndios[5][6][9].

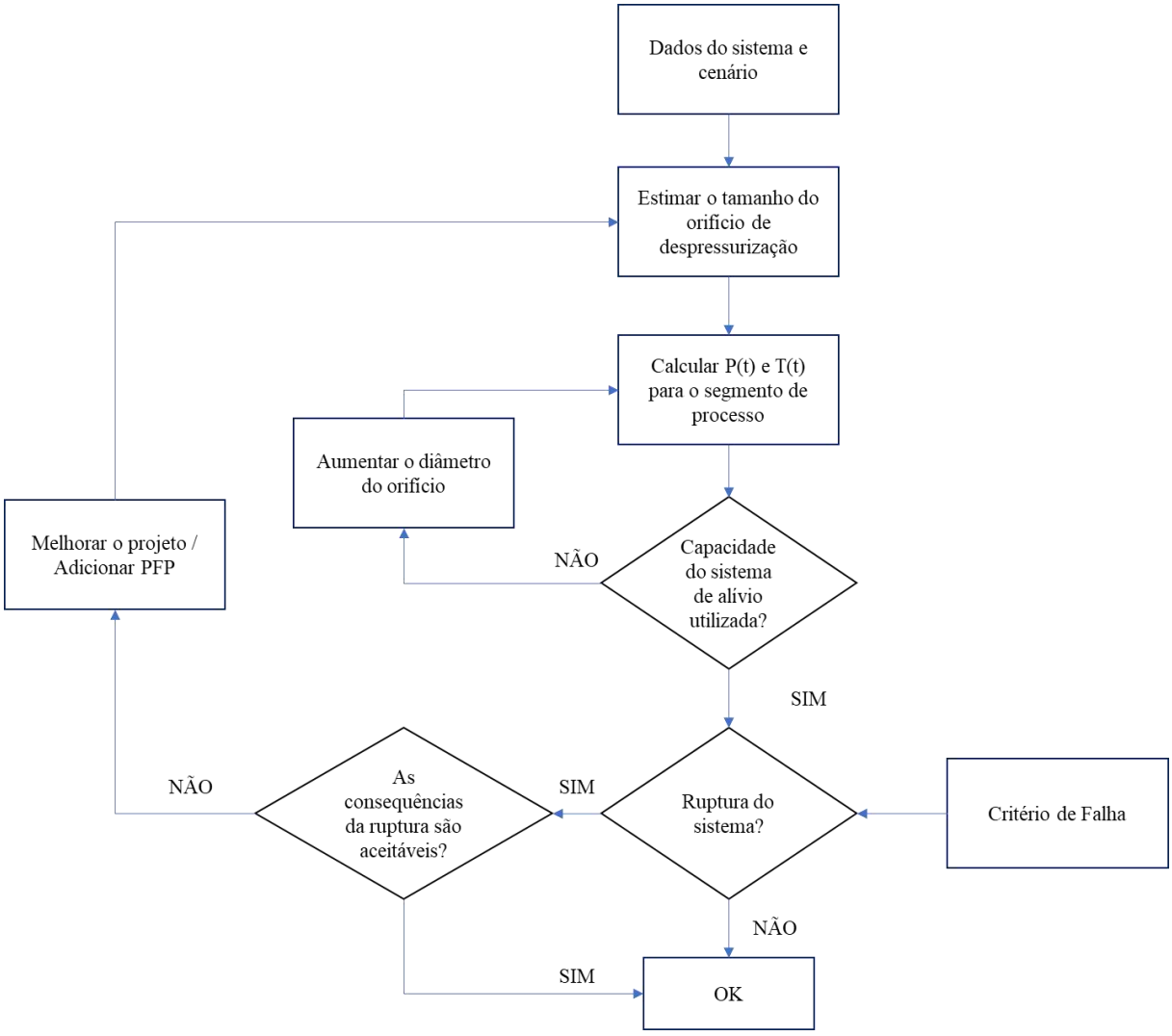
O principal objetivo apresentado por estas diretrizes é alcançar um projeto seguro e com um bom custo-benefício, priorizando métodos de proteção ativa que sejam capazes de prevenir o escalonamento de um possível incêndio industrial e/ou minimizar o seu impacto na integridade da planta e segurança/saúde dos operadores.

O relatório apresenta uma metodologia iterativa para o projeto de sistemas de despressurização e de proteção passiva de equipamentos, a qual é resumida no fluxo da

Figura 2-6.

O relatório apresenta também recomendações e requisitos mínimos a serem seguidos em cada etapa da metodologia proposta.

Figura 2-6: Fluxo simplificado para otimização de projeto do sistema de despressurização e camada passiva de proteção (do termo em inglês Passive Fire Protection – PFP) para proteção de sistemas pressurizados.



Fonte: elaboração própria, adaptado das diretrizes da Scandpower, ref.[7].

3 METODOLOGIA

Neste trabalho foram implementados dois algoritmos para o dimensionamento de PSV's. O primeiro algoritmo realiza o dimensionamento de uma PSV de acordo com as diretrizes estabelecidas nas API 520 e API 521. O segundo algoritmo realiza o dimensionamento por meio da simulação da evolução de um sistema composto de um vaso metálico, isolamento térmico e PSV, exposto à um fogo externo (incêndio).

Os algoritmos foram implementados em linguagem VBA e o módulo desenvolvedor do *software* Microsoft Excel©.

3.1 SISTEMA ESTUDADO E HIPÓTESES ADOTADAS

O sistema estudado compreende um vaso metálico, cujo material especificado é aço carbono tipo 360L, de geometria cilíndrica com calotas semiesféricas e posicionamento vertical. Neste sistema:

- O vaso pode ser dotado com uma PSV convencional com mola, sem disco de ruptura acoplado.
- O vaso pode ser dotado de isolamento térmico, composto por silicato de cálcio, com uma polegada de espessura.
- O conteúdo do vaso considerado é gás natural (GN) pressurizado.

O gás considerado possui a composição descrita pela Tabela 3-3, que está de acordo com a resolução N°16/2008 da ANP, a qual determina as especificações mínima para transporte e venda de GN em território brasileiro.

Tabela 3-3: Composição molar do GN utilizada.

Componente	Símbolo	% molar
Metano	C1	85,0%
Etano	C2	8,5%
Propano	C3	3,2%
Butano	C4	0,5%
Nitrogênio	N2	2,2%
Dióxido de Carbono	CO2	0,6%

Fonte: elaboração própria.

O sistema considera ainda a presença de uma chama em contato com o vaso, com o intuito de simular um incêndio industrial. A Figura 3-7 apresenta uma representação

esquemática do sistema estudado. Nesta representação não estão sendo consideradas as diferenças entre um incêndio de tipo *jet fire* e *pool fire*.

Com o intuito de facilitar a implementação do algoritmo, reduzindo a sua complexidade e custo computacional, foram adotadas algumas hipóteses simplificadoras na implementação do modelo a ser usado nas simulações, a seguir:

1. Dimensões físicas do vaso constantes ao longo do horizonte de tempo t;
2. Massa específica do material da parede do vaso constante ao longo do horizonte de tempo t;
3. Temperatura da parede do vaso dependente apenas da coordenada radial e de t: $T_s(r, z, \theta, t) = T_s(r, t)$;
4. Temperatura do inventário de gás dependente apenas do horizonte de tempo t: $T_g(r, z, \theta, t) = T_g(t)$;
5. Transferência de calor entre vaso e tubulação de saída da PSV desprezível;
6. Perda de carga na tubulação de saída da PSV desprezível, i.e., contrapressão desenvolvida desprezível;
7. Propriedades físico-químicas do isolamento térmico constantes em t;
8. Propriedades físico-químicas da chama constantes em t;

Em um sistema real, como consequência do aquecimento haveria a expansão térmica do material do vaso, levando a variações nos diâmetros interno e externo e no comprimento entre tangentes. Assim, a primeira simplificação adotada evita a necessidade de se recalcular a cada iteração essas dimensões.

Note que a expansão térmica do material também pode levar ao surgimento de tensões internas na parede do vaso que também deveriam ser calculadas. A segunda simplificação é consequência direta da primeira simplificação adotada, e fez se necessária devido a ausência de dados na literatura acerca da variação da massa específica de ligas de aço carbono com a temperatura.

De acordo com a posição da chama em relação ao vaso, de acordo com quais partes do vaso estão em contato com a chama, pode-se gerar gradientes de temperaturas nas coordenadas axial (z) e azimutal do vaso (i.e., ao redor do vaso, θ), conforme a

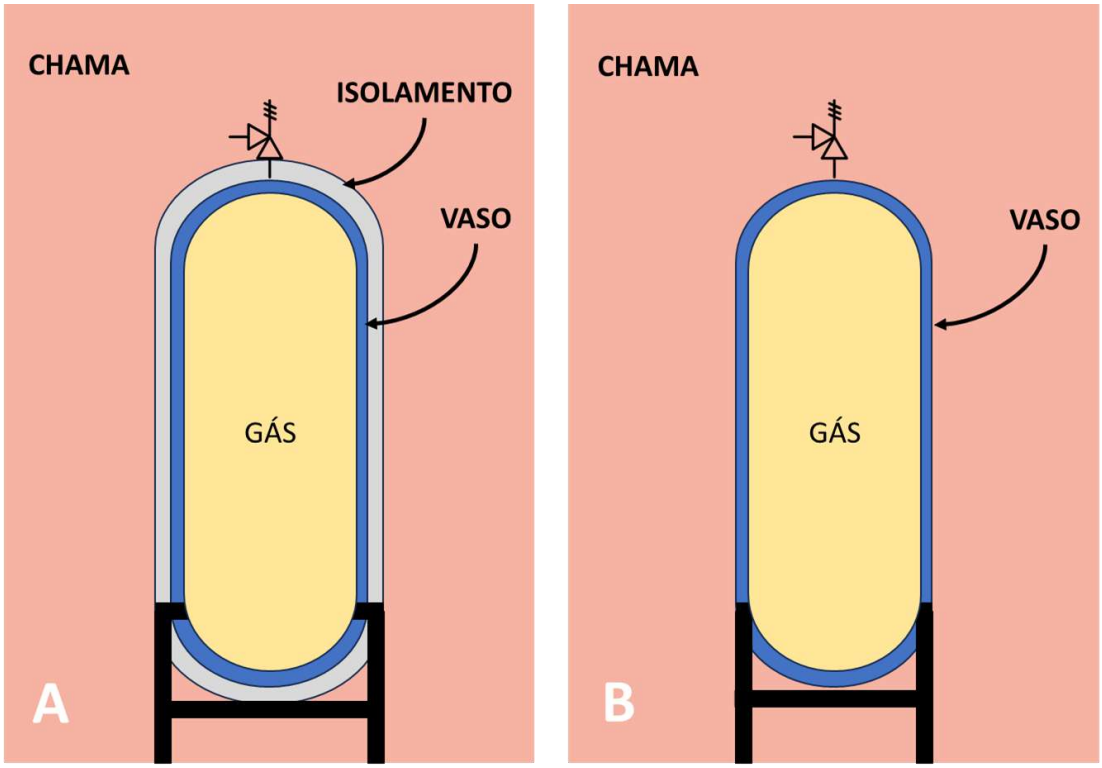
Figura 3-8. Considerar a variação da temperatura do vaso nestas direções levaria à um grande aumento do custo computacional de cada simulação. Assim a terceira e a quarta simplificação foram adotadas para reduzir o custo computacional, permitindo o uso de um intervalo menor de tempo entre cada iteração, bem como a obtenção de simulações mais longas.

Dado que a área da secção transversal da tubulação de saída da PSV é pequena, em comparação à área superficial do vaso, assumiu-se que o efeito de transferência de calor seria de fato desprezível, postulando assim a quinta simplificação.

A perda de carga na tubulação de saída da PSV pode levar ao aumento da contrapressão do sistema, o que reduziria a vazão de alívio da PSV. No entanto, dado que a vazão de alívio é baixa, a perda de carga foi admitida desprezível, levando a sexta simplificação.

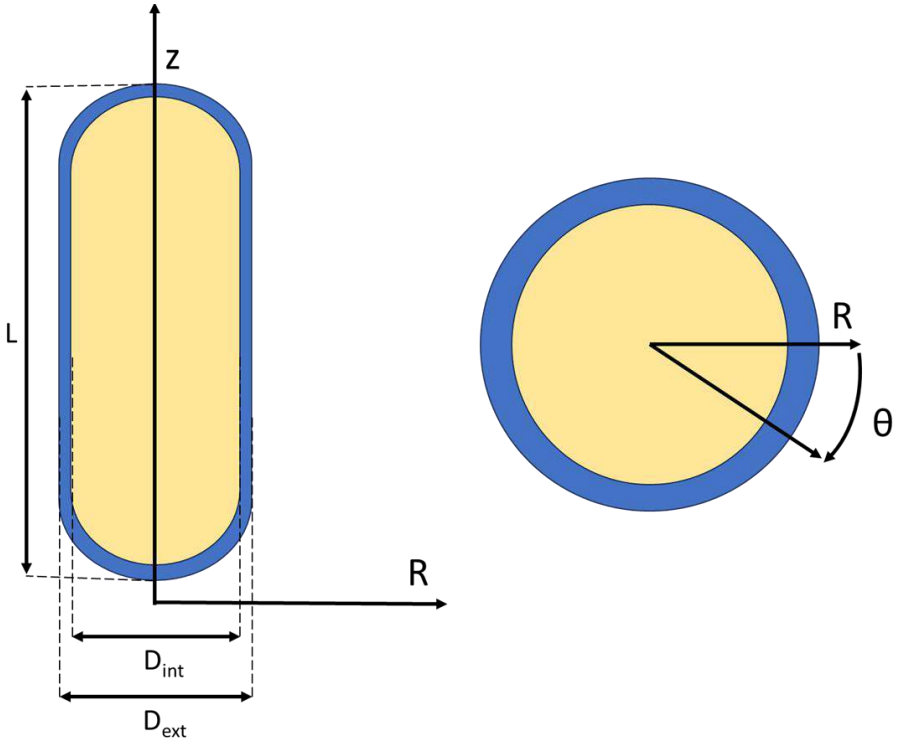
Por fim, a sétima e oitava simplificações foram adotadas devido a dificuldade de se encontrar na literatura dados confiáveis que relacionem as propriedades do material do isolamento térmico à sua temperatura.

Figura 3-7: Representação esquemática dos sistemas estudado neste trabalho. Considerando um vaso com isolamento (Figura 3-7.A) e sem isolamento (Figura 3-7.B).



Fonte: elaboração própria.

Figura 3-8: Coordenadas cilíndricas aplicadas à descrição do sistema estudado.



Fonte: elaboração própria.

3.2 DIMENSIONAMENTO DA PSV

O principal fator a ser considerado no dimensionamento de uma PSV é a vazão mássica de fluido (líquido/gás/vapor) mínima necessária para alívio da pressão no sistema. Esta vazão é denominada de capacidade requerida da PSV, correspondente a W_{req}, e é dependente do cenário de falha do qual se deseja proteger o sistema. A partir do valor da capacidade requerida é possível então calcular a área transversal do orifício da PSV, correspondente a A_{orif}, usando as fórmulas fornecidas pela API 520.

3.2.1 API 521: Fogo externo em sistemas contendo apenas gases

AEquação (Eq. 3), fornecida pela API 521, pode ser usada diretamente para o cálculo da área do orifício da PSV, A_{orif}, para o cenário de fogo externo em sistemas contendo apenas gases/vapor:

$$A_{orif} = \frac{F' \cdot A'}{\sqrt{P_1}} \qquad \text{(Eq. 3)}$$

Em A' é a área total exposta à chama, P_1 é a pressão de alívio da PSV e o fator F' é calculado usando a (Eq. 4):

$$F' = \frac{C_9}{C \cdot K_d} \cdot \left[\frac{A' \cdot (T_w - T_1)^{1,25}}{{T_1}^{1,1506}} \right] \quad \text{(Eq. 4)}$$

Caso o valor calculado para o fator F' seja inferior à 182 (nas unidades SI), a API 521 recomenda que seja usado um valor de F' igual a 182 no cálculo da área do orifício da PSV.

Na Equação (Eq. 4, o parâmetro T_w corresponde à temperatura máxima admissível para o material do sistema, C_9 é uma constante igual à 0,2772 no SI (0,1406 nas unidades USC); e o fator C é função do coefiente isentrópico do fluido ($\gamma = C_p/C_v$) avaliado nas condições de alívio da PSV:

$$C = 0{,}0395 \cdot \sqrt{\gamma \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}}} \quad \text{(Eq. 5)}$$

A temperatura do gás nas condições de alívio da PSV deve ser calculada a partir da pressão de alívio da PSV (P_1) e das condições normais de operação do sistema:

$$T_1 = \frac{P_1}{P_n} \cdot T_n \quad \text{(Eq. 6)}$$

O coeficiente de descarga da válvula K_d deve ser fornecido pelo fabricante, e um valor médio de 0,975 pode ser usado para estimativas iniciais;

O cálculo da capacidade requerida para alívio, W_{req}, em caso de fogo externo em sistema contendo apenas gases/vapor, pode então ser realizado usando a (Eq. 7):

$$W_{req} = C_{10} \cdot \sqrt{MM \cdot P_1} \cdot \left[\frac{A'(T_w - T_1)^{1,25}}{{T_1}^{1,1506}} \right] \quad \text{(Eq. 7)}$$

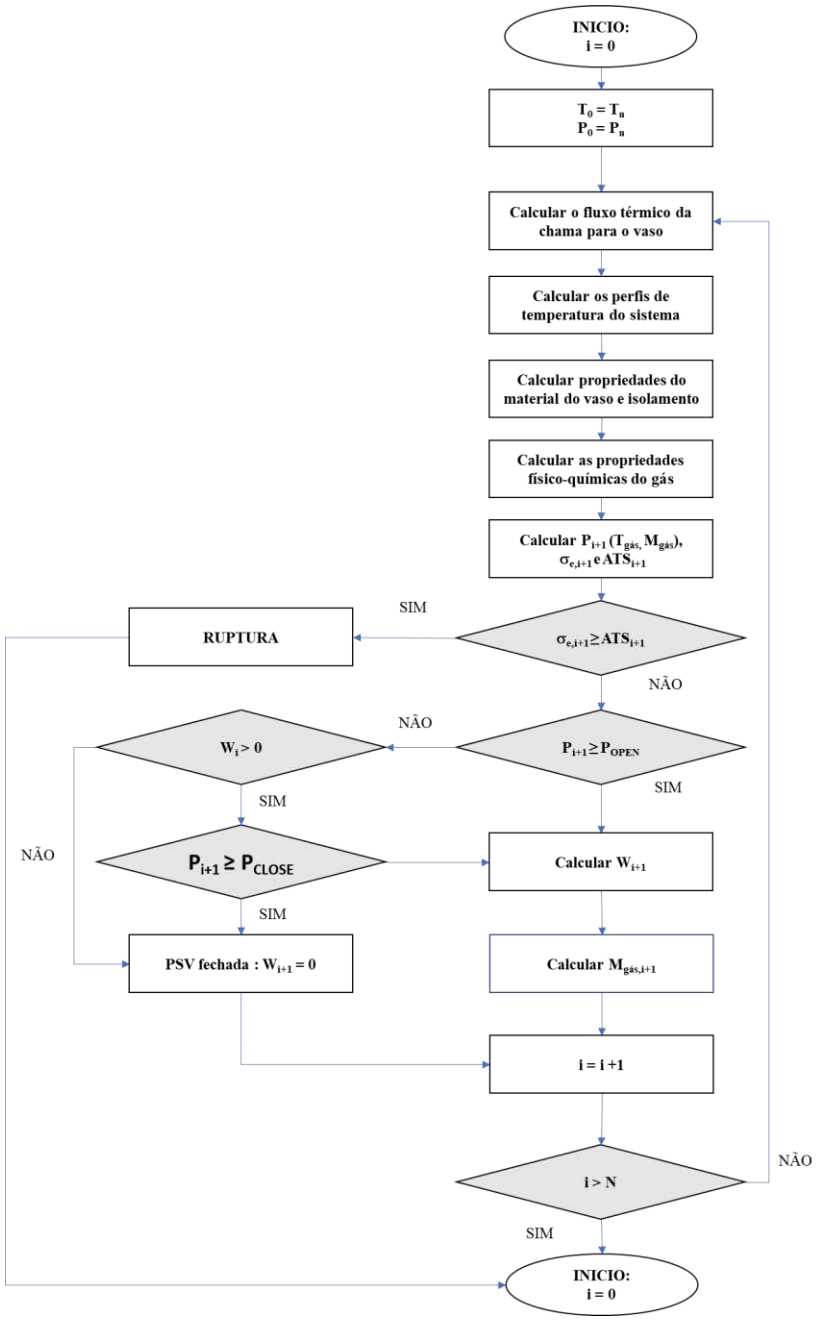
em que MM é a massa molar do gás/vapor, e a contante C_{10} é igual à 0,2772 no SI (0,1406 nas unidades USC).

3.3 SIMULAÇÃO DO INCÊNDIO

3.3.1 Fluxo computacional

Para simulação do incendio foi adotado a sequência de cálculo descrita pela Figura 3-9.

Figura 3-9: Sequencia de cálculo adotada para simulação de incendio.



Fonte: elaboração própria.

3.3.2 Modelagem da despressurização

O cálculo da vazão mássica de alívio é dependente do regime de escoamento, uma vez que a velocidade do fluido através do orifício da PSV é limitada pela velocidade sônica nas condições de alívio.

Assim, o primeiro passo na modelagem da despressurização é o cálculo da pressão de fluxo crítico, para determinação do regime, através da seguinte fórmula:

$$\frac{P_c}{P_1} = \left[\frac{2}{\gamma+1}\right]^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad \text{(Eq. 8)}$$

Em seguida é feita a comparação entre a pressão de fluxo crítico (P_c) e a pressão no sistema que irá receber a vazão de gás aliviado (i.e., a contrapressão P_2). Caso seja verificado que $P_2 > P_c$, o regime de escoamento é subcrítico e pode-se usar a (Eq. 9) (adaptado da ref.[12]) para o cálculo da vazão real de alívio:

$$W(t_i) = P_g(t_i).A_{orif}.k_d\sqrt{2.\frac{g.MM}{R.T_g(t_i)}.\frac{\gamma}{(\gamma-1)}.\left[\left(\frac{P_2}{P_g(t_i)}\right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{P_2}{P_g(t_i)}\right)\right]^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}} \quad \text{(Eq. 9)}$$

onde A_{orif} é a área transversal do orifício da PSV, $T_g(t_i)$ e $P_g(t_i)$ denotam a temperatura e pressão do inventário de gás no instante t_i, respectivamente, R é a constante universal dos gases (igual à 8,314 no SI) e g é a aceleração da gravidade (assumindo um valor de 9,81 m/s²).

Caso o regimente de escoamento seja crítico, $P_2 \leq P_c$, temos a (Eq. 10) (adaptado da ref.[12]):

$$W(t_i) = P_g(t_i) \cdot A_{orif} \cdot k_d\sqrt{\frac{MM \cdot \gamma}{R \cdot T_g(t_i)} \cdot \left[\frac{2}{\gamma+1}\right]^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}}} \quad \text{(Eq. 10)}$$

A modelagem do escoamento de um fluido compressível através de um orifício de restrição ou válvula é tópico complexo, tendo sido abordada na literatura diversas formulações matemáticas para modelar este problema. As equações apresentadas neste trabalho são apenas um exemplo de formulação possível dentre diversas outras alternativas.

3.3.3 Cálculo transiente da temperatura

Com o intuito de estimar o comportamento da temperatura de cada parte do sistema estudado, foram considerados os seguintes fenômenos:

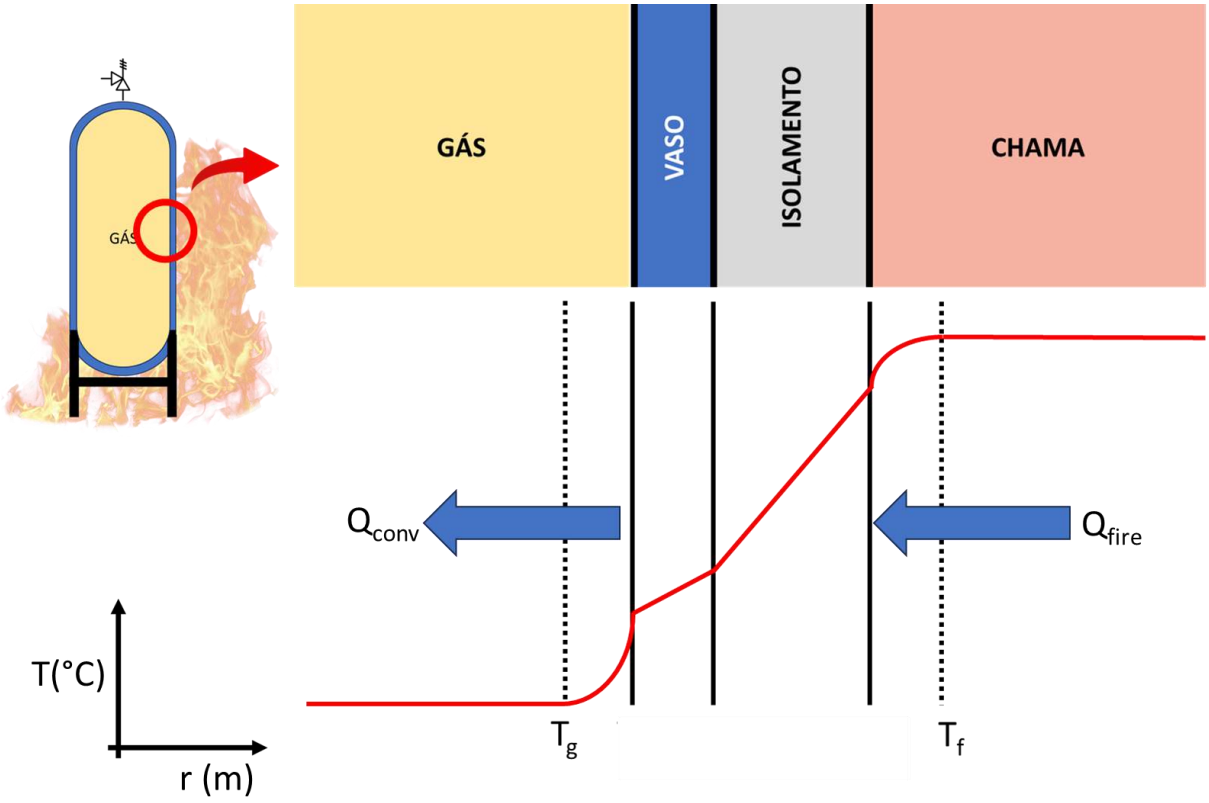
- Fluxo térmico entre a chama e as paredes externas do vaso.
- Fluxo térmico entre as paredes interna e externa do vaso.
- Fluxo térmico entre as paredes internas do vaso e inventário de gás.

Além disso, como já mencionado, neste trabalho está-se considerando que a temperatura do inventário de gás é homogênea em toda a sua extensão (exceto na camada limite térmica) e que a temperatura da chama é homogênea e constante no tempo.

As Figura 3-10 e

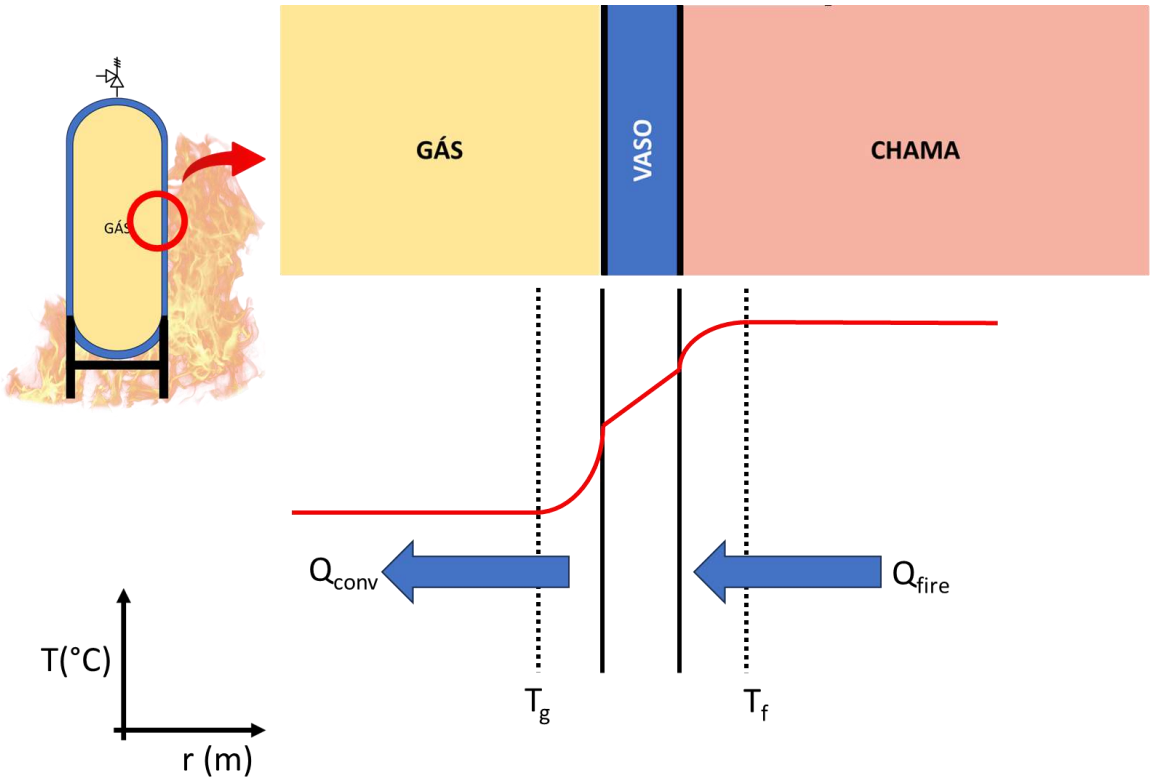
Figura 3-11 trazem uma representação esquemática dos perfis de temperaturas esperados para o sistema.

Figura 3-10: Representação esquemática do perfil de temperaturas através das paredes do vaso – caso com isolamento térmico.



Fonte: elaboração própria.

Figura 3-11: Representação esquemática do perfil de temperaturas através das paredes do vaso – caso sem isolamento térmico. Fonte: Autoria própria.



Fonte: elaboração própria.

3.3.3.1 Fluxo global de calor da chama para o vaso

Para realizar o cálculo transiente da temperatura das paredes do vaso, primeiro é necessário estimar o fluxo global de calor transferido da chama ao sistema.

Segundo as diretrizes da Scandpower para Proteção de Sistemas Pressurizados, este cálculo deve incluir um termo convectivo e um termo devido à radiação térmica, buscando reproduzir o comportamento de um incêndio real. Para tanto, neste trabalho foi utilizada a fórmula de Stefan-Bolztmann:

$$Q_{incêndio} = \alpha_s \cdot \sigma \cdot \left(\varepsilon_f \cdot {T_f}^4 - \varepsilon_s \cdot {T_s}^4\right) + h_f \cdot \left(T_f - T_s\right) \quad \text{(Eq. 11)}$$

em que α_s é a absorbância da parede do vaso, ε_f e ε_s são as emissividades da chama e parede do vaso, respectivamente, T_f e T_s são as temperaturas da chama e parede do vaso, respectivamente e h_f é o coeficiente de transferência térmica por convecção entre a chama e a parede do vaso.

Os valores recomendados pelas diretrizes da Scandpower para o cálculo do fluxo global de calor da chama foram empregados neste trabalho:

ef = 1,0 adm.

as = 0,85 adm.

es = 0,85 adm.

$h_{jet\ fire}$ = 100 W/m²K

$h_{pool\ fire}$ = 30 W/m²K

O valor da temperatura da chama deve ser calibrado de acordo com as condições locais, neste trabalho adotou-se a temperatura ambiente igual a 25 °C, e com o fluxo global médio de calor, que é dependente do tipo de incêndio considerado (*pool fire* ou *jet fire*).

A calibração foi realizada variando livremente o valor de T_f para cada cenário de incêndio, mantendo os demais parâmetros constantes, e então realizando uma breve simulação. O valor de fluxo térmico por unidade de área para o instante inicial da simulação (Q (t=0)) é então verificado. Caso o fluxo de calor observado seja maior que o desejado, o valor de T_f é diminuido, e da mesma forma, se o fluxo for menor que o desejado, o valor de T_f é aumentando. Este procedimento se repete até que o valor obtido para o fluxo térmico esteja suficientemente próximo do valor recomendado pelas diretrizes da Scandpower.

A Tabela 3-4 apresenta os valores de fluxo calor global médio recomendados pela API 520, assim como os resultados obtidos neste trabalho para a calibração da temperatura da chama.

Tabela 3-4: Dados para calibração da temperatura de chama. Fonte: [7].

Parâmetro	**Unidade**	**Fluxo de calor global**	
		Pool Fire	***Jet Fire***
T_f	K	934	1120
T_{amb}	K	298,15	298,15
as	-	0,85	0,85
es	-	0,85	0,85
ef	-	1,0	1,0
h	W/m²K	30	100
Q(t=0)	kW/m²	150	100

Fonte: elaboração própria.

3.3.3.2 Fluxo global de calor do vaso para o inventário de gás

Uma fração do fluxo global de calor absorvido pelo sistema é transferido das paredes

internas do vaso para o inventário de gás. Dada a natureza do sistema, o principal mecanismo de transferência de calor é a convecção:

$$Q_{conv} = h_g \cdot \left(T_s - T_g\right) \quad \text{(Eq. 12)}$$

O coeficiente de transferência de calor por convecção entre as paredes internas do vaso e o inventário de gás, h_g, pode ser calculado a partir do número de Nusselt, de acordo com a Equação (Eq. 13):

$$h_g = \frac{Nu \cdot k_{gás}}{L} \quad \text{(Eq. 13)}$$

Por sua vez, o número de Nusselt por ser estimado a partir dos números de Prandtl e Grashof, através de correlações empíricas do tipo:

$$Nu = a \cdot \ (Gr \cdot Pr)^m \quad \text{(Eq. 14)}$$

Por simplicidade, utilizou-se a correlação empírica para convecção natural em um plano vertical, a exemplo do realizado pela ref.[7], de acordo com a Equação (Eq. 15):

$$Nu = \left\{ 0{,}825 + \frac{0{,}387 \cdot Ra^{\frac{1}{6}}}{\left[1 + \left(\frac{0{,}492}{Pr}\right)^{\frac{9}{16}}\right]^{\frac{8}{27}}} \right\}^2 \quad \text{(Eq. 15)}$$

em que o comprimento característico L é igual à distância entre tangentes do vaso, dado em metros.

3.3.3.3 Perfil de temperatura na parede do vaso e isolamento

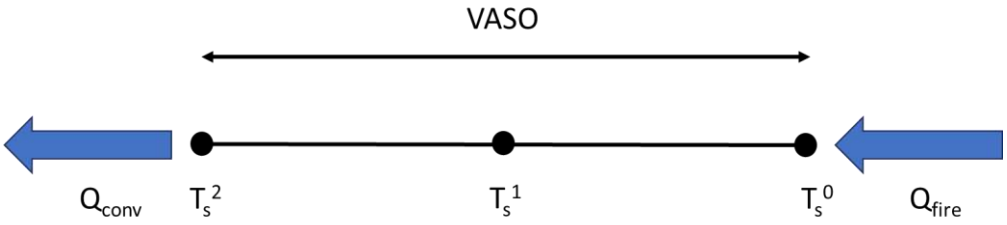
Para estimar a variação da temperatura da parede do vaso (e isolamento, quando aplicável) com o tempo, aplicou-se o método de diferenças finitas, tal como apresentado na ref.[11], onde é feito o cálculo para derivada da temperatura em relação ao tempo empregando a (Eq. 16):

$$\frac{\partial {T_s}^j}{\partial t} \approx \frac{{T_{s,i+1}}^j - {T_{s,i}}^j}{\Delta t} \quad \text{(Eq. 16)}$$

em que que ${T_{s,i}}^j$ representa o valor da temperatura ${T_s}^j$ no tempo t_i, enquanto ${T_{s,i+1}}^j$ representa o valor da temperatura ${T_s}^j$ na tempo $t_i + \Delta t$.

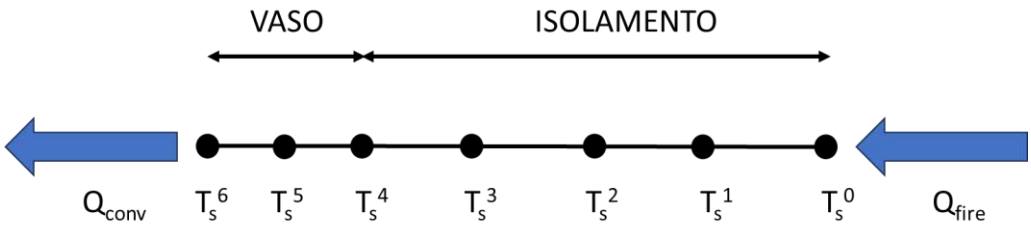
O perfil de temperaturas através da parede do vaso será discretizado de acordo com os diagramas das Figura 3-12 e Figura 3-13, respectivamente para os casos em que não há isolamento térmico e em que há isolamento térmico.

Figura 3-12: Representação esquemática da discretização da parede metálica do vaso (caso sem isolamento).



Fonte: elaboração própria.

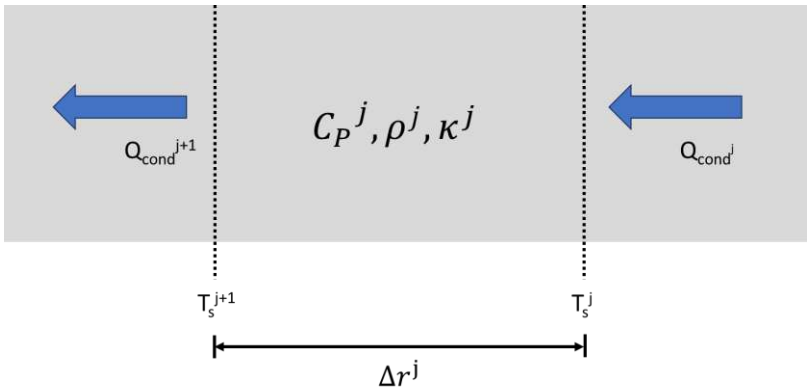
Figura 3-13: Representação esquemática da discretização da parede metálica do vaso e isolamento térmico.



Fonte: elaboração própria.

Ao discretizar o perfil de temperaturas, a parede do vaso (e isolamento) passa a ser definida por um conjunto de segmentos j, de espessura Δr^j, limitados pelos planos definidos pelas temperaturas $T_s{}^j$ e $T_s{}^{j+1}$, conforme ilustrado na Figura 3-14.

Figura 3-14: Representação esquemática dos segmentos usados no cálculo da temperatura por elementos finitos.



$$Q_i{}^j = Q_{cond}{}^j - Q_{cond}{}^{j+1}$$

Fonte: elaboração própria.

A temperatura ${T_s}^j$ varia no tempo de acordo com o fluxo líquido de calor que entra no segmento j (${Q_i}^j$), conforme (Eq. 17).

$$ {C_P}^j \cdot \rho^j \cdot A_{vaso} \cdot \frac{\Delta r^j}{2} \cdot \frac{{T_{s,i+1}}^j - {T_{s,i}}^j}{\Delta t} = A^j \cdot {Q_i}^j \quad \text{(Eq. 17)} $$

em que ${C_P}^j$ representa o calor específico do material do segmento e ρ^j representa a massa específica do material do segmento j. Assim, ${C_P}^j$ pode ser igual a ${C_P}^{vaso}$ ou ${C_P}^{ins}$, dependendo do segmento considerado, e ρ^j pode ser igual a ρ_{vaso} ou ρ_{ins}.

Para o primeiro segmento ($j = 0$), tem-se que o fluxo líquido de calor é igual ao fluxo calor cedido pela chama (por convecção e radiação, Q_{inc}) menos o fluxo de calor transferido por condução ao segundo segmento:

$$ A^0 \cdot {Q_i}^0 = A_{exp} \cdot Q_{inc} - A_{vaso} \cdot \frac{\kappa^0}{\Delta r^0} \cdot \left({T_{s,i}}^0 - {T_{s,i}}^1\right) \quad \text{(Eq. 18)} $$

em que κ^0 denota a condutividade térmica do primeiro segmento, podendo ser igual a κ_{vaso}, caso não haja isolamento térmico, ou igual a κ_{ins} caso o vaso seja isolado térmicamente.

Para o último segmento ($j = 2$, para o caso de não haver isolamento, e $j = 6$ caso haja), tem-se que o fluxo líquido de calor é igual ao fluxo calor cedido pelo segmento anterior ($j = 5$) por condução, menos o fluxo de calor transferido por convecção ao inventário de gás (Q_{conv}):

$$ A^j \cdot {Q_i}^j = A_{vaso} \cdot \left[\frac{\kappa_{vaso}}{\Delta r^{j-1}} \cdot \left({T_{s,i}}^{j-1} - {T_{s,i}}^j\right) - Q_{conv}\right] \quad \text{(Eq. 19)} $$

Para os demais segmentos o fluxo líquido de calor é igual ao fluxo calor cedido pelo segmento anterior por condução menos o fluxo de calor transferido (também por condução) ao segmento seguinte:

$$ {Q_i}^j = A_{vaso} \cdot \left[\frac{\kappa^{j-1}}{\Delta r^{j-1}} \cdot \left({T_{s,i}}^{j-1} - {T_{s,i}}^j\right) - \frac{\kappa^j}{\Delta r^j} \cdot \left({T_{s,i}}^j - {T_{s,i}}^{j+1}\right)\right] \quad \text{(Eq. 20)} $$

em que κ^j e κ^{j+1} denota a condutividade térmica do segmento, podendo ser igual a κ_{vaso} ou igual a κ_{ins}.

Partindo das equações (Eq. 17) e (Eq. 18), e rearranjando para explicitar a temperatura no instante $t_i + \Delta t$:

$$ {C_P}^0 \cdot \rho^0 \cdot A_{vaso} \cdot \frac{\Delta r^0}{2} \cdot \frac{{T_{s,i+1}}^0 - {T_{s,i}}^0}{\Delta t} = A_{exp} \cdot Q_{inc} - A_{vaso} \cdot \frac{\kappa^0}{\Delta r^0} \cdot \left({T_{s,i}}^0 - {T_{s,i}}^1\right) \quad \text{(Eq. 21)} $$

Tem-se que a temperatura no primeiro segmento é dada por:

$$T_{s,i+1}{}^{0} = T_{s,i}{}^{0} + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\Delta r^{0}} \cdot \frac{1}{C_P{}^{0} \cdot \rho^{0}} \cdot \left[\frac{A_{exp}}{A_{vaso}} \cdot Q_{inc} - \frac{\kappa^{0}}{\Delta r^{0}} \cdot \left(T_{s,i}{}^{0} - T_{s,i}{}^{1} \right) \right] \quad \text{(Eq. 22)}$$

Partindo das equações (Eq. 17) e (Eq. 19), e rearranjando para explicitar a temperatura no instante $t_i + \Delta t$:

$$C_P{}^{j} \cdot \rho^{j} \cdot A_{vaso} \cdot \frac{\Delta r^{j}}{2} \cdot \frac{T_{s,i+1}{}^{j} - T_{s,i}{}^{j}}{\Delta t} = A_{vaso} \cdot \left[\frac{\kappa^{j-1}}{\Delta r^{j-1}} \cdot \left(T_{s,i}{}^{j-1} - T_{s,i}{}^{j} \right) - Q_{conv} \right] \quad \text{(Eq. 23)}$$

Tem-se que a temperatura no último segmento é dada por:

$$T_{s,i+1}{}^{j} = T_{s,i}{}^{j} + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\Delta r^{j}} \cdot \frac{1}{C_P{}^{j} \cdot \rho^{j}} \cdot \left[\frac{\kappa^{j-1}}{\Delta r^{j-1}} \cdot \left(T_{s,i}{}^{j-1} - T_{s,i}{}^{j} \right) - Q_{conv} \right] \quad \text{(Eq. 24)}$$

Partindo das equações (Eq. 17) e (Eq. 20), e rearranjando para explicitar a temperatura no instante $t_i + \Delta t$:

$$\begin{aligned} C_P{}^{j} \cdot \rho^{j} \cdot A_{vaso} \cdot \frac{\Delta r^{j}}{2} \cdot \frac{T_{s,i+1}{}^{j} - T_{s,i}{}^{j}}{\Delta t} \\ = A_{vaso} \cdot \left[\frac{\kappa^{j-1}}{\Delta r^{j-1}} \cdot \left(T_{s,i}{}^{j-1} - T_{s,i}{}^{j} \right) - \frac{\kappa^{j}}{\Delta r^{j}} \cdot \left(T_{s,i}{}^{j} - T_{s,i}{}^{j+1} \right) \right] \end{aligned} \quad \text{(Eq. 25)}$$

Tem-se que a temperatura nos demais segmentos é dada por:

$$\begin{aligned} T_{s,i+1}{}^{j} = T_{s,i}{}^{j} + 2 \cdot \frac{\Delta t}{\Delta r^{j}} \cdot \frac{1}{C_P{}^{j} . \rho^{j}} \\ \cdot \left[\frac{\kappa^{j-1}}{\Delta r^{j-1}} \cdot \left(T_{s,i}{}^{j-1} - T_{s,i}{}^{j} \right) - \frac{\kappa^{j}}{\Delta r^{j}} \cdot \left(T_{s,i}{}^{j} - T_{s,i}{}^{j+1} \right) \right] \end{aligned} \quad \text{(Eq. 26)}$$

3.3.3.4 Temperatura do inventário de gás

Por fim, o balanço térmico deste sistema leva a expressão para cálculo da variação na temperatura do inventário de gás ($\Delta T_{g,i}$), dada pela (Eq. 27).

$$\Delta T_{g,i} = \frac{A_{vaso} . Q_{conv}(t_i) . \Delta t}{M_{gás}(t_i) . C_v{}^{gás}(t_i)} \quad \text{(Eq. 27)}$$

3.3.3.5 Cálculo transiente da pressão

Segundo as diretrizes da Scandpower, a pressão no sistema deve ser calculada em função do tempo, levando em consideração os efeitos do fluxo de calor e o efeito do sistema de despressurização.

Seguindo com o fluxo de simulação apresentado no item 3.3.1, uma vez calculada a massa do inventário de gás (a partir da vazão de despressurização) e a sua temperatura (com base nos fluxos de calor através do sistema), pode-se realizar o cálculo da pressão total do inventário de gás.

Assim, sendo conhecida a massa de gás no sistema, e a sua massa molecular, podemos estimar o número de mols de gás pela (Eq. 28):

$$M_g = MM \cdot n \tag{Eq. 28}$$

Tem-se ainda que, para um fluido compressível, o número de mols é dado pela (Eq. 29):

$$n = \frac{P_g \cdot V}{z \cdot R \cdot T_g} \tag{Eq. 29}$$

Combinando as (Eq. 28) e (Eq. 29) resulta na (Eq. 30):

$$M_g = MM \cdot \frac{P_g \cdot V}{z \cdot R \cdot T_g} \tag{Eq. 30}$$

Rearranjando temos a (Eq. 31):

$$\frac{P_g}{z} = \frac{M_g}{MM} \cdot \frac{R \cdot T_g}{V} \tag{Eq. 31}$$

Neste trabalho, foi considerado para o cálculo do fator de compressibilidade do gás as fórmulas empíricas fornecidas pela *California Natural Gas Association* (CNGA), devido ao seu uso recorrente dentro da indústria de transporte e processamento de GN.

As fórmulas da CNGA apresentam o seguinte formato (Eq. 32):

$$z = \frac{1}{1 + \frac{A' \cdot P \cdot 10^{B' \cdot G}}{T^{C'}}} \tag{Eq. 32}$$

em que as constantes A', B' e C' dependem apenas do valor da densidade relativa do gás, G. Importante notar que a pressão do sistema deve ser expressa em kgf/cm² abs e temperatura em Kelvin.

Partindo da (Eq. 32), para o fator de compressibilidade da CNGA, pode-se obter a (Eq. 33):

$$\frac{P_g}{z} = P_g . \left(1 + \frac{A' . X^{kPa}_{kgf/cm^2} . P_g . 10^{B' . G}}{{T_g}^{C'}}\right) \tag{Eq. 33}$$

onde inclui-se o termo, X^{kPa}_{kgf/cm^2}, para contar pela conversão de unidades entre kPa e kgf/cm². Substituindo a (Eq. 33) no lado esquerda da (Eq. 31), temos:

$$P_g.\left(1+\frac{A'.X_{kgf/cm^2}^{kPa}.P_g.10^{B\prime.G}}{{T_g}^{C\prime}}\right)=\frac{M_g}{MM}.\frac{R.T_g}{V} \quad \text{(Eq. 34)}$$

Expandindo esta fórmula, obtem-se um polinômio de segundo grau em P:

$$A.{P_g}^2+B.P_g\ +\ C=\ 0 \quad \text{(Eq. 35)}$$

Cujos os coeficientes são dados por:

$$A=\frac{A\prime.10^{B\prime.G}}{{T_g}^{C\prime}}.X_{kgf/cm^2}^{kPa}\ ;\ B=1\ ;\ C=-\frac{M_g}{MM}.\frac{R.T_g}{V} \quad \text{(Eq. 36)}$$

Permitindo assim o cálculo direto da pressão do inventário de gás P_g, desde que seja conhecida a massa total de gás (no sistema) e a sua temperatura, T_g.

3.3.3.6 Critério de ruptura do vaso

Segundo as diretrizes da Scandpower é necessário estabelecer um critério para determinar se, baseado nas condições do sistema *P(t)* e *T(t)*, haverá a ruptura do material do vaso/tubulação.

O critério normalmente adotado usa a resistência máxima à tração (ou UTS – *Ultimate Tensile Strength*) do material em elevadas temperaturas para determinar se haverá falha/ruptura. Outros critérios mais sofisticados existem e podem ser adotados, usando a elongação/deformação do material como base para definir se haverá falha do material.

O UTS pode ser definido a partir da curva tensão *versus* deformação do material, como sendo o valor máximo de tensão antes da falha mecânica do material, como pode ser visto no gráfico da Figura 3-15.

O método proposto pela Scandpower usa o valor de UTS do material, levando em consideração fatores de segurança relacionados ao material e a forma de construção do sistema.

A resistência a tração máxima admissível (ou ATS – *Allowable Tensile Strength*), usada como critério de falha, é definida a partir do UTS pela (Eq. 37) (adaptado da ref.[7]):

$$ATS=\ k_s.k_y.UTS \quad \text{(Eq. 37)}$$

em que k_s é o fator geral de segurança, normalmente adota-se um valor de 0,85 quando os dados do material são "valores típicos" (quando os dados são valores experimentais de "mínimos garantidos", pode ser adotado um valor de 1), e k_y é fator de segurança adicional, usado quando os dados de UTS das tubulações associadas ao sistema são incertos ou incompletos (o valor de 1 pode ser adotado se os dados de UTS forem bem documentados).

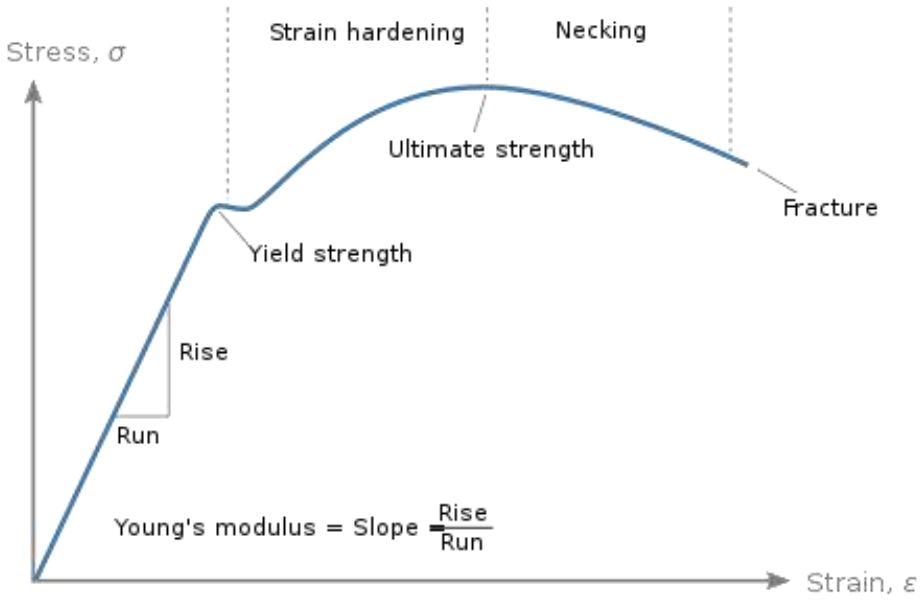
Seguindo o fluxo de simulação, o valor de UTS do material no instante t_i é estimado a

partir da interpolação linear de dados experimentais retirados da literatura (usando a temperatura da parede do vaso $T_s(t_i)$, dados retidas da ref.[7]). Em seguida este valor é comparado a tensão exercida nas paredes do vaso pelo inventário de gás, a qual pode ser calculada a partir da pressão $P_g(t_i)$ através da fórmula da tensão de von Mises, (Eq. 38) adaptado da ref.[7]:

$$\sigma_e = \sqrt{3.\left(\frac{P_g.{D_{ext}}^2}{{D_{ext}}^2 - {D_{int}}^2}\right)^2 + {\sigma_a}^2} \qquad \text{(Eq. 38)}$$

Neste trabalho dotou-se um valor fixo de 30MPa para o estresse devido a forças externas na direção longitudinal do vaso, σ_a, seguindo as recomendações da *Scandpower*.

Figura 3-15: Gráfico típico de tensão x deformação para uma liga de aço de baixo teor de carbono, destacando as diferentes regiões, o módulo de Young e o UTS.



Fonte: Wikipedia.

3.3.4 Propriedades físico-químicas do gás

3.3.4.1 Viscosidade dinâmica

A viscosidade dinâmica do gás será calcula a cada iteração através das correlações abaixo, propostas na ref.[13], que assume uma relação implícita entre viscosidade, massa específica e temperatura (Eq. 39):

$$\mu_{gás} = {\mu_{gás}}^{1atm} + f\left(\rho_{gás}\right) \qquad \text{(Eq. 39)}$$

Sendo o termo $f\left(\rho_{gás}\right)$ dado pela seguinte relação, (Eq. 40):

$$f(\rho_{gás}) = \frac{a + b \cdot \rho_{gás} + c \cdot {\rho_{gás}}^2 + d \cdot {\rho_{gás}}^3}{e + f \cdot \rho_{gás} + g \cdot {\rho_{gás}}^2 + h \cdot {\rho_{gás}}^3} \quad \text{(Eq. 40)}$$

Em que os coeficientes de $f(\rho_{gás})$ são função da temperatura do gás (T_g), dados por:

$$a = a_0 + a_1 \cdot T_g + a_2 \cdot {T_g}^2 \quad \text{(Eq. 41)}$$

$$b = b_0 + b_1 \cdot T_g + b_2 \cdot {T_g}^2 \quad \text{(Eq. 42)}$$

$$c = c_0 + c_1 \cdot T_g + c_2 \cdot {T_g}^2 \quad \text{(Eq. 43)}$$

$$d = d_0 + d_1 \cdot T_g + d_2 \cdot {T_g}^2 \quad \text{(Eq. 44)}$$

$$e = e_0 + e_1 \cdot T_g + e_2 \cdot {T_g}^2 \quad \text{(Eq. 45)}$$

$$f = f_0 + f_1 \cdot T_g + f_2 \cdot {T_g}^2 \quad \text{(Eq. 46)}$$

$$g = g_0 + g_1 \cdot T_g + g_2 \cdot {T_g}^2 \quad \text{(Eq. 47)}$$

$$h = h_0 + h_1 \cdot T_g + h_2 \cdot {T_g}^2 \quad \text{(Eq. 48)}$$

E o valor da viscosidade dinâmica à 1atm é estimado a partir da temperatura e densidade (em relação ao ar) do gás (ou mistura gasosa), de acordo com a (Eq. 49):

$$ln({\mu_{gás}}^{1atm}) = \left[\frac{{a'}_0 + {a'}_1 \cdot \ln(T_g) + {a'}_1 \cdot \ln(G) + {a'}_3 \cdot \ln(T_g) \cdot \ln(G)}{{b'}_0 + {b'}_1 \cdot \ln(T_g) + {b'}_2 \cdot \ln(G) + {b'}_3 \cdot \ln(T_g) \cdot \ln(G)}\right] \quad \text{(Eq. 49)}$$

Todos os coeficientes destas correlações foram estimados empiricamente pela ref.[13] a partir de dados de hidrocarbonetos puros e misturas. Os seus valores são dados no Apêndice **C**.

3.3.4.2 Condutividade térmica

A condutividade térmica do gás ($\kappa_{gás}$) será calculada a cada iteração através da fórmula de Eucken, (Eq. 50) daptada da ref.[14]:

$$\kappa_{gás} = \mu_{gás} \cdot \left({C_P}^{gás} + \frac{5}{4} \cdot \frac{R}{MM}\right) \quad \text{(Eq. 50)}$$

Nesta fórmula, a viscosidade dinâmica do gás ($\mu_{gás}$) deve ser expressa em cP para que a condutividade térmica do gás esteja em W/m.K.

Como discutido na ref.[14] existem correlações melhores para estimativa da condutividade térmica de gases, porém, a fórmula de Eucken continua sendo utilizada em programas de fluidodinâmica computacional ainda hoje devido a sua simplicidade e baixo custo computacional, quando comparado a outras correlações existentes.

3.3.4.3 Capacidade calorífica

A capacidade calorífica do gás (${C_P}^{gás}$) foi estimada a partir de dados retirados do livro digital de química do *National Institute of Standards and Technology* (NIST, ref.[17]), onde são listados valores experimentais de capacidade calorífica para componentes puros, em função da temperatura.

Durante a simulação, a capacidade calorífica é estimada para cada componente do GN, a cada iteração, usando a temperatura do inventário de gás para realizar a interpolação linear destes dados. O valor de ${C_P}^{gás}$ é então calculado a partir da média ponderada dos valores para os componentes puros, conforme (Eq. 51):

$$ {C_P}^{gás} = \sum_{i=1}^{n} x_i . {C_P}^{i} \qquad \text{(Eq. 51)} $$

em que ${C_P}^{i}$ é o calor específico do componente i, e x_i é a fração mássica do componente i no GN.

3.3.4.4 Composição do Gás

A composição do gás foi considerada constante ao longo das simulações, não sendo considerado os efeitos de:

- Alívio preferencial de um ou mais dos componentes.
- Decomposição térmica dos componentes do gás devido às elevadas temperaturas.

3.3.5 Propriedades físico-químicas do material do vaso

As propriedades físico-químicas do material do vaso (condutividade térmica, capacidade calorífica e UTS) foram retiradas do anexo B2 das diretrizes da Scandpower (ref.[7]), em que são listados dados experimentais destas propriedades em função da temperatura para ligas de aço carbono e aço inoxidável.

Durante a simulação, estas propriedades são estimadas para cada segmento da parede do vaso, a cada iteração, usando a temperatura do segmento para realizar a interpolação linear destes dados.

3.3.6 Propriedades físico-químicas do material do isolamento térmico

As propriedades físico-químicas do material do isolamento térmico do vaso foram admitidas constantes durante toda a simulação. Para tal, utilizou-se valores médios encontrados nos catálogos de fornecedores de isolamento térmico de silicato de cálcio (ref.[18]). Esta hipótese foi adotada devido à dificuldade de se encontrar dados experimentais confiáveis que relacionem estas propriedades com a temperatura do material.

Os valores empregados estão descritos pela Tabela 3-7.

3.4 DADOS DE SIMULAÇÃO

3.4.1 Dados dos Sistemas Simulados

A Tabela 3-5 apresenta os sistemas que foram simulados neste trabalho com o intuito de explorar a eficácia de PSVs, dimensionadas segundo as diretrizes da API 521, na proteção de sistemas pressurizados expostos a um fogo externo.

Variou-se o diâmetro externo do vaso (D_{ext}) em 0,5, 1,0, 2,0 e 3,0 metros, mantendo uma razão entre o comprimento entre tangentes (L_{TT}) e o diâmetro externo $L_{TT}/D_{ext} = 3$. Para cada diâmetro do tanque, foram testados três valores pressões de projeto diferentes ($P_{projeto}$) 15, 45 e 135 barg. Para cada caso a pressão de ajuste da PSV foi adotada igual à pressão de projeto do vaso.

De acordo com as diretrizes da ASME VIII divisão 1, que define os requisitos mínimos para construção de vasos pressurizados, a espessura mínima da parede do vaso $\left({\delta_{vaso}}^{min}\right)$ deve ser calculada a partir dos valores de diâmetro externo e pressão de projeto, a partir da (Eq. 52):

$$ {\delta_{vaso}}^{min} = 1000 \cdot \frac{P_{projeto} \cdot D_{ext}}{2 \cdot \left(S \cdot E - 0{,}6 \cdot P_{projeto}\right)} \qquad \text{(Eq. 52)} $$

em que $P_{projeto}$ corresponde pressão de projeto do vaso, expresso em MPa manométrico, S corresponde ao estresse máximo admissível, expresso em MPa, E corresponde a eficiência das juntas e soldas do vaso, adimensional, δ_{vaso} corresponde espessura do vaso, dada em mm.

Neste trabalho o valor de S e E foram admitidos iguais a 160 MPa e a 1,0, respectivamente.

Ao resultado obtido a partir da (Eq. 52), foi adicionado 3 mm de espessura admissível devido a corrosão, e caso a espessura final calculada seja menor que 10 mm, assume-se δ_{vaso} igual a 10 mm. A Tabela 3-5 apresenta os resultados obtidos desta forma.

Tabela 3-5: Dados dos sistemas simulados neste trabalho.

Diâmetro (m)	Comprimento (m)	Volume (m^3)	Área (m^2)	Pressão (bar)		Tensão máxima permitida (N/mm^2)	Espessura (mm)	
				Projeto	Operação		Calculada	Escolhida
0,5	1,5	0,29	2,75	15	10	160	5,3	10,0
0,5	1,5	0,29	2,75	45	35	160	9,9	10,0
0,5	1,5	0,29	2,75	135	115	160	23,1	23,1
1,0	3,0	2,36	11	15	10	160	7,7	10,0
1,0	3,0	2,36	11	45	35	160	16,8	16,8
1,0	3,0	2,36	11	135	115	160	43,2	43,2
2,0	6,0	18,85	43,98	15	10	160	12,3	12,3
2,0	6,0	18,85	43,98	45	35	160	30,7	30,7
2,0	6,0	18,85	43,98	135	115	160	83,3	83,3
3,0	9,0	63,62	98,96	15	10	160	17,0	17,0
3,0	9,0	63,62	98,96	45	35	160	44,5	44,5
3,0	9,0	63,62	98,96	135	115	160	123,5	123,5

Fonte: elaboração própria.

3.4.2 Cenários Considerados

A Tabela 3-6 apresenta os cenários de incendio analisados neste trabalho para a realização das simulações. Cada um dos 12 sistemas descritos na Tabela 3-5 foi simulado considerando cada um dos 8 cenários descritos na Tabela 3-6, contabilizando o total de 96 simulações. Adicionalmente, a fim de validar a consistência física do algoritmo variou-se a área do vaso exposta a chama, entre 25% a 100% da sua área externa total.

Tabela 3-6: Cenários de incêndios analisados neste trabalho.

Cenário	Tipo de Incêndio	PSV presente?	Isolamento térmico presente?
1	Jet Fire	Sim	Não
2		Não	Não
3	Pool Fire	Sim	Não
4		Não	Não
5	Jet Fire	Sim	Sim
6		Não	Sim
7	Pool Fire	Sim	Sim
8		Não	Sim

Fonte: elaboração própria.

3.4.3 Dados Complementares de Simulação

A Tabela 3-7 apresenta os parâmetros empregados nas simulações.

Tabela 3-7: Parâmetros complementares utilizados nas simulações.

Variável	Símbolo	Valor	Unidade
Intervalo de tempo entre iterações	Δt	0,5	s
Temperatura normal de operação	T_n	25,0	°C
Temperatura ambiente	T_{amb}	25,0	°C
Contrapressão sobreposta total	P_2	0,0	kgf/cm² (g)
Blowdown da PSV	BD	0,035	-
Coeficiente de descarga da válvula	K_d	0,9750	-
Diâmetro da tubulação de alívio da PSV	-	1,25	in
Espessura do isolamento do vaso	δ_{ins}	1	in
Condutividade térmica do isolamento do vaso	κ_{ins}	0,25	W/m.K
Massa específica do isolamento do vaso	ρ_{ins}	900	kg/m³
Capacidade calorífica do isolamento do vaso	${C_P}^{ins}$	827	j/kg.K

Fonte: elaboração própria.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 DIMENSIONAMENTO DA PSV – RESULTADOS E VALIDAÇÃO

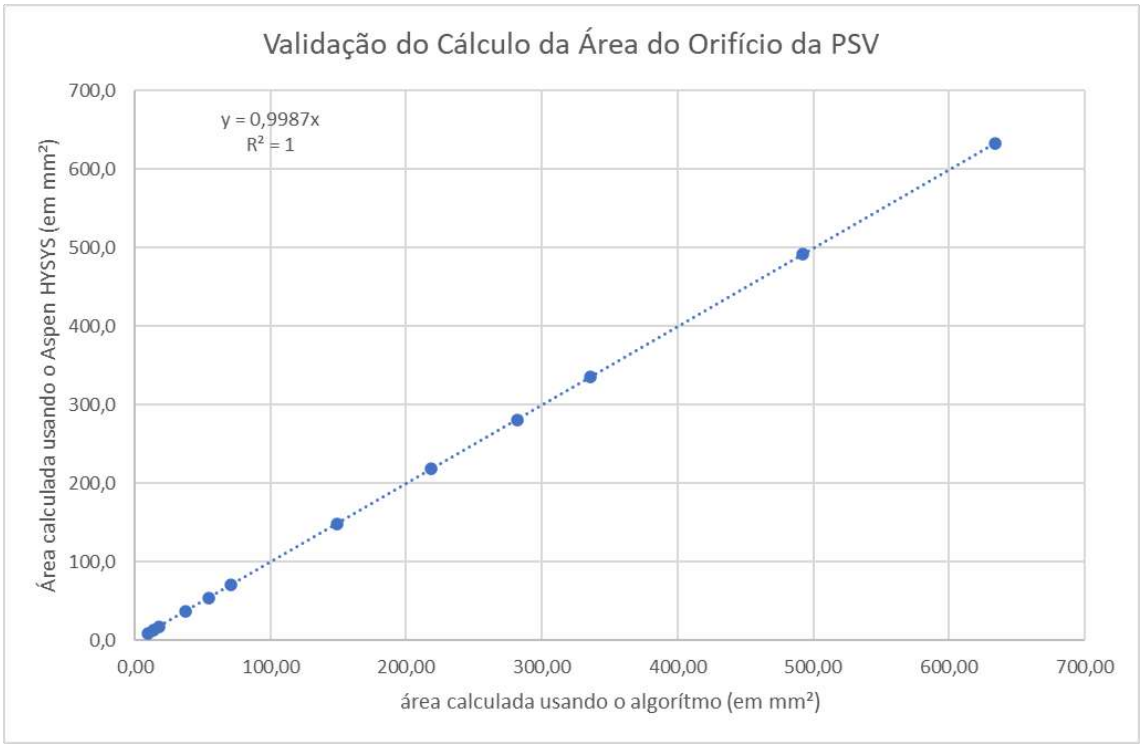
Com o objetivo de validar o algoritmo implementado para o dimensionamento de PSV's, comparou-se os resultados obtidos para o diâmetro de orifício da PSV calculado com os resultados gerados usando o software Aspen HYSYS pacote *Safety Analysis*. Foram utilizados os mesmos parâmetros em ambos os programas, descritos pela Tabela 3-5, considerando ainda a composição do gás, dada pela Tabela 3-3 e uma temperatura normal de operação (T_n) igual à 25°C.

A Figura 4-16 apresenta a comparação realizada, neste gráfico o valor das abscissas corresponde à área calculada usando o nosso algorítmo, enquanto o valor das ordenadas corresponde à área calculada usando o HYSYS.

Idealmente, estes valores deveriam ser iguais, uma vez que o HYSYS faz uso do mesmo conjunto de equações que as apresentadas neste trabalho ((Eq. 3) à (Eq. 6)). Assim, fazendo o gráfico do ajuste linear dos pontos obtidos deve reproduzir a curva $Y = X$, com um valor de R^2 igual à 1.

Como pode ser observado na Figura 4-16 a curva obtida foi $Y = 0{,}9987 \cdot X$, com um R^2 igual à 1. Acredita-se que este pequeno desvio pode ser explicado por diferenças de fatores, arredondamentos e truncamentos. Assim, esta comparação permite concluir que o algoritmo implementando é capaz de corretamente seguir as diretrizes das API 520 e API 521 para dimensionar uma PSV.

Figura 4-16: Comparação das áreas de orifício da PSV calculadas usando o algorítmo implementado e o software Aspen HYSYS.



Fonte: elaboração própria.

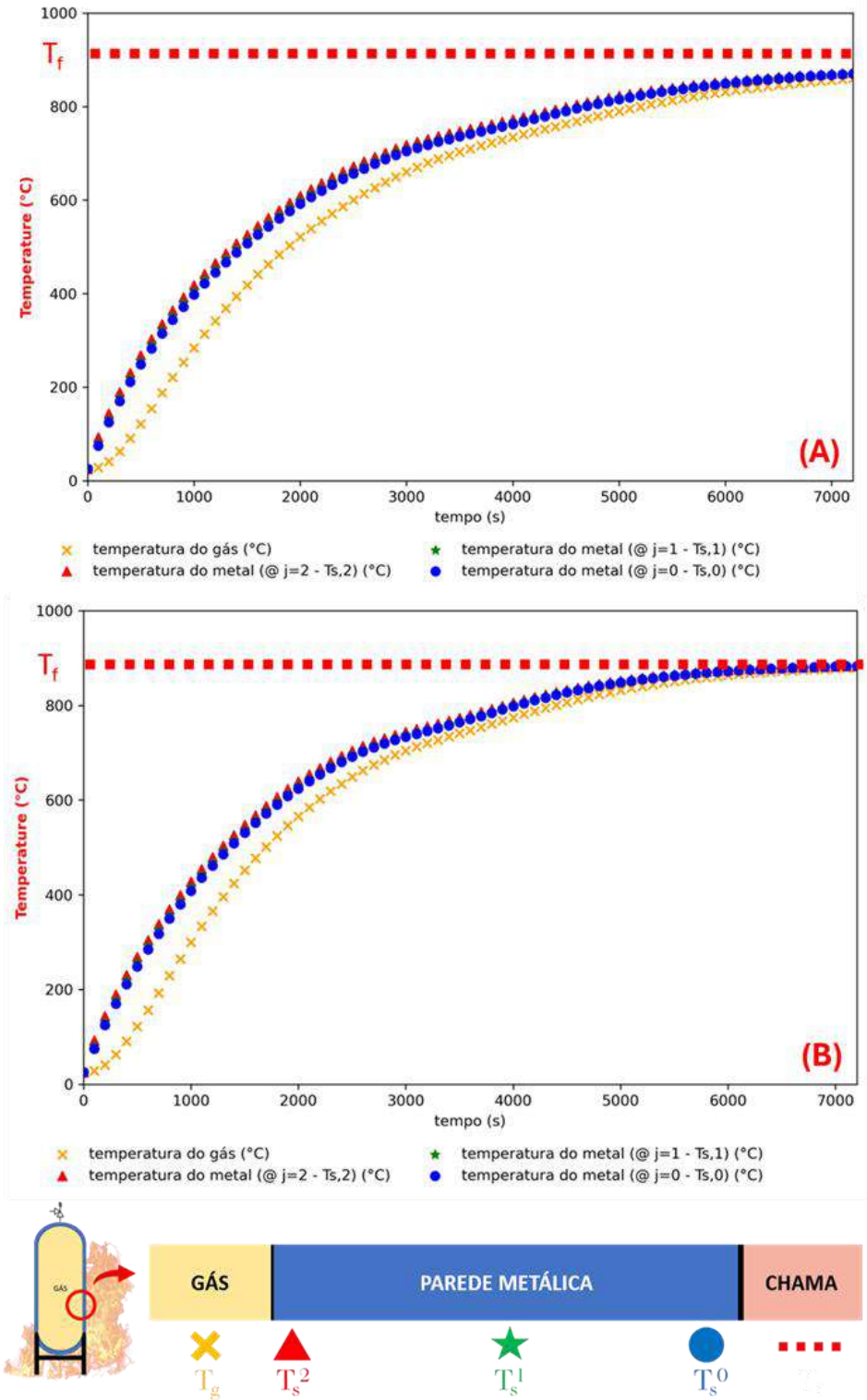
4.2 SIMULAÇÃO DOS CENÁRIOS DE INCÊNDIO

4.2.1 Perfil de temperatura do vaso e inventário de gás

Os gráficos da Figura 4-17 apresentam a evolução do perfil de temperaturas ao longo da simulação, onde em laranja está representado a temperatura do inventário de gás, e em vermelho, verde e azul são as temperaturas ao longo da parede do vaso, respectivamente indo de um ponto mais externo do vaso (em contato com a chama) a um ponto mais interno (em contato com o gás).

Os perfis apresentados na Figura 4-17 são típicos para todos os sistemas simulados considerando ausência de isolamento térmico, um incêndio de tipo *jet fire*, e ausência de PSV (Figura 4-17.A) ou presença de uma PSV (Figura 4-17.B).

Figura 4-17: Evolução da temperatura do inventário de gás e perfil de temperaturas da parede do vaso ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-17.A) e com PSV (Figura 4-17.B).



Fonte: elaboração própria

4.2.1.1 Cenário 1: *Jet Fire* com PSV e sem isolamento térmico

Na fase inicial do incêndio, quando há uma grande diferença de temperatura entre a parede do vaso e a chama, é possível observar um rápido aumento da temperatura do vaso. O perfil semi parabólico desta fase é devido principalmente ao termo $T_f{}^4$ da equação de *Stefann-Boltzmann*. Uma vez que o material da parede do vaso apresenta um valor elevado de condutividade térmica, a diferença de temperatura entre os pontos mais externo e interno da parede do vaso é da ordem de apenas alguns graus Celsius, sendo o valor máximo obtido para esta diferença de 12,7 °C.

Com o decorrer da simulação, a diferença de temperatura entre a parede do vaso e a chama diminui, levando a uma queda no fluxo líquido de calor para o sistema, e consequentemente, um aumento mais gradual destas temperaturas. A partir de certo ponto, é possível observar um aumento assintótico da temperatura até um valor máximo, até atingir a temperatura da chama (T_f).

Uma vez que o único mecanismo de troca térmica entre o vaso e o inventário de gás é a convecção natural, sendo este um mecanismo menos eficiente que a condução, observa-se um aquecimento mais lento do gás, em comparação à parede do vaso. Foi observada a diferença máxima de temperatura entre o vaso e o gás observada na ordem de 100°C. No entanto, esta diferença diminui ao longo da simulação, podendo chegar a zero, caso a simulação se estenda por tempo suficiente.

4.2.1.2 Cenário 2: *Jet Fire* sem PSV e sem isolamento térmico

Como pode ser observado, o perfil é praticamente idêntico ao apresentado pelo mesmo sistema com PSV. Isto demonstra que a presença de uma PSV, e consequente alívio de pressão com o seu acionamento, tem um efeito pequeno na temperatura do sistema.

Uma diferença que pôde ser notada é que, o sistema sem PSV, requer um tempo maior até que a temperatura do inventário de gás se equiparar à temperatura da parede do vaso, quando comparado ao sistema com PSV. Esta diferença pode ser explicada pelo fato de que ao longo da simulação, há uma queda na massa de gás contida pelo vaso devido ao acionamento da PSV; logo, uma massa menor de gás requer de uma quantidade menor de energia para ser aquecida em um mesmo número de graus.

4.2.1.3 Cenários 3 e 4: *Pool Fire* sem isolamento térmico

A Figura 4-18 apresenta os gráficos da evolução do perfil de temperaturas, considerando um vaso sem isolamento térmico e um incêndio de tipo *pool fire*, para os casos com PSV (Figura 4-18.A) e sem PSV (Figura 4-18.B).

Os perfis observados são praticamente idênticos aos casos para um incêndio tipo *jet fire*, exceto que a temperatura final do sistema é menor, correspondendo ao menor T_f.

4.2.1.4 Comparação dos perfis de temperatura

As Figura 4-19 e Figura 4-20 apresentam os gráficos da evolução da temperatura do inventário de gás para cada um dos cenários simulados considerando um vaso sem isolamento térmico, respectivamente para um incêndio do tipo *jet fire* e um incêndio do tipo *pool fire*.

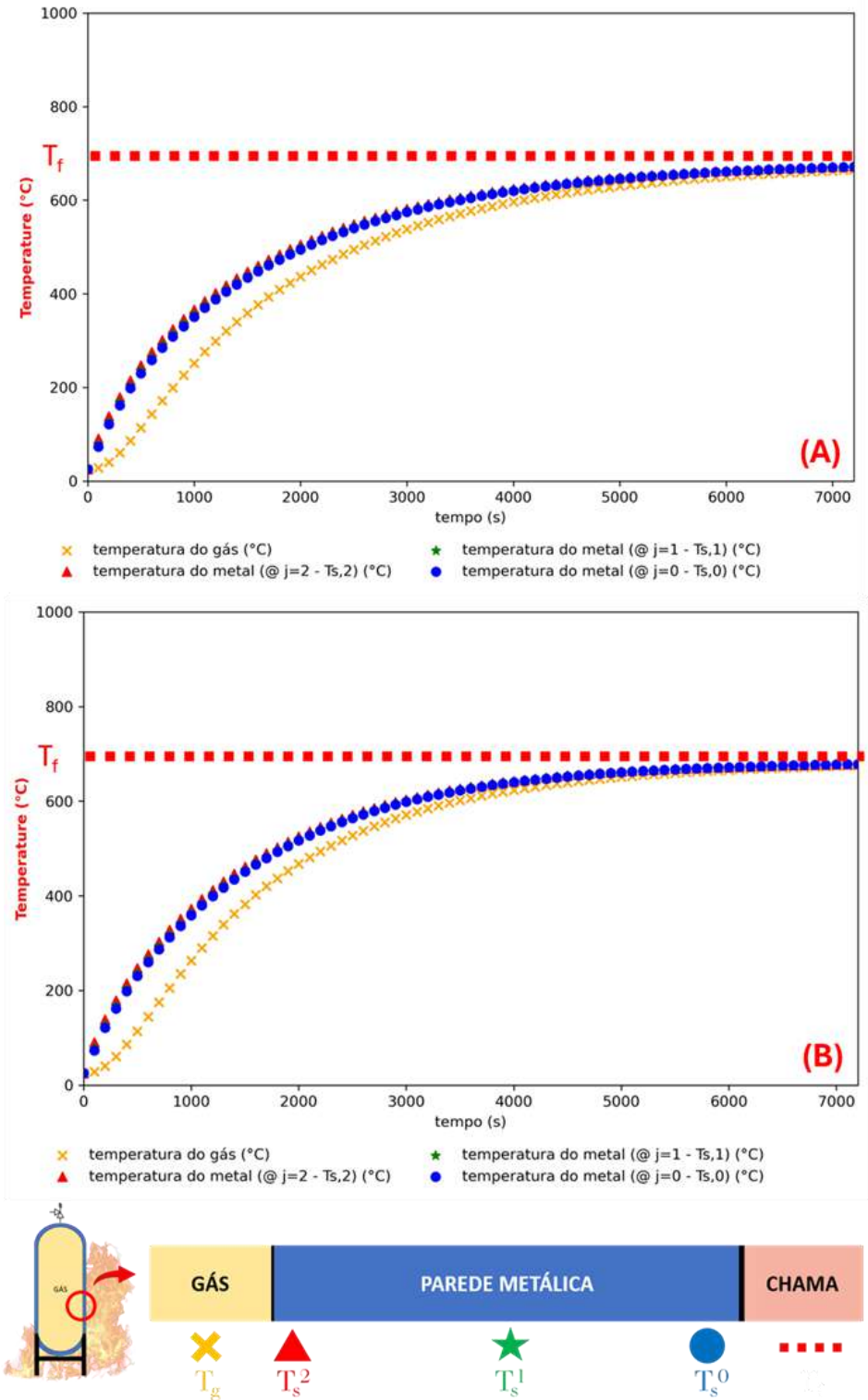
Nota-se que o perfil de evolução da temperatura é similar para todos os casos simulados, variando apenas a taxa de aquecimento, que corresponde à uma maior ou menor inclinação do gráfico na fase inicial, e também a temperatura final atingida pelo sistema, sendo esta menor para os casos com um incêndio de tipo *pool fire*, devido a menor temperatura da chama T_f.

De forma geral, pode-se notar que quanto maior a pressão de projeto do vaso, mais lento é o aquecimento do sistema. Isto pode ser explicado com base na maior pressão de operação do sistema, e por consequência maior massa de gás. Considerando um mesmo fluxo térmico líquido, observa-se que quanto maior a massa de gás a ser aquecida, maior a quantidade de energia necessária para aumentar a sua temperatura em 1 °C, e assim mais lento o aquecimento. Além da maior massa de gás, uma maior pressão de projeto acarreta em maior espessura da parede do vaso, o que resulta em uma maior massa de material a ser aquecida também, além de uma maior resistência à condução térmica por condução através da parede do vaso.

Da mesma forma, nota-se que quanto maior o sistema, maior valor de D_{ext}, mais lento o seu aquecimento. Como já mencionado anteriormente, um sistema maior corresponde uma maior massa de gás, que precisa de uma quantidade maior de energia para ser aquecida.

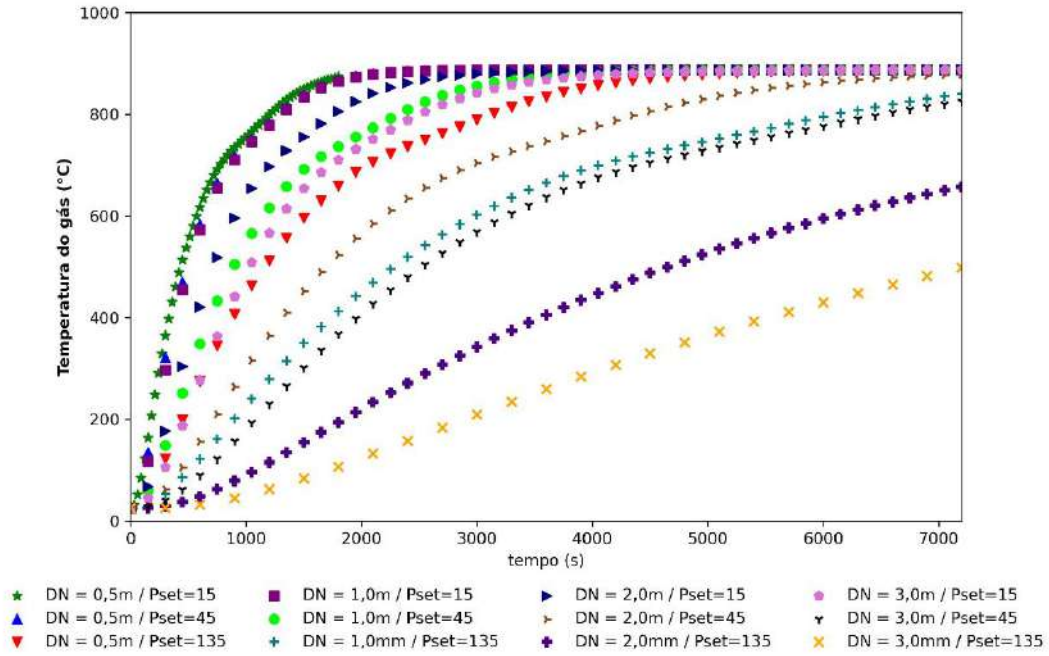
Por fim, a menor temperatura final do sistema para o cenário de incêndio de *pool fire* se deve a menor temperatura de chama, como comentado anteriormente. Dada a equação de *Stefan-Boltzmann*, conforme a temperatura do sistema aumenta, o fluxo térmico diminui até que a temperatura da parede do vaso se iguale à T_f, momento no qual o fluxo térmico da chama para o vaso se reduz à zero.

Figura 4-18: Evolução da temperatura do inventário de gás e perfil de temperaturas da parede do vaso ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-18.A) e com PSV (Figura 4-18.B).



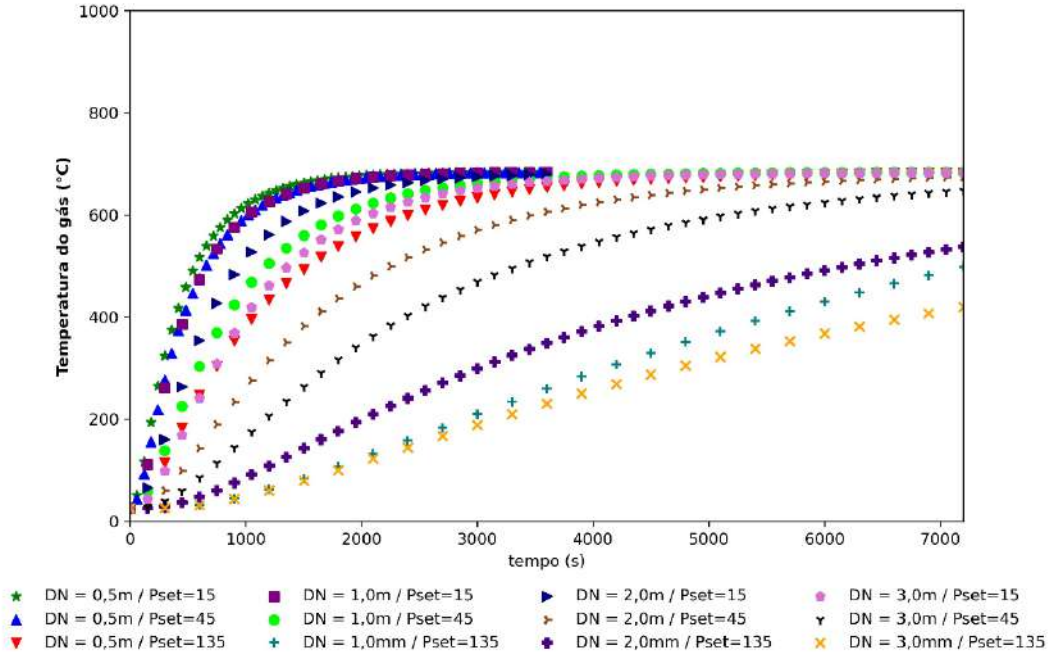
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-19: Evolução da temperatura do inventário de gás ao longo da simulação. Comparação dos perfis obtidos considerando um vaso sem isolamento térmico submetido à um cenário de incêndio tipo jet fire.



Fonte: elaboração própria.

Figura 4-20: Evolução da temperatura do inventário de gás ao longo da simulação. Comparação dos perfis obtidos considerando um vaso sem isolamento térmico submetido à um cenário de incêndio tipo pool fire.



Fonte: elaboração própria.

4.2.1.5 Cenários 5, 6, 7 e 8: Vaso com isolamento térmico

Os gráficos das Figura 4-21 e Figura 4-22 apresentam a evolução do perfil de temperaturas ao longo da simulação para sistemas com isolamento térmico, considerando ambos os tipos de incêndio, *jet fire* e *pool fire*, respectivamente.

As curvas em preto, azul e verde representam respectivamente as temperaturas ao longo do isolamento térmico do vaso, indo de um ponto mais externo (em contato com a chama) a um ponto mais interno (em contato com a parede metálica do vaso).

As curvas em laranja representam a temperatura do inventário de gás, e em vermelho é a temperatura máxima da parede metálica do vaso (em um ponto em contato com o isolamento).

Os perfis apresentados nas Figura 4-21 e Figura 4-22 são típicos para todos os sistemas simulados considerando a presença de isolamento térmico no vaso, dados os parâmetro usados nas simulações (ver Tabela 3-7).

Como pode ser observado, a superfície externa do isolamento atinge uma temperatura próxima a temperatura da chama (T_f) em um curto intervalo de tempo, em média 4 min, o que pode ser considerado como um efeito indireto do particionamento do isolamento durante o cálculo por diferenças finitas; dada uma espessura de isolamento de 1 in e um particionamento em 4 segmentos, cada segmento terá uma espessura de apenas 6,35 mm, e quanto mais fino cada segmento, menor a massa e menor a quantidade de energia necessária para aquecê-lo.

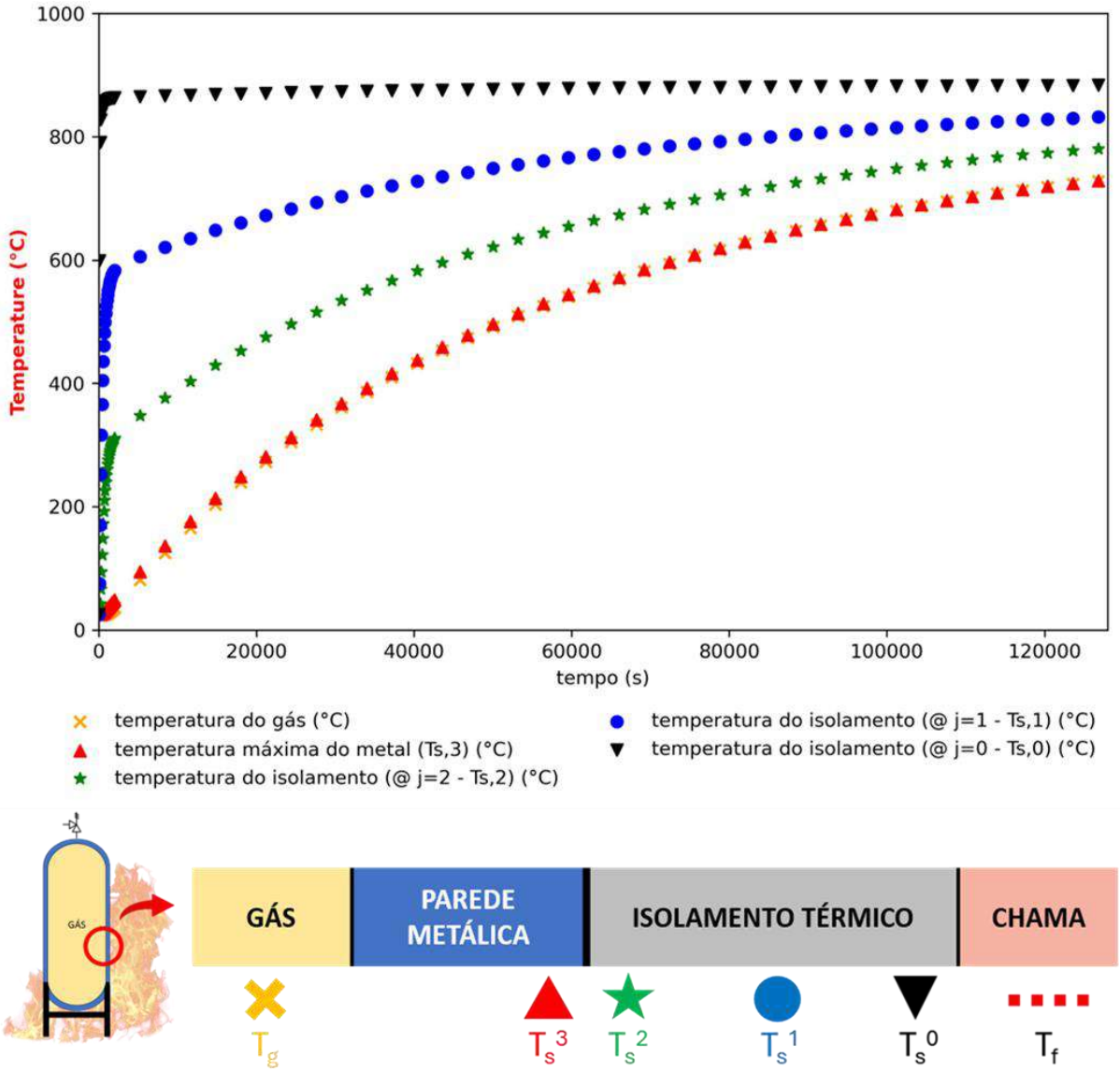
Dado a baixa condutividade térmica do isolamento, os segmentos mais internos aquecem de forma mais lenta e gradual, sendo observado uma grande diferença de temperatura entre cada segmento do isolamento. Na primeira hora de simulação esta diferença chega à 200 °C, mas ao longo das 36 horas de simulação a diferença se reduz à apenas 55 °C de diferença.

O principal efeito da presença do isolamento térmico no sistema é o retardamento do aquecimento do vaso e inventário de gás. Foi necessário estender a duração do incêndio para 36h para observar um aumento significativo da temperatura da parede metálica do vaso, e mesmo após este extenso período, a parede do vaso não chegou a atingir a sua temperatura máxima (T_f).

Dado o aquecimento extremamente gradual do vaso e inventário de gás, a diferença de temperatura entre estas duas partes do sistema se manteve praticamente nula ao longo de toda a simulação.

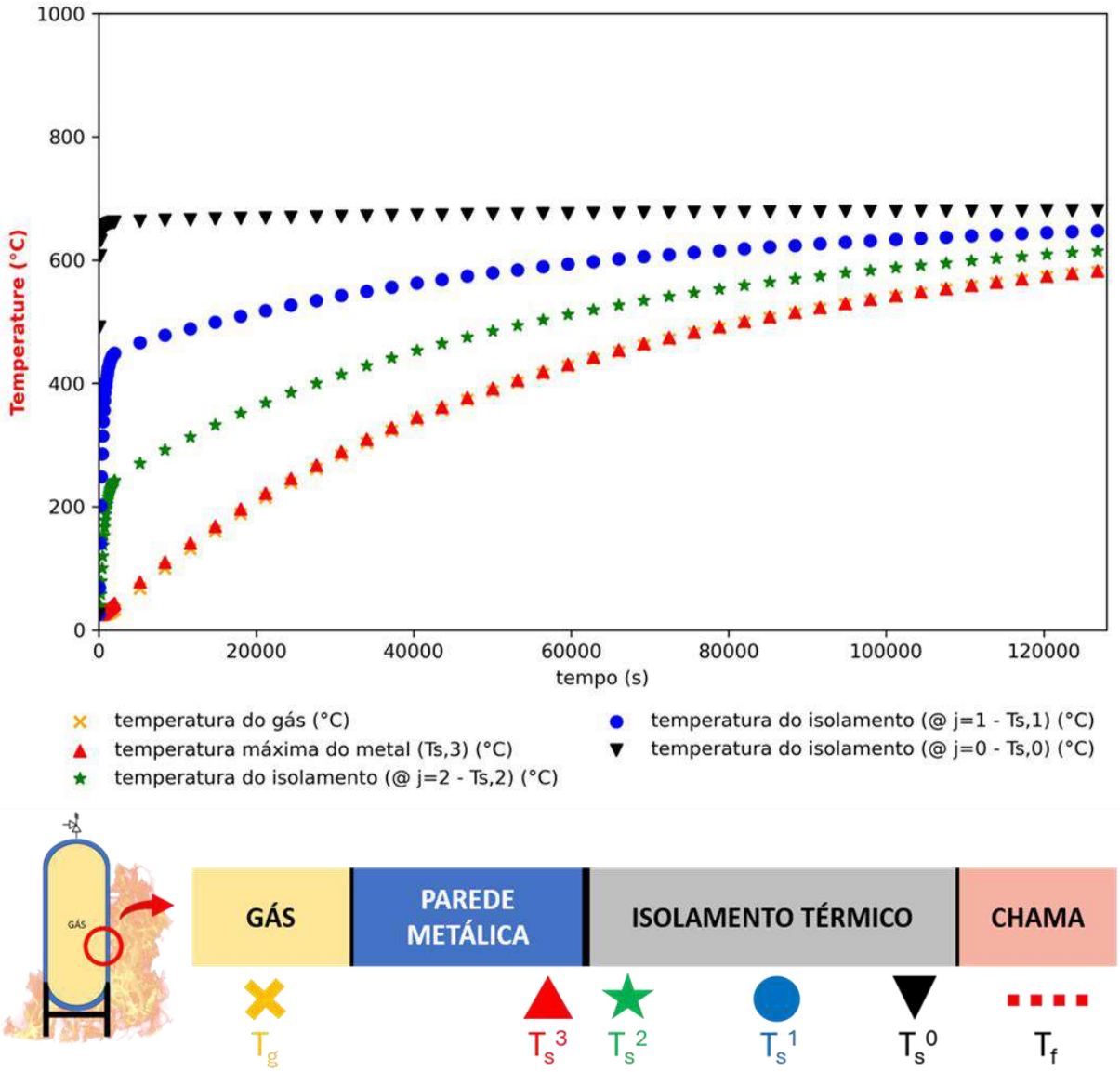
De forma simular aos casos sem isolamento térmico, os perfis de temperatura para os cenários de *jet fire* e *pool fire* são praticamente idênticos, sendo diferente apenas a temperatura final do sistema.

Figura 4-21: Evolução dos perfis de temperatura ao longo da parede do vaso e isolamento térmico durante a simulação. Resultado simulado para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, considerando um cenário de incêndio do tipo jet fire.



Fonte: elaboração própria.

Figura 4-22: Evolução dos perfis de temperatura ao longo da parede do vaso e isolamento térmico durante a simulação. Resultado simulado para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, considerando um cenário de incêndio do tipo pool fire.



Fonte: elaboração própria.

4.2.2 Pressão do inventário de gás

4.2.2.1 Cenários 1 e 2: *Jet Fire* sem isolamento térmico

Os gráficos da Figura 4-23 apresentam a evolução da pressão do inventário de gás ao longo da simulação, considerando ausência de isolamento térmico e um incêndio de tipo *jet fire*, para os casos sem PSV (Figura 4-23.A) e com PSV (Figura 4-23.B). Nestes gráficos, a

curva em azul representa a pressão do sistema, enquanto a curva em laranja representa a vazão de alívio da PSV.

Para o caso sem PSV, Figura 4-23.A, é possível observar uma fase inicial de aumento exponencial da pressão, seguido por uma fazer de aumento mais gradual, que pode ser explica com base na redução do fluxo térmico líquido para o vaso com o aumento da temperatura. Durante toda a simulação a vazão de alívio permanece em zero, uma vez que não há PSV presente para realizar o alívio de pressão. Neste caso, em 2h de incêndio houve um aumento de pressão de 35barg para 131 barg.

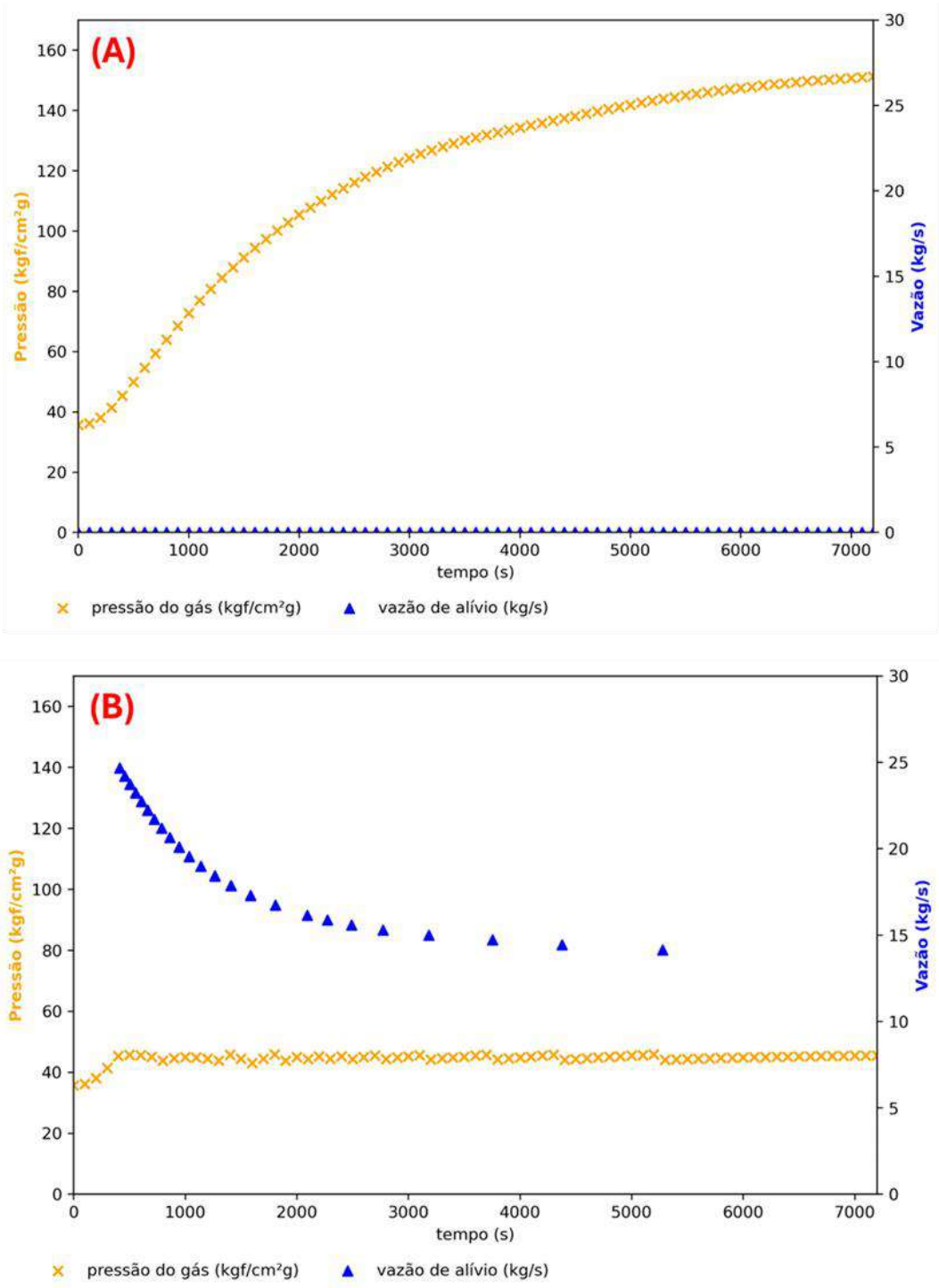
Para o caso com PSV, Figura 4-23.B, é possível observar um breve período de aumento exponencial da pressão, que dura até que o valor da pressão do inventário de gás se iguale ao valor de ajuste da PSV, neste momento é possível observar a abertura da PSV pelo aumento súbito da vazão de alívio (curva em laranja) seguido pela queda da pressão. Uma vez que a pressão assuma valores abaixo do valor de fechamento da PSV, a vazão de alívio retoma a zero, indicando o fechamento da PSV, e a pressão volta a aumentar. O perfil resultante oscila entre estes dois valores formando um *zig-zag* característico de controles tipo *on/off*.

4.2.2.2 Cenários 3 e 4: *Pool Fire* sem isolamento térmico

A Figura 4-24 apresenta os gráficos da evolução da pressão do inventário de gás ao longo da simulação. O perfil é típico para um vaso sem isolamento térmico e exposto a um incêndio de tipo *pool fire*. Estão sendo considerados os casos de um sistema sem PSV (Figura 4-24.A) e com PSV (Figura 4-24.B).

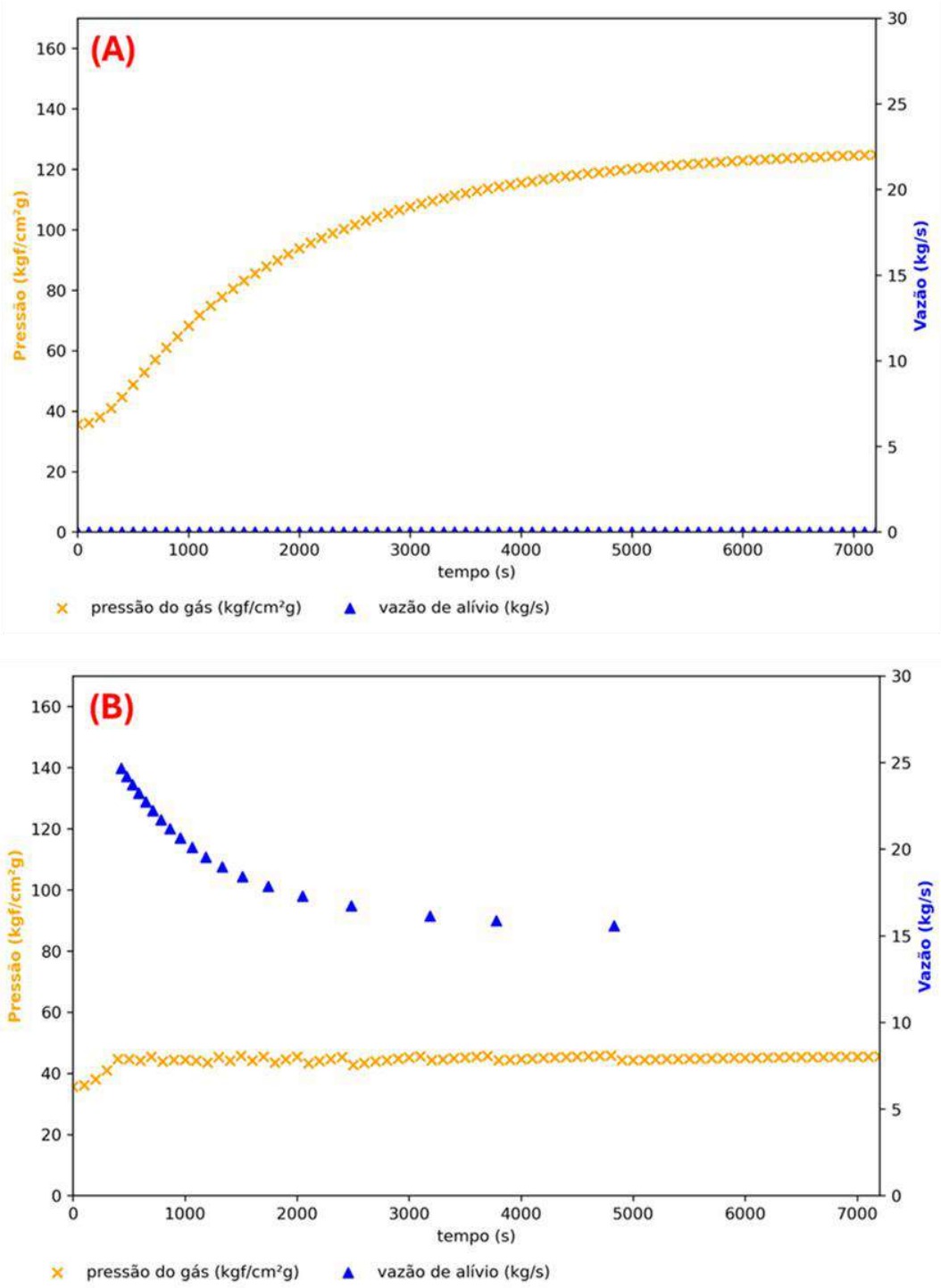
Os perfis observados são praticamente idênticos aos casos para um incêndio tipo *jet fire*, exceto que a pressão final do sistema é menor, como resultado da menor temperatura final do sistema T_f.

Figura 4-23: Evolução da pressão (em azul) e vazão de alívio (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-23.A) e com PSV (Figura 4-23.B).



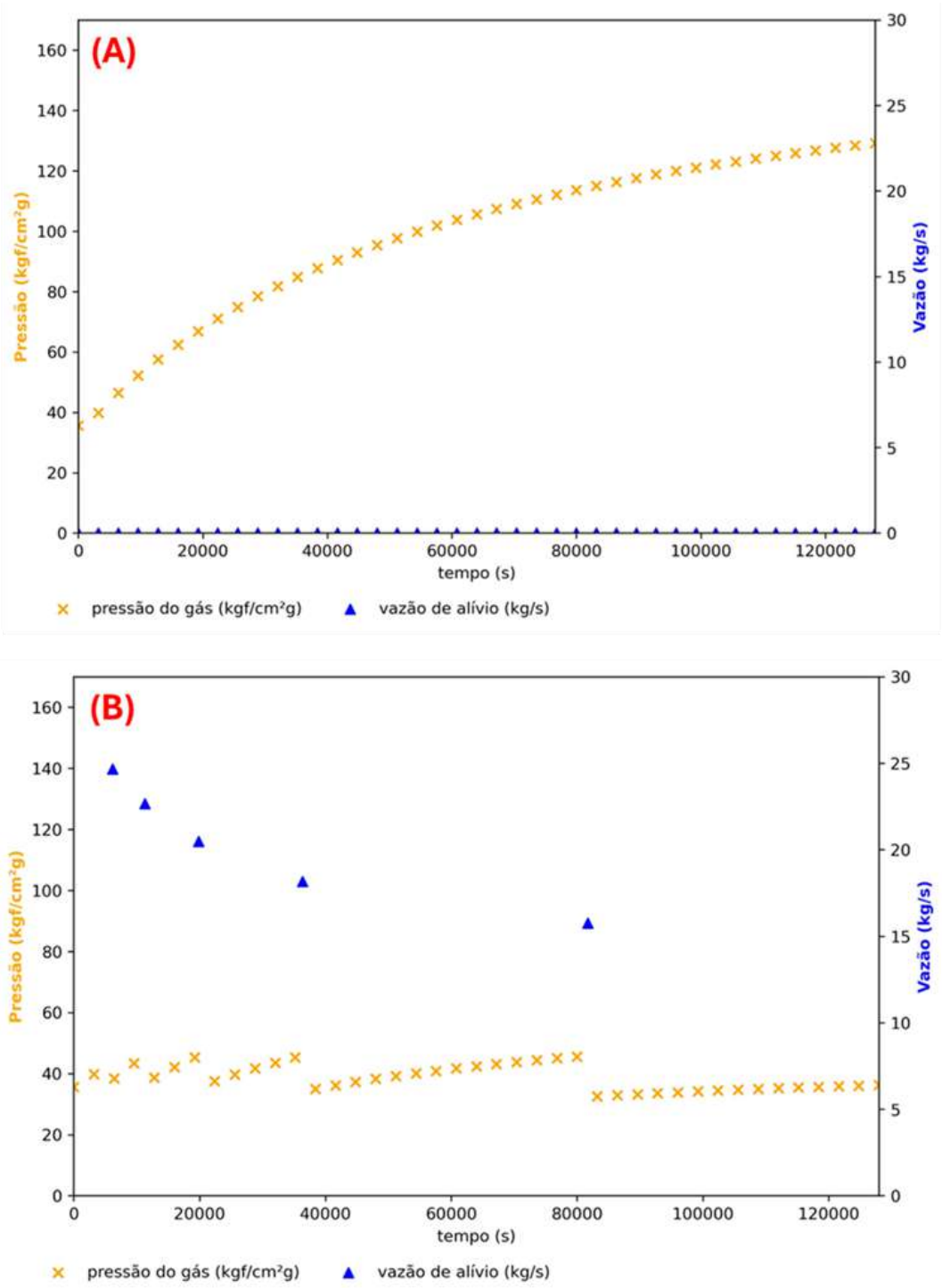
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-24: Evolução da pressão (em azul) e vazão de alívio (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-24.A) e com PSV (Figura 4-24.B).



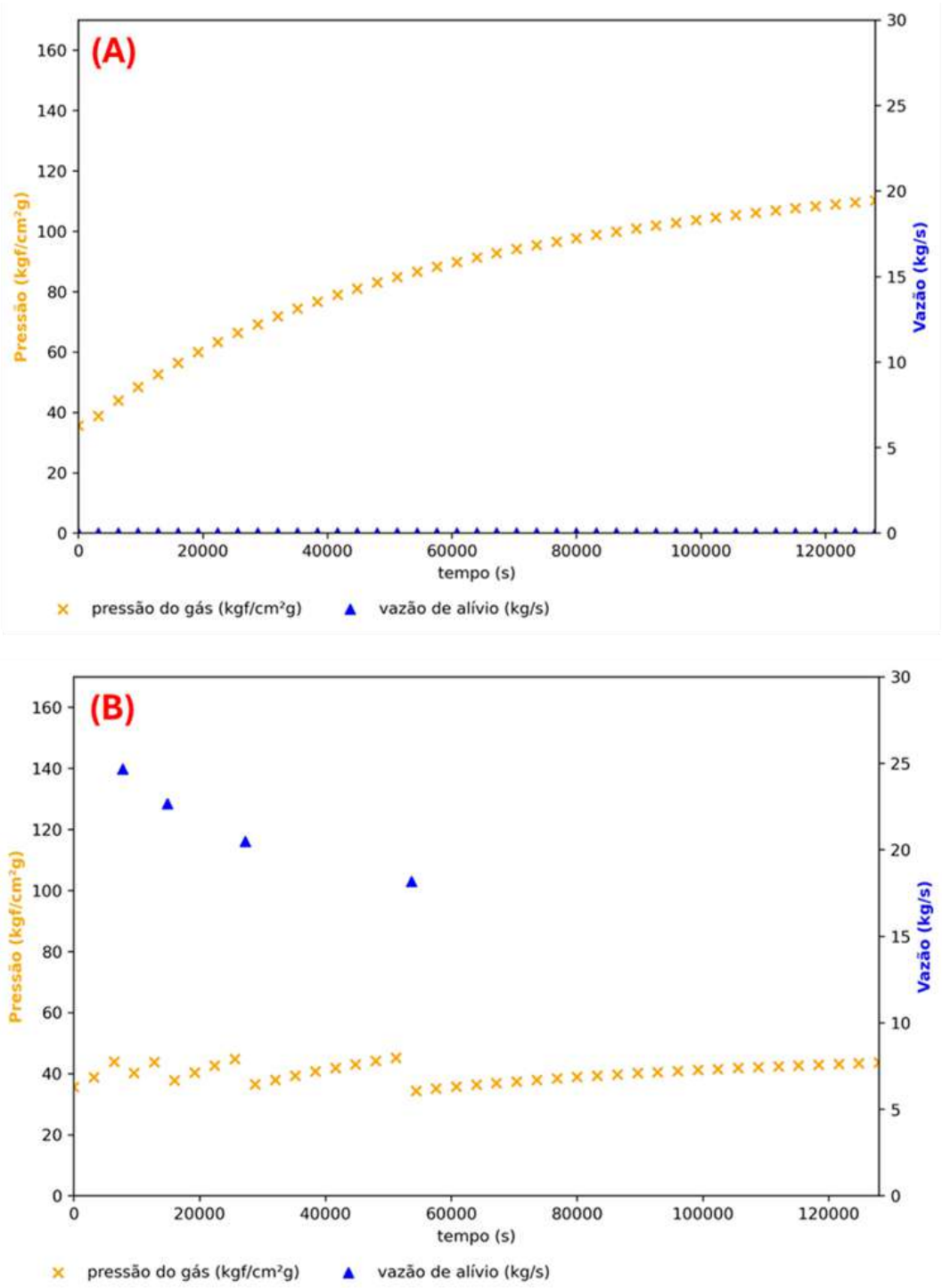
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-25: Evolução da pressão (em azul) e vazão de alívio (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-25.A) e com PSV (Figura 4-25.B).



Fonte: elaboração própria.

Figura 4-26: Evolução da pressão (em azul) e vazão de alívio (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-26.A) e com PSV (Figura 4-26.B).



Fonte: elaboração própria.

4.2.2.3 Cenários 5, 6, 7 e 8: Vaso com isolamento térmico

Os gráficos das

Figura 4-25 e Figura 4-26 apresentam a evolução da pressão do inventário de gás ao longo da simulação para um vaso com isolamento térmico, considerando ambos os tipos de incêndio, jet fire (Figura 4-25) e pool fire (Figura 4-26)

4.2.3 ATS e tensão de von Mises

A Figura 4-27 apresentam os gráficos da evolução da tensão de von Mises (em azul) e tensão máxima admissível (ATS, em laranja) ao longo da simulação. Os perfis apresentados são típicos para um vaso sem isolamento térmico exposto a um incêndio de tipo *jet fire* (cenários 1 e 2).

A Figura 4-28 apresentam os gráficos da evolução da tensão de von Mises e ATS considerando um vaso sem isolamento térmico exposto a um incêndio de tipo *pool fire* (cenários 3 e 4).

A tensão de von Mises exercida pelo inventário de gás sobre a parede do vaso varia proporcionalmente à pressão do sistema, de forma que para os casos sem PSV esta tensão aumenta gradualmente ao longo de toda a simulação. Da mesma forma, para os casos com uma PSV, presente e funcional, a tensão de von Mises oscila ao longo da simulação dentro de uma faixa estreita de valor, devido ao alívio realizado.

A ATS depende apenas do material da parede do vaso e de sua temperatura atingida, portanto, conforme a temperatura do vaso aumenta observa-se uma queda contínua da ATS ao longo da simulação. É interessante notar a existência de uma temperatura a partir da qual há uma queda acentuada do valor de ATS. Sobrepondo os gráficos de temperatura e ATS, Figura 4-36, é possível estimar este limite de temperatura para o material usado nas simulações (aço carbono 360LT) em torno de 450 °C.

Na Figura 4-36, o ponto no qual há a intersecção dos gráficos de tensão de von Mises e ATS, é o ponto a partir do qual entende-se que se torna iminente a ruptura da parede do vaso.

Para os sistemas sem PSV, o efeito combinado da queda acentuado do ATS com a temperatura, junto ao aumento contínuo da tensão, levam à ruptura do vaso minutos após o início do incêndio. Vale ressaltar que, o valor máximo de tensão obtido para os sistemas simulados foi de 430 MPa, valor inferior ao ATS do aço carbono à 25 °C, de 460 MPa (para um fator de segurança $k_s = 0{,}85$). Assim, foi observado que se não houve a perda de resistência

do material não há ruptura.

Para os sistemas com PSV, é a queda acentuado da ATS sendo a temperatura o principal fator responsável pela ruptura do vaso, uma vez que a tensão permanece praticamente constante ao longo da simulação. Na maioria dos casos simulados, o controle da pressão do sistema através do alívio realizado pela PSV resulta no adiamento da ruptura, quando comparado ao caso sem PSV, mas não a evita por completo.

As Figura 4-29 e Figura 4-30 apresentam os gráficos da evolução da tensão de von Mises a ATS ao longo da simulação, considerando os cenários 5 e 6, vaso com isolamento submetido a um incêndio de tipo *jet fire* (Figura 4-29), e cenários 7 e 8, vaso com isolamento submetido a um incêndio de tipo *pool fire* (Figura 4-30).

Os perfis observados são típicos e praticamente idênticos aos casos sem isolamento térmico, sendo a principal diferença observada o longo tempo de incêndio necessário para que seja possível observar a ruptura do vaso.

No caso de um incêndio de tipo *jet fire* com PSV foram necessárias 30 horas de simulação até a ruptura do vaso. No caso de um incêndio de tipo *pool fire* com PSV mesmo após 36 horas de simulação não foi observada a ruptura do vaso.

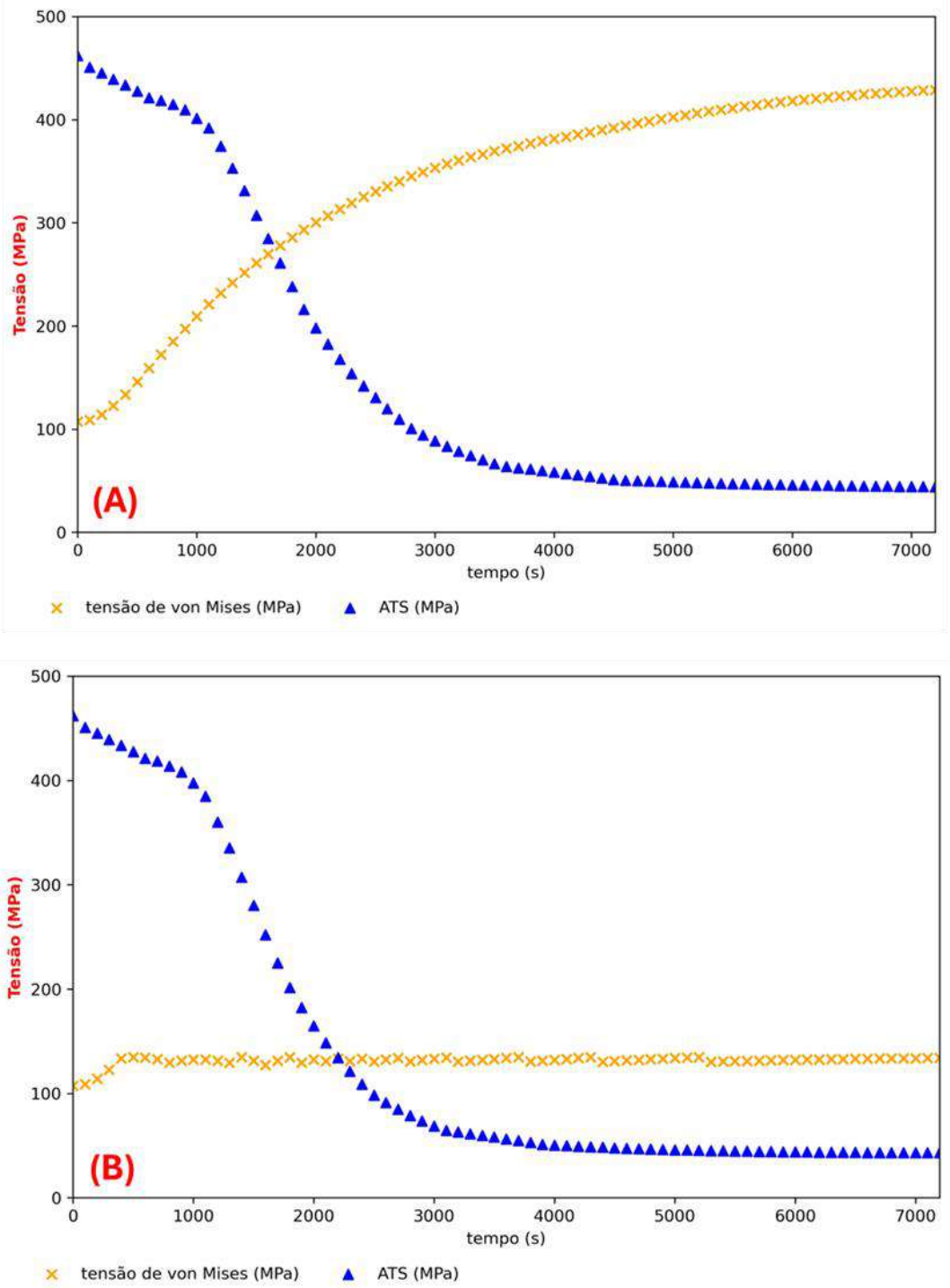
Observamos ainda que para algumas combinações específicas de sistema e cenário a PSV foi capaz de evitar a ruptura do vaso mesmo após o sistema (vaso e inventário de gás) atingir um valor máximo de temperatura (igual à T_f). Estas combinações são:

- Vaso sem isolamento, *pool fire*, $D_{ext} = 0{,}5m$ e $P_{proj} = 15\ barg$.
- Vaso sem isolamento, *pool fire*, $D_{ext} = 0{,}5m$ e $P_{proj} = 45\ barg$.
- Vaso sem isolamento, *pool fire*, $D_{ext} = 0{,}5m$ e $P_{proj} = 145\ barg$.
- Vaso sem isolamento, *pool fire*, $D_{ext} = 1{,}0m$ e $P_{proj} = 15\ barg$.
- Vaso sem isolamento, *pool fire*, $D_{ext} = 2{,}0m$ e $P_{proj} = 15\ barg$.

Os gráficos de tensão de von Mises e ATS para estes sistemas são apresentados nas Figura 4-31, Figura 4-32, Figura 4-33, Figura 4-34 e Figura 4-35.

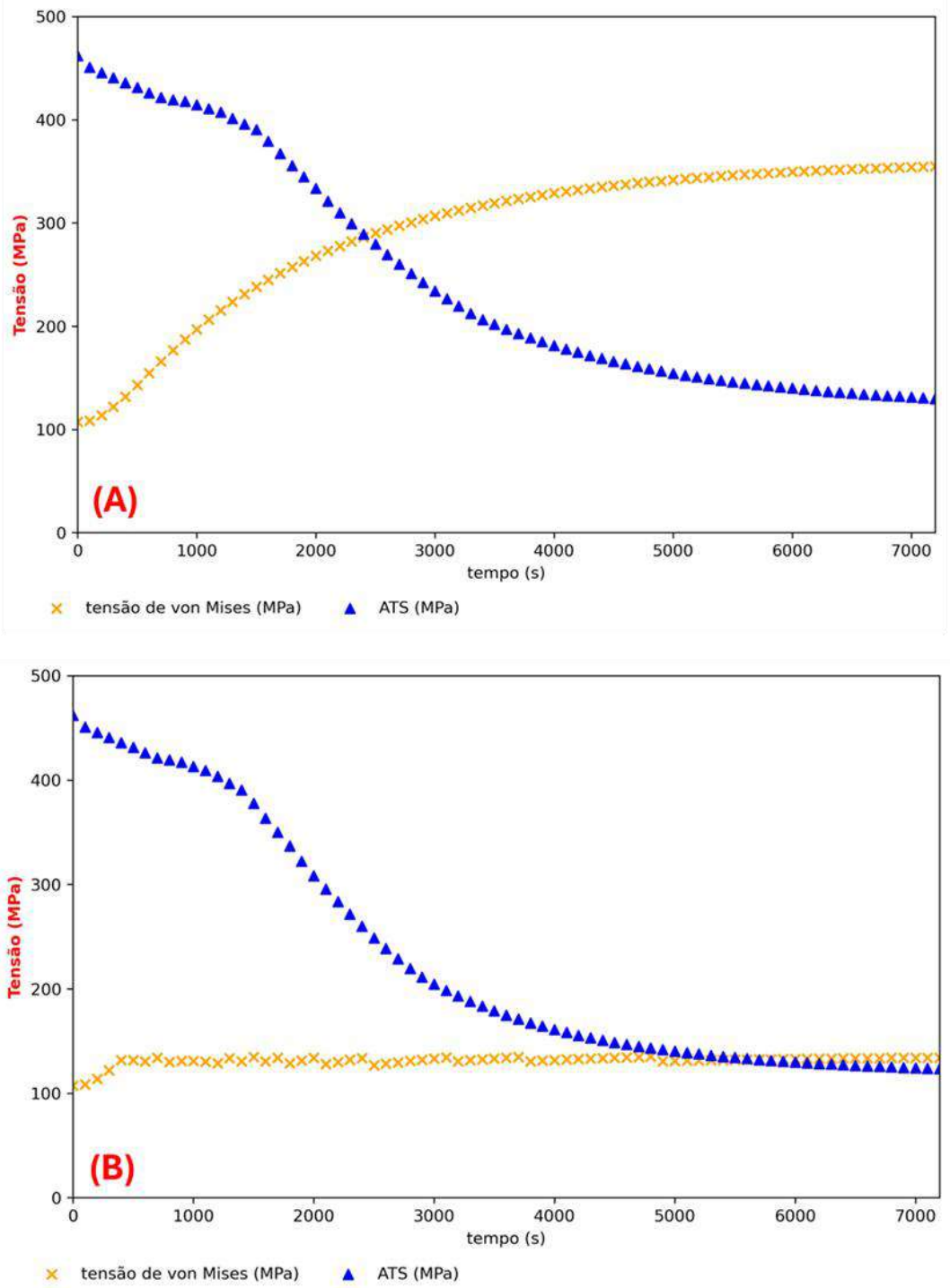
Acredita-se que seja a combinação de uma menor temperatura de chama (T_f) para o incêndio *pool fire*, junto à menor pressão de ajuste da PSV ($P_{set} = P_{projeto}$), os fatores que possibilitaram impedir a ruptura do vaso.

Figura 4-27: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-27.A) e com PSV (Figura 4-27.B).



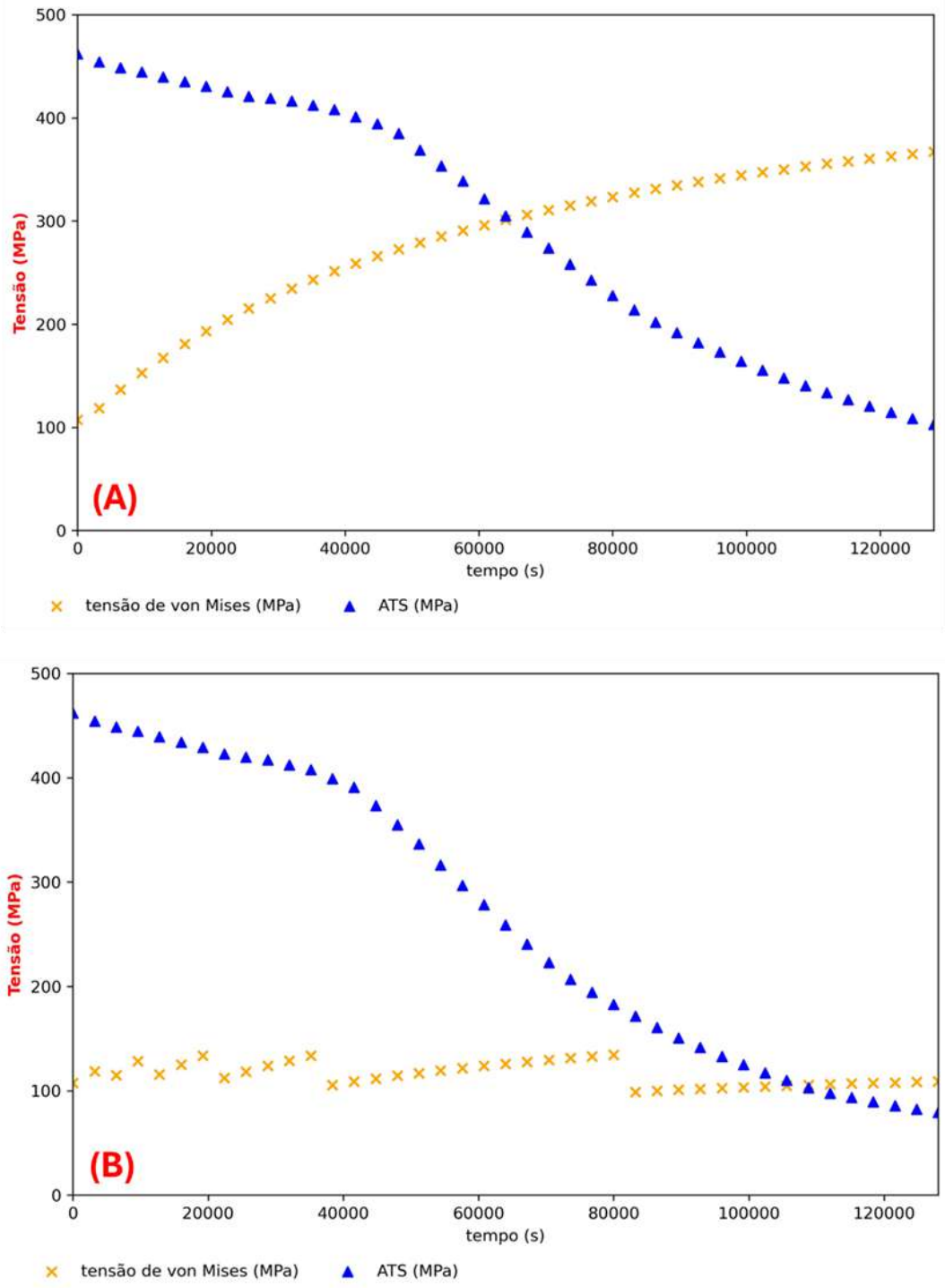
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-28: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-28.A) e com PSV ((Figura 4-28.B)



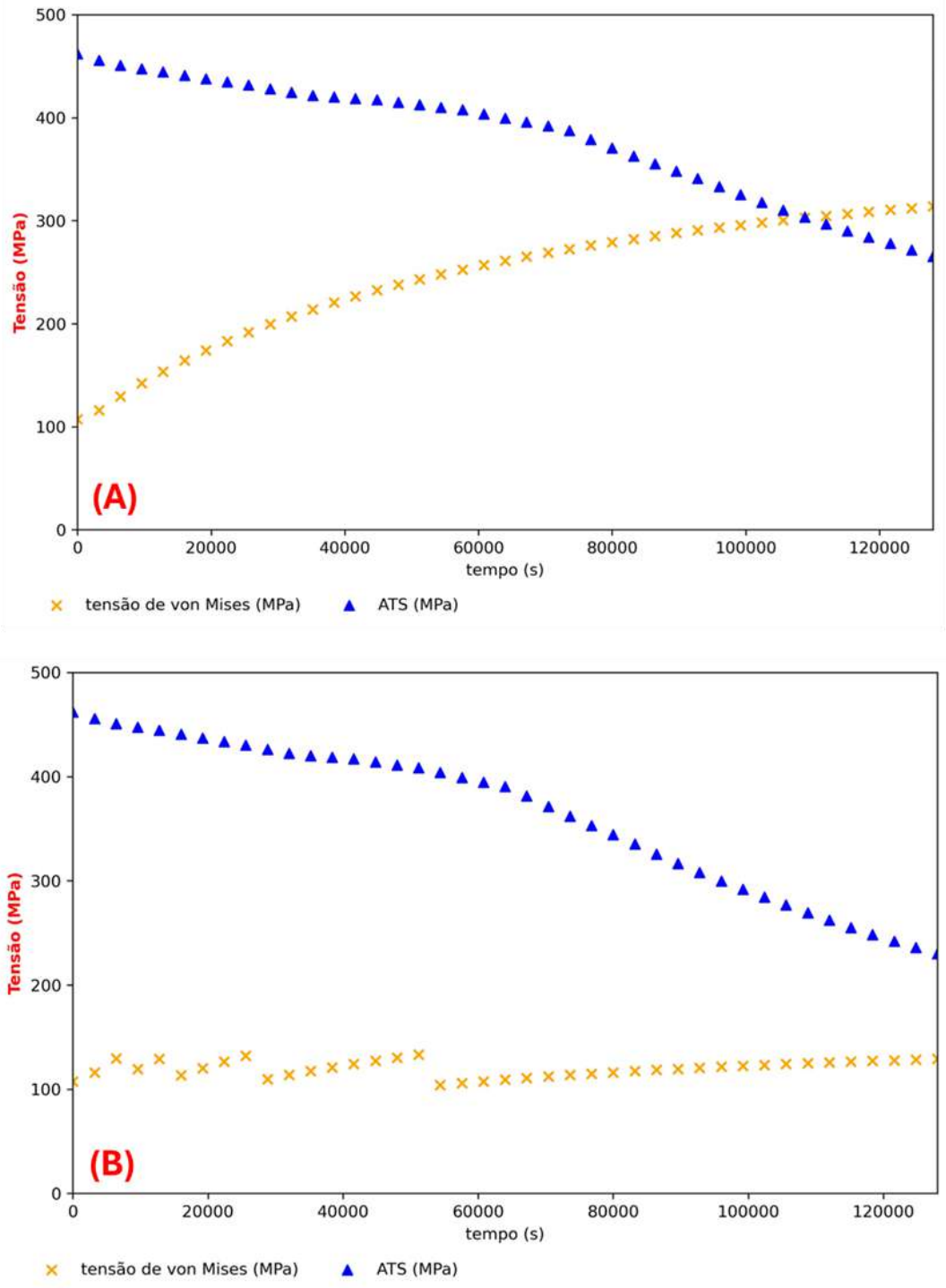
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-29: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-29.A) e com PSV (Figura 4-29.B)



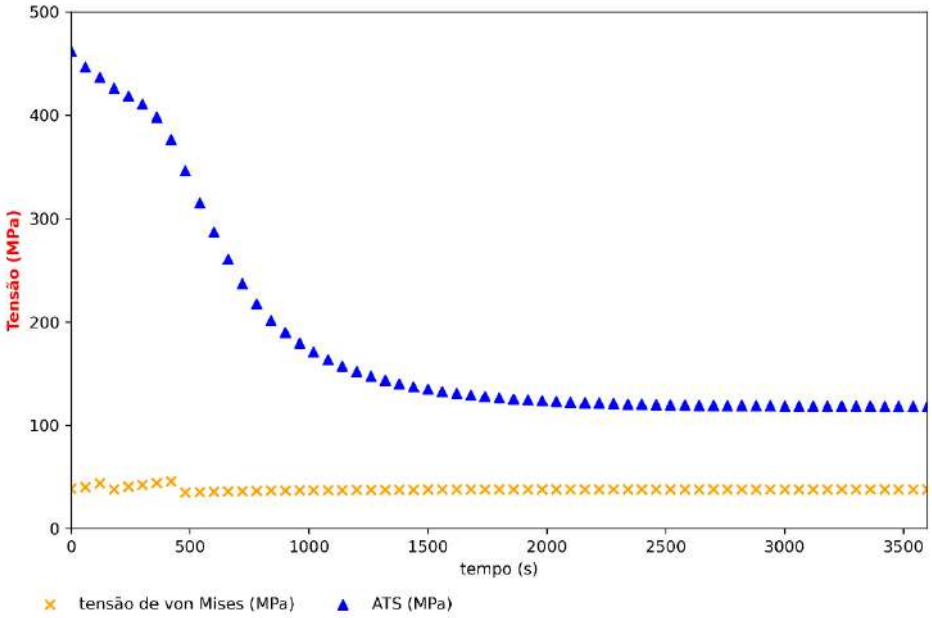
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-30: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², com isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire, considerando os casos sem PSV (Figura 4-30.A) e com PSV (Figura 4-30.B).



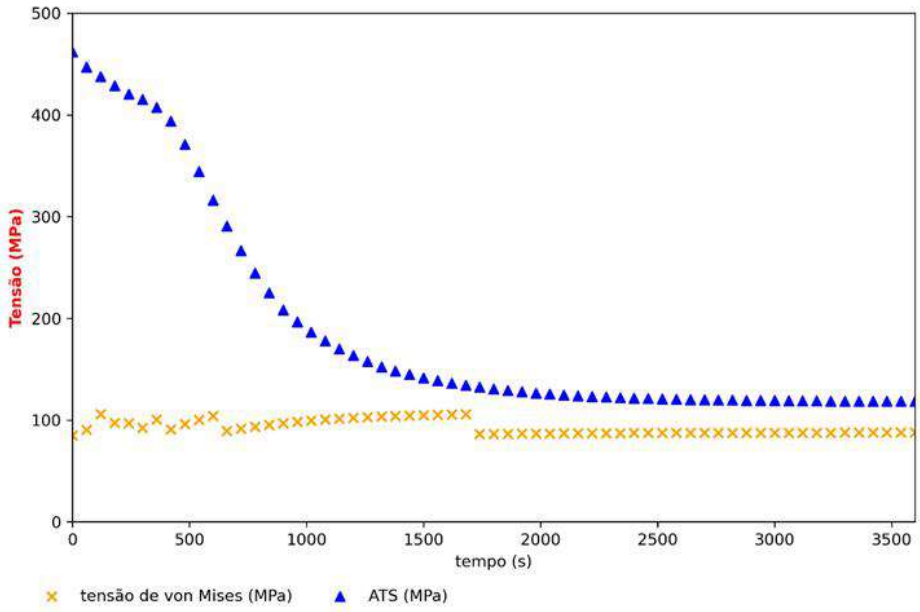
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-31: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 0,5m de diâmetro, pressão de projeto de15kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire.



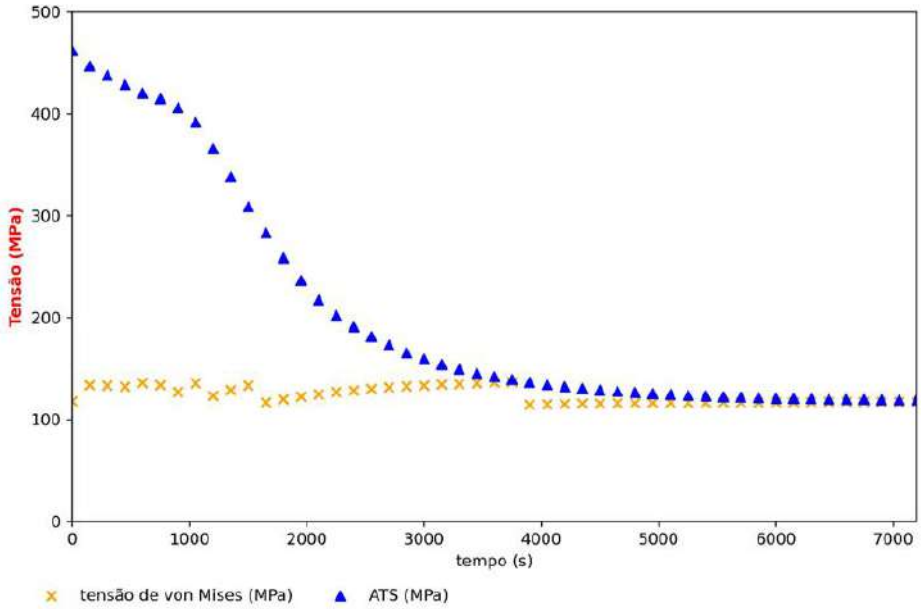
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-32: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises(em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 0,5m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a incêndio tipo *pool fire*.



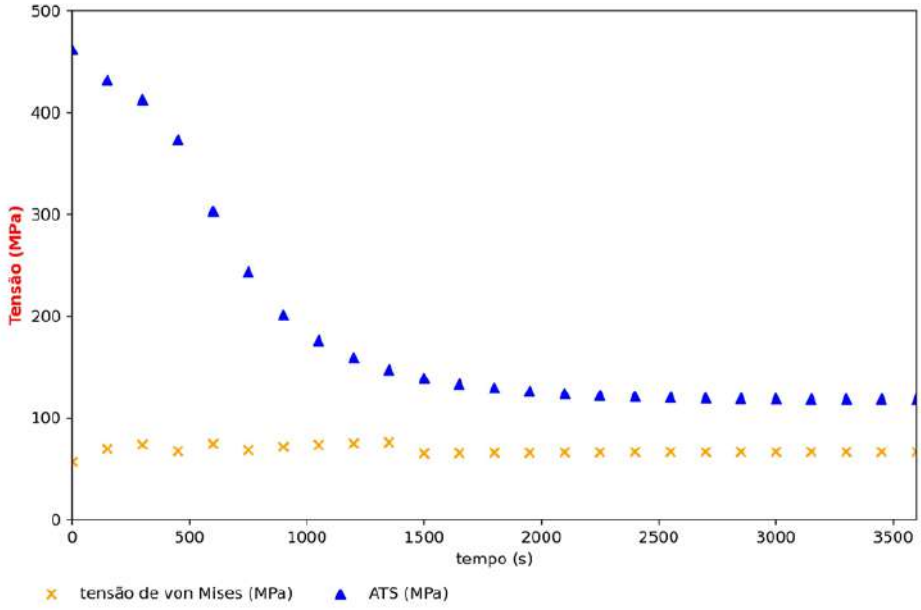
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-33: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 0,5m de diâmetro, pressão de projeto de 145kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire.



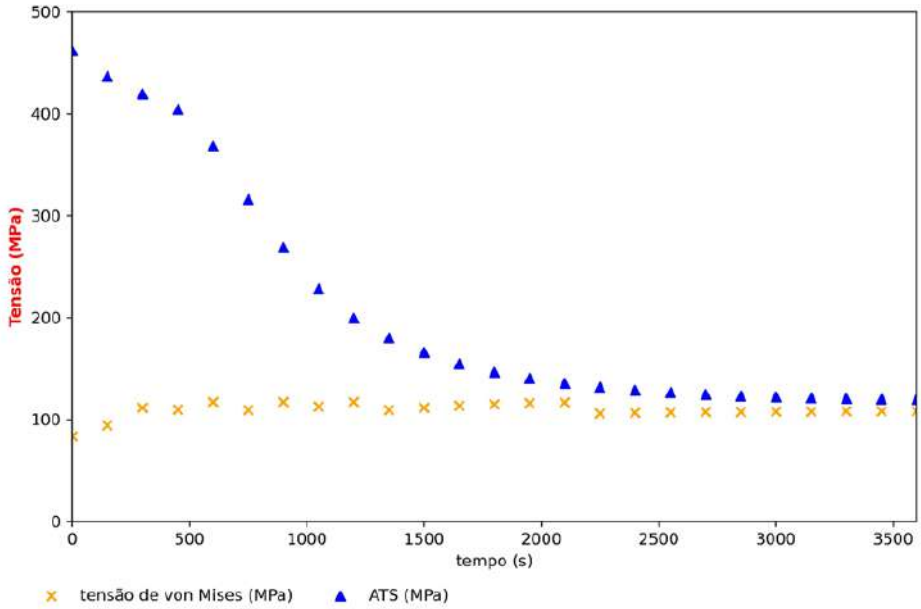
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-34: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 1,0m de diâmetro, pressão de projeto de 15kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire.



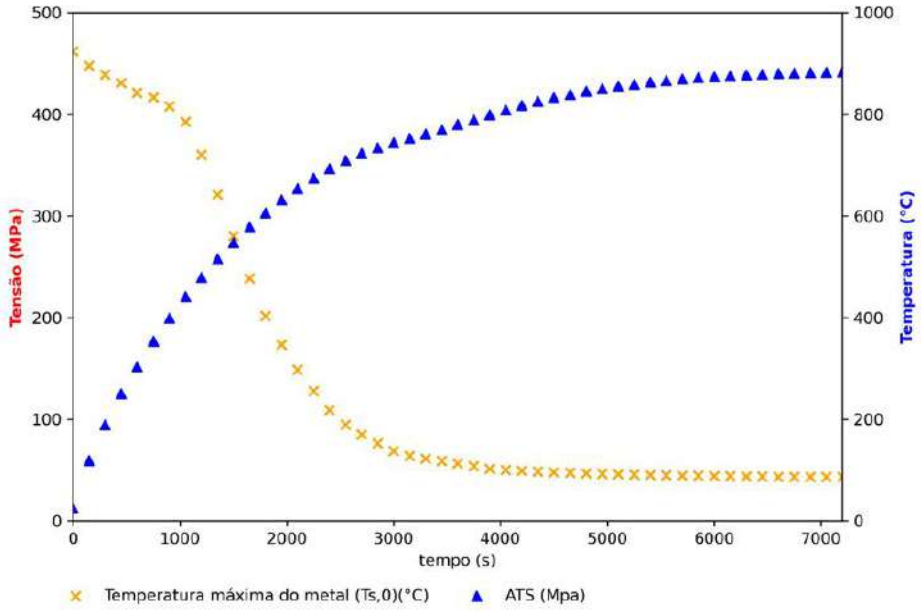
Fonte: elaboração própria.

Figura 4-35: Evolução da tensão máxima admissível (ATS, em azul) e tensão de von Mises (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados para um vaso de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 15kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo pool fire.



Fonte: elaboração própria.

Figura 4-36: Evolução da temperatura máxima da parede do vaso (em azul) e ATS (em laranja) ao longo da simulação. Resultados simulados um vaso com PSV, de 2,0m de diâmetro, pressão de projeto de 45kgf/cm², sem isolamento térmico, submetido a um incêndio do tipo jet fire.



Fonte: elaboração própria.

4.2.4 Avaliação da eficácia da PSV na proteção do vaso

4.2.4.1 Eficácia do controle da pressão

Com o objetivo de avaliar a eficácia da PSV em prevenir o desenvolvimento de sobrepressão no vaso durante o incêndio, comparou-se a pressão de projeto do vaso, que equivale a pressão de ajuste da PSV, com a pressão máxima atingida pelo sistema antes da ruptura, considerando os casos com e sem PSV. Também foi feita a comparação entre a pressão máxima antes da ruptura e a pressão do sistema no momento da ruptura, sendo considerando como ruptura do vaso o ponto no qual a tensão de von Mises ultrapassa o valor de ATS.

Os resultados obtidos são apresentados nas Figura 4-37 e Figura 4-38, para os cenários de *jet fire* e *pool fire*, respectivamente, considerando um vaso sem isolamento térmico.

Para os casos com uma PSV, presente e funcional, foi observado que para ambos os cenários de incêndio, *jet fire* e *pool fire*, a pressão máxima atingida pelo sistema antes da ruptura foi cerca de 2% maior que a pressão de projeto do vaso. É importante ressaltar que para todas as simulações realizadas a pressão de ajuste da PSV foi igual à pressão de projeto vaso.

Em comparação, para os casos sem PSV, foi observado que em média a pressão máxima atingida pelo sistema antes da ruptura foi 140% maior que a pressão de projeto do vaso. Isto demonstra a importância da presença de uma PSV para se evitar que uma grande sobrepressão se desenvolva no sistema, como consequência do fluxo térmico da chama, mesmo que a PSV não seja capaz de impedir o sobreaquecimento do sistema.

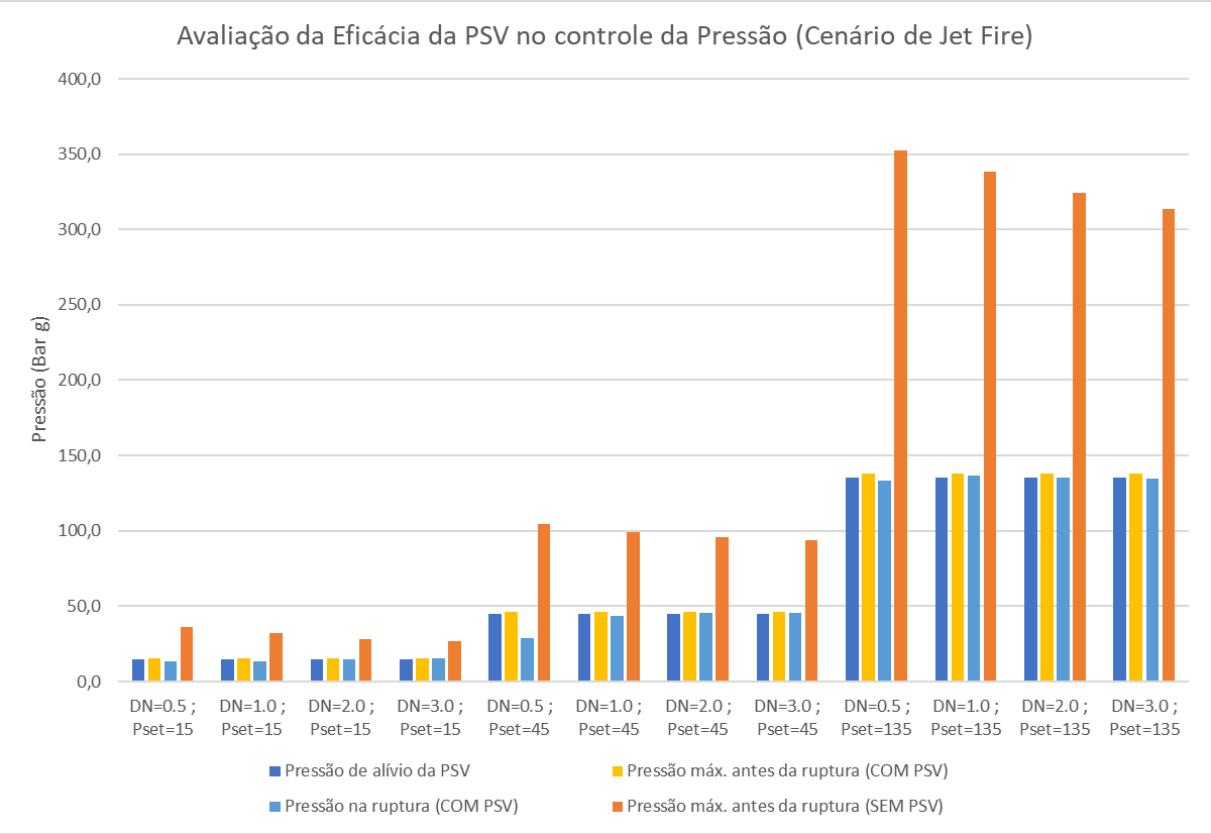
Dado que a API520 define como aceitável um valor de sobrepressão de 21% em relação à pressão de projeto para os cenários de fogo externo, os resultados indicam que a presença de uma única PSV permite satisfazer este critério.

Não foi possível estender esta análise para os casos com isolamento térmico. Durante o estudo observou-se que estes casos apresentam o aquecimento extremamente lento destes vasos, sendo necessário um tempo de simulação demasiadamente longo para que o sistema atinja a sua temperatura máxima ou para que seja observada a ruptura do vaso. Assim, para os sistemas com isolamento térmico, mesmo após 16 horas de incêndio observou-se um aumento de 450 °C da temperatura do vaso, o que é insuficiente para causar a sua fragilização e eventual ruptura.

Devido a limitações* do software no qual o algoritmo foi implementado (Microsoft Excel©) não foi possível estender o tempo de simulação para além deste valor para a maior parte dos sistemas simulados. É importante ressaltar que ao estender a duração da simulação para mais de 36h, o limite máximo de linhas do Excel, e o limite máximo de elementos dos *arrays*

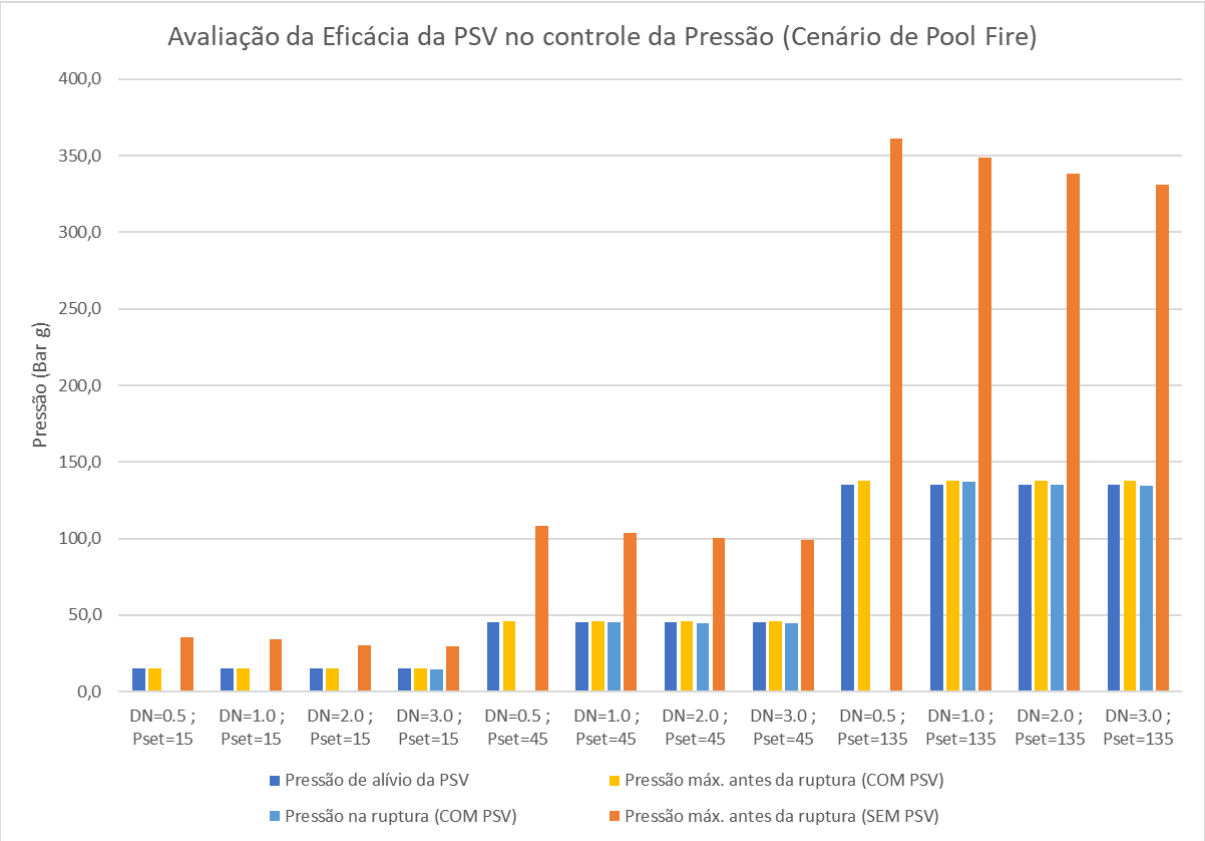
usados no algoritmo, é excedido levando a um erro durante execução do código.

Figura 4-37: Comparação dos valores de pressão máxima do sistema antes da ruptura, para os casos com e sem PSV, pressão no momento da ruptura e pressão de projeto do vaso (igual à pressão de ajuste da PSV). Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido à um incêndio jet fire.



Fonte: elaboração própria.

Figura 4-38: Comparação dos valores de pressão máxima do sistema antes da ruptura, para os casos com e sem PSV, pressão no momento da ruptura e pressão de projeto do vaso (igual à pressão de ajuste da PSV). Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido à um incêndio pool fire.



Fonte: elaboração própria.

4.2.4.2 Impactos no tempo de sobrevida do vaso

A fim de avaliar a capacidade da PSV em estender o tempo de sobrevida do sistema, foi feita a comparação do tempo decorrido entre o início do incêndio e a ruptura do vaso para os casos com e sem PSV.

Os resultados obtidos são apresentados nas Figura 4-39 e Figura 4-40, para os cenários de *jet fire* e *pool fire*, respectivamente, considerando um vaso sem isolamento térmico. Nota-se que em média quanto maior a pressão de projeto do vaso e de ajuste da PSV, maior o tempo de sobrevida do sistema. É sabido que quanto maior a pressão de projeto, maior a espessura da parede metálica do vaso e maior a massa de gás contido no sistema, o que contribui para uma maior massa total do sistema. Deste modo, quanto maior a massa do sistema, maior a quantidade de energia necessária para aquecê-lo em um 1 °C, e maior o tempo necessário para que o sistema atinja a temperatura de fragilização do material do vaso. A maior espessura da

parede metálica do vaso, com a maior pressão de projeto, contribui para um maior tempo de sobrevida do sistema, reduzindo a tensão de von Mises, a qual é inversamente proporcional à diferença entre os diâmetros externo e interno $\left({D_{ext}}^2 - {D_{int}}^2\right)$. Nota-se ainda que, quanto maior o vaso (maior D_{ext}), maior o tempo de sobrevida, o que pode também ser explicado com base na maior massa total do sistema.

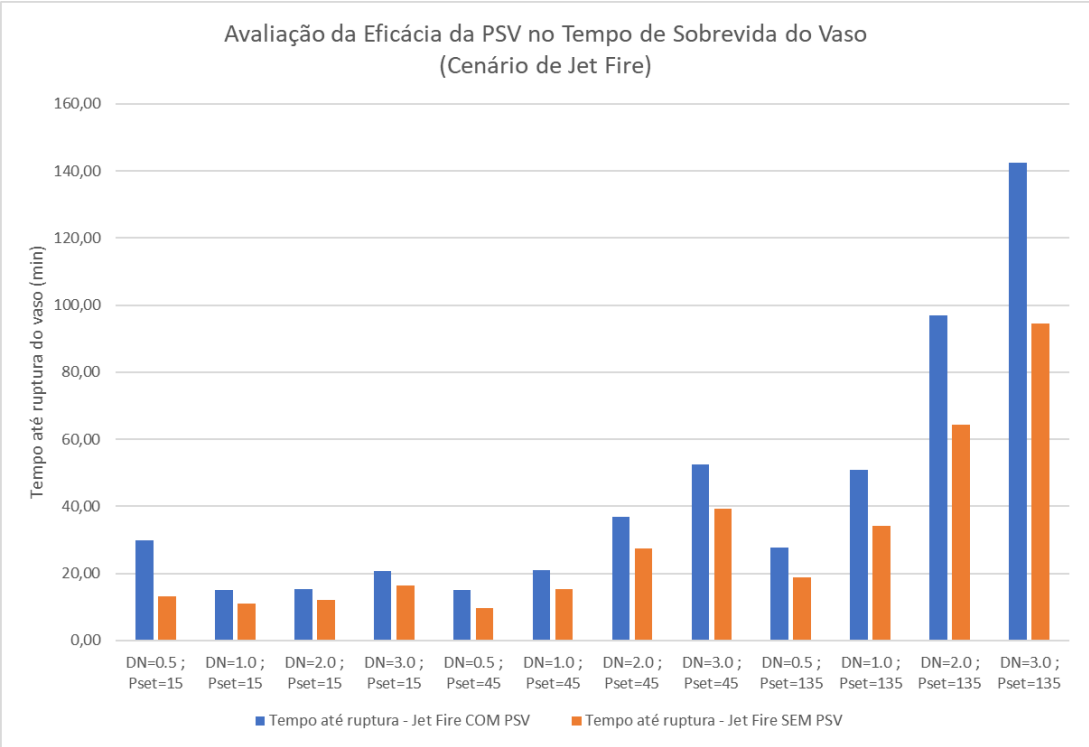
A comparação entre os resultados obtidos com e sem PSV, indica que a presença da PSV causa um aumento de cerca de 48% no tempo de sobrevida para os cenários de *jet fire*, e um aumento de 143% no tempo de sobrevida para os cenários de *pool fire*. No entanto, é importante ressaltar que: (i) as médias apresentadas foram feitas sem considerar os casos nos quais não houve ruptura do sistema, e (ii) este comparativo é válido apenas ao se considerar dois sistemas idênticos, que diferem apenas pela presença ou ausência de PSV, ou seja, para os casos em que os vasos apresentam igual valor de diâmetro, de pressão de projeto e de cenário de incêndio e foram avaliados com e sem PSV.

Os resultados sugerem que o tempo de sobrevida do sistema é dependente não apenas da presença da PSV, mas também dos demais fatores que compõem o cenário simulado, desde a geometria e material do vaso, às condições iniciais do sistema, às condições de projeto do sistema e as condições do incêndio.

Como discutido anteriormente, item 4.2.1.4, quanto maior o sistema, maior valor de D_{ext}, e quanto maior a pressão de projeto do vaso, mais lento o seu aquecimento. Nota-se que quanto menor a taxa de aquecimento do sistema, maior o seu tempo de sobrevida.

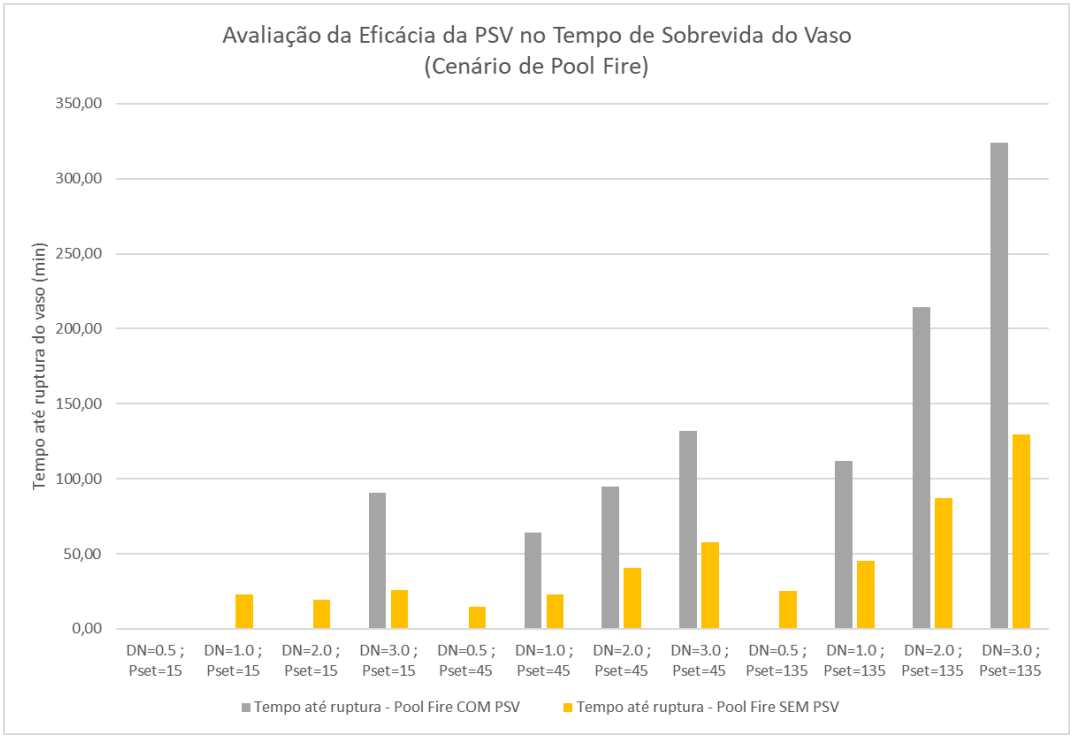
Por último, pode-se notar que no geral o tempo de sobrevida do sistema é maior para os cenários de incêndio tipo *pool fire*, o que pode ser explicado com base na menor temperatura da chama e assim menor fluxo térmico da chama para o vaso ao longo de toda a simulação.

Figura 4-39: Comparação do tempo até ruptura para os casos com e sem PSV. Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido a um incêndio tipo jet fire.



Fonte: elaboração prórpia.

Figura 4-40: Comparação do tempo até ruptura para os casos com e sem PSV. Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido a um incêndio tipo pool fire.



Fonte: elaboração prórpia.

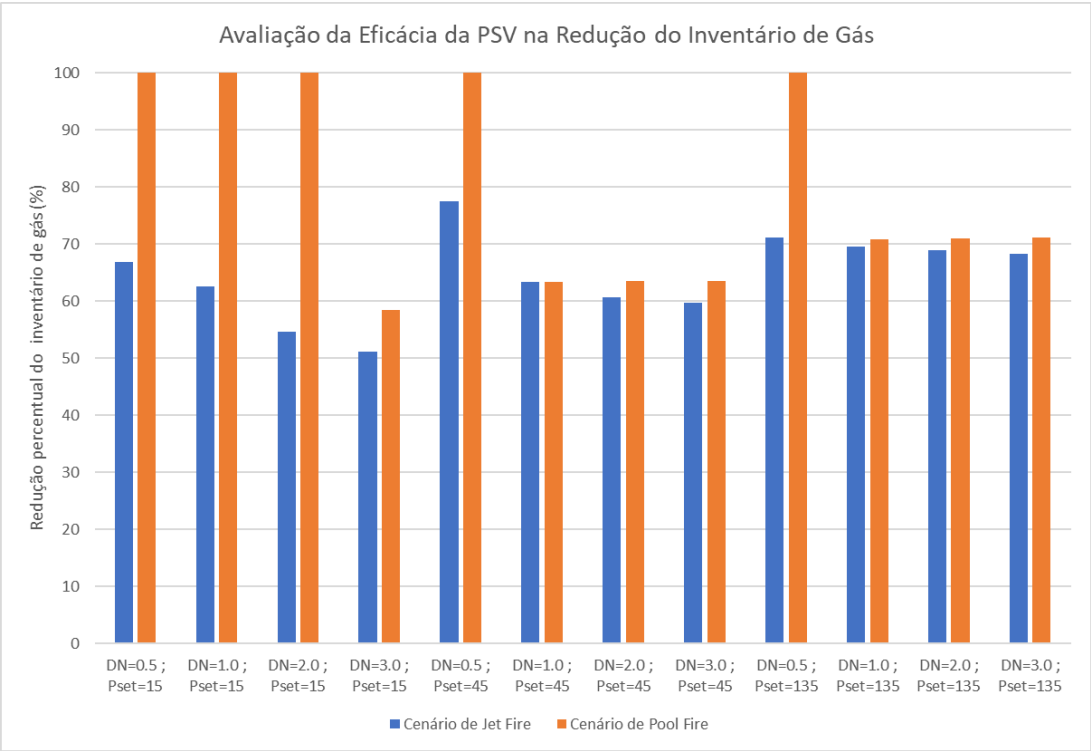
4.2.4.3 Redução do inventário de gás antes da ruptura

Além de poder atuar como salvaguarda, adiando ou mesmo prevenindo a ruptura do vaso devido à sobrepressão, a PSV pode ter ainda um efeito mitigador, reduzindo os danos causados por uma possível ruptura. Isto se deve ao fator de que, desde que a PSV seja acionada antes da ruptura sistema, parte do inventário de gás terá sido aliviado para um local seguro pela PSV, o que vai reduzir a quantidade de material e de energia a ser liberada em uma eventual ruptura.

Assim, foi avaliada a eficácia da PSV como medida mitigadora, avaliando a fração do inventário de gás antes da ruptura do sistema. Para os casos no qual não houve ruptura do sistema considerou-se que 100% do inventário foi mantido seguro pela PSV.

Os resultados obtidos são apresentados na Figura 4-41, considerando os cenários de *jet fire* e *pool fire*, e ainda um vaso sem isolamento térmico. Os resultados mostram que, em média, 67% do inventário de gás foi aliviado antes da ruptura, sendo o valor mínimo de fração do inventário de gás aliviado igual a 51% e o valor máximo igual a 100% (para os 5 casos nos quais não houve ruptura).

Figura 4-41: Comparação da fração do inventário de gás aliviado para local seguro antes da ruptura. Resultados para um vaso sem isolamento térmico submetido a incêndios de tipo jet fire e pool fire.



Fonte: elaboração própria.

5 CONCLUSÕES

Neste trabalho, com o intuito de verificar a eficácia de PSVs na proteção de sistemas pressurizados contendo apenas gás (vaso seco) exposto a um fogo externo (incêndio), foram implementamos dois algoritmos em VBA-EXCEL, com a seguinte finalidade:

i. O dimensionamento de PSVs de acordo com as diretrizes estabelecidas pelas API 520 e API 521;

ii. A simulação do comportamento de um vaso "seco" pressurizado exposto à um incêndio industrial.

Para validação do algoritmo de dimensionamento, fez-se a comparação dos resultados obtidos com resultados de simulações gerados usando o software Aspen HYSYS© pacote *Safety Analysis*. Uma vez que ambos seguem as diretrizes de dimensionamento da API e a comparação demonstrou que os resultados são coincidentes entre si, com erro médio de 0,2%, concluiu-se que o algoritmo foi implementado com sucesso.

O algoritmo de simulação foi validado por meio de análise da consistência física dos resultados gerados na simulação de 96 sistemas diferentes, em que foram avaliados os efeitos da variação da geometria do vaso, pressão de projeto do sistema, tipo de cenário de incêndio, presença/ausência de PSV e presença/ausência de isolamento térmico.

Para obtenção dos resultados, foram simulados 48 sistemas com PSV. No entanto, considerou-se apenas 24 destes sistemas para avaliar a eficácia da PSV na proteção do vaso, assim como os 24 sistemas correspondentes sem PSV. Isso porque, nos 24 sistemas com PSV que não foram considerados, todos com isolamento térmico presente, não foi possível estender a simulação por tempo suficiente para que o sistema atingisse a sua temperatura máxima. Desta forma, não é possível avaliar se haveria a ruptura do sistema ou não.

A partir da análise do comportamento da pressão do sistema e vazão de alívio, foi verificado que em todos os casos simulados a PSV foi capaz de evitar que a sobrepressão do sistema se levasse acima do limite considerado aceitável. Em média, sistemas com PSV apresentaram uma sobrepressão máxima de 2%, enquanto sistemas sem PSV chegaram a apresentar uma sobrepressão de 147% em relação à pressão de projeto do sistema. Ainda assim, dentre os 24 sistemas com PSV que foram avaliados, em 19 destes foi observada a ruptura do vaso, mesmo com a pressão sendo mantida em uma faixa aceitável pelo alívio realizado pela PSV. Analisando o comportamento da tensão de von Mises, exercida pelo gás sobre o vaso, e a tensão máxima admissível do material da parede do vaso, que varia com a temperatura, pode-

se concluir que a ruptura do vaso foi causada pela fragilização do vaso devido ao seu sobreaquecimento, e não pela sobrepressão.

A comparação dos perfis de temperatura dos sistemas simulados com e sem PSV, demonstrou que a presença da PSV praticamente não teve impacto sobre o comportamento da temperatura do sistema. Esta observação está de acordo com o reportado pela API 520, que apresenta em suas diretrizes que a PSV é um equipamento projetado para evitar a sobrepressão, sendo ineficaz na prevenção do sobreaquecimento do sistema.

Uma vez que o principal fator responsável pela ruptura do vaso durante incêndios é o aumento da temperatura do sistema, acredita-se que medidas que sejam capazes de evitar ou retardar o sobreaquecimento do vaso serão eficazes na proteção do sistema. Assim, observou-se que a simples presença de isolamento térmico no sistema foi capaz de estender por horas o tempo de sobrevida dos sistemas, independente da presença ou ausência de PSV.

Ainda assim, é importante ressaltar que a instalação da PSV em sistema pressurizados é requerida pela legislação brasileira, e que a PSV é capaz de evitar a sobrepressão advinda de outras fontes.

Dentre os principais efeitos observados com relação a presença da PSV nos sistemas simulados foram: (i) o adiamento da ruptura do vaso, ou seja, um aumento do tempo de sobrevida do sistema, e (ii) a redução do inventário de gás antes da ruptura.

Em média, em comparação entre os casos com e sem PSV, para os cenários de incêndio tipo *jet fire* a sobrevida do vaso foi 48% maior com PSV, e para os cenário de incêndio tipo *pool fire* a sobrevida do vaso foi 143% maior com PSV. Em um incêndio real, o maior tempo de sobrevida pode permitir a evacuação da área antes da ruptura do sistema, podendo assim prevenir acidentes com danos aos colaboradores da planta.

A PSV foi capaz ainda de realizar o alívio de 67% do inventário de gás antes da ruptura do vaso, o que reduziria significativamente a gravidade da ruptura do vaso. Um menor inventário de gás na ruptura, para gases inflamáveis significa uma explosão de menor impacto (menor pico de sobrepressão da onda de choque e menor raio de exposição), e/ou para gases tóxicos significa menor concentração no ar após a dispersão (menores valores são atingidos com relação aos índices de emergências).

Assim, pode-se concluir que mesmo que a PSV não seja capaz de evitar a ruptura do vaso, sua presença é capaz de minimizar os danos que tal ruptura poderia causar, além de prolongar o tempo em que medidas possam ser tomadas para se evitar acidentes.

A principal conclusão obtida é que a PSV é um dispositivo de segurança indispensável para a proteção de sistemas pressurizados, que assim como qualquer outro dispositivo físico,

possui limitações e é passível de falha. Assim, não é razoável considerar que a simples presença de uma PSV no sistema seja considerada como uma salvaguarda contra a possível ruptura do sistema em caso de incêndio. É necessário que análises transientes, tais como as realizadas neste trabalho, sejam realizadas para se avaliar caso a caso, a fim de identificar o real impacto que a presença da PSV apresenta na proteção do sistema considerado, e se seria necessária a implementação de outras medidas, tais como a instalação de isolamento térmico ou sistemas de dilúvio para controle da temperatura do sistema.

5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O presente trabalho foi realizado com o intuito de ser um ponto de partida para a avaliação sistemática da eficácia de PSVs na proteção de sistemas pressurizados. Assim, apresentam-se as sugestões de trabalhos futuros com base nas discussões da literatura e resultados obtidos neste trabalho:

- Avaliação e comparação do uso de outros materiais na construção da parede metálica do vaso sobre o tempo de sobrevida do sistema.
- Avaliação do uso de diferentes materiais como isolamento térmico.
- Avaliação do efeito da variação da espessura do isolamento térmico e determinação de uma espessura mínima eficaz.
- Avaliação do sistema para outros tipos de gases, tais como nitrogênio, ar de instrumentos, hidrogênio, e outros gases de interesse comercial.
- Modificação dos algoritmos apresentados para inclusão de variações de temperatura do vaso nas coordenadas axial e azimutal, com avaliação do efeito da posição da chama em relação ao vaso no tempo de sobrevida do sistema.
- Modificação dos algoritmos apresentados para inclusão de reações de degradação/decomposição térmica do gás, com avaliação do efeito destas reações no tempo de sobrevida do sistema.

6 REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICAS

[1] American Petroleum Institute. Sizing, Selection, and Installation of Pressure Relieving Devices in Refineries, Part I—Sizing and Selection. API Standard 520; American Petroleum Institute: Washington, DC, USA, 2008.

[2] American Petroleum Institute. Pressure-Relieving and Depressuring Systems, API Standard 521; American Petroleum Institute: Washington, DC, USA, 2014.

[3] LEGISLAÇÃO DO MINISTÉRIO DO TRABALHO, Norma Regulamentadora NR-13, 26.04.1995.

[4] ASME. *Asme International Boiler and Pressure Vessel Code Section 8: Rules for Construction of Pressure Vessels Division 1*; American Society of Mechanical Engineers: New York, NY, USA, 2013.

[5] ANDREASEN, Anders et al. On the adequacy of API 521 relief-valve sizing method for gas-filled pressure vessels exposed to fire. Safety, v. 4, n. 1, p. 11, 2018.

[6] BJERRE, Michael et al. Analysis of pressure safety valves for fire protection on offshore oil and gas installations. Process Safety and Environmental Protection, v. 105, p. 60-68, 2017.

[7] Hekkelstrand, B.; Skulstad, P. Guidelines for the Protection of Pressurized Systems Exposed to Fire; Scandpower Risk Management AS: Kjeller, Norway, 2004.

[8] HEITNER, Irving et al. Relieving Requirements for Gas-Filled Vessels Exposed to Fire. American Petroleum Institute: Proceedings-Refining Department, Washington, v. 62, p.112-122, 1983.

[9] DALZELL, Graham; CHESTERMAN, Alan. Nothing, is safety critical. Process safety and environmental protection, v. 75, n. 3, p. 152-156, 1997.

[10] American Petroleum Institute. Flanged Steel Pressure Relief Valves. API Standard 526; American Petroleum Institute: Washington, DC, USA, 2002.

[11] Incropera, F. and DeWitt, D. Fundamentals of Heat and Mass Transfer. 6th Edition, J. Wiley & Sons, New York, 2007.

[12] Benintendi, R. Process safety Calculations. 2nd Edition, Elsevier, 2021.

[13] LONODO, F.; ARCHER, R.; BLASINGAME, T. Correlations for Hydrocarbon-Gas Viscosity and Gad Density - *Validation and Correlation of Behavior Using a Large Scale-Database.* SPE Reservoir Engineering and Evaluation, p. 561-572, 2005.

[14] VINES, R. G.; BENNETT, L. A. The thermal conductivity of organic vapors. *The relationship between thermal conductivity and viscosity, and the significance of the Eucken factor*. The Journal of Chemical Physics, v. 22, n. 3, p. 360-366, 1954.

[15] BOILER, A. S. M. E.; CODE, Pressure Vessel. Section VIII division 1. *Rules for construction of pressure vessels*, Appendix, v. 1, n. 1, 2010.

[16] MANNAN, S. Lees' Process Safety Essentials: *Hazard Identification, Assessment and Control*. Butterworth-Heinemann, 2013.

[17] U.S. DEPARTMENT OF COMMERCE. National Institute of Standards and Technology, NIST Webbook, SDR 69. Disponível em: http://webbook.nist.gov. Acesso em: 01/12/2023.

[18] SILCA, Refractory Solutions. Thermal Insulation, Non-Ferrous Metal Casting & Fire Protection, Catalogue, 2018.

APÊNDICE A – Dimensionamento de PSVs de Acordo com as API 520 e API 521

Como referido no texto principal deste trabalho, o dimensionamento de uma PSV começa pelo cálculo da capacidade requerida para alívio da pressão (W_{req}) e a partir deste valor é possível calcular a área transversal do orifício da PSV, A_{orif}, usando as fórmulas fornecidas pela API 520:

Para o caso de fluidos compressíveis em regimente de escoamento crítico:

$$A_{orif} = \frac{W_{req}}{C.P_1.K_b.K_c.K_d}\sqrt{\frac{T_1.Z}{MM}} \qquad \text{(Eq.05 – API 520)}$$

Nesta fórmula o fator C é função do coefiente isentrópico do fluido ($\gamma = C_p/C_v$) avaliado nas condições de alívio da PSV:

$$C = 0{,}0395.\sqrt{\gamma(\frac{2}{\gamma+1})^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}}} \qquad \text{(Eq.09 – API 520)}$$

O fator de combinação K_b é devido ao efeito da contrapressão sobreposta. O seu valor pode ser lido no gráfico da figura A.1.1, retirado da API 520, que representa um compromisso entre os valores recomendados por diferentes fabricantes. Para permitir a leitura automática do valor de K_b pelo algorítmo de dimensionamento implementado, realizamos o ajuste polinomial das curvas da figura A.1.1, como descrito no apêndice B.

O fator de combinação K_c é devido à presença ou ausência de disco de ruptura associado à PSV, sendo igual a 1 caso haja disco de rutura associado, e igual a 0,9 caso contrário;

O coefiente de descarga da válvula K_d deve ser fornecido pelo fabricante, e um valor médio de 0,975 pode ser usado para estimativas iniciais;

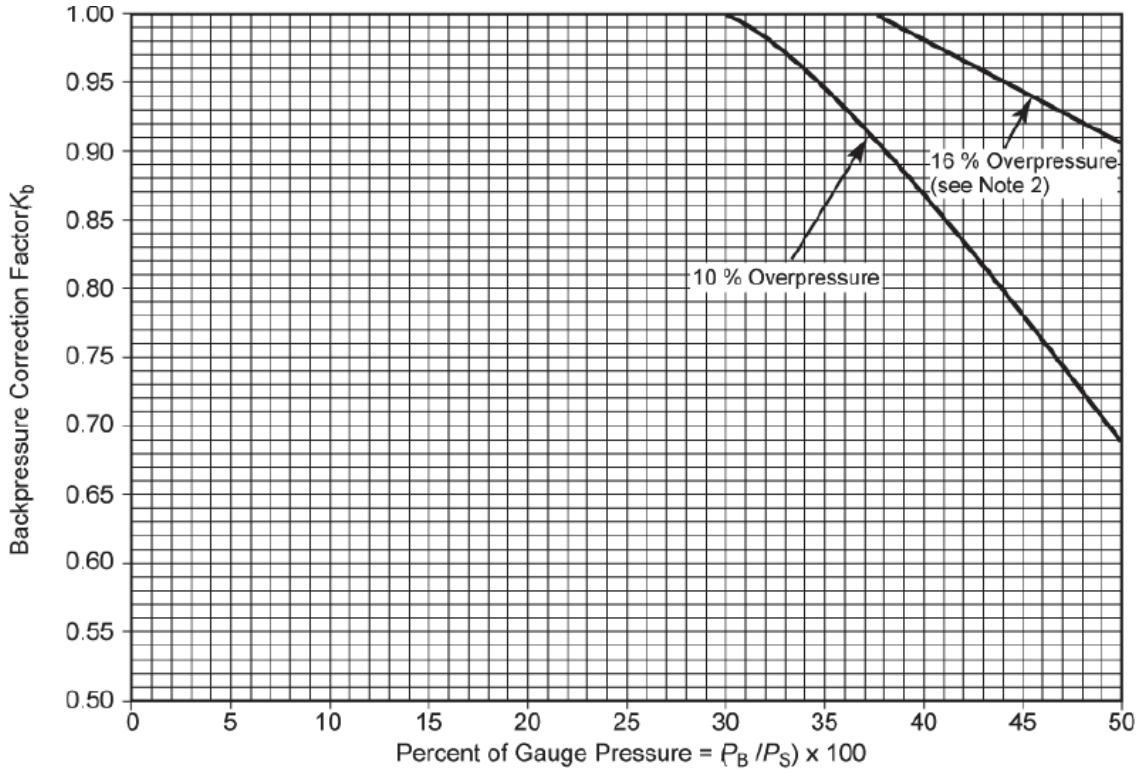
Para o caso de fluidos compressíveis em regimente de escoamento subcrítico:

$$A_{orif} = \frac{17{,}9\,.W_{req}}{F_2.K_c.K_d}\sqrt{\frac{T_1.Z}{MM.P_1.(P_1-P_2)}} \qquad \text{(Eq.15 – API 520)}$$

Nesta fórmula o fator F_2 é função do coefiente isentrópico do fluido (γ), avaliado nas condições de alívio da PSV, e da razão entre as pressões à montante e a jusante da válvula, ($r = P_2/P_1$):

$$F_2 = \sqrt{\left(\frac{\gamma}{\gamma-1}\right).r^{\left(\frac{2}{\gamma}\right)}.\left[\frac{1-r^{\left(\frac{\gamma-1}{\gamma}\right)}}{1-r}\right]} \qquad \text{(Eq.18 – API 520)}$$

Figure A.1.1 — Fator de combinação devido ao efeito da contrapressão sobreposta, K_b, como função da contrapressão.



Fonte: figura 30 da API 520, ref.[1].

NOTAS:

P_B: contrapressão total;

P_S: pressão de ajuste da PSV;

Para um valor de sobrepressão de 21%, considerar $K_b = 1$;

Os itens a seguir apresentam as equações usadas no cálculo da capacidade requerida para alívio de pressão para os cenários de falha: sistema contendo líquidos exposto a um fogo externo, expansão térmica e bloqueio indevido. O cenário sistema contendo apenas gases/vapores exposto a um fogo externo já foi discutido no texto principal deste trabalho.

A.1 – Sistema Contendo Líquidos Exposto a um Fogo Externo

Segundo a API 521 o dimensionamento de uma PSV, para o cenário de um fogo externo em sistema contendo líquidos, parte do cálculo do calor total absorvido pela superfície molhada do vaso, dado pela fórmula:

$$Q_w = C_1 . F . {A_w}^{0,82} \qquad \text{(Eq.06 – API 521)}$$

Nesta fórmula a constante C_1 é igual à 43.200 no SI (e 21.000 nas unidades USC). O fator ambiental F, usado na correção devido a presença de isolamento térmico no sistema, é dado pela seguinte equação:

$$F = \frac{\kappa_{ins}(904 - T_1)}{66570.\delta_{ins}} \qquad \text{(Eq.16 – API 521)}$$

Nos casos em que não há isolamento térmico no vaso, deve ser considerado um valor de fator ambiente F igual à 1.

O cálculo da capacidade requerida para alívio da pressão pela PSV é realizado considerando que todo o calor absorvido pelo vaso será consumido pela evaporação do conteúdo líquido do sistema:

$$W_{req} = \frac{Q_w}{\Delta H_{vap}}$$

A.2 – Expansão Térmica

A API 521 fornece a seguinte fórmula para o cálculo da vazão volumétrica requerida para alívio da pressão, para o cenário de expansão térmica do fluido devido a um fluxo externo de calor Q_{ext}:

$$q_{req} = \frac{\alpha_v.Q_{ext}}{1000.d.{C_P}^{fluido}} \qquad \text{(Eq.01 – API 521)}$$

A capacidade requerida da PSV é calculada a partir da vazão volumétrica por

$$W_{req} = q_{req} \cdot \rho_{fluido}$$

A.3 – Bloqueio Indevido

De acordo com a API 520, para o caso de bloqueio indevido de linha ou saída de equipamento, deve-se considerar a vazão de alívio igual à vazão máxima de processo na linha.

A partir da vazão de alívio, a área mínima requerida do orifício da PSV pode ser calculada através das seguintes equações:

Para o caso de fluidos compressíveis em regimente de escoamento crítico:

$$A_{orif} = \frac{W_{req}}{C.P_1.K_b.K_c.K_d}\sqrt{\frac{T_1.Z}{MM}} \qquad \text{(Eq.05 – API 520)}$$

Para o caso de fluidos compressíveis em regimente de escoamento subcrítico:

$$A_{orif} = \frac{17{,}9\ .\ W_{req}}{F_2 . K_c . K_d} \sqrt{\frac{T_1 . Z}{MM . P_1 . (P_1 - P_2)}} \qquad \text{(Eq.15 – API 520)}$$

APÊNDICE B – Calibração e Ajuste de Curvas

B.1 – Ajuste das curvas de K_b

Buscando automatizar a determinação do parâmetro de correção devido à contrapressão sobreposta, K_b, removendo a necessidade de sua leitura manual pelo usuário do algorítmo, foi realizado o ajuste polinomial das curvas apresentadas na figura A.1.1.

O ajuste foi realizado a partir de pares de pontos ($P_B/P_S : K_B$) para ambas as curvas (sobrepressão 10% e 16%), selecionados manualmente pelos autores. Os pontos usados estão listados na tabela **B.1.1**.

Estes pontos foram então ajustados por um polinômio de segunda ordem usando o software Microsoft Excel©. Os coeficientes obtidos a partir deste ajuste, assim como o coeficiente de determinação de cada ajuste (R^2) são apresentados na tabela **B.1.2**, abaixo:

Tabela B.1.1 – Pares de pontos usados para o ajuste polinomial das curvas da figura A.1.1, selecionados manualmente pelos autores.

Sobrepressão 10%		Sobrepressão 16%	
P_B/P_S (%)	K_B	P_B/P_S (%)	K_B
31,0	0,990	37,2	1,000
32,0	0,980	39,1	0,990
33,0	0,970	40,0	0,980
34,0	0,960	41,0	0,970
35,3	0,947	44,0	0,950
37,1	0,921	45,0	0,940
38,0	0,900	48,0	0,940
39,1	0,881	49,2	0,912
42,0	0,830		
45,0	0,780		
46,0	0,760		
47,0	0,740		
48,0	0,720		
49,1	0,702		

Fonte: elaboração própria

Tabela B.1.2 – Coeficientes obtidos a partir do ajuste polinomial das curvas da figura A.1.1. Ajuste realizado usando o Microsoft Excel©.

Sobrepressão	10%	16%
a	-0,0003	0,0001
b	0,0062	-0,0171
c	1,0726	1,472
R^2	0,9987	0,9539

Fonte: elaboração própria.

APÊNDICE C – Constantes Usadas para Determinação de $\boldsymbol{\mu_{gás}}$

Neste trabalho a viscosidade dinâmica do gás foi cálculada através das seguintes correlações, apresentadas na ref.[13]:

$$\mu_{gás} = {\mu_{gás}}^{1atm} + f(\rho_{gás}) \qquad \text{(Eq.21 – ref.[13])}$$

$$f(\rho_{gás}) = \frac{a + b.\rho_{gás} + c.{\rho_{gás}}^2 + d.{\rho_{gás}}^3}{e + f.\rho_{gás} + g.{\rho_{gás}}^2 + h.{\rho_{gás}}^3} \qquad \text{(Eq.22 – ref.[13])}$$

Onde os coeficientes de $f(\rho_{gás})$ são função da temperatura do gás (T_g), dados por:

$$a = a_0 + a_1 \cdot T_g + a_2 \cdot {T_g}^2$$
$$b = b_0 + b_1 \cdot T_g + b_2 \cdot {T_g}^2$$
$$c = c_0 + c_1 \cdot T_g + c_2 \cdot {T_g}^2$$
$$d = d_0 + d_1 \cdot T_g + d_2 \cdot {T_g}^2$$
$$e = e_0 + e_1 \cdot T_g + e_2 \cdot {T_g}^2$$
$$f = f_0 + f_1 \cdot T_g + f_2 \cdot {T_g}^2$$
$$g = g_0 + g_1 \cdot T_g + g_2 \cdot {T_g}^2$$
$$h = h_0 + h_1 \cdot T_g + h_2 \cdot {T_g}^2$$

E os valores dos coeficientes de subíndice zero à dois são:

	$i = 0$	$i = 1$	$i = 2$
a_i	$9{,}53363 \times 10^{-1}$	$-1{,}07384 \times 10^{0}$	$1{,}31729 \times 10^{-3}$
b_i	$-9{,}71028 \times 10^{-1}$	$1{,}12077 \times 10^{+1}$	9.01300×10^{-2}
c_i	$1{,}01803 \times 10^{0}$	$4{,}98986 \times 10^{0}$	$3{,}02737 \times 10^{-1}$
d_i	$-9{,}90531 \times 10^{-1}$	$4{,}17585 \times 10^{0}$	$-6{,}36620 \times 10^{-1}$
e_i	$1{,}00000 \times 10^{0}$	$-3{,}19646 \times 10^{0}$	$3{,}90961 \times 10^{0}$
f_i	$-1{,}00364 \times 10^{0}$	$-1{,}81633 \times 10^{-1}$	$-7{,}79089 \times 10^{0}$

g_i	$9{,}98080 \text{ x } 10^{-1}$	$-1{,}62108 \text{ x } 10^{0}$	$6{,}34836 \text{ x } 10^{-4}$
h_i	$-1{,}00103 \text{ x } 10^{0}$	$6{,}76875 \text{ x } 10^{-1}$	$4{,}62481 \text{ x } 10^{0}$

Fonte: elaboração própria, baseado na ref.[13]

E o valor da viscosidade dinâmica à 1atm é estimado a partir da temperatura e densidade (em relação ao ar) do gás (ou mistura gasosa), de acordo com a seguinte equação:

$$ln\left(\mu_{gás}{}^{1atm}\right) = \left[\frac{a'_0 + a'_1.\ln\left(T_g\right) + a'_1.\ln(G) + a'_3.\ln\left(T_g\right).\ln(G)}{b'_0 + b'_1.\ln\left(T_g\right) + b'_2.\ln(G) + b'_3.\ln\left(T_g\right).\ln(G)}\right] \quad \text{(Eq.32 – ref.[13])}$$

E os valores dos coeficientes desta fórmula são dados por:

a'_0	$-6.39821 \text{ x } 10^{0}$
a'_1	$-6.045922 \text{ x } 10^{-1}$
a'_2	$7.49768 \text{ x } 10^{-1}$
a'_3	$1.261051 \text{ x } 10^{-1}$
b'_0	1
b'_1	$6.97180 \text{ x } 10^{-2}$
b'_2	$-1.013889 \text{ x } 10^{-1}$
b'_3	$-2.15294 \text{ x } 10^{-2}$

Fonte: elaboração própria, baseado na ref.[13]