Universidade Estadual de Campinas
Faculdade de Engenharia Química

Trabalho de Conclusão de Curso

Análise da influência da esteira de von Kármán em um parque de tancagem típico e sua relação com cenários de incêndios

Gabriel Vinícius Martins de Oliveira 168194
Raphaela da Penha Gomes Vieira 176426

Supervisor: Sávio Souza Venâncio Vianna

Campinas – SP
Julho - 2020

Título: Análise da influência da esteira de von Kármán em um parque de tancagem típico e sua relação com cenários de incêndios

Agradecimentos

Agradecemos à Universidade Estadual de Campinas por tantos anos de ensinamento que vão além do escopo da Engenharia Química, nos proporcionando os melhores anos das nossas vidas até o presente momento.

Aos professores da Faculdade de Engenharia Química pela elevada qualidade de ensino, nos inspirando com o amor pela ciência e contribuindo significativamente para nossa formação profissional.

Ao Professor Doutor Sávio Souza Venâncio Vianna pela orientação e assistência fornecidas, as quais foram fundamentais para construção deste trabalho.

À Doutora Tatiele Dalfior Ferreira pela solicitude em nos dar suporte e auxílio durante a execução desse projeto desafiador.

Aos nossos pais por todo suporte emocional e paciência durante toda a graduação. Tivemos diversos desafios, mas com o amor, apoio e a confiança deles conseguimos superá-los.

Por fim, agradecemos aos nossos amigos por tantos momentos vividos. Esses anos de companheirismo estarão sempre entre nossas melhores memórias.

SUMÁRIO

Agradecimentos **2**

Lista de Figuras **4**

Lista de Tabelas **7**

Lista de Símbolos **8**

Letras Romanas Maiúsculas 8

Letras Romanas Minúsculas 9

Letras Gregas 9

Resumo **11**

1. Introdução **12**

2. Revisão Bibliográfica **13**

2.1. Esteira de von Kármán **13**

2.2. Parques de Tancagem 14

2.2.1. Normas técnicas nacionais e internacionais 15

2.2.1.1. Distâncias Mínimas 16

2.3. Incêndios 16

2.3.1. Tipos de Incêndio 17

2.3.1.1. Incêndio em poça 18

2.3.2. Modelos de Incêndio 19

2.3.2.1. Eddy Dissipation 20

2.3.2.2. Point Source Model 21

2.3.2.3. Solid Flame Model 22

2.3.2.4. Modified Solid Flame Model 22

2.3.3. Geometria da Chama 23

2.3.3.1. Taxa de queima de incêndio ($\dot{m}$) 23

2.3.3.2. Cenário sem vento (uw= 0) 24

2.3.3.3. Cenário com vento (uw= 9,28 m/s) 25

2.4. Características do Combustível 27

3. Metodologia **28**

3.1. Caracterização do parque de tancagem 28

3.2. Modelo de Chama Sólida Modificado 29

3.2.1. Taxa de queima de combustível ($\dot{m}$) 29

3.2.2. Geometria da Chama 29

3.2.2.1. Diâmetro da poça (D) 30

3.2.2.2. Sem vento (uw = 0) 30

3.2.2.3. Com vento (uw ≠ 0) 30

3.2.3. Características da chama e poder de emissão 31

3.2.4. Fator de Configuração (F) 32

3.2.5. Transmissividade Atmosférica (τ) 34
3.3. Simulação por ferramenta comercial de CFD 35
3.3.1. Geometria e Malha Computacional 35
3.3.2. Condições de Contorno e Setup 37

4. Resultados e Discussão 38
4.1. Modelo de Chama Sólida Modificado 38
4.1.1. Taxa de queima de combustível 39
4.1.2. Geometria da Chama 39
4.1.2.1. Altura da chama (Hf) 39
4.1.2.2. Comprimento da chama (Lf) 40
4.1.2.3. Ângulo de Inclinação da chama (**θ**) 41
4.1.2.4. Deslocamento da chama (ΔD) 42
4.1.3. Intensidade da Radiação Térmica (q) 43
4.1.3.1. Poder de Emissão médio da chama (Emédio) 43
4.1.3.2. Fator de Configuração (F) 45
4.1.3.3. Transmissividade Atmosférica (τ) 46
4.2. Simulação Computacional (CFD) 47
4.2.1. Campo de vento e escolha da malha computacional 47
4.2.2. Validação dos parâmetros de combustão do etanol 51
4.2.3. Incêndio no parque de tancagem 53
4.3. Comparação dos modelos e análise de risco 57

5. Conclusão 59

6. Referência Bibliográficas 60

APÊNDICES 64
APÊNDICE A - Dashboard em Excel com resultados do modelo de chama sólida modificado 64
APÊNDICE B - Relação dos tanques de armazenamento do parque de tancagem típico 68

ANEXOS 69
ANEXO I - Distância mínima de segurança entre tanques de armazenamento 69
ANEXO II - Danos causados pelas diferentes intensidades de radiação térmica 71
ANEXO III - Montagem experimental reproduzida para validação dos resultados da queima de etanol 72

Lista de Figuras

Figura 1. Esteira de vórtices de von Kármán formados a partir de um cilindro (White, 2016).

Figura 2. Tipos de incêndios possíveis em plantas químicas (Casal,2018).

Figura 3. Duas possíveis situações de liberação do combustível líquido (Wiley, 2000).

Figura 4. Modelos semi empíricos: (a) Point Source Model, (b) Solid flame model, (c) Modified solid flame model (McGrattan *et al*, 2000).

Figura 5. Esquema da reação de combustão de chamas difusivas (Rangwala,2012).

Figura 6. Point Source Model (Casal, 2018).

Figura 7. Geometria da chama com e sem influência do vento (Santos, 2014).

Figura 8. Parque de tancagem típico (Elaborada pelos autores).

Figura 9. Representação da fonte cilíndrica e inclinada de radiação e elemento receptor (Beyler, 2002).

Figura 10. Vista isométrica do domínio computacional: setas duplas azuis representam abertura; setas pretas únicas representam fluxos de entrada. A região em vermelho representa a poça. (Elaborado pelos autores).

Figura 11. Resumo da geometria da chama para com e sem vento (Elaborada pelos autores).

Figura 12. Campo de velocidade escalar gerado em função do vento no parque de tancagem - vista de cima, em um plano a 1 metro do chão. (a) Malha grosseira (G); (b) Malha intermediária (I); © Malha refinada (R). (Elaborado pelos autores)

Figura 13. Vetores velocidade durante a ventilação do parque de tancagem - plano horizontal a 1 metro do chão. (Elaborado pelos autores)

Figura 14. Linhas de medição de velocidade indicadas em preto. O ponto vermelho indica o ponto imediatamente atrás do tanque de interesse (10) e será utilizado como referencial. (Elaborada pelos autores).

Figura 15. Perfis de velocidade escalar médias nas linhas: (a) x/D = 1,5; (b) x/D = 3,5; (c) x/D = 8,0. (Elaborada pelos autores).

Figura 16. Comparação entre dados experimentais do incêndio em poça do etanol e os obtidos por meio de simulação computacional - influência do parâmetro B. (Elaborada pelos autores).

Figura 17. Perfis de temperatura no estado estacionário do incêndio do etanol visto dos planos: (a) lateral passando diametralmente pelo tanque que vazou (b) aéreo a 1,5m do chão. (Elaborada pelos autores).

Figura 18. Linhas (numeradas de 1 a 5, da esquerda para direita) de medição dos valores da radiação no tanque 11. (Elaborada pelos autores).

Figura 19. Representação da chama formada pelo incêndio de poça do etanol (a) vista em perspectiva da área de processo; (b) linha traçada para determinar o comprimento de chama. (Elaborada pelos autores).

Figura A1. Dados de entrada do modelo e resultado da taxa de queima de combustível. (Elaborada pelos autores).

Figura A2. Resultados das diferentes correlações para altura e comprimento da chama. (Elaborada pelos autores).

Figura A3. Resultados das diferentes correlações para inclinação e deslocamento da chama. (Elaborada pelos autores).

Figura A4. Resultados do poder de emissão da chama e intensidade de radiação emitida. (Elaborada pelos autores).

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Características construtivas do tanque 10 de armazenamento de etanol. (Elaborada pelos autores).

Tabela 2 – Propriedades físicas do Etanol. (Elaborada pelos autores).

Tabela 3 – Detalhamento das três malhas avaliadas no teste de malhas. (Elaborado pelos autores).

Tabela 4 – Parâmetros para determinação da poça de diâmetro D. (Elaborada pelos autores).

Tabela 5 – Taxa de queima de combustível em cenários com e sem vento. (Elaborada pelos autores).

Tabela 6 – Altura da chama em incêndio em poça em cenário sem vento. (Elaborada pelos autores).

Tabela 7 – Comprimento da chama (L_f) sob ação do vento. (Elaborada pelos autores).

Tabela 8 – Inclinação da chama (θ) em cenário sob ação vento. (Elaborada pelos autores).

Tabela 9 – Deslocamento da chama (ΔD) em cenários sob ação do vento. (Elaborada pelos autores).

Tabela 10 – Geometria da chama em cenários com e sem vento. (Elaborada pelos autores).

Tabela 11 – Poder emissivo da parte luminosa da chama. (Elaborada pelos autores).

Tabela 12 – Parâmetros do poder de emissão da parte luminosa (Elaborada pelos autores).

Tabela 13 – Poder de Emissão médio da poça de incêndio em estudo. (Elaborada pelos autores).

Tabela 14 – Fator de configuração em cenários com e sem vento. (Elaborada pelos autores).

Tabela 15 – Parâmetros para cálculo da transmissividade atmosférica (Elaborada pelos autores).

Tabela 16 – Intensidade de radiação com que o tanque alvo é atingido. (Elaborada pelos autores).

Tabela 17 – Grid Convergence Index entre as malhas testadas na simulação do campo de vento do parque de tancagem. (Elaborada pelos autores).

Tabela 18 – Influência do parâmetro B do EDM no erro entre os dados experimentais e de simulação no incêndio em poça do etanol. (Elaborado pelos autores).

Tabela 19 – Radiação incidente em 5 linhas de medição na face do tanque 11 voltada para o tanque incendiado. (Elaborada pelos autores).

Tabela I.1 – Distância mínima recomendada entre tanques pequenos individuais (diâmetros $\leq$ 10m) e áreas adjacentes. (HSE, 1998).

Tabela I.2 – Distância mínima entre tanques em um parque de tanques pequenos. (HSE, 1998).

Tabela I.3 – Distância mínima entre um parque de tanques pequenos e áreas adjacentes. (HSE,1998).

Tabela II.1 - Danos para diferentes intensidade de radiação. (Zhang, 2014)

Lista de Símbolos

Letras Romanas Maiúsculas

A - Parâmetro empírico do *Eddy Dissipation Model*

A_{eq} - Área equivalente da poça de incêndio

A_{dq} - Área do dique

A_{tq} - Área circular do tanque

B - Parâmetro empírico do *Eddy Dissipation Model*

D - Diâmetro

D_t - Distância entre tanque fonte e alvo

E - Poder de emissão da chama

E_b - Poder de emissão de um corpo negro

$E_{médio}$ - Poder de emissão médio

E_{shoot} - Poder de emissão da fumaça

F - Fator de configuração

GCI - Grid Convergence Index

Gro - Malha computacional grosseira

Int - Malha computacional intermediária

Fr - Número de Froude

H_f - Altura da chama

HR - Umidade do ar atmosférico

L_f - Comprimento da chama

M_{fuel} - Massa molar do combustível

M_{O2} - Massa molar do oxigênio

N - número de elementos presentes na malha computacional

P_w - Pressão parcial da água na atmosfera

P_{wa} - pressão de vapor de água saturada na temperatura ambiente

Q - taxa de liberação de calor

R - Taxa média de reação

Re - Número de Reynolds

Ref - Malha computacional refinada

T_a - Temperatura ambiente

T_{eb} - Temperatura de ebulição do combustível

Y_{O2} - Porcentagem de O_2 no ar atmosférico

Letras Romanas Minúsculas

c_l - calor específico do combustível

e_a - erro absoluto

e_{ext} - erro extrapolado

g - Aceleração da gravidade

h - tamanho médio representativo de uma malha computacional

h_{fg} - calor latente de vaporização

k - Coeficiente de extinção

k_g - Coeficiente de Transferência de massa

$\dot{m}$ - Taxa de queima de combustível

$\dot{m}_{\infty}$-Taxa de queima de combustível para D -> ∞

p - ordem aparente do método GCI

q - Intensidade da radiação térmica

r - razão entre os elementos das malhas computacionais

s - razão estequiométrica entre O_2 e o combustível

u_w - Velocidade do vento

u^*_w - Velocidade adimensional do vento

x - Coordenada cartesiana

y - Coordenada cartesiana

z - Coordenada cartesiana

Letras Gregas

β - Feixe médio de correção de comprimento

Γ - Constante dependente das propriedades do combustível

ΔD - Deslocamento da poça

ΔH_c - Calor de combustão do combustível

ΔH_{fg} - Calor de vaporização efetivo do combustível

ΔVi - Volume do *i-ésimo* elemento

ε_f - Emissividade da chama

θ - Inclinação da chama

η - Fração Radiante

ρ_a - Densidade do ar

ρ_v - Densidade de vapor do combustível

σ - Constante de Stefan-Boltzmann

τ - Transmissividade Atmosférica

φ - Variável arbitrária de interesse

φ_{ext} - Variável arbitrária de interesse extrapolada

χ_{lum} - Fração de chama visível

Resumo

Os tanques de armazenamento possuem ampla utilização na indústria química e os parques de tancagem são considerados áreas críticas da planta dado seu elevado potencial de acidentes. Análises históricas apontam que os incêndios são os acidentes mais frequentes, podendo ser mais prejudiciais que explosões e vazamentos de compostos tóxicos. Um dos tipos de incêndio recorrente às atividades de armazenamento de líquidos inflamáveis são os incêndios em poça. Estes eventos possuem área de abrangência menor quando comparado aos outros possíveis incidentes, entretanto, a radiação térmica emitida pode gerar injúrias às pessoas e atingir equipamentos vizinhos, escalonando o incêndio. Desta forma, a predição da intensidade da radiação emitida por estes cenários torna-se essencial para segurança de processos e planejamento de medidas de emergência.

Assim, neste trabalho, objetivou-se estimar a intensidade da radiação térmica incidente em um tanque alvo, com o origem em um incêndio em poça no tanque de etanol do parque em estudo. Para tal, utilizou-se o modelo semi empírico de chama sólida modificado e simulações computacionais no Ansys® CFX. Em seguida, os resultados obtidos por estes modelos foram confrontados a fim de justificar a adesão de ferramentas CFD nas indústrias químicas, dado que demandam alto esforço computacional e investimentos em equipamentos.

O modelo de chama sólida modificado estimou que a intensidade com a qual o tanque alvo seria atingido é de 20,46 kW/m² enquanto que a simulação computacional estimou um valor de 43,07 kW/m². Apesar dos valores serem diferentes, ambas intensidades poderiam gerar avarias significativas ao tanque alvo, potencializando riscos de um efeito dominó. Dado o exposto, verifica-se a necessidade de uma análise de risco crítica no design de plantas químicas, uma vez que respeitar as normas de espaçamento mínimo entre tanques não é garantia de segurança de processo sob cenários de incêndio.

Como os resultados obtidos pelos dois modelos estão em uma mesma ordem de grandeza, sugere-se, para este estudo, a utilização do modelo semi empírico de chama sólida modificado por ser uma ferramenta de menor custo e maior facilidade de utilização.

1. Introdução

Presentes em indústrias químicas, tanques de armazenamento de líquidos inflamáveis apresentam risco de combustão na presença de uma fonte de ignição. Dessa forma, parques de tancagem são áreas críticas das instalações químicas uma vez que qualquer vazamento acidental pode ocasionar incêndios com graves consequências ao meio ambiente, sociedade e ainda comprometer a produção da empresa, gerando prejuízos econômicos.

Um exemplo recente é o acidente da Replan. Em agosto de 2018, a Replan, maior refinaria da Petrobrás localizada em Paulínia (SP), foi atingida pela explosão de um tanque de armazenamento de águas ácidas seguida de um incêndio, atingindo outros tanques. Não houve vítimas, porém o ocorrido ocasionou grande perda econômica: a planta que representa 21% do refino de petróleo de todo Brasil, teve diminuição de cerca de 35% da sua produção (G1, 2018), conseguindo retomar sua produção integral apenas 5 meses após o acidente (G1, 2019). Um outro exemplo, que mostra os impactos de um incêndio ao meio ambiente, é o acontecido na Ultracargo de Santos (SP), em abril de 2015. Considerado o maior incêndio industrial do Brasil, seis tanques de armazenamento foram atingidos levando cerca de 9 dias para extinguir as chamas. Segundo a Cetesb, bilhões de litros de água que foram utilizados no incêndio voltaram para o ecossistema aquático com restos de produtos químicos da espuma usada no combate às chamas e resíduos de combustíveis. Calculou-se cerca de cinco a dez anos para que a natureza se recupere desse acidente ambiental (Estadão, 2015).

Ao longo dos anos, diversas diretrizes acerca de armazenamento de líquidos inflamáveis foram desenvolvidas, as quais abordam boas práticas, medidas de segurança e proteção contra incêndios. No Brasil, tem-se a NBR 17505, norma técnica criada pela ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas) que aponta regras, características e orientações sobre armazenamento de líquidos inflamáveis e combustíveis. Outra norma vigente é a norma regulamentadora NR-20 a qual aborda aspectos de segurança e saúde no trabalho com inflamáveis e combustíveis. Existem também inúmeras normas internacionais, entre elas as normas API (American Petroleum Institute), SPFE (Society of Fire Protection Engineers), FSSA (Fire Supression Systems Association) e NFPA (National Fire Protection Association). O fator em comum de todas essas normas é apontar diretrizes de correto armazenamento e utilização dos líquidos inflamáveis, garantindo segurança às instalações que operam com esses produtos altamente perigosos (Ruzzarin, 2011).

Entretanto, adequar-se à essas normas não é garantia de extinção de acidentes. Mesmo após o grande avanço em nível de legislação, incêndios ainda são frequentemente registrados em indústrias, tornando relevante o estudo de métodos para minimizar os danos patrimoniais nesses casos. Fatores como o campo de velocidade do vento, geometria do local, carga térmica e taxa e direção do vazamento do inflamável são essenciais para predizer o comportamento de um escoamento turbulento reativo - incêndio - e, assim, permitir identificar pontos de maior risco em um parque de tancagem em um cenário acidental (Chakrabarty *et al.*, 2016).

Um dos mais preocupantes tipos de incêndio em parques de tancagem é o incêndio em poça. Por ser consideravelmente sensível à velocidade do vento e sua direção, ele possui grande risco de escalonamento, podendo atingir tanques vizinhos (AIChE, 2000). Em escoamentos turbulentos reativos como nesses cenários, o entendimento da separação da camada limite em torno dos tanques se torna crucial. Esse fenômeno gera zonas de baixa pressão que, por sua vez, resulta em recirculações que aumentam a frente da chama e acentuam o potencial de propagação do incêndio. Além disso, no caso específico do escoamento ao redor de um corpo cilíndrico - como um tanque de armazenamento - observa-se um comportamento característico do campo de velocidade e pressão, conhecido como esteira de von Kármán, na qual vórtices alternados se desenvolvem regularmente à jusante do fluxo de fluido (Souza, 2016).

Neste trabalho, será apresentado um estudo numérico a fim de avaliar a segurança de um parque de tancagem típico submetido a um incêndio em poça, analisando os principais fenômenos envolvidos e seu respectivo potencial de escalonamento.

2. Revisão Bibliográfica

2.1. Esteira de von Kármán

É grande a lista de teóricos que contribuíram - direta ou indiretamente - para o entendimento que temos hoje sobre a formação de vórtices em escoamentos. Ela se desenrola através de nomes do século XV, como Leonardo da Vinci, passando por Leonhard Euler, Louis Navier, Ernst Stokes e Osborne Reynolds, até chegar a estudiosos mais contemporâneos, como Theodor von Kármán e Geoffrey Taylor (Munson e Young, 2009).

Ainda que seja um tópico de ampla discussão, um vórtice é comumente caracterizado por uma região de mínimo na pressão do escoamento, linhas de corrente fechadas ou espiraladas e isosuperfícies de vorticidade constante (Sadrehaghighi, 2020). Outras definições ressaltam a

ausência de forças transientes e de efeitos viscosos no fenômeno (Jeong e Hussain, 1995): a diminuição da viscosidade associada ao aumento da velocidade desintegra um conjunto de elementos se movimentando em certa direção, de modo que pequenas porções passam a seguir direções aleatórias com velocidades arbitrárias (Majumdar, 2003).

Figura 1. Esteira de vórtices de von Kármán formados a partir de um cilindro (White, 2016).

Ainda que certo escoamento pareça estacionário, padrões oscilatórios e a formação de vórtices podem ser observados em determinados números de Reynolds. Um caso conhecido é a separação transiente de fluido que ocorre a jusante de um corpo de prova cilíndrico imerso em um escoamento estacionário. Quando $10^2 < Re < 10^7$ (White, 2016) desprendem-se vórtices em padrões repetidos, caracterizando um fenômeno chamado de esteira de von Kármán. Em regiões mais afastadas do corpo, as linhas de corrente permanecem praticamente uniformes, de forma que a rotação e seus efeitos ocorrem somente dentro da esteira.

Ao estudar incêndios em parques de armazenamento de solventes inflamáveis, entender a influência de fenômenos como a esteira de vórtices de von Kármán torna-se essencial, tendo em vista o típico formato cilíndrico dos tanques de armazenamento. Formadas zonas de baixa pressão, em cenários como esses, as recirculações aumentam a frente da chama e acentuam o potencial de propagação do fogo.

2.2. Parques de Tancagem

Os tanques de armazenamento são construções com objetivo de aliviar flutuações de entrada e saída de fluidos. Esses reservatórios são amplamente utilizados na indústria química, geralmente agrupados em áreas denominadas parques de tancagem. Mannan (2012) propõe 5 categorias de armazenamento de líquidos e gases, dada suas condições de temperatura e pressão. São elas:

- Armazenamento atmosférico – líquido à temperatura e pressão atmosférica;

- Armazenamento pressurizado – gás liquefeito sob pressão e à temperatura atmosférica;
- Armazenamento pressurizado semi refrigerado – gás liquefeito sob pressão e à baixa temperatura;
- Armazenamento completamente refrigerado – gás liquefeito à pressão atmosférica e à baixa temperatura;
- Armazenamento de gás sob pressão;

Além disso, estes podem variar conforme: (i) teto (fixo – cônico, curvo, em gomos. Móvel – flutuante, fixo com diafragma flexível), (ii) geometria (cilíndricos, esféricos, cônicos, etc), (iii) posição (de superfície, elevado, enterrado, semienterrado). Ademais podem ser construídos por diversos materiais e entre eles: aço inoxidável, concreto, alumínio, plástico reforçado com fibra de vidro e aço carbono, sendo este último o mais utilizado na indústria química. Myers (1997) definiu quatro principais requisitos para a escolha do material: experiência, isto é, avaliar aplicações passadas de tanques sob condições similares na escolha do material, conformidade às normas, corrosão e fratura frágil. Ele salienta ainda outros fatores como dureza e força do material, disponibilidade, fabricação e custo.

2.2.1. Normas técnicas nacionais e internacionais

O armazenamento de líquidos inflamáveis é um dos pontos críticos das instalações industriais e, a fim de evitar acidentes, foram desenvolvidas diversas normas internacionais e nacionais que definem boas práticas e recomendações acerca do assunto e, além disso, abordam regras construtivas dos tanques de armazenamento.

O instituto americano de petróleo (API) é o responsável pelas normas mais reconhecidas e largamente utilizadas já publicadas (Mannan, 2012). A API 650 tem como escopo aspectos relacionados à: projeto, fabricação e inspeção de tanques de aço soldado para armazenamento de petróleo e derivados. Semelhantemente, a API 620 aponta diretrizes construtivas e de inspeção de tanques, entretanto, utiliza-se para armazenamento de líquidos com vapores acima de sua superfície ou de vapores.

Existem também diversas normas brasileiras regulamentadas pela ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas). A NBR 17505 divide-se em 7 seções que abrange o armazenamento, transporte e manuseio de líquidos inflamáveis e combustíveis enquanto a NBR 15461 aponta normas construtivas de tanques de armazenamento para estes líquidos. Ambas se

respaldam nas normas API e em diversas outras referências internacionais. Um outro importante código é norma regulamentadora 20, que foi criada pelo Ministério do Trabalho e Emprego e estabelece regras quanto à segurança e saúde no trabalho relacionada ao armazenamento, transporte e manuseio de substâncias inflamáveis e combustíveis. Esta norma é obrigatória em indústrias e seus colaboradores devem realizar o curso da NR20 para que atuem em conformidade com esta diretriz.

2.2.1.1. Distâncias Mínimas

As distâncias mínimas de separação entre tanques de armazenamento são definidas em diferentes normas e publicações, fundamentais para diminuir a probabilidade da ocorrência de efeito dominó. A *Health and Safety Executive* (HSE, 1998) apresenta distâncias recomendadas de acordo com as capacidades dos tanques, sendo considerado como pequenos aqueles que possuem diâmetros iguais ou menores que 10 metros. As tabelas que ilustram as distâncias mínimas recomendadas entre os tanques e os limites da planta, prédios, áreas de processos e fontes fixas de ignição estão presentes no Anexo I. Estas separações recomendadas buscam, principalmente, viabilizar procedimentos de combate a incêndios e emergências e permitir tempo hábil para socorro e evacuação de pessoas.

2.3. Incêndios

Incêndio, ou combustão, é definido como uma reação química exotérmica. Esta reação pode acontecer quando uma fonte de calor entra em contato com um material combustível e o aquece até o ponto de fulgor, isto é, até a mínima temperatura na qual o combustível libera vapor em concentração suficiente para formar uma mistura inflamável com o oxigênio do ar atmosférico. Portanto, são necessárias três condições para que o incêndio ocorra: combustível, comburente (oxigênio) e calor. Desta forma, caso não haja uma dessas três condições a reação não se inicia. Semelhantemente, se alguma for removida, o incêndio se extingue. A exceção a essa regra é o caso em que o combustível atinge a temperatura de autoignição, condição também conhecida como ignição espontânea, que é a temperatura consideravelmente alta em que ocorre a ignição sem a presença de uma fonte de calor.

A combustão sempre acontece na fase gasosa, portanto a quantidade de calor necessário para iniciá-la depende das características do material, isto é, um gás ou vapor pode ser inflamado por uma simples faísca enquanto um material sólido precisa de uma fonte de calor mais intensa. Os

produtos desta reação são água (H_2O) e dióxido de carbono (CO_2), liberados como fumaça que também possui parte do combustível não reagido. A Equação 1 ilustra a reação de combustão do etanol, combustível utilizado neste trabalho.

$$CH_3CH_2OH + 3O_{2(g)} \rightarrow 2CO_{2(g)} + 3H_2O_{(g)} \quad \Delta H = 1368\ kJ/mol \qquad (1)$$

A fonte de ignição deve fornecer calor ao incêndio até que este se torne auto sustentado. Portanto, a duração da queima pode ser mais importante do que a temperatura na qual esta ocorre (MANNAN, 2012).

2.3.1. Tipos de Incêndio

Apesar de combustíveis sólidos possuírem potencial para grandes incêndios, os mais comuns na indústria química são os líquidos e gasosos. Geralmente, o acidente se inicia devido a um vazamento ou um derrame do fluido combustível. Vazamentos podem ser fruto de falhas em flanges, tubulações e bombas enquanto derrames podem ser decorrentes de mau funcionamento de instrumentações ou até mesmo, erro humano. A Figura 2 ilustra um diagrama com os diferentes tipos de incêndio.

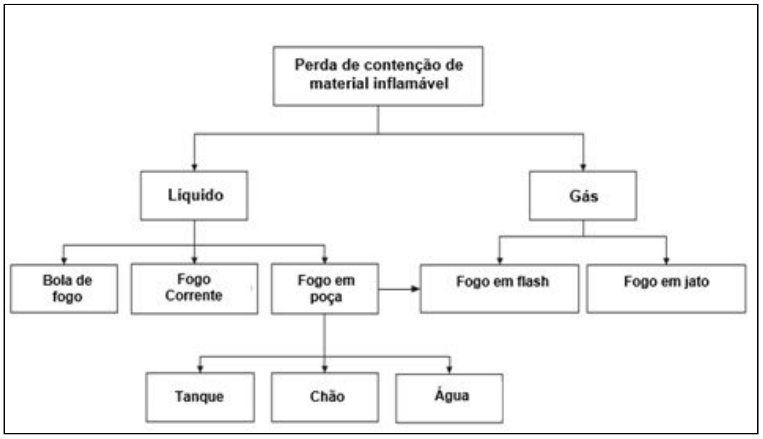


Figura 2. Tipos de incêndios possíveis em plantas químicas (Casal,2018).

Tratando-se de um líquido, a liberação do combustível pode resultar em uma poça no chão, que pode ter seu tamanho limitado na presença de um sistema de contenção (dique), na água de mais difícil contenção, ou até mesmo no próprio tanque no qual estava armazenado. Nas três configurações, na presença de uma fonte de ignição, haverá a formação de um incêndio em poça. Se o líquido estiver fluindo, formará um incêndio corrente com características distintas e de trabalhosa extinção. Caso o líquido sofra uma despressurização repentina, pode ser formada uma bola de fogo.

Se consistir em um combustível gasoso ou vapor e a ignição ocorrer imediatamente após sua liberação, tem-se um incêndio em jato enquanto se não houver ignição imediata, será formada uma nuvem de mistura inflamável que, sob determinadas condições meteorológicas, gerará um incêndio flash. Este último também pode ser formado devido a vaporização do combustível em uma poça. Neste trabalho, será dado enfoque aos incêndios em poça, os mais comuns na indústria química.

2.3.1.1. Incêndio em poça

Os incêndios em poça são caracterizados por chamas de difusão turbulenta em uma poça horizontal de combustível que é vaporizado (Casal,2018). Para que seja formada a mistura inflamável com o oxigênio, podem ocorrer dois tipos de vaporização: flash e evaporação.

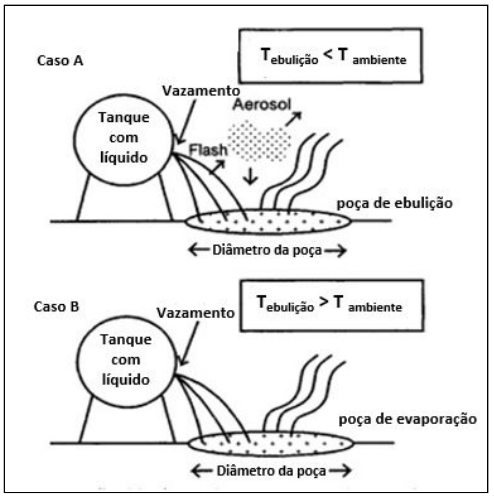


Figura 3. Duas possíveis situações de liberação do combustível líquido (Wiley, 2000).

Quando o líquido armazenado é superaquecido (sob temperatura acima de seu ponto de ebulição) e é liberado sob pressão atmosférica, ocorre um flash brusco, sendo parcialmente vaporizado. O vapor produzido pode conter diversas gotículas de líquido que podem condensar ou permanecer suspensas como aerossol. O líquido restante forma uma piscina de ebulição que continuará a vaporizar. Caso o líquido não seja superaquecido, mas seja volátil, o vapor será produzido pela evaporação na superfície da poça líquida formada. A taxa de evaporação é proporcional à pressão de vapor do líquido e às dimensões da poça, além disso pode sofrer influência do vento e da radiação solar (Wiley, 2000). Para líquidos muito voláteis, isto é, que possuem ponto de ebulição próximo ou inferior à temperatura ambiente, a taxa de evaporação é controlada principalmente pela transferência de calor . Já os líquidos menos voláteis, que possuem ponto de ebulição acima da temperatura ambiente, possuem a transferência de massa como mecanismo limitante. Geralmente, a taxa de evaporação para estes líquidos não é tão alta quanto

líquidos flash ou poças de poças de ebulição, mas pode ser significativa caso a poça tenha um grande diâmetro (Wiley, 2000). Matthienssen (1986) desenvolveu uma forma de estimar a taxa:

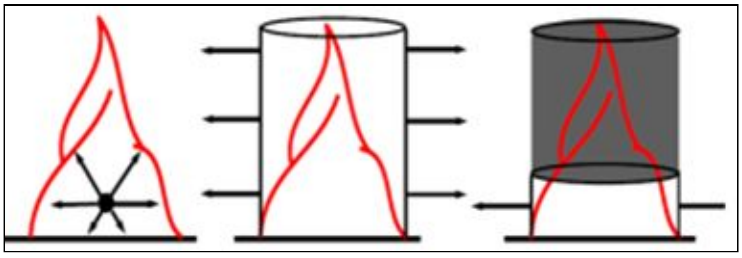
$$\dot{m}'' = \frac{M k_g A P^{sat}}{R_g T l} \quad (2)$$

onde: M massa molar do líquido [g/mol], k_g é o coeficiente de transferência de massa [m/s], A é a área da poça [m²], P^{sat} é a pressão de vapor do líquido [mmHg], R_g é a constante dos gases ideais e T_l é a temperatura do líquido. Para determinar o coeficiente de transferência de massa (k_g), utiliza-se a relação (Matthienssen, 1986):

$$k_g = k_g^0 \left(\frac{Mo}{M}\right)^{1/3} \quad (3)$$

onde: k_g^9 é um coeficiente de transferências de massa de referência e Mo é a massa molar deste elemento de referência. Geralmente, utiliza-se a água como referência (k_g^0 = 0,83 cm/s). Independente do modelo de vaporização do líquido, para que ocorra a combustão e a formação do incêndio em poça, deve haver quantidades suficiente de oxigênio e combustível vaporizado, o qual deve estar acima do seu ponto de fulgor mediante presença de uma fonte de ignição.

2.3.2. Modelos de Incêndio



(a) **(b)** **(c)**

Figura 4. Modelos semiempíricos: (a) Point Source Model, (b) Solid flame model, (c) Modified solid flame model (McGrattan *et al*, 2000).

Para avaliar os efeitos do incêndio em poça, utiliza-se diversas ferramentas matemática entre elas: modelos por integração, modelos de CFD e modelos semiempíricos (Liu, 2011). Os modelos utilizados em simulações computacionais de combustão são complexos e contabilizam o fluxo dos fluidos, turbulência, reações químicas, transferência de calor por radiação, entre outros parâmetros do incêndio. Já os modelos semi empíricos, muitos deles obtidos a partir de dados experimentais,

são muito utilizados para estimar a carga térmica recebida por objetos alvos, fora da chama. Alguns deles são muito simples para fornecer informações confiáveis enquanto outros são demasiadamente sofisticados e muitas vezes requerem dados que não são conhecidos. Entre os modelos mais utilizados estão o *point source model* (modelo de fonte pontual), *solid flame model* (modelo de chama sólida) e o *modified solid flame model* (modelo de chama sólida modificado).

O cálculo da intensidade da radiação térmica emitida pelo incêndio utilizando estas ferramentas é fundamental para segurança de processos, avaliação dos riscos potenciais e predição de medidas de emergência em caso de acidentes. O Anexo II apresenta os principais danos materiais e injúrias físicas em pessoas de acordo com a intensidade da radiação emitida.

2.3.2.1. Eddy Dissipation

As propriedades da chama estão diretamente relacionadas às condições de mistura entre combustível e o oxigênio. As chamas pré-misturadas são aquelas em que combustível e oxidante são bem misturados antes da queima, por exemplo, a chama de um bico de Bunsen. Enquanto as chamas difusivas são as aquelas em que combustível e oxidante se misturam no momento da queima, na zona de reação, de forma menos eficaz. Desta forma, a chama torna-se maior, mais ondulada, mais luminosa e com maior quantidade de fuligem quando comparada à chama pré-mixada.

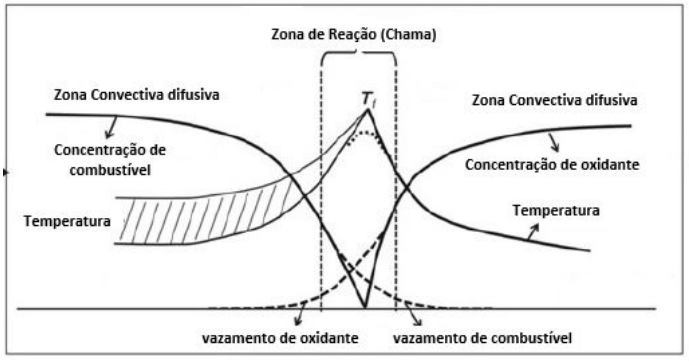


Figura 5. Esquema da reação de combustão de chamas difusivas (Rangwala, 2012).

Em cenários de incêndios as chamas são tipicamente do tipo difusivas e um dos modelos mais utilizados em simulações computacionais para este tipo de chama é o chamado *Eddy Dissipation*, baseado no trabalho de Magnussen e Hjertager. As considerações feitas para o desenvolvimento do modelo é que a combustão é infinitamente rápida e a taxa de reação é controlada pela turbulência que induz a mistura entre combustível e oxigênio. Portanto, a taxa

média de reação para chamas turbulentas difusivas pode ser definida pela Equação 4.

$$R = -A\rho\frac{\varepsilon}{k} min\left(\overline{Y}_f, \frac{\overline{Y}_o}{S}, B\frac{\overline{Y}_p}{1+S}\right) \quad (4)$$

onde: ρ é densidade, S é razão estequiométrica entre oxidante e combustível, Y é fração mássica, f corresponde ao combustível, o ao oxidante e p aos produtos, $\in$ é a taxa de dissipação turbulenta e k é a energia cinética turbulenta. A e B são constantes empíricas. Uma terceira consideração do modelo é que a queima do combustível é governada pela escala de tempo $\in$/k e ocorre enquanto há turbulência, isto é, $\in$/k >0.

Pode-se dividir essa metodologia entre o *Eddy Dissipation Model* (EDM), que não incorpora as contribuições e Arrhennius e o *Eddy Dissipation Concept* (EDC) que, por sua vez, o faz, mas com aumento de esforço computacional e, em alguns casos, maior dificuldade na convergência.

2.3.2.2. Point Source Model

Este modelo, o mais simples deles, considera que a chama pode ser representada por um ponto em seu centro geométrico, o qual irradia energia térmica em todas as direções. Assume-se que esta radiação térmica é uma fração da energia total liberada na queima, e sua magnitude é inversamente proporcional à distância do ponto central ao objeto alvo. Esta intensidade é descrita pela a Equação 5 (Casal, 2018).

$$q = \frac{Q_r}{4\pi l_p^2} \quad (5)$$

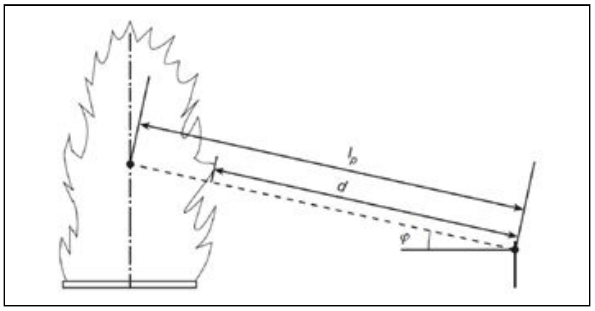


Figura 6. Point Source Model (Casal, 2018).

Apesar de ampla utilização devido a sua simplicidade, este modelo possui importantes limitações. Dada a variação da intensidade com a distância, ele não é preciso para objetos alvos próximo ao fogo, superestimando o fluxo de calor (Mudan, 1984). Também não se leva em conta a

absorção de radiação pela atmosfera e a posição da superfície do objeto alvo. Além disso, a fração radiante, parâmetro que afeta todo o incêndio, é de difícil determinação teórica. Este parâmetro depende de diversos fatores como o tipo de combustível, tipo e temperatura da chama, quantidade de fumaça produzida na queima, entre outros (Casal, 2018). Diversos autores propuseram correlações para determinar o valor da fração radiante (χ_r), todas elas relacionadas ao diâmetro da poça (D). McGrattan (2000) encontrou uma relação exponencial entre essas grandezas:

$$\chi_r = 0,35e^{-0,05D} \tag{6}$$

2.3.2.3. Solid Flame Model

Os modelos de chama sólida são o mais aceitos nas literaturas e já constam em legislações como uma válida ferramenta para avaliar os riscos do incêndio em poça. Neste modelo, assume-se que a chama é um cilindro de diâmetro equivalente ao diâmetro base da chama que emite radiação uniformemente por sua superfície lateral. Mudan (1984) definiu que intensidade desta radiação é dada pela Equação 7.

$$q = EF\tau \tag{7}$$

onde: q'' é a intensidade da radiação térmica [kW/m²], E é o poder de emissão da chama [kW/m²], F é o fator de configuração e τ é transmissividade atmosférica.

2.3.2.4. Modified Solid Flame Model

O modelo de chama sólida modificado é uma correção do modelo anterior pois considera o efeito da fumaça sobre a intensidade da radiação térmica. Segundo Mudan (1984), diversos experimentos mostraram que incêndios em poça de grande diâmetro, com proporção entre carbono e hidrogênio maior do que 0.3, produzem quantidade significativa de fumaça, a qual acaba absorvendo grande parte da radiação e emitindo uma pequena parcela. Portanto, assume-se que existem duas zonas na chama, isto é, a zona luminosa e a não luminosa, que possuem diferentes valores de poder de emissão. Desta forma, Muñoz *et al.* (2007) propuseram o cálculo de um poder de emissão médio da chama ($E_{médio}$):

$$E_{médio} = \chi_{lum}E + (1 - \chi_{lum})E_{shoot} \tag{8}$$

onde: E é o poder de emissão da chama (kW/m²), E_{shoot} é o poder de emissão da fumaça (kW/m²), e χ_{lum} é a fração da parte luminosa da chama. Já Moorhouse (1982) preferiu uma

abordagem do poder de emissão médio relacionando-o à fração radiante (χ_r).

$$E_{médio} = \frac{\chi_r \dot{m} \Delta H_c}{(1+4L/D)} \quad (9)$$

2.3.3. Geometria da Chama

A partir do modelo de chama sólida, que a assume como um cilindro regular, é possível definir as dimensões desta chama, importante parâmetro para análise de risco de um cenário de incêndio. Correlações desenvolvidas por diversos autores permitem determinar a altura da chama (H_f) para cenários sem vento, mas também o seu comprimento (L_f), deslocamento (ΔD) e ângulo de inclinação (θ) quando submetida à um vento de velocidade (u_w). Como diversas correlações dependem da taxa de queima do combustível, é importante defini-la previamente.

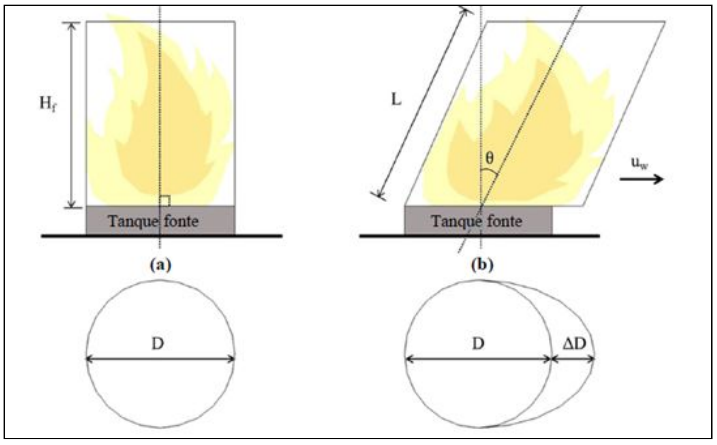


Figura 7. Geometria da chama com e sem influência do vento (Santos, 2014).

2.3.3.1. Taxa de queima de incêndio ($\dot{m}$)

A partir de dados de experimentos de incêndio em poça de diferentes combustíveis realizados por Blinov e Khudiakov, Hottel (1959) observou que para poças de pequenos diâmetros, há predominância de efeitos convectivos. Enquanto poças de diâmetros maiores do que 0,2 metro há dominância da radiação. Isso se dá principalmente porque para grandes diâmetros a chama se torna um grande e opticamente denso corpo negro irradiante (Mudan, 1984). Desta forma, Zabetakis e Burgues (1961) sugeriram o cálculo da taxa de queima utilizando a Equação 10, a mais usada para estimativa desta propriedade do combustível.

$$\dot{m} = \dot{m}_\infty (1 - e^{-k\beta D}) \quad (10)$$

onde: k é coeficiente de extinção (m^{-1}), β é fator de correção de comprimento médio e $\dot{m}_\infty$ é a taxa

de queima de combustível para diâmetro infinito (kg/m².s). Esses valores foram tabelados para diferentes combustíveis conforme Babrauskas (2002). Entretanto, a Equação 10 é utilizada em cenários sem vento. Em contrapartida, a maioria dos dados disponíveis apontam um aumento da taxa de queima na presença de vento, levando Blinov e Khudiavov (1961) a proporem uma correlação (Equação 11) que quantifique este aumento.

$$\frac{\dot{m}_{wind}}{\dot{m}_{still}} = 1 + 0,15\frac{u_w}{D} \tag{11}$$

Esta correlação não é apropriada para álcoois combustíveis. Hu (2013), a partir de seus experimentos com etanol e hexano em poças de pequeno diâmetro, desenvolveu uma correlação (Equação 12) que aponta o efeito do vento na taxa de queima do combustível.

$$\dot{m} = \dot{m}_{\infty}(1 + 0,025\frac{\Delta H_c}{\Delta H_{fg} D}u_w) \tag{12}$$

2.3.3.2. Cenário sem vento (u_w= 0)

Em um cenário sem a influência de vento, a chama comporta-se como um cilindro reto sendo necessário calcular apenas sua altura.

- Altura da chama (H_f)

A partir de incêndios em escala laboratorial, Thomas (1963) desenvolveu uma correlação para determinar a altura visível da chama em regime turbulento:

$$\frac{H_f}{D} = 42\left(\frac{\dot{m}_{\infty}}{\rho_a\sqrt{gD}}\right)^{0,61} \tag{13}$$

Semelhantemente, Heskestad (1983) desenvolveu uma correlação levando em consideração a taxa de liberação de calor (Q), a partir de dados experimentais da queima de diversos combustíveis.

$$H_f = 0,235Q^{2/5} - 1,02D \tag{14}$$

onde: $Q = \dot{m}_{\infty}\Delta H_c A$ (15)

Zhang (2014) também definiu uma correlação, ainda mais simples, unicamente dependente do diâmetro da poça.

$$\frac{Hf}{D} = 1,73 + 0,33D^{-1,43} \tag{16}$$

2.3.3.3. Cenário com vento (u_w= 9,28 m/s)

Assume-se que, sob cenário de vento, o cilindro antes reto passa ter uma inclinação θ na direção e sentido do vento incidente. Além disso, nestas condições, se a densidade do vapor gerado pela evaporação da poça for maior do que a densidade do ar, os vapores densos próximos à superfície da poça são "arrastados" na direção do vento e a chama deixa de possuir base circular e assume forma elíptica. Desta forma, estima-se o deslocamento (ΔD) da chama.

- Comprimento da chama (L_f)

A presença do vento também altera a altura da chama. Thomas (1963) desenvolveu uma correlação para estimar esse novo comprimento:

$$\frac{L_f}{H} = 55\left(\frac{\dot{m}}{\rho_a\sqrt{gD}}\right)^{0,67}(u_w^*)^{-0,21} \; sendo, \; u_w^* = \frac{u_w}{\left(\frac{g\dot{m}D}{\rho_v}\right)^{1/3}} \tag{17}$$

onde: u_w* é a velocidade adimensional do vento e ρ_v é a densidade de vapor do combustível [kg/m³]. Semelhantemente, Moorhouse (1982) desenvolveu uma correlação a partir de experimentos de incêndios em poça de larga escala utilizando o GNL como combustível. Entretanto, utilizou a $u^*_{w,10}$, isto é, a velocidade adimensional do vento à uma altura de 10 metros. A lei de potência do vento (Equação 19) é uma boa ferramenta para a determinação desta velocidade.

$$\frac{L_f}{H} = 6,2\left(\frac{\dot{m}}{\rho_a\sqrt{gD}}\right)^{0,254}(u_{w,10}^*)^{-0,044} \tag{18}$$

$$u_x = u_r\left(\frac{z_x}{z_r}\right)^{\upsilon} \tag{19}$$

onde: u_x é a velocidade em uma altura z_x e u_r e z_r são a velocidade e altura de referência. O expoente υ possui o valor de 0,143 (Farrugia, 2003). Hu (2013) em seus experimentos com incêndio em poças de etanol e hexano de pequeno diâmetro também observou a influência do vento no comprimento da chama:

$$\frac{L_f}{D} = \frac{H}{D} + 2,48\left(Fr^{0,5}\frac{s\Delta H_c}{M_{fuel}\Delta H_{fg}}\frac{M_{O2}}{\rho_a Y_{O2}}\right) \tag{20}$$

onde: s é razão molar estequiométrica do oxigênio para o etanol, Y_{O2} é porcentagem de oxigênio no ar atmosférico e ΔH_{fg} é o calor de vaporização efetivo (kJ/kg) que pode ser determinado pela Equação 21.

$$\Delta H_{fg} = h_{fg} + c_l(T_{eb} - T_a) \quad (21)$$

onde: h_{fg} é o calor latente de vaporização (kJ/kg) e c_l é o calor específico do combustível (kJ/kg.K)

- Inclinação da chama (θ)

A partir de seus experimentos com a queima de madeiras, Thomas (1963) também providenciou uma correlação para a inclinação da chama:

$$cos\theta = 0,7\left[\frac{u_w}{\left(\frac{gmD}{\rho_a}\right)^{1/3}}\right]^{-0,49} \quad (22)$$

Da mesma maneira, baseando-se em grandes incêndios em poça de GNL, AGA (1974) desenvolveu a seguinte relação para determinar o ângulo de inclinação:

$$cos\theta = 1,\ para\ u_w < 1\ \ ou\ \ \ cos\theta = \frac{1}{\sqrt{u_w^*}} \geq 1 \quad (23)$$

Hu (2013) também desenvolveu um correlação para a inclinação da chama com base em seus experimentos.

$$tan\theta = 9,1\left[\left(\frac{T_a}{g(T_f - T_a)}\right)^2 \frac{\rho_a c_{pa}(T_f - T_a)u_w^5}{mD^2\Delta H_c}\right]^{0,2} \quad (24)$$

- Deslocamento da chama (ΔD)

Welker e Sliepcevich (1966) desenvolveram uma correlação a partir de experimentos com incêndios em poça de pequeno diâmetro utilizando diversos combustíveis em túnel de vento:

$$\frac{\Delta D + D}{D} = 2,1(Fr)^{0,21}\left(\frac{\rho_v}{\rho_a}\right)^{0,48},\ sendo\ Fr = \frac{u_w^2}{gD} \quad (25)$$

Do mesmo modo, Moorhouse (1982) desenvolveu uma correlação baseando-se em seus experimentos com incêndios em poça de GNL de diferentes diâmetros. Sua correlação também utiliza o número de Froude (Fr), entretanto, este número está relacionado à velocidade do vento em uma altura de 10m.

$$\frac{\Delta D + D}{D} = 1,5(Fr_{10})^{0,069},\ sendo\ Fr_{10} = \frac{u_{w,10}^2}{gD} \quad (26)$$

Mudan (1984) generalizou a equação proposta por Moorhouse (1982) para ser aplicável à

diferentes combustíveis:

$$\frac{\Delta D + D}{D} = (Fr)^{0,069}\left(\frac{\rho_v}{\rho_a}\right)^{0,48} \quad (27)$$

Raj (2010), por sua vez, propôs uma correlação que, segundo ele, é a mais indicada para o cálculo pois leva em consideração as propriedades termodinâmicas do combustível e as características de sua combustão.

$$\frac{\Delta D + D}{D} = \Gamma(Re)^{-1/4}, \; sendo \; \Gamma = 25\left(\frac{\omega}{(1-\omega\sigma_a)\sigma_a^{1/2}}\right) \quad (28)$$

onde: Γ é uma constante que depende da taxa inversa de expansão volumétrica (ω) e da razão entre a densidade do ar e densidade do vapor do combustível acima do líquido (σ_a)

2.4. Características do Combustível

O etanol (C_2H_5OH) ou álcool etílico é um combustível que pode ser produzido pela redução do acetaldeído, hidratação do etileno ou até mesmo como um biocombustível produzido através da fermentação alcoólica do amido ou outros açúcares. Este ganhou espaço no mercado em uma tentativa de redução do consumo de gasolina, apontando como uma alternativa mais limpa e barata. Trata-se de um combustível extremamente inflamável, incolor, volátil podendo atingir longas distâncias e, quando puro, altamente tóxico. O Brasil é o segundo maior produtor de álcool combustível do mundo, atrás somente dos Estados Unidos. Além disso, se destaca devido sua tecnologia avançada de produção a partir da cana-de-açúcar e milho.

O ponto de fulgor do etanol é de 13ºC e sua temperatura de autoignição é de 363ºC. Apesar de possuir menor potencial calorífico – sua queima produz menos energia por unidade de massa quando comparado com a gasolina, combustível mais utilizado no Brasil, o etanol possui diversas vantagens. Um estudo realizado pela Embrapa apontou que a queima do etanol reduz em até 73% a emissão de CO_2 na atmosfera em relação a gasolina. Além disso, a combustão deste álcool é mais eficaz, produzindo menos fumaça e evitando o bloqueio da radiação emitida. Isso pode contribuir para a propagação de incêndios, sendo necessário medidas mais complexas de combate às chamas.[1]

[1] Fonte: http://www.usp.br/portalbiossistemas/?p=557, acesso em 16/05/2020

3. Metodologia

3.1. Caracterização do parque de tancagem

O parque de tancagem típico utilizado neste trabalho possui geometria conforme Figura 8. Trata-se de um parque de armazenamento de solventes, o qual é composto por 8 tanques horizontais e 6 tanques atmosféricos verticais, todos com dique de contenção de vazamentos. O tanque 10 foi o escolhido para a análise de risco de escalonamento caso ocorra um incêndio em poça em seu dique. Entre os motivos para sua escolha estão: capacidade de armazenamento do tanque (99 m³) e sua posição no parque, isto é, a proximidade de diversos outros tanques, e o líquido que este armazena, neste caso o etanol. As principais características do tanque 10 estão na Tabela 1 enquanto as propriedades relevantes do combustível estão na Tabela 2. O Apêndice II apresenta todos os tanques do parque de tancagem e suas respectivas características.

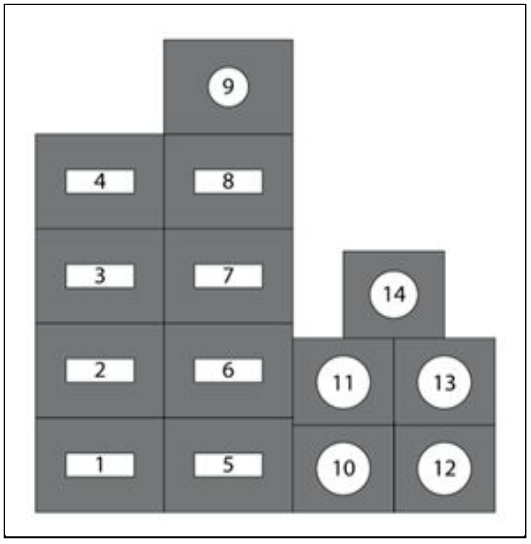


Figura 8. Parque de Tancagem típico (Elaborado pelos autores).

Tabela 1 – Características construtivas do tanque 10 de armazenamento de etanol. (Elaborada pelos autores).

Configuração	Solvente	Material Construtivo	Volume do Tanque (m³)	Diâmetro do Tanque (m)	Altura do Tanque (m)	Comprimento do dique (m)	Largura do dique (m)
Vertical	Etanol	Aço Carbono	99,00	4,10	7,50	8,00	7,00

Tabela 2 – Propriedades físicas do Etanol. (Elaborada pelos autores).

Massa Molar (g/mol)	Calor de Combustão (kJ/kg)	Densidade de vapor (kg/m³)	Temperatura de Ebulição (°C)	Ponto de Fulgor (ºC)
46,07	26800	1,59	78,37	13

3.2. Modelo de Chama Sólida Modificado

Para a modelagem do incêndio em poça e a estimativa do calor irradiado é preciso definir: (i) taxa de queima do combustível, (ii) geometria da chama, (iii) características da chama e poder de emissão, (iv) fator de configuração e (v) Transmissividade atmosférica. A intensidade da radiação produzida pelas chamas é calculada conforme Equação 7, definida por Mudan (1984).

3.2.1. Taxa de queima de combustível ($\dot{m}$)

Considerando o cenário para poças de incêndio com diâmetro maior do que 0,2 metro, ou seja, com predominância dos efeitos de radiação, geralmente utiliza-se a Equação 10 proposta por Zabetakis e Burgues (1961) para estimar a taxa de queima. Diversos autores notaram que a taxa de queima apresentava um comportamento similar em relação ao diâmetro da poça, independente do combustível. Entretanto, Babrauskas (1983) observou, a partir de dados experimentais, que os álcoois apresentavam um comportamento diferente dos demais combustíveis e sua taxa de queima era independente do diâmetro da poça. Portanto, para álcoois, ele sugeriu que a taxa fosse calculada pela relação simplificada:

$$\dot{m} = \dot{m}_{\infty} \tag{29}$$

Pelos dados contidos em Babrauskas (1983) tem-se que para o etanol $\dot{m}_{\infty} = 0{,}015$ [kg/m².s]. Por outro lado, Hu (2013) observou em seus experimentos com poças de incêndio de etanol que a presença de vento influenciava a taxa de queima de combustível, então, para cenários com vento esta taxa pode ser determinada conforme Equação 12.

3.2.2. Geometria da Chama

Neste trabalho, optou-se pelo modelo da chama sólida modificada para definir a geometria da chama, isto é, sua altura, comprimento, ângulo de inclinação e deslocamento lateral. Estimou-se

as dimensões para os cenários com e sem vento utilizando diferentes correlações, para verificar a influência destes parâmetros na propagação do incêndio.

3.2.2.1. Diâmetro da poça (D)

O tanque 10 está inserido em um dique retangular. Para poças de incêndio não circulares em que a razão entre comprimento e largura é próximo a 1, que é o caso do dique em estudo, a poça pode ser aproximada de uma poça circular de diâmetro equivalente a:

$$D = \sqrt{\frac{4A_{eq}}{\pi}} \tag{30}$$

A área equivalente utilizada neste trabalho é a área circular do Tanque 10 subtraída da área total do dique no qual este tanque está inserido.

$$A_{eq} = A_{dq} - A_{tq} \tag{31}$$

3.2.2.2. Sem vento ($u_w = 0$)

Para estes cenário, estimou-se apenas a altura da chama (H_f) e foram utilizadas as correlações presentes nas Equações 13, 14 e 16 que foram simplificadas para que ficassem em função apenas do diâmetro da poça (D).

- Altura da chama (H_f)

$$H_f = 1,393D^{0,695} \quad - \textit{ correlação de } \text{Thomas (1963)} \tag{32}$$

$$H_f = 12,943 - 1,02D \; - \textit{ correlação de Heskestad} \text{ (1983)} \tag{33}$$

$$H_f = 1,73D + 0,33D^{-0,43} - \textit{correlação de Zhang} \text{ (2014)} \tag{34}$$

3.2.2.3. Com vento ($u_w \neq 0$)

A velocidade do vento foi determinada a partir de dados da CEPAGRI (Centro de Pesquisas Meteorológicas e Climáticas Aplicadas à Agricultura) a qual informa essa velocidade (u = 9,28 m/s) de acordo com a localização geográfica do parque de tancagem em análise. Sabe-se, que neste cenário, a chama adquire inclinação na direção e sentido do vento e sua base assume forma elíptica. Portanto, a partir das correlações pode-se determinar comprimento da chama (L_f) (Equações 17, 18 e 20) sua inclinação (θ) (Equações 22, 23 e 24) e deslocamento (ΔD) (Equações 25, 26, 27 e 28). Novamente, optou-se por simplificar as correlações, as deixando em função do diâmetro da poça

(D) e da velocidade do vento (u_w).

- Comprimento da chama (L_f)

$$L_f = (1,14D^{0,99}u_w^{-0,283} + 0,76D^{-0,01}u_w^{0,71})^{0,74} - \textit{correlação de Thomas (1963)} \quad (35)$$

$$L_f = (3,9D^{3,3}u_w^{-0,16} + 2,6D^{2,3}u_w^{0,84})^{0,269} - \textit{correlação de Moorhouse (1982)} \quad (36)$$

$$L_f = 1,393D^{0,695} + 1,485u_wD^{0,5} - \textit{correlação de Hu (2013)} \quad (37)$$

- Inclinação da chama (θ)

$$cos\theta = (0,0129u_w^{-3}D + 0,0086u_w^{-2})^{0,163} - \textit{correlação de Thomas (1963)} \quad (38)$$

$$cos\theta = (0,092u_w^{-3}D + 0,0616u_w^{-2})^{0,167} - \textit{correlação de AGA (1974)} \quad (39)$$

$$tan\theta = (0,85u_w^{-5}D^2 + 0,56726u_w^{-4}D)^{-0,2} - \textit{correlação de Hu (1974)} \quad (40)$$

- Deslocamento da chama (ΔD)

$$\Delta D = 1,446D^{0,79}u_w^{0,42} - D - \textit{correlação de Welker \& Sliepcevich (1966)} \quad (41)$$

$$\Delta D = 1,281D^{0,931}u_w^{0,138} - D - \textit{correlação de Moorhouse (1982)} \quad (42)$$

$$\Delta D = 0,863u_w^{0,138}D - D - \textit{correlação de Mudan (1963)} \quad (43)$$

$$\Delta D = 0,57D^{0,25}u_w^{0,75} - \textit{correlação de Raj (2010)} \quad (44)$$

3.2.3. Características da chama e poder de emissão

A chama não possui poder emissivo constante, o qual varia ao longo de seu comprimento. Além disso, como definido pelo modelo de chama sólida modificado, a chama possui duas áreas de poder de emissão distintas, a luminosa e a não luminosa. Desta forma, adota-se uma abordagem de poder médio de emissão ($E_{médio}$). As duas correlações escolhidas para quantificar este comportamento são as Equações 8 e 9.

A correlação de Muñoz *et al.* (Equação 8) distingue o poder de emissão da parte luminosa (E), de complexa determinação, do poder de emissão da parte não luminosa (E_{shoot}) e os pondera utilizando a fração da parte luminosa (χ_{lum}). Esta possui relação com o diâmetro da chama uma vez que, à medida que o incêndio atinge grandes proporções, a combustão é menos eficaz e aumenta a produção de fumaça, conforme Equação 45.

$$\chi_{lum} = 1,26D^{-0,257} - 0,533 \; para \; 5m \leq D < 20m \text{ ou } \chi_{lum} = 0,05 \; para \; D \geq 20m \qquad (45)$$

Analisando dados experimentais, verificou-se que o poder de emissão da fumaça (E_{shoot}) é independente do diâmetro da poça e do tipo de combustível e possui módulo de 20kW/m² (Hagglund e Persson, 1976). Já para determinar o poder emissivo da parte luminosa optou-se pela análise de duas correlações. Segundo a Equação 46, proposta por Mudan (1984), o poder de emissão da parte luminosa da chama depende de sua temperatura e emissividade.

$$E = \varepsilon_f \sigma (T_f^4 - T_a^4) \qquad (46)$$

onde: é a emissividade da chama, σ é a constante de Stefan-Boltzmann 5,67x10^{-11} kW/m²K^4, T_f é a temperatura da chama (K) e T_a é a temperatura do ambiente (K). Os principais contribuintes para a emissividade da chama são o dióxido de carbono, vapor de água e a fuligem, produtos da combustão. O cálculo da emissividade combinando o efeito destes três constituintes é extremamente difícil, mesmo quando as concentrações são uniformes e a temperatura constante. Entretanto, para incêndios em poças de grandes diâmetros, a chama com fumaça pode ser aproximada à um corpo negro e, portanto, considera-se a emissividade da chama próximo de 1 (Mudan, 1984). Para calcular essa emissividade optou-se pela relação simplificada proposta por Mudan:

$$\varepsilon_f = 1 - e^{-kD} \qquad (47)$$

Beyler (2004) afirma que experimentos com a finalidade de determinar a temperatura da chama apuraram que, para o intervalo de diâmetros de poça de 0,1m a 50m, a temperatura média da chama varia entre 900 e 1000ºC, independente do tipo de combustível. Neste trabalho, optou-se por considerar T_f = 1000ºC, adotando o cenário mais crítico. Shokri e Beyler (1989) também propuseram uma relação para cálculo do poder de emissão da chama, dependendo apenas do diâmetro da poça:

$$E = 58(10^{-0,00823D}) \qquad (48)$$

3.2.4. Fator de Configuração (F)

O fator de configuração é uma razão entre a radiação emitida pelo incêndio em poça e a quantidade de radiação recebida por um objeto alvo, fora da poça. Este parâmetro depende do tamanho e forma da chama, da distância entre a poça e o objeto alvo e a posição relativa entre a

chama e o alvo. A correlação geral é apresentada na Equação 49.

$$F_{A1\rightarrow A2} = \oint \frac{cos\varphi_1 cos\varphi_2}{\pi d^2} dA_1 \quad (49)$$

onde: φ_1 e φ_2 são os ângulos feitos com a normal, dA_1 do incêndio dA_2 do objeto receptor e d é a distância da superfície da chama até o alvo. Neste trabalho, utilizou-se as correlações para cálculo do fator de configuração para cilindro inclinado, isto é, sob influência do vento que é o cenário a ser comparado com a simulação computacional. A Figura 9 ilustra esta disposição entre incêndio e objetivo alvo. Foram estimados os fatores de configuração horizontal (F_h) e vertical (F_v) e depois calculado o módulo máximo deste componente, utilizando as Equações 50 - 57. Para estimar a distância D_t, adotou-se o tanque 11 como o objeto receptor da radiação emitida pelo incêndio em poça no tanque 10.

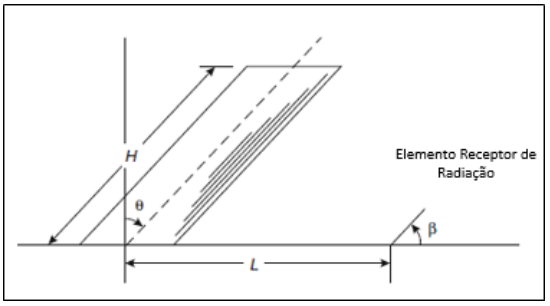


Figura 9. Fonte cilíndrica e inclinada de radiação e elemento receptor (Beyler, 2002).

$$\pi F_v = \frac{a cos\theta}{b - a sen\theta} \frac{a^2+(b+1)^2-2b(1+a sen\theta)}{\sqrt{AB}} tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{A}{B}}\sqrt{\frac{b-1}{b+1}}\right) + \frac{cos\theta}{\sqrt{C}} x\left[tan^{-1}\left(\frac{ab-(b^2-1)sen\theta}{\sqrt{b^2-1}\sqrt{C}}\right)\right.$$

$$\left. + tan^{-1}\left(\frac{(b^2-1)sen\theta}{\sqrt{b^2-1}\sqrt{C}}\right)\right] - \frac{a cos\theta}{(b - a sen\theta)} tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{(b-1)}{(b+1)}}\right) \quad (50)$$

$$\pi F_h = tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{(b-1)}{(b+1)}}\right) + \frac{sen\theta}{\sqrt{C}} x\left[tan^{-1}\left(\frac{ab-(b^2-1)sen\theta}{\sqrt{b^2-1}\sqrt{C}}\right) + tan^{-1}\left(\frac{(b^2-1)^{1/2} sen\theta}{\sqrt{b^2-1}\sqrt{C}}\right)\right]$$

$$- \frac{a^2+(b+1)^2-2(b+1+ab sen\theta)}{\sqrt{AB}} x\, tan^{-1}\left(\sqrt{\frac{A}{B}}\sqrt{\frac{(b-1)}{(b+1)}}\right) \quad (51)$$

$$F_{max} = \sqrt{F_v^2 + F_h^2} \quad (52)$$

onde:

$$a = \frac{H}{R} \tag{53}$$

$$b = \frac{Dt}{R} \tag{54}$$

$$A = a^2 + (b+1)^2 - 2a(b+1)sen\theta \tag{55}$$

$$B = a^2 + (b-1)^2 - 2a(b-1)sen\theta \tag{56}$$

$$C = 1 + (b^2 - 1)cos^2\theta \tag{57}$$

3.2.5. Transmissividade Atmosférica (τ)

A radiação emitida pelo incêndio será parcialmente atenuada devida a absorção e dispersão atmosférica ao longo do caminho até o objeto receptor. Os principais constituintes responsáveis por essa absorção são o dióxido de carbono e o vapor de água. Enquanto o teor de CO_2 na atmosfera é aproximadamente constante, por volta de 300 ppm em volume, o teor de vapor de água é dependente temperatura e umidade atmosférica. A transmissividade atmosférica quantifica esta diminuição em função da distância entre a fonte de radiação e o objeto-alvo e a pressão parcial de água e foi calculada conforme Equações 65-69.

$$\tau = 1,53(P_w d)^{-0,06} \; para \; P_w d < 10^4 N.m^{-1} \tag{58}$$

$$\tau = 2,02(P_w d)^{-0,09} \; para \; 10^4 \leq P_w d < 10^5 N.m^{-1} \tag{59}$$

$$\tau = 2,85(P_w d)^{-0,12} \; para \; P_w d > 10^5 N.m^{-1} \tag{60}$$

onde: d é a distância entre a chama e o alvo [m] e P_w é a pressão parcial de água na atmosfera (N/m²), a qual estimou-se pela Equação 61.

$$P_w = P_{wa}\frac{HR}{100} \tag{61}$$

onde: HR [%] é a umidade relativa do ar e P_{wa} (N/m²) é a pressão de vapor de água saturada na temperatura ambiente T_a (K). O valor da umidade relativa foi definido segundo dados da CEPAGRI enquanto a P_{wa} foi calculada pela Equação 62.

$$P_{wa} = e^{23,18986 - \frac{3816,42}{(Ta - 46,13)}} \tag{62}$$

3.3. Simulação por ferramenta comercial de CFD

A segunda análise do caso foi feita por meio de uma ferramenta comercial de CFD, o programa CFX, da plataforma Ansys® 19.2. Esta ferramenta permite resolver numericamente equações de Navier-Stoke e assim, obter as derivadas parciais das equações de conservação de massa, momento e energia (Hauser, 2016). O uso de CFD, diferentemente do modelo de chama sólida modificado, permite descrever incêndios em geometrias complexas com alta precisão, possibilitando a análise do fenômeno da esteira de von Kármán. No entanto, essas ferramentas implicam altos esforços computacionais demandando investimento em equipamentos.

A modelagem do caso passa por diferentes etapas, nas quais é fundamental conhecer o campo de velocidade do vento, a geometria do parque de tancagem, tal como as particularidades do escoamento e do solvente envolvido.

3.3.1. Geometria e Malha Computacional

A geometria do típico parque de tanques de armazenamento de solventes foi reproduzida em um domínio computacional de 15 m de altura, 72,8 m de largura e 106 m de comprimento. O campo de vento foi reproduzido no escoamento e ar a 25°C (u_w = 9,28 m/s, conforme já mencionado) ao longo da última dimensão citada.

Para resolver numericamente as equações de Navier-Stokes ao longo do domínio computacional, é necessário dividi-lo em tantos elementos menores quantos forem convenientes. O processo de discretização do espaço caracteriza a geração de uma malha computacional. A escolha das dimensões dos elementos que compõem a malha computacional precisa ser feita de maneira crítica, para evitar suas situações indesejadas: o excesso de refinamento - que pode inviabilizar a simulação em função da alta demanda de esforço computacional - ou uma malha demasiado grosseira - que pode gerar resultados imprecisos. A fim de encontrar a melhor relação de precisão de resultados e esforço computacional, foram construídas três malhas diferentes: os tamanhos das menores e maiores dimensões de elementos da malha intermediária (Int) foram definidos como 10% do menor diâmetro de tanque presente na geometria e 10% do maior diâmetro de tanque, respectivamente. A partir dessa malha, foram geradas outras duas - uma mais grosseira (Gro) e outra mais refinada (Ref), de modo que a razão entre elementos (r) das três malhas permanecesse constante r= Int/Gro = Ref/Int = 1,5. A Tabela 3 apresenta as dimensões dos elementos de cada uma das malhas.

Tabela 3 – Detalhamento das três malhas avaliadas no teste de malhas. (Elaborado pelos autores).

Malha	Menor dimensão de elemento (cm)	Maior dimensão de elemento (cm)	Número de elementos (x10^6)
Grosseira (Gro)	42,75	168,75	2,727
Intermediária (Int)	28,50	112,50	6,565
Refinada (Ref)	19,00	75,00	16,289

Para encontrar a malha mais grosseira mas que ainda sim apresenta dados precisos, roda-se a simulação da ventilação do local - o escoamento do vento, sem considerar um cenário de incêndio - em cada uma delas. A partir dos resultados, aplica-se o método GCI (*Grid Convergence Index*), conforme proposto por Celik *et al.* (2008) em seu artigo para o *Journal of Fluids Engineering*.

O primeiro passo para tal é encontrar o tamanho médio representativo de uma célula, o parâmetro *h*:

$$h = \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^{N} (\Delta V_i) \right]^{1/3} \tag{63}$$

onde *N* é o número de elementos presentes na malha e ΔV_i é o volume do *i-ésimo* elemento. Se a variável de interesse analisada no teste de malha (ϕ) for global, como é o caso da velocidade, por exemplo, pode-se utilizar uma média global do tamanho das células.

Sabendo, então, que $h_{Ref} < h_{Int} < h_{Gro}$, calcula-se a ordem aparente do método (p) utilizando a Equação 64.

$$p = \frac{1}{ln(r)} \left| ln \left| \frac{\phi_{Gro} - \phi_{Int}}{\phi_{Int} - \phi_{Ref}} \right| \right| \tag{64}$$

A partir da ordem aparente do método, das soluções das variáveis de interesse e da razão entre as dimensões dos elementos das malhas, faz-se a extrapolação da variável de interesse quando *h* tende a zero. Tomando o par de malhar Int-Ref (intermediária e refinada) como exemplo:

$$\phi_{ext}^{Int-Ref} = \left(r^p \phi_{Ref} - \phi_{Int} \right) / \left(r^p - 1 \right) \tag{65}$$

Da mesma maneira, deve ser calculado $\phi_{ext}^{Gro-Int}$.

Os erros relativo e extrapolado são obtidos com a aplicação das Equações 66 e 67, respectivamente:

$$e_a^{Int-Ref} = \left| \frac{\phi_{Ref} - \phi_{Int}}{\phi_{Ref}} \right| \tag{66}$$

$$e_{ext}^{Int-Ref} = \left| \frac{\phi_{ext}^{Ref-Int} - \phi_{Ref}}{\phi_{ext}^{Ref-Int}} \right| \tag{67}$$

Por fim, o índice de convergência de malha, ou seja, sua incerteza numérica, é calculado de

acordo com a equação a seguir:

$$GCI^{Int-Ref} = \frac{1{,}25e_a^{Int-Ref}}{r^p} \quad (68)$$

Repete-se o procedimento para o par de malhas Gro-Int.

3.3.2. Condições de Contorno e Setup

A entrada da corrente de ar - a 27°C e 1 atm - no domínio computacional acontece na face mais próxima dos tanques 1, 4, 10 e 12. Sua velocidade é de 9,28 m/s. Considera-se as flutuações presentes porque o escoamento não é impulsionado por uma diferença de pressão, de modo que os efeitos das diferenças de densidades torna-se relevante. Para tal, a aceleração da gravidade é definida no sentido negativo do eixo.

As outras faces laterais do domínio computacional - laterais e superior - são definidas como aberturas, com pressão relativa de 0 atm e mesma temperatura. No cenário de combustão, define-se uma nova corrente de entrada, localizada na região do dique que contorna o tanque 10 e que representa o etanol vazado evaporando. A velocidade essa corrente, determinada a partir da taxa de evaporação do etanol, é de 0,01742 m/s.

As superfícies presentes, tais como o chão e os tanques, são configurados de modo a atender as condições de não deslizamento.

Os cálculos de transferência de calor utiliza-se o modelo de energia térmica. Outros modelos utilizados são: k-ε para turbulência, P-1 para radiação e EDM para combustão.

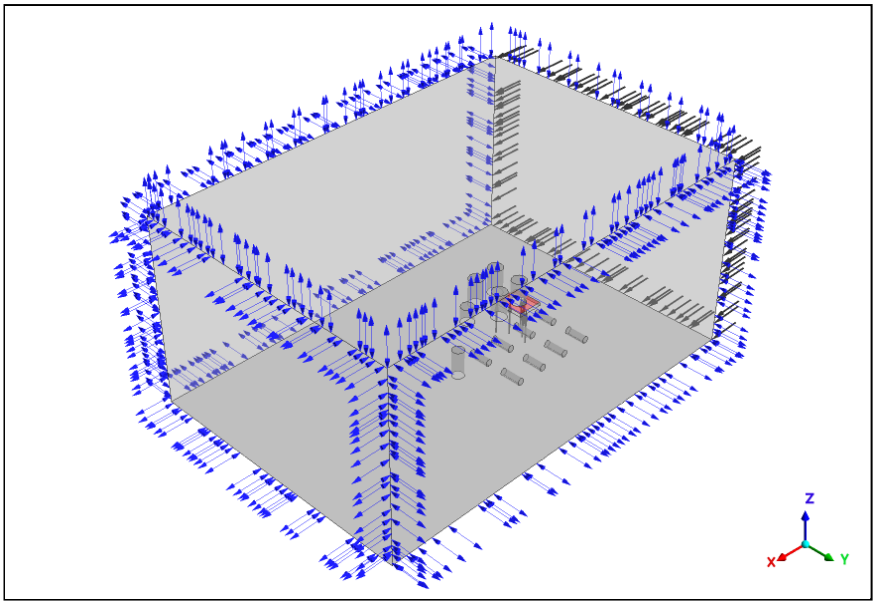


Figura 10. Vista isométrica do domínio computacional: setas duplas azuis representam abertura; setas pretas únicas representam fluxos de entrada. A região em vermelho representa a poça. (Elaborado pelos autores).

4. Resultados e Discussão

4.1. Modelo de Chama Sólida Modificado

5.1.1 Diâmetro da Poça

A hipótese feita neste trabalho é que ocorre um vazamento acidental no tanque de armazenamento de etanol e há a formação de uma poça de combustível que entra em combustão em volta deste tanque, com limitação de área imposta pelas paredes do dique de contenção. Para aplicar o equacionamento proposto é necessária a consideração de formação de um incêndio em poça circular. Portanto, subtraiu-se a área circular da base do tanque da área total do dique retangular e a área resultante foi considerada como a de um círculo de diâmetro D. A Tabela 4 apresenta os valores obtidos.

Tabela 4 – Parâmetros para determinação da poça de diâmetro D. (Elaborada pelos autores).

Área do dique (m²)	**Área circular do tanque (m²)**	**Área Resultante (m²)**	**Diâmetro da poça (m)**
56	13,20	42,80	7,38

4.1.1. Taxa de queima de combustível

A taxa de queima de combustível de uma poça de incêndio nada mais é do que a taxa de evaporação do líquido e o que suporta esse mecanismo de evaporação é o calor por feedback emitido por condução pela borda da poça e por convecção e radiação pela chama, sendo este último o mais intenso. Sob ação do vento, este calor por feedback é significativamente alterado e, como consequência, altera-se a taxa de queima de combustível. Babrauskas (1983) identificou que, diferente dos hidrocarbonetos, álcoois possuem taxa de queima praticamente independente do diâmetro da poça e, portanto, para cenários sem vento, a taxa de queima é constante. Apesar de não ser um consenso entre os autores, a maioria entende que a presença do vento aumenta a taxa de queima e, neste trabalho utilizou-se a Equação 12 para quantificar essa influência dado que foi desenvolvida a partir de experimentos com etanol e possuir discreta influência do diâmetro da poça.

A Tabela 5 apresenta os valores da taxa de queima para cenários com e sem vento.

Tabela 5 – Taxa de queima do etanol em cenários com e sem vento. (Elaborada pelos autores).

	Cenário sem vento	**Cenário com vento**
$\dot{m} = \dot{m}_{\infty}$ **(kg/m².s)**	0,015	0,0275

4.1.2. Geometria da Chama

4.1.2.1. Altura da chama (H_f)

Em cenários sem vento, o parâmetro principal da geometria da chama é a sua altura. Fisicamente, esta grandeza corresponde a altura na qual o ar arrastado através da chama consome todo o combustível. Nestas condições, a fluxo de ar na chama é induzida apenas pela força de flutuação. Além disso, a entrada de ar é dependente da superfície do envelope da chama, que sofre influência do diâmetro da poça. Neste trabalho, utilizou-se três correlações para determinar a altura da chama de difusão turbulenta, e os valores obtidos são apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 – Altura da chama em incêndio em poça em cenário sem vento. (Elaborada pelos autores).

Correlação 1 - Thomas	**Correlação 2 - Heskestad**	**Correlação 3 - Zhang**
5,58m	4,094m	12,91m

Diferente da correlação proposta por Zhang (Equação 16), na qual a altura da chama depende unicamente do diâmetro da poça, Thomas (Equação 13) e Heskestad (Equação 14) propuseram correlações que também levam em consideração as condições de queima. Thomas utilizou a taxa de queima de combustível ($\dot{m}$) enquanto Heskestad optou pela taxa de liberação de calor (Q). Dado o significado físico da altura da chama, acredita-se ser relevante considerar características do combustível, portanto, descarta-se a correlação 3 já que esta é mais generalista e o valor obtido foi discrepante dos demais. Dentre as duas restantes, apesar de Heskestad ter feito uma correlação baseando-se em experimentos com poças de diversos hidrocarbonetos e Thomas apenas com berços de madeira, a correlação de Thomas engloba diâmetros de poça de 2,4m a 80m, sendo, portanto, a que melhor representa a altura da chama do incêndio em poça retratado.

4.1.2.2. Comprimento da chama (L_f)

O comprimento da chama é definido devido aos efeitos acoplados de sua força de flutuação vertical e o momento horizontal fornecido pelo vento incidente. A interação desses efeitos é extremamente complexa, fazendo com que as correlações existentes apresentem significativas discrepâncias. Elas se baseiam ou no número de Froude (Fr) ou na velocidade adimensional u_w*, que possuem significado físico parecido. Enquanto a velocidade adimensional caracteriza a velocidade do vento necessária para conter a aceleração vertical da chama induzida pela flutuação, o que gera a inclinação da chama, o número de Froude relaciona as forças inerciais do vento com as forças de flutuação da chama. Dentre as 3 correlações utilizadas neste trabalho, a de Thomas (Equação 17) e a Moorhouse (Equação 18) consideram que o comprimento da chama diminui com o aumento da velocidade do vento o que é evidenciado pelo expoente negativo do termo da velocidade adimensional. Em contrapartida, na equação proposta por Hu (Equação 20) o expoente do número de Froude é positivo, denotando um aumento do comprimento da chama com o aumento da velocidade do vento. Os resultados obtidos pelas três correlações são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 – Comprimento da chama (L_f) sob ação do vento. (Elaborada pelos autores).

Correlação 1 – Thomas	**Correlação 2 – Moorhouse**	**Correlação 3 - Hu**
4,71m	9,065m	43,04m

A correlação de Hu leva em consideração termos constantes relacionados à queima do combustível ($\frac{s\Delta H_c}{M_{fuel}\Delta H_{fg}}$) e ao oxigênio ($\frac{M_{O2}}{\rho_a Y_{O2}}$), motivo pelo qual ela foi escolhida entre as três correlações para análise, já que difere das outras devido à presença destes termos. Entretanto, como o termo também é constante, o comprimento da chama é apenas proporcional ao número de Froude, apresentando uma relação linear entre o comprimento da chama e velocidade do vento, relação esta que não foi identificada em inúmeros experimentos de incêndio em poça. Além disso, esta correlação foi determinada em experimentos com etanol e hexano em poças de pequenos diâmetros, na ordem de centímetros e intervalos de velocidade de vento muito inferiores à velocidade aqui utilizada. Portanto, esses motivos podem explicar a discrepância entre o valor encontrado por esta correlação e as demais, fazendo com que ela não seja adequada a este trabalho. Na presença de vento, a entrada de ar na chama é intensificada, resultando em uma melhor mistura entre combustível e oxigênio, otimizando a combustão. Desta forma, o combustível é consumido

mais rapidamente e, dado que o significado físico da altura da chama é altura na qual todo o combustível é consumido, a chama apresentará comprimento menor quando comparado ao cenário sem vento. Portanto, a correlação de Thomas é a que melhor representa este efeito.

4.1.2.3. Ângulo de Inclinação da chama (θ)

O ângulo de inclinação da chama está relacionado à interferência na retroalimentação de radiação na superfície do combustível e por aumentar a intensidade da radiação no sentido da base da chama, o que é crucial para a propagação do fogo. As correlações para a estimativa da inclinação geralmente utilizam a velocidade adimensional como parâmetro, nas quais o termo representa a velocidade mínima do vento para que ocorra inclinação que, fisicamente, ilustra a competição entre a força inercial do vento e a força de flutuação da chama. Os resultados obtidos pelas três correlações utilizadas são apresentados na Tabela 8.

Tabela 8 – Inclinação da chama (θ) em cenário sob ação vento. (Elaborada pelos autores).

Correlação 1 – Thomas	**Correlação 2 – AGA**	**Correlação 3 – Welker & Sliepcevich**
75,36°	70,07°	75,38°

As correlações de Thomas e de AGA são bem parecidas e, assim como a maioria das correlações, utilizam apenas a velocidade adimensional como parâmetro. Entretanto, a de AGA é menos generalista pois incorpora a densidade de vapor do combustível e não do ar, como a de Thomas. Já correlação de Welker & Slipecevich compreende mais parâmetros da queima, como o calor de combustão e a temperatura da chama, diferente das duas anteriores que apenas consideram a taxa de queima do combustível. Apesar de apresentarem resultados parecidos, apenas a de AGA foi desenvolvida para poças de incêndio de grande diâmetro e, portanto, é a que melhor se adequa ao diâmetro da poça aqui utilizado.

4.1.2.4. Deslocamento da chama (ΔD)

O deslocamento da chama geralmente ocorre em poças de incêndio em que a densidade de vapor do combustível líquido é maior do que a densidade do ar. Desta forma, os vapores combustíveis ficam próximos da superfície da poça até que recebam calor suficiente para subir, devido às forças de flutuação, e se misturar com o ar. Formada a mistura ar-combustível, inicia-se a

queima próxima da superfície que é arrastada na direção do vento, alongando a base da chama. Portanto, as correlações para determinar este novo comprimento geralmente levam em consideração a razão entre a densidade do vapor do combustível e a densidade do ar e o número de Froude (Fr), que relaciona as forças inerciais do vento com a força de flutuação da chama. A Tabela 9 apresenta os resultados das quatro correlações aqui utilizadas.

Tabela 9 – Deslocamento da chama (ΔD) em cenários sob ação do vento. (Elaborada pelos autores).

Correlação 1 – Welker & Sliepcevich	**Correlação 2 – Moorhouse**	**Correlação 3 - Mudan**	**Correlação 4 - Raj**
10,49m	3,82m	1,28m	5,03m

Apesar dos resultados discrepantes, as correlações de Welker & Sliepcevich, Moorhouse e Mudan são parecidas. Mesmo que Moorhouse não tenha levado em consideração o efeito da razão das densidades, todas possuem termo referente ao número de Froude, salvo seus respectivos expoentes. Mudan (1984) propôs sua correlação como uma combinação das duas anteriores. Raj, foi além e incluiu em sua correlação termos relativos a estequiometria da reação e parâmetros de combustão, entretanto, apesar de ser mais completa, ela considera que os efeitos da flutuação são dominantes e isso só acontece em baixas velocidades de vento. Portanto, como neste trabalho utilizou-se uma velocidade alta de vento (u_w = 9,28 m/s), esta correlação não é adequada. O valor encontrado pela correlação de Welker & Sliepcevich foi muito superior aos demais o que pode estar relacionado com o fato de ter sido definida para incêndios de pequenos diâmetros (0,1 - 0,6m) e velocidades baixas de vento (0,2-2,1 m/s), bastante diferente do cenário em estudo. Como Moorhouse não leva em consideração o efeito das densidades, efeito este que parece ser relevante dado que são parâmetros fundamentais para que ocorra a o deslocamento da chama, a correlação de Mudan é a que melhor se adequa a este trabalho.

Tabela 10 – Geometria da chama em cenário com vento. (Elaborada pelos autores).

	$\dot{m}$ (kg/m².s)	**u_w (m/s)**	**D (m)**	**Hf (m)**	**L_f (m)**	**θ**	**ΔD (m)**
Sem vento	0,015	0	7,38	5,58	-	-	-
Com vento	0,0275	9,28	7,38	-	4,71	70,07°	1,28

A Tabela 10 e a Figura 11 apresentam um resumo das características geométricas da chama para os cenários com e sem vento.

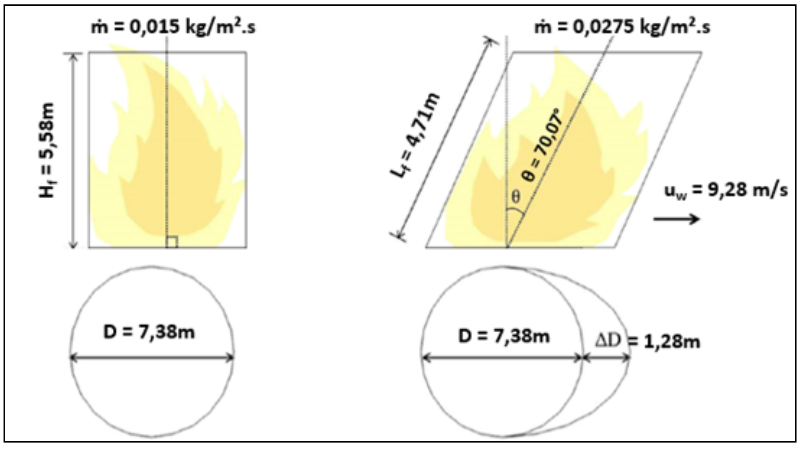


Figura 11. Resumo da geometria da chama para com e sem vento (Elaborada pelos autores).

4.1.3. Intensidade da Radiação Térmica (q)

Para estimar a intensidade da radiação térmica emitida pelo incêndio em poça, foi necessário calcular o poder de emissão médio da chama, o fator de configuração e a transmissividade atmosférica.

4.1.3.1. Poder de Emissão médio da chama ($E_{médio}$)

O poder emissivo da chama é de difícil determinação dado que ele muda de acordo com a posição, com valores mais altos na base do fogo e valores decrescentes ao longo do comprimento da chama. Desta forma, utilizou-se as equações 8 e 9, que determinam um poder de emissão médio da chama por toda sua superfície.

Tabela 11 – Poder emissivo da parte luminosa da chama. (Elaborada pelos autores).

Correlação 1 – Mudan	**Correlação 2 – Shrosky & Beyler**
138,85 kW/m²	50,37 kW/m²

A Equação 8, proposta por Muñoz, considera a contribuição das partes luminosa e não luminosa da chama. O poder de emissão da fumaça é independente do diâmetro da poça e do tipo de combustível e possui intensidade de 20 kW/m². Para o cálculo da porcentagem visível da chama utilizou-se a Equação 45. Para determinar o poder de emissão da parte luminosa (E), utilizou-se as

equações 46 e 48 e os resultados obtidos são apresentados na Tabela 11.

A correlação proposta por Shrosky & Beyler aponta que o poder emissivo da parte luminosa da chama é exclusivamente dependente do diâmetro da poça de incêndio, não contabilizando as características do combustível. A expressão possui um expoente negativo em função de D, o que indica que o poder de emissão diminui com o aumento do diâmetro, o que está correto dado que, ao aumentar o diâmetro da poça, há o aumento da produção de fumaça e, consequentemente, diminui as áreas luminosas do incêndio, de maior poder de emissão. Em contrapartida, Mudan aponta que E é dependente não somente do diâmetro, em que tal influência é contabilizada no cálculo de ε, mas também das características da chama tais como temperatura e emissividade. A radiação de um corpo é dependente de sua temperatura e, em um incêndio, ela é emitida pelos vapores de água e dióxido de carbono e partículas de fuligem produzidas na combustão. Desta forma, para diferentes combustíveis, a quantidade de vapores produtos da queima será diferente, tal como a emissividade total da chama e sua temperatura. Portanto, a equação de Mudan mostra-se mais adequada para estimar o poder emissivo da parte luminosa. Os parâmetros utilizados para estimar E pela Equação 46 são apresentados na Tabela 12. Depois de calculado E, a fração da parte luminosa χ_{lum} e dado o valor constante de $E_{shoot,}$ calculou-se $E_{médio}$ proposta por Muñoz.

Tabela 12 – Parâmetros do poder de emissão da parte luminosa (Elaborada pelos autores).

T_f (K)	T_a (K)	σ (kW/m²K⁴)	ε_f	E (kW/m²)
1273,15	298,15	$5{,}67 \times 10^{-11}$	0,93	138,85

Já correlação proposta por Moorhouse para estimativa do poder de emissão médio contabiliza as dimensões da chama, as propriedades de queima do combustível e a fração de radiação emitida pela chama. Os resultados obtidos pelas duas correlações são apresentados na Tabela 13.

Tabela 13 – Poder de Emissão médio da poça de incêndio em estudo. (Elaborada pelos autores).

Correlação 1 - Muñoz	Correlação 2 - Moorhouse
46,24 kW/m²	50,26 kW/m²

Os resultados obtidos não foram muito discrepantes, e a diferença entre eles pode estar relacionado com os parâmetros que os autores acreditavam ter maior influência no poder de emissão médio. Enquanto Muñoz deu maior influência ao poder de emissão da fumaça, Moorhouse apontou a altura da chama como fator primordial nesta estimativa. As dimensões da chama são parâmetros que de fato influenciam o poder de emissão, mas em menor grau que a formação de fumaça em incêndios em poça de grande escala. Como a correlação de Muñoz é a única que contabiliza o efeito da fumaça, esta é a que melhor se adequa a este estudo.

4.1.3.2. Fator de Configuração (F)

O fator de configuração é um parâmetro que é dependente da distância da poça de incêndio ao objeto alvo, do comprimento da chama, do diâmetro da poça e da relação angular entre a fonte e o objeto alvo da radiação emitida. Os valores obtidos para os fatores de configuração para cenários com e sem vento são apresentados na Tabela 14.

Tabela 14 – Fator de configuração em cenários com e sem vento. (Elaborada pelos autores).

	$\mathbf{F_h}$	$\mathbf{F_v}$	$\mathbf{F_{máx}}$
Sem vento	0,2644	0,080	0,2764
Com vento	0,5235	0,0086	0,5236

O objeto alvo neste trabalho é o tanque cilíndrico de armazenamento (T-11) localizado ao lado do tanque de armazenamento de etanol em estudo. O fator de configuração vai de 0 a 1 e, quanto mais próximo o objeto alvo está da fonte emissora de radiação, mais próximo de 1 é o fator já que, quando muito próximo, tudo visto pelo alvo é a chama. Como a chama tende a inclinar na direção e sentido do vento incidente e, neste trabalho a direção do vento está conforme Figura 10, a chama sob ação do vento estará mais próxima do tanque alvo, portanto, os resultados obtidos para os cenários com e sem vento estão de acordo com o esperado.

4.1.3.3. Transmissividade Atmosférica (τ)

A transmissividade atmosférica contabiliza a quantidade de radiação que absorvida pela atmosfera, principalmente pelos vapores de água e dióxido de carbono. Enquanto a quantidade CO_2 na atmosfera é praticamente constante, a quantidade de vapor de água é o que altera a transmissividade, e é fortemente dependente da umidade e temperatura do ar. Além disso, a

distância entre o objeto fonte e objeto alvo também influencia na transmissividade já que, quanto maior a distância maior o volume de ar atmosférico entre eles, possibilitando maior absorção de radiação. Os parâmetros que definem a transmissividade e o valor calculado são apresentados na Tabela 15.

Tabela 15 – Parâmetros para cálculo da transmissividade atmosférica (Elaborada pelos autores).

Ta (K)	Umidade Relativa (%)	D_t entre fonte e tanque alvo (m)	Transmissividade Atmosférica (τ)
298,15	73,2	7	0,845

Portanto, após calculados as características geométricas e o poder de emissão médio da chama, o fator de configuração e a transmissividade atmosférica pode-se por fim determinar a intensidade da radiação com o tanque alvo (T-11) do parque de tancagem em estudo é atingido. A Tabela 16 resume os valores dos parâmetros e a intensidade de radiação (q) calculada pelo modelo para o cenário com vento, uma vez que este é o cenário a ser comparado à simulação computacional.

Tabela 16 – Intensidade de radiação com que o tanque alvo é atingido. (Elaborada pelos autores).

E (kW/m²)	E_{av} (kW/m²)	F	τ	q (kW/m²)
138,85	46,24	0,5236	0,845	20,46

4.2. Simulação Computacional (CFD)

4.2.1. Campo de vento e escolha da malha computacional

A simulação do campo de vento que atua na região no parque de tancagem permite compreender, dentre muitas variáveis, a configuração das velocidade escalar e vetorial ao longo do local. Nas imagens 13 (a), (b) e (c) é possível perceber a importância da escolha de uma malha computacional adequada nesse processo e a perda de resolução proveniente da utilização de uma malha demasiado grosseira.

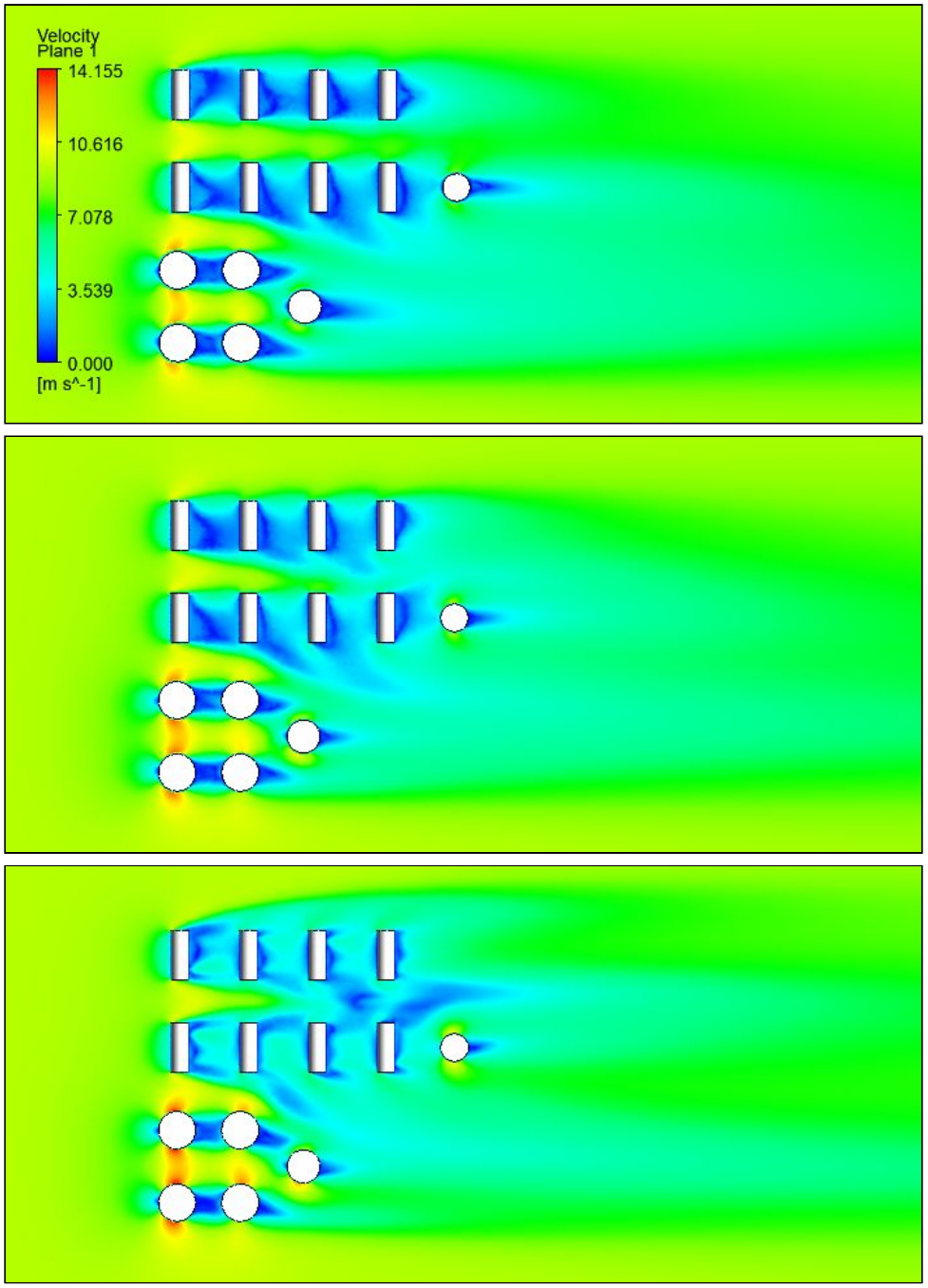


Figura 12. Campo de velocidade escalar gerado em função do vento no parque de tancagem - vista de cima, em um plano a 1 metro do chão. (a) Malha grosseira (G); (b) Malha intermediária (I); (c) Malha refinada (R). (Elaborado pelos autores)

Ao entrar na região dos tanques, ou seja, obstáculos, o espaço disponível para escoamento do vento diminui. Nesses estreitamentos, observa-se aumento na velocidade e, consequentemente, para que a energia mecânica se conserve, ocorrem regiões de baixa pressão. Esse aumento de velocidade pode ser observado nas regiões de cor mais quente que contornam as laterais dos tanques 1, 5, 10 e 12.

Após cada obstáculo, zonas de estagnação (alta pressão) são formadas, fazendo com que

ocorra o descolamento da camada limite e que regiões de recirculação e vórtices sejam formadas. Essas regiões que podem ser vistas nos pontos mais frios das imagens que compõem a Figura 12 e ficam evidente quando analisamos os componentes vetoriais da velocidade (Figura 13). É interessante observar que ainda, que mesmo de maneira sutil, é possível perceber o início de um comportamento oscilatório das recirculações após os obstáculos cilíndricos, característico dos vórtices de von Kármán - em cenários de incêndio, essa recirculação, que aumenta a cada obstáculo, aumenta a frente da chama, podendo agravar o incidente.

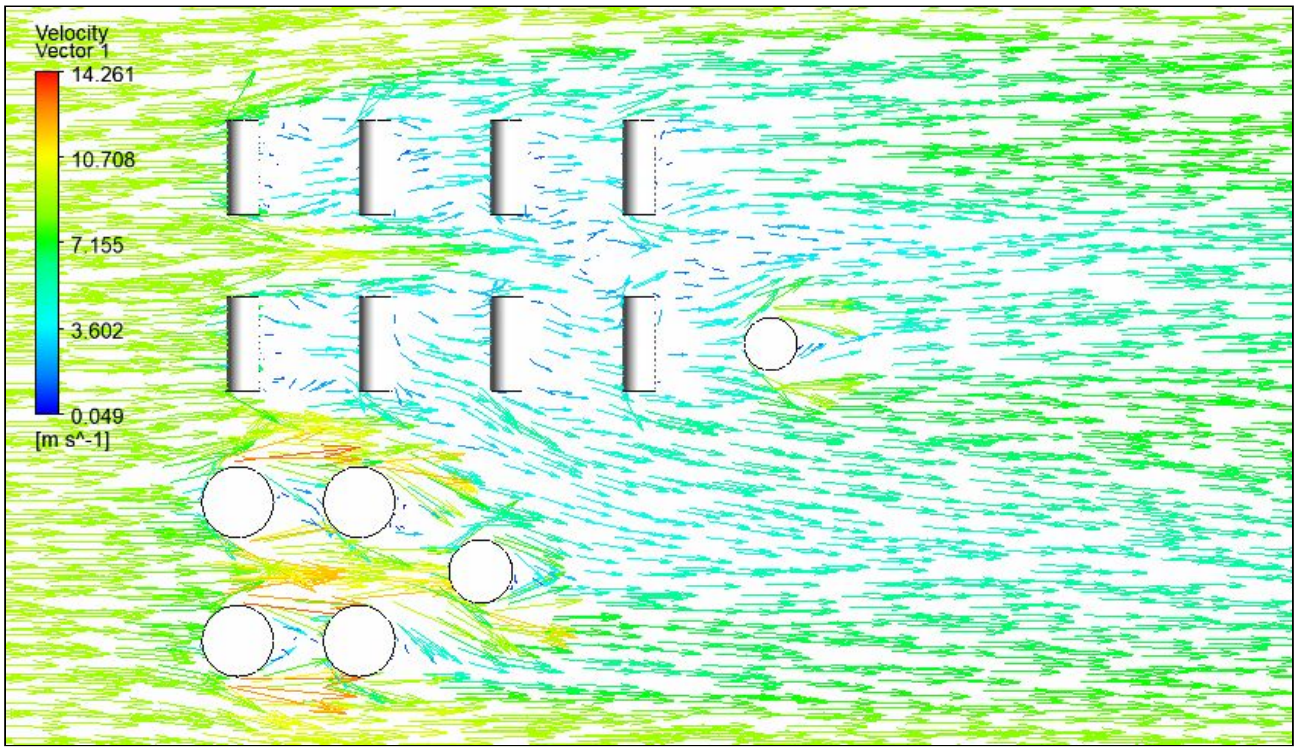


Figura 13. Vetores velocidade durante a ventilação do parque de tancagem - plano horizontal a 1 metro do chão. (Elaborado pelos autores)

Qualitativamente, podemos observar que a Figura 12 (a) não tem resolução suficiente para capturar a interação entre as regiões queda de velocidade dos tanques 5, 6, 7, 8 e seus tanques vizinhos. Já a imagem 12 (c), que apresenta melhor resolução, mostra que essas regiões interagem sim entre si, formando, a cada novo obstáculo, uma maior zona de alta pressão e queda de velocidade.

Para avaliar qualitativamente a imprecisão gerada pelos diferentes tamanhos de elementos de cada malha, aplica-se o método GCI (*Grid Convergence Index*), conforme proposto por Celik *et al.* (2008) em seu artigo para o *Journal of Fluids Engineering*, já explicitado na seção 4.3.1. Para aplicar o método, coleta-se os valores médios da velocidade escalar ao longo de três linhas

diferentes localizadas numa altura vertical de 5 metros acima do chão. As linhas estão ilustradas na Figura 14.

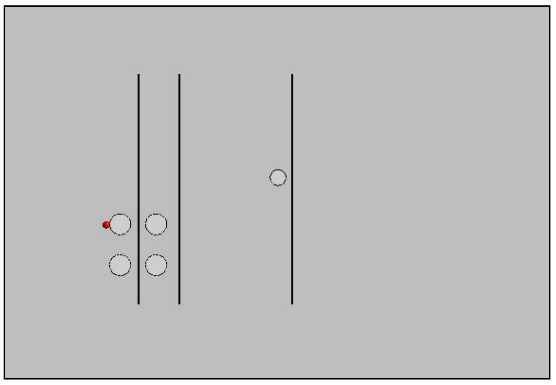


Figura 14. Linhas de medição de velocidade indicadas em preto. O ponto vermelho indica o ponto imediatamente atrás do tanque de interesse (10) e será utilizado como referencial. (Elaborada pelos autores).

Escolhe-se o ponto imediatamente atrás do tanque de interesse (10) como ponto de referência e, utilizando seu diâmetro (D = 4,10 m), constrói-se o perfil de velocidade em função da posição adimensional ao longo das linhas traçadas. Esses perfis podem ser observados nas Figuras 15 (a), (b) e (c).

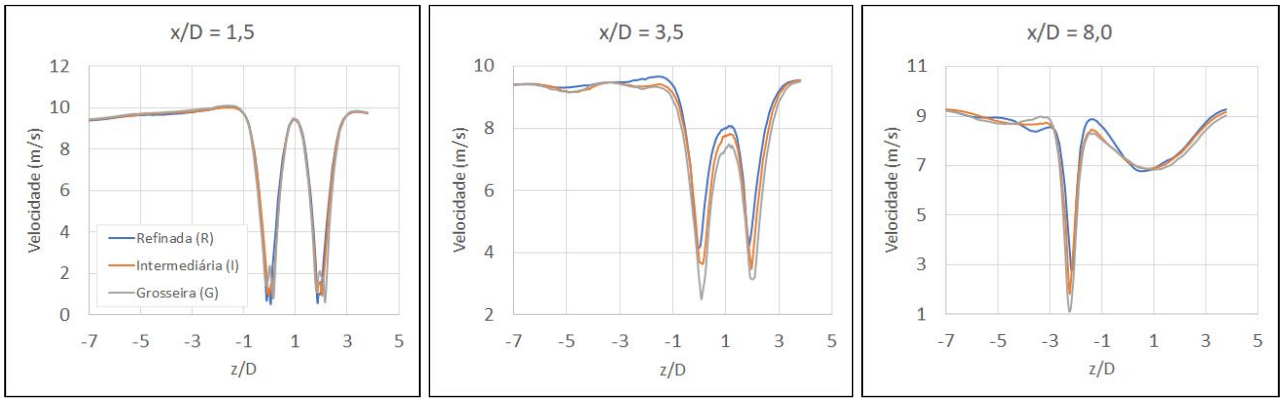


Figura 15. Perfis de velocidade escalar médias nas linhas: (a) x/D = 1,5; (b) x/D = 3,5; (c) x/D = 8,0. (Elaborada pelos autores).

Tabela 17 – Grid Convergence Index entre as malhas testadas na simulação do campo de vento do parque de tancagem. (Elaborada pelos autores).

	x/D		
	1,5	**3,5**	**8,0**
GCI Médio (Ref-Int)	1.7%	29.6%	3.7%
GCI Médio (Int-Gro)	1.5%	35.5%	4.1%

Avalia-se, então, os valores do CGI, ou seja, a imprecisão entre pares de malhas, para os seguintes pares: Ref-Int e Int-Gro. A Tabela 17 consolida os valores obtidos.

Os valores médios de incerteza entre o Par Ref-Int, ainda que a diferença não seja acentuada, são menores do que o do Par Int-Gro. Essa diminuição da incerteza mostra que as vantagens do aumento de resolução de uma malha começam a diminuir a partir de certo grau de refinamento. Em outras palavras, o refinamento excessivo, além de exigir esforços computacionais muitas vezes inviáveis, a partir de certo patamar, passa a trazer incrementos cada vez menos expressivos em termos de aumento de precisão.

Para seguir com as simulações de combustão, opta-se por utilizar a malha Intermediária, a fim de balancear a precisão necessária para este estudo com os recursos computacionais e de tempo disponíveis.

4.2.2. Validação dos parâmetros de combustão do etanol

A modelagem de escoamentos turbulentos reativos é complexa e demanda uma série de hipóteses simplificadoras. Ao resolver numericamente as equações de transporte o software Ansys® CFX permite aproximar a o termo relacionado a taxa de reação química por três diferentes modelos: o *laminar finite-rate model*, o *eddy-dissipation model* (EDM) e o *eddy-dissipation-concept* (EDC).

No *laminar finite-rate model* os efeitos das flutuações turbulentas são ignorados e a taxa da reação é governada pelas equações de Arrhenius, sendo ele, então, exato para escoamentos laminares. No EDM, por sua vez, assume-se que a reação é rápida o suficiente a ponto de a taxa de reação ser controlada pela turbulência do escoamento e, consequentemente, pela mistura dos reagentes. Este modelo demanda esforço computacional relativamente baixo, mas, como toda aproximação, tem limitações de precisão. Por fim, o EDC incorpora a contribuição cinética de Arrhenius à chamas turbulentas - o aumento de precisão vem acompanhado de um aumento expressivo no esforço computacional e maior dificuldade na convergência, em alguns casos.

Para o caso do incêndio no parque de tancagem, ou seja, chamas nas quais os combustíveis não estão pré-misturados, faz sentido a hipótese de que a queima do combustível é rápida o suficiente a ponto das chamas se desenvolverem ao passo que a mistura turbulenta ocorre - sem a presença de um de uma fonte de ignição. Desta forma, optou-se por utilizar o EDM para o caso.

Outra relevante limitação do modelo que precisa ser pontuada é a imprecisão de resultados de reações químicas com mais de uma etapa. Isso acontece porque mecanismos de reações química

com mais de uma etapa são regidos pelas taxas de reação de Arrhenius, que são particulares para cada reação. Uma alternativa para diminuir esta fonte de erro é considerar apenas a combustão completa do etanol, sem a produção dos monóxidos de nitrogênio e carbono.

Descritas as diversas fontes de imprecisão advindas da modelagem computacional escolhida, julga-se prudente mensurar o efeito dessas simplificações nos resultados da simulação. Para tal, foi reproduzido o experimento discutido por Oliveira *et. al.* (2019) em *On the behaviour of the temperature field around pool fires in controlled experiment and numerical modelling*. No artigo, as temperaturas de 42 pontos distribuídos em seis linhas verticais foram monitoradas durante o incêndio em poça de diferentes combustíveis, incluindo o etanol. A montagem experimental está ilustrada no Anexo III. A velocidade do fluxo de evaporação do etanol foi obtida a partir da razão da taxa média de perda de massa por unidade de área (MLRPUA) obtida experimentalmente no artigo e a massa específica do etanol.

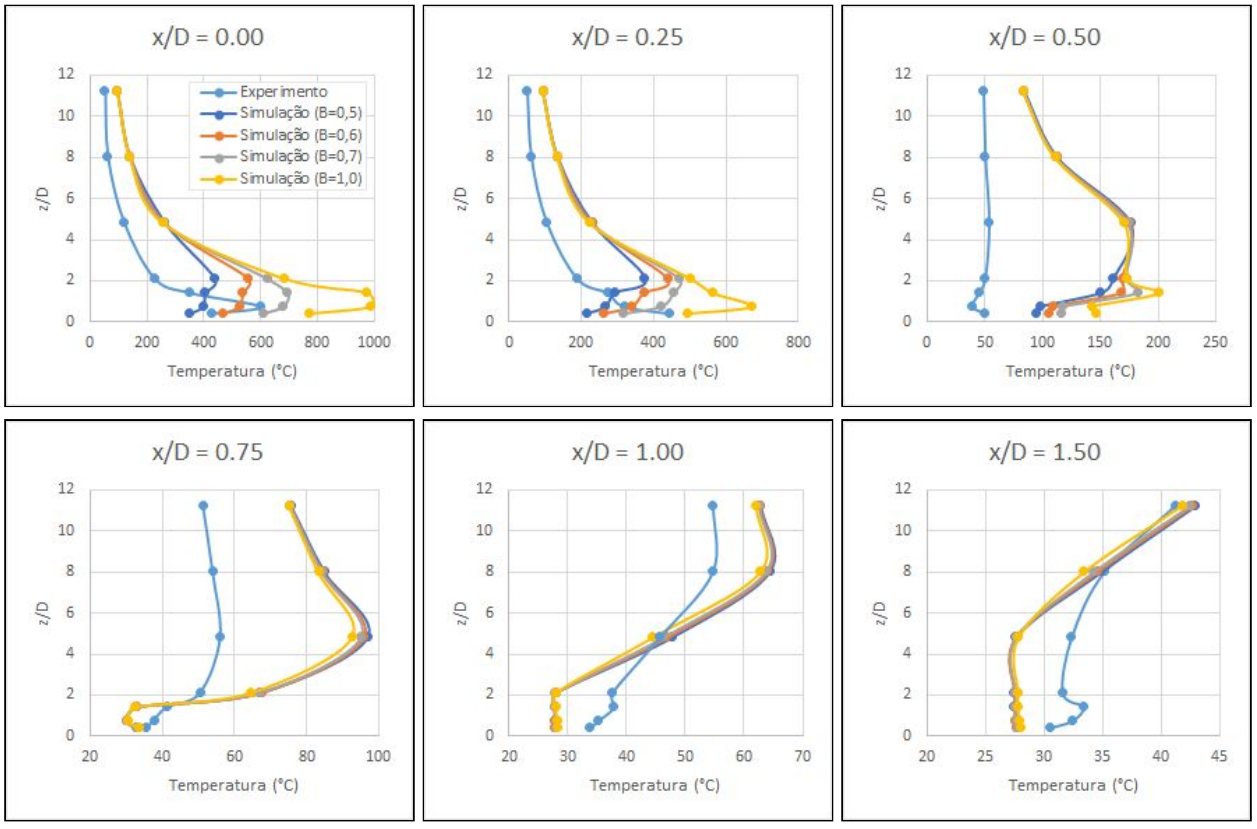


Figura 16. Comparação entre dados experimentais do incêndio em poça do etanol e os obtidos por meio de simulação computacional - influência do parâmetro B. (Elaborada pelos autores).

Como pode ser observado na equação (4), o EDM inclui dois parâmetros empíricos: A e B, que são diretamente proporcionais à taxa de reação. O manual do software Ansys®, de forma geral, recomenda os valores de A = 4,0 e B =0,5. No entanto, como pode ser visto na Figura 16, simular o experimento utilizando o valor de B = 0,5 resulta em curvas de temperatura que não atingem as

temperaturas máximas medidas experimentalmente e, além disso, em algumas das linhas verticais de medição - especialmente na representada por x/D = 0,5, onde D é o diâmetro da poça de combustível e tem o valor de 60 mm - o comportamento da temperatura se mostra consideravelmente destoante. O referencial de x parte do centro da poça e a gravidade atua na dimensão z.

A fim de analisar a influência do parâmetro B na obtenção de uma maior precisão tanto na temperatura máxima experimental, quanto nos perfis de temperatura, repetiu-se as simulações com diferentes os seguintes valores para esta variável: 0,6, 0,7 e 1,0. Os resultados podem ser vistos na Figura 16. Os erros absolutos das temperaturas estão expressos na Tabela 18.

Tabela 18 – Influência do parâmetro B do EDM no erro entre os dados experimentais e de simulação no incêndio em poça do etanol. (Elaborado pelos autores).

	Erro Absoluto						
	x/D						
B	**0.00**	**0.25**	**0.50**	**0.75**	**1.00**	**1.50**	**Erro Médio**
0,5	31%	31%	148%	78%	41%	15%	60%
0,6	38%	38%	162%	77%	41%	14%	62%
0,7	56%	56%	172%	76%	40%	14%	65%
1,0	83%	83%	192%	74%	38%	13%	74%

A partir da construção dos perfis de temperatura e o cálculo do erro absoluto, é possível observar que o valor de B = 0,6 permite uma maior aproximação aos valores de temperatura máxima do incêndio em poça do etanol com um aumento relativamente baixo no erro médio. É importante que a simulação atinja, de fato, as temperaturas máximas do incêndio para que a análise de risco possa ter uma margem de segurança quando realizada. Além disso, observa-se que os perfis de temperatura para o parâmetro B = 0,6 estão, em geral, deslocados para a direita, ou seja, a imprecisão da simulação resulta em dados maiores de temperatura e, consequentemente, intensidade de radiação. Uma análise em cima desses números seria conservadora, justificando sua escolha.

4.2.3. Incêndio no parque de tancagem

Escolhido a modelagem de combustão do etanol e entendidas suas limitações, cria-se na geometria já existente do parque de tancagem uma poça de etanol ao redor do tanque 10, com as

dimensões do dique que o circunda: 8m de largura, 7m de comprimento e 0,9m de altura. A situação problema assume que houve um vazamento de etanol do tanque, que transbordou este dique e o incêndio se iniciou nessa superfície. Computacionalmente, esse fato é equivalente a introduzir uma superfície a partir da qual entra um fluxo de etanol de velocidade 0,01742 m/s em temperatura ambiente, 300K - velocidade obtida a partir da taxa de evaporação do álcool. Aproxima-se essa vazão como sendo de etanol puro, ou seja, a fração mássica de C_2H_5OH é 1.

Além do álcool, estão presentes no domínio computacional ar a 300K com uma porcentagem de O_2 de 21% e 79% de N_2. Assim como na simulação de validação dos perfis de temperatura, a gravidade de 9,8 m/s^2 atua na dimensão z.

Como já mencionado, analisa-se apenas a combustão completa do etanol, sem produção se fumaça, com parâmetro B do EDM com valor de 0,6. Além disso, opta-se pelo modelo mais simples disponível de radiação: modelo P-1. Este modelo expande a intensidade da radiação em séries ortogonais de harmônicas esféricas (Cheng, 1964).

Para inicializar o processo iterativo assume-se que o domínio computacional é consiste majoritariamente por ar, definindo a fração mássica de oxigênio como 0,21. Para que o modelo EDM inicie e combustão também é necessário inserir como condições iniciais traços dos reagentes, desta forma, define-se como 0,01 a fração mássica da água e do dióxido de carbono. Por fim, o critério de convergência é um target de erro na casa de no mínimo 10^{-4} ou então um número máximo de 5000 iterações.

Devido ao elevado número de elementos no domínio computacional, foi necessário rodar as simulações por meio de acesso remoto em um computador do Laboratório de Análise de Risco Industrial e Segurança Ambiental (L4R1S4) da UNICAMP. Nas primeiras tentativas tentou-se utilizar a malha Intermediária (Int) com um corpo de influência, ou seja, uma região de refinamento de malha específico no local da chama. No entanto, mesmo utilizando um computador do laboratório, a alta demanda de memória para o processo iterativo fez com que as simulações apresentasse erro diversas vezes. Essa situação, associado às dificuldades enfrentadas devido ao acesso remoto no contexto de pandemia global do Covid-19, comprometeu o passo com a pesquisa se desenvolvia, uma vez que tarefas como a reinicialização do computador após um erro se tornassem mais complexas.

Como alternativa, ainda que gerando uma nova fonte de imprecisão, optou-se por rodar a simulação com a malha Grosseira (Gro), situação na qual foi possível obter resultados. É válido ressaltar que na região do tanque 10, não há diferenças tão pronunciáveis qualitativamente no escoamento do tanque entre as malhas Int e Gro. As Figuras 17 (a) e (b) mostram os gradientes de

temperatura obtidos no estado estacionário do incêndio em poça do etanol em dois planos: plano vertical que passa pelo meio do tanque no qual houve o vazamento (tanque 10) e plano horizontal a 1,5m do chão.

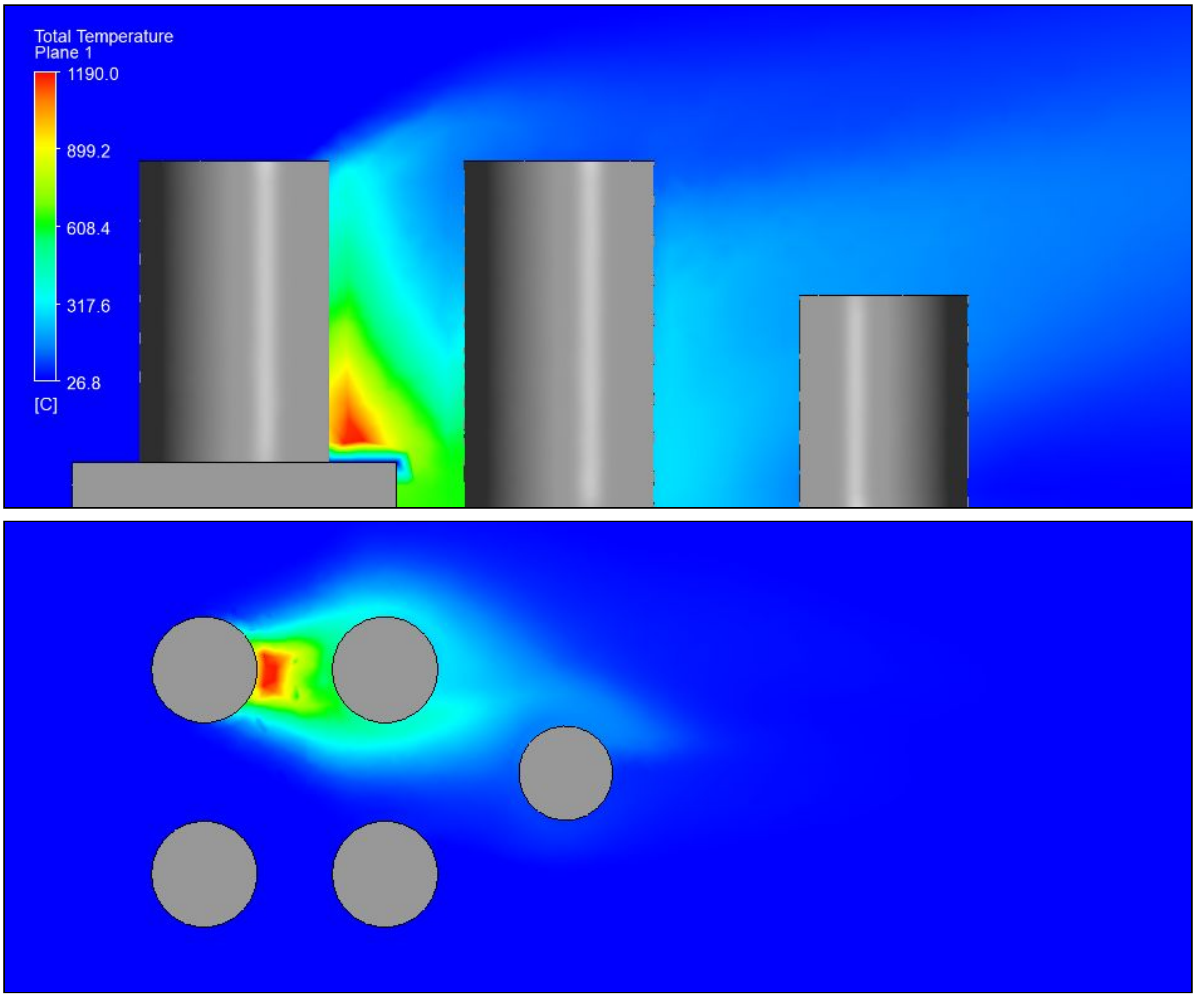


Figura 17. Perfis de temperatura no estado estacionário do incêndio do etanol visto dos planos: (a) lateral passando diametralmente pelo tanque que vazou (b) aéreo a 1,5m do chão. (Elaborada pelos autores).

A temperatura máxima atingida durante a simulação foi de 1190,01°C, em locais próximos à base do tanque incendiado (tanque 10). É relevante notar que não se observam chamas na face do tanque que é atingida diretamente pela corrente de vento de 9,28 m/s característica da região. Essa corrente de vento faz com que o gradiente de temperatura atinja o tanque 11, de forma que seja importante medir a radiação que o atinge. Para mensurar essa grandeza, faz-se a média da radiação ao longo de cinco linhas verticais localizadas na face do tanque 11 voltada para o tanque 10. A Figura 18 ilustra as 5 linhas de medição da radiação.

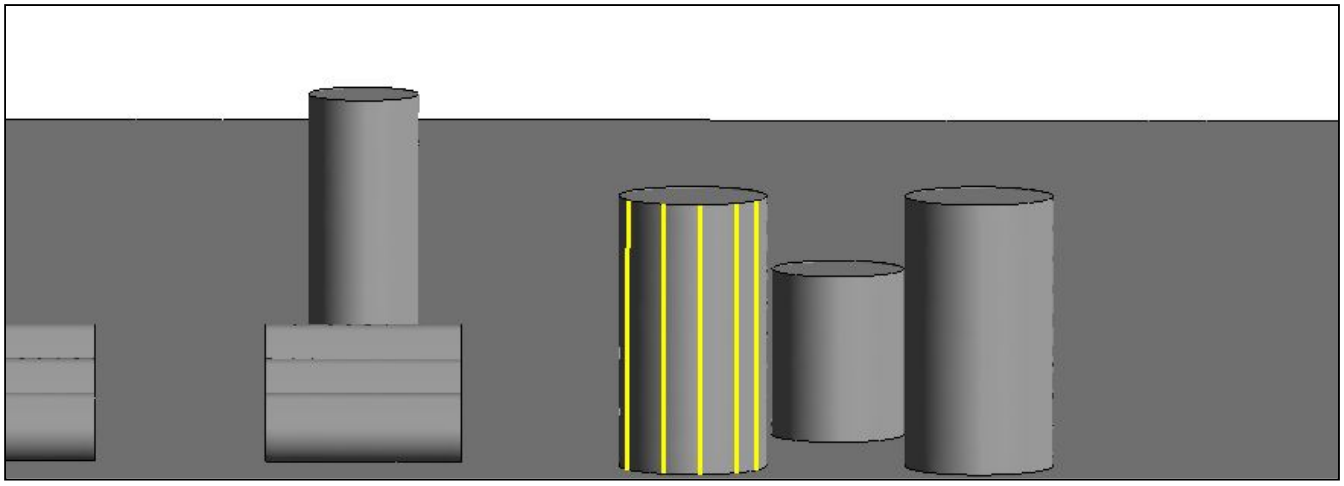


Figura 18. Linhas (numeradas de 1 a 5, da esquerda para direita) de medição dos valores da radiação no tanque 11. (Elaborada pelos autores).

Tabela 19 – Radiação incidente em 5 linhas de medição na face do tanque 11 voltada para o tanque incendiado. (Elaborada pelos autores).

	Linha					
	1	**2**	**3**	**4**	**5**	**Média**
Radiação Incidente (kW/m²)	20,63	45,36	60,84	51,75	36,78	43,07

O maior valor de radiação incidente de dá na linha mais próxima ao tanque incendiado, a linha 3. É interessante observar também que os valores de radiação são maiores no lado direito do tanque 11, devido à configuração geométrica do espaço e, consequentemente, circulação do vento. A média dos valores, 43,07 kW/m² é relevante e, conforme discutido na próxima seção, apresenta riscos no que diz respeito ao escalonamento do incêndio.

Definindo o comprimento da chama como a altura máxima em que 99% do etanol foi consumido (McGrattan *et al.*, 2015), é possível traçar uma isosuperfície em que a fração mássica de etanol é 0,01, a qual representa a frente de chama. As Figuras 19 (a) e (b) mostram, respectivamente, a vista em perspectiva da área do processo com a presença das chamas e a linha traçada para determinar o comprimento das chamas.

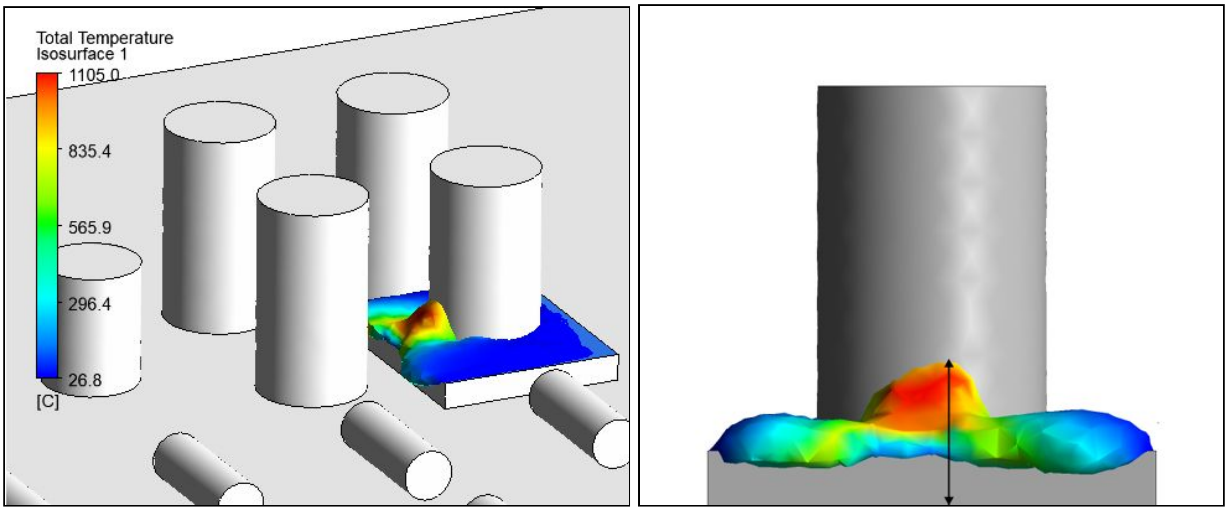


Figura 19. Representação da chama formada pelo incêndio de poça do etanol (a) vista em perspectiva da área de processo; (b) linha traçada para determinar o comprimento de chama. (Elaborada pelos autores).

O valor encontrado para o para o comprimento da chama foi de 2,6m. Além disso, a superfície encontrada se concentra na região imediatamente após o tanque vazado, que funciona como um obstáculo para a corrente de vento. Por conta disso, não é observada uma inclinação da chama, ao contrário do cenário estudado com o Modelo de Chama Sólida Modificado com vento, que não considera esse obstáculo na geometria.

4.3. Comparação dos modelos e análise de risco

Ao confrontar os valores de radiação incidente no tanque 11 obtidos pelo Modelo de Chama Sólida Modificado e os resultados da simulação computacional da ferramenta Ansys® CFX, que são 20,46 kW/m² e 43,07 kW/m², respectivamente, observa-se uma discordância de 52,5% entre os valores.

O valor encontrado na simulação é maior uma vez que leva em conta apenas a combustão completa do etanol e não contempla a formação de fumaça - fator que diminui o poder de emissão da chama e a radiação incidente no tanque 11. Ainda, mesmo que o Modelo de Chama Sólida Modificado contabilize a diminuição no poder de emissão da chama, o equacionamento para a fração de chama visível utilizado foi proposto para o petróleo, que apresenta uma queima relevantemente diferente da do etanol, produzindo mais fumaça e, sendo assim, uma fonte de imprecisão. Por fim, este modelo também negligencia o gradiente de temperatura que existe na frente de chama considerando-a como uma superfície uniforme de temperatura constante.

Nos dois casos, a intensidade de radiação é significativa e poderia causar danos não só às pessoas que estivessem próximas à área do parque de tancagem, mas também às construções e equipamentos presentes. Segundo modelos empíricos de limite de radiação utilizados em design de plantas químicas (Anexo II), radiações de intensidade próximas a 25kW/m² causariam deformações no aço, material construtivo dos tanques avaliados. Já radiações que ultrapassam 37,5 kW/m² causariam avarias irreversíveis tanto nos tanques quanto em construções ao redor do incêndio. Em ambos os casos, portanto, verifica-se uma ameaça de danos no tanque alvo e, consequentemente, possíveis chances de escalonamento de incêndio.

No Modelo de Chama Sólida Modificado com vento o valor encontrado para o comprimento da chama foi de 4,7 m, enquanto a simulação na ferramenta de CFD apresentou uma chama 55,3% menor: de 2,6 m. Há divergência também na presença de inclinação na chama: o Modelo de Chama Sólida Modificado com vento sugere ângulo θ de 70,1°, já a simulação, mostra uma frente de chama que não aparenta inclinar-se na direção do vento. Um fator decisivo que justifica este fato é a presença do tanque 10, um obstáculo à corrente de vento que não é levado em conta pelo primeiro modelo.

Além das fontes de erro já citadas, existem outras aproximações que fazem necessária uma análise crítica sobre os resultados obtidos nos dois modelos. O equacionamento disponível na literatura para caracterização da chama no Modelo de Chama Sólida Modificada, tem base experimental validada em poças pequenas e médias, com baixas velocidades de vento e utilizando hidrocarbonetos como combustíveis. Nenhum destes três pontos atende plenamente as condições do fenômeno proposto.

A simulação, por sua vez, foi realizada com uma malha computacional de menor resolução do que o ideal, fato que prejudica a observação de fenômenos de transferência de momento, calor e massa. Para mais, diminuir a ordem de grandeza do critério de convergência - para 10^{-5}, por exemplo -, tal como utilizar modelagens mais complexas para os fenômenos de combustão, radiação e advecção, também poderiam gerar resultados mais precisos. É necessário, porém, citar que tais práticas aumentam o esforço computacional e a dificuldade na convergência dos métodos numéricos.

Mesmo com as especificidades de cada modelo, é observado um risco de escalonamento do incêndio. Verifica-se que adequar-se às distâncias mínimas previstas pelas normas técnicas não é garantia de segurança de processo. Dado que, apesar dos tanques em estudo respeitarem as distâncias mínimas, os dois modelos apontam que a intensidade de radiação emitida por um

incêndio em poça geraria danos significativos aos tanques e às construções vizinhas, possibilitando a ocorrência de efeito dominó.

5. Conclusão

Ao estudar o incêndio em poça do etanol em um parque de tancagem típico utilizando o modelo de chama sólida modificada, é possível a definição da geometria da chama, fator importante no cálculo da intensidade da radiação emitida pelo incêndio. Para um cenário sem vento, calculou-se uma altura de chama de 5,58m sendo a taxa de queima de etanol constante e igual a 0,0015 kg/m².s. Já na presença de vento, cenário comparável à simulação computacional, aponta-se inclinação e deslocamento da chama na direção e sentido do vento incidente, de magnitude de 9,28 m/s. A chama passa a ter um comprimento de 4,7m, tendo sua base alongada em 1,28m e adquirindo uma inclinação de 70,7º. A taxa de queima do etanol também é influenciada, aumentando para 0,0275 kg/m².s. Definida a geometria, características da chama do etanol, fator de configuração e transmissividade atmosférica foi possível estimar a intensidade da radiação que atinge o tanque 11, que é de 20,46 kW/m².

Os resultados da simulação computacional possibilitam observar interações entre zonas de recirculação do ar ao passo que o campo de vento atua na região em estudo. No cenário de incêndio do etanol, é apontada uma radiação média incidente de 43,07 kW/m² no tanque alvo (11) e um comprimento de chama de 2,6 m. Esta chama, porém não se inclina, pois se forma na frente do tanque vazado (10), que forma uma barreira contra o vento.

Mesmo que a malha computacional utilizada não seja tão refinada quanto desejável, é possível ver que as interações entre zonas de recirculação do escoamento do ar não se pronunciam de forma acentuada na região do incêndio. Este fato, somado ao relativamente pequeno comprimento de chama, levam a uma conclusão qualitativa de que o fenômeno dos vórtices de von Kármán não teriam influência tão significativa no cenário em estudo. Esta conclusão, porém, não descarta a necessidade de estudos mais aprofundados sobre o tópico. Tanto configurações geométricas, quanto campos de vento e combustíveis diferentes podem resultar em frentes de chama maiores e zonas de turbulência mais expressivas, nas quais o risco de escalonamento de incêndio poderia ser agravado.

Não ter grandes influências do fenômeno da esteira de von Kármán, no entanto, não significa que este cenário de incêndio não apresente riscos de efeito dominó: ambas as modelagem resultaram em radiações intensas o suficiente para causar riscos aos tanques vizinhos, ainda que eles

estejam de acordo com as normas de distância mínima. Evidencia-se então a necessidade de análises de risco mais aprofundadas durante o processo de design de uma planta.

A escolha da ferramenta a ser utilizada nessa análise de risco deve ser feita de acordo com as peculiaridades de cenário e disponibilidade de recursos. Enquanto os modelos semi-empíricos (como Modelo de Chama Sólida Modificado) são de mais fácil aplicação e menor custo, ferramentas comerciais de fluidodinâmica computacional apresentam maior complexidade na modelagem, custos computacionais e de licença envolvidos. Como benefício, as simulações resultam em um maior detalhamento e possibilidades de análises a serem feitas.

Para o caso em estudo, mesmo que os resultados dos dois modelos apresentem diferenças relevantes, eles estão na mesma ordem de grandeza e levam à mesma conclusão: o espaçamento entre os tanques 10 e 11 não é suficiente para garantir a segurança operacional em um cenário de incêndio. Portanto, devido ao seu menor custo e maior facilidade de aplicação o modelo semi-empírico de Chama Sólida Modificada surge como uma aproximação eficiente para o estudo.

6. Referência Bibliográficas

ABNT NBR 14725-3:2012, **Produtos químicos – Informações sobre segurança, saúde e meio ambiente.** Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 2012.

ABNT NBR 17505-2:2013, **Armazenamento de líquidos inflamáveis e combustíveis.** Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 2006.

AGA, **LNG safety research program**. In: Report IS 3-1. 1974, American Gas Association (AGA), 1974.

AMERICAN INSTITUTE OF CHEMICAL ENGINEERS (AIChE). **Guidelines for chemical process quantitative risk analysis**. New York: Ccps, 2000.

API STD 650:2013, **Welded tanks for oil storage,** 12 ed., American Petroleum Institute, 2013.

BABRAUSKAS,V., **Estimating Large Pool Fire Burning Rates**, Fire Technol. 19, 1983.

CANT, R S. **An Introduction to Turbulent Reacting Flows**. Londres: Imperial College Press, 2008.

CASAL, Joaquim. Fire Acidentes**. Evaluation of the Effects and Consequences of Major**

Accidents in Industrial Plants. 2. ed. Cambridge: Elsevier, 2018. Cap. 3. p. 75-150.

CELIK, Ismail *et al*. **Procedure for Estimation and Reporting of Uncertainty Due to Discretization in CFD Applications.** *Journal Of Fluid Engineering.* Asme, p. 2-6. jul. 2008.

CHENG, P. **Two-Dimensional Radiating Gas Flow by a Moment Method**. AIAA Journal, 2:1662-1664, 1964.

BEYLER, Craig L.. Fire Hazard Calculations for Large, Open Hydrocarbon Fires. In: HURLEY, Morgan J (ed.). **SFPE Handbook of Fire Protection Engineering.** 5. ed. Greenhelt: Springer, 2013. Cap. 66. p. 2591-2663.

FISCHER, Stephen J. *et al*. **The structure and radiation of an ethanol pool fire.** Combustion And Flame, Pullman, v. 70, n. 3, p. 291-306, dez. 1987.

HAGGLUND, B., PERSSON, L., **The Heat Radiation from Petroleum Fires**. 1 ed. Stockholm, *FOA Rapport*, Forsvarets Forskningsanstalt, 1976.

HAUSER, Anderson José. **Simulação Computacional de incêndio em tanque contendo óleo combustível: Avaliação em tanques isolados conforme NBR 17505-7**. 2016. 65 f. TCC (Graduação) - Curso de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

HESKESTAD, G. **Luminous Height of Turbulent Diffusion Flames**, *Fire Safety Journal*, v. 5, n. 2, pp. 103-108, 1983.

HU, Longhua. **A review of physics and correlations of pool fire behaviour in wind and future challenges**. *Fire Safety Journal.* Anhui, p. 41-55. maio 2017.

HU, Longhua *et al*. **Flame length elongation behavior of medium hydrocarbon pool fires in cross air flow**. *Fuel*. Anhui, p. 613-620. set. 2013.

JEONG, Jinhee; Hussian F. **On the identification of a vortex**. *Journal Of Fluid Mechanics.* Cambridge, p. 69-94. fev. 1995.

KAUSHIK, Majumdar, **An investigation into the vortex formation in a turbulent fluid with an application in tropical storm generation**, Electronics & Communication Sciences Unit, Indian Statistical Institute, India, 2003

LAUTKASKI, Risto. **Validation of flame drag correlations with data from large pool fires**. *Journal Of Loss Prevention.* Espoo, p. 175-180. nov. 1992.

LIU, Y., **Thermal buckling of metal oil tanks subject to an adjacent fire.** Ph.D. dissertation, University of Edinburgh, Edinburgh, Scotland, 2011.

MANNAN, Sam. Fire. In: MANNAN, Sam. **Lees' Loss Prevention in the Process Industries**. 4. ed. Oxford: Elsevier, 2012. Cap. 16. p. 1075-1366.

MCGRATTAN, K. B., BAUM, H. R., HAMINS, A., **Thermal Radiation from Large Pool Fires.** In: Report NISTIR 6546, National Institute of Standards and Technology, USA, 2000.

MCGRATTAN, K., HOSTIKKA, S., FLOYD, J., BAUM, H., REHM, R., MELL, W., MCDERMOTT, R., **Fire dynamics simulator technical reference guide**. NIST Special Publication (6), 2015.

MOORHOUSE, D. J. **Scaling Criteria Derived from Large Scale Experiments – The Assessment of Major Hazards.** In: *Proceedings of the American Institute of Chemical Engineers Symposium*, v. 71, pp. 165-179, Manchester, 1982.

MUDAN, K. S. **Thermal Radiation Hazards from Hydrocarbon Pool Fires**, *Progress in Energy Combustion Science*, v. 10, n. 1, pp. 59-80, 1984.

MUNSON, B. R.; YOUNG, O. H. **Fundamentals of Fluid Mechanics.** Danvers: John Wiley & Sons, Inc., 2009

MUÑOZ, M., PLANAS, E., FERRERO, F., *et al.* **Predicting the Emissive Power of Hydrocarbon Pool Fires**, *Journal of Hazardous Materials*, v. 144, n. 3, pp. 725-729, 2007.

NFPA 30:2012, **Flammable and Combustible Liquids Code.** National Fire Protection Association, Quincy, Massachusetts, USA, 2012.

OLIVEIRA, Ricardo Luiz Fernandes *et al*. **On the behaviour of the temperature field around pool fires in controlled experiment and numerical modelling.** *Process Safety And Environmental Protection.* Campinas, p. 358-369. jan. 2019.

RAJ, P. K. A **Physical Model and Improved Experimental Data Correlation for Wind Induced**

Flame Drag in Pool Fires, *Fire Technology*, v. 46, n. 3, pp. 579-609, 2010.

RANGWALA, Ali S. **Diffusion Flames**. In: MANNAN, Sam. *Lees' Loss Prevention in the Process Industries*. 4. ed. Oxford: Elsevier, 2012. Cap. 11. p. 350-372.

SADREHAGHIGHI, Ideen. *Vortex & Vorticity*. Annapolis, MD, 2020

SANTOS, Fernanda da Silva. **Aplicação de modelo número para análise térmica de segurança contra incêndio de tanques de armazenamento de combustíveis**. 112 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

SHOKRI, M., BEYLER, C. L., **Radiation from Larger Pool Fires**, *SFPE Journal of Fire Protection Engineering*, v. 4, n. 1, pp. 141–150, 1989.

S.LAM, CECÍLIA. **Wind-blown pool fire, Part II: Comparison of measured flame geometry with semi-empirical correlations.** *Fire Safety Journal*. Ontario, p. 130-141. nov. 2015.

STEWARD, F. R. **Prediction of the Height of Turbulent Diffusion Buoyant Flames**, *Combustion Science Technology*, v. 2, n. 4, pp. 203-212, 1970.

SOUZA, Tiago da Silva. **Geração de vórtices de von Kármán com modelagem em CFD**. 2016. 55 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Hidráulica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2016.

THOMAS, P. H. **The Size of Flames from Natural Fires.** In: *Proceedings of the Ninth International Symposium on Combustion*, v. 9, n. 1, pp. 844-859, Pittsburgh, Pennsylvania, USA, 1963.

WANG, W., XU, Z., SUN, B. **Numerical Simulation of Fire Thermal Radiation Field for Large Crude Oil Tank Exposed to Pool Fire**, *Procedia Engineering*, v. 52, pp. 395 400, 2013.

WELKER, J. R., SLIEPCEVICH, C. M. **Burning Rates and Heat Transfer from Windblown Flames**, *Fire Technology*, v. 2, n. 3, pp. 211-218, 1966.

WHITE, Frank M.. *Fluids Mechanics*. 8. ed. New York: Mc Graw Hill, 2016.

ZHANG M., Song W., Wang J., Chen Z., **Accident consequence simulation analysis of pool fire in fire dike**, Procedia Engineering, 84, 565-577, 2014.

APÊNDICES

APÊNDICE A - Dashboard em Excel com resultados do modelo de chama sólida modificado

Figura A1. Dados de entrada do modelo e resultado da taxa de queima de combustível.

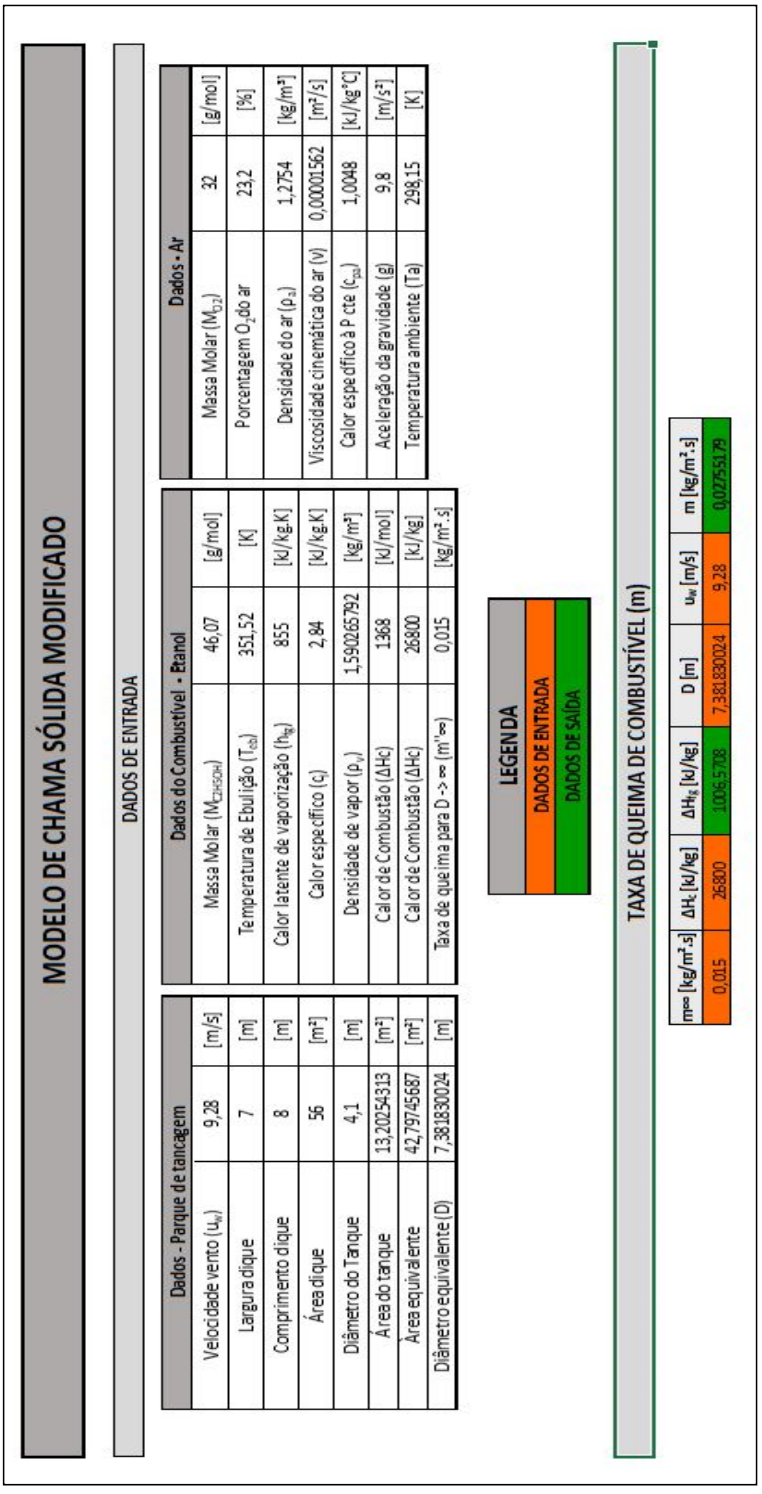


Figura A2. Resultados das diferentes correlações para altura e comprimento da chama.

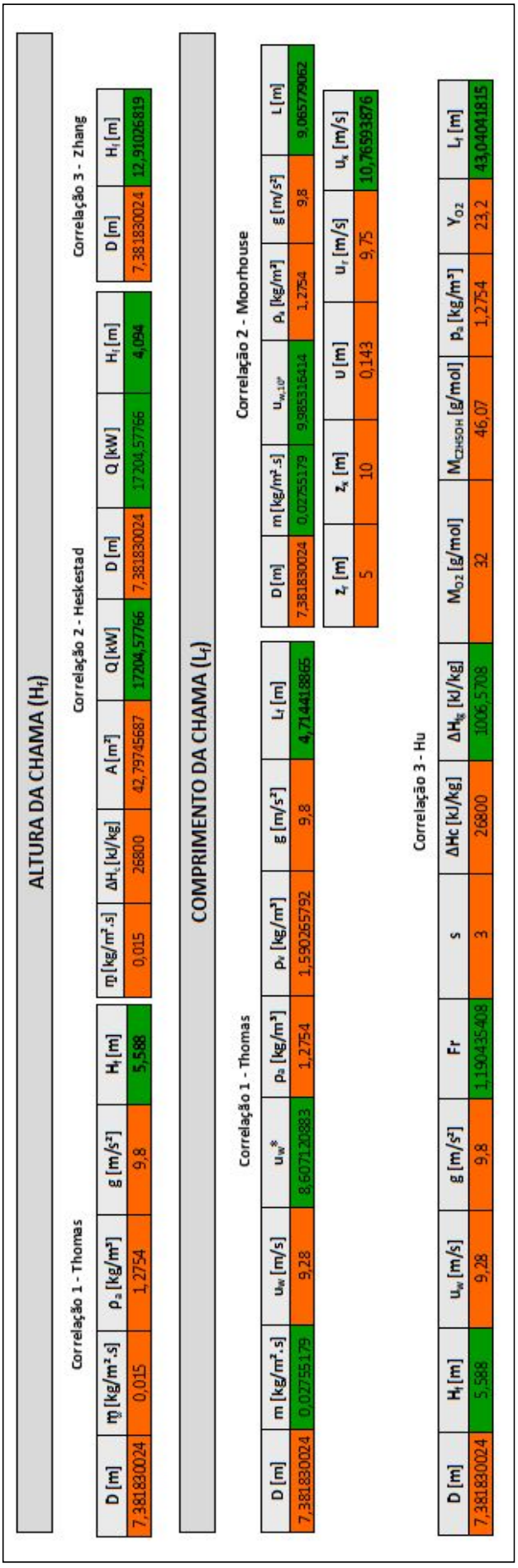


Figura A3. Resultados das diferentes correlações para inclinação e deslocamento da chama.

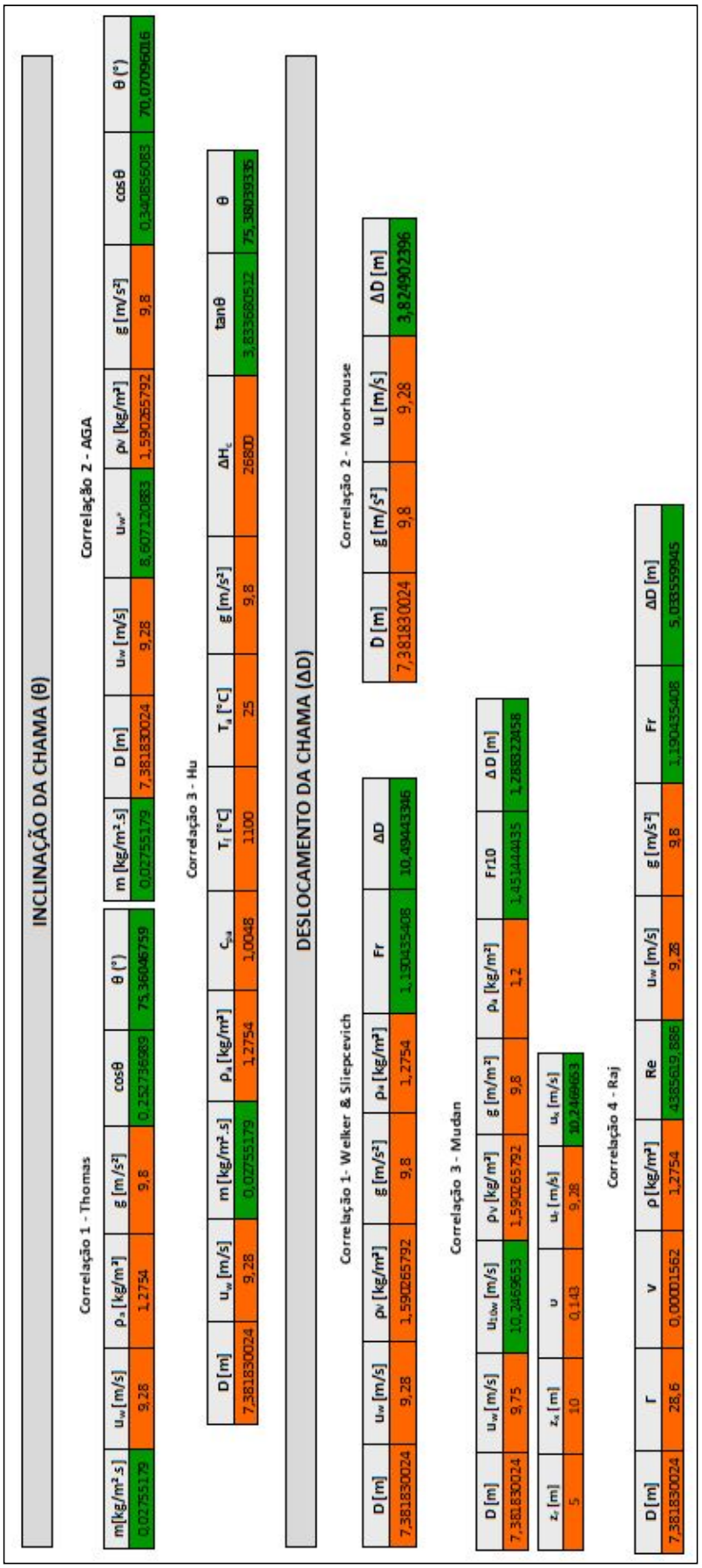
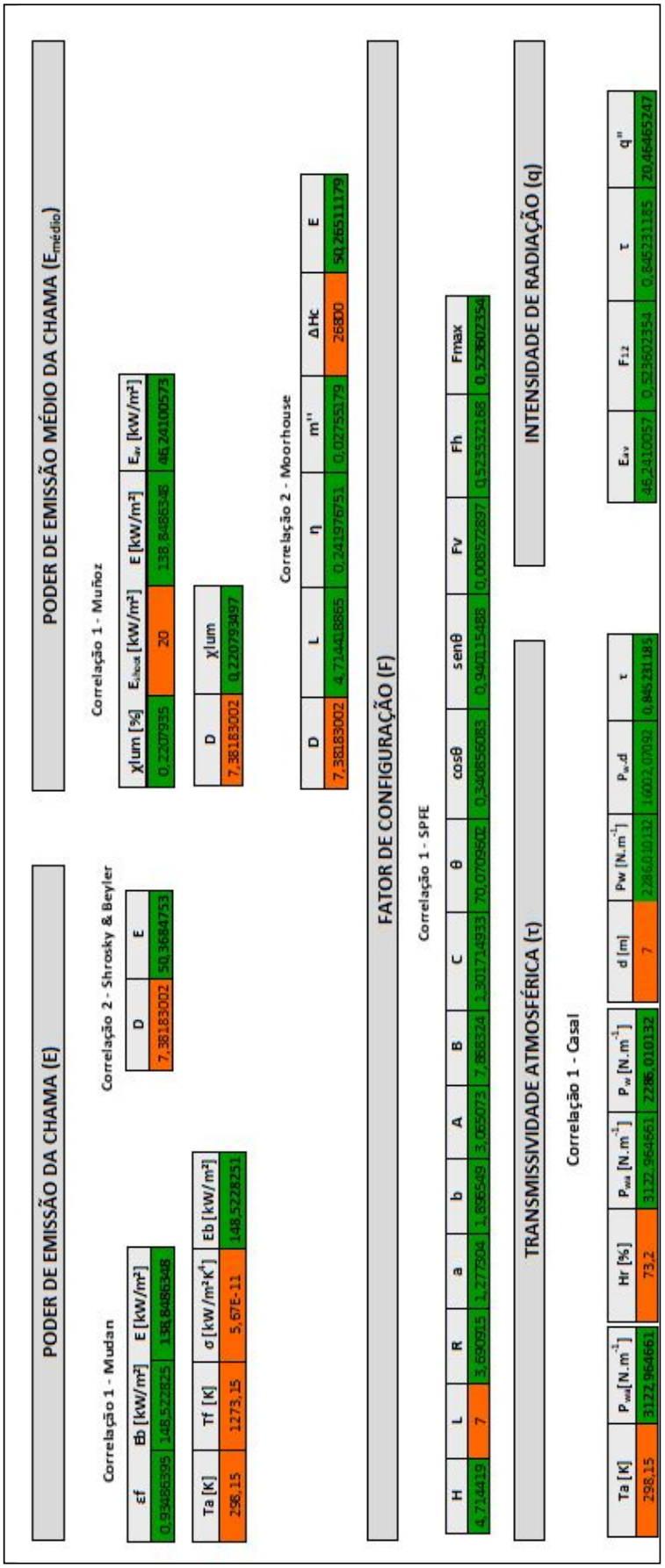


Figura A4. Resultados do poder de emissão da chama e intensidade de radiação emitida



APÊNDICE B - Relação dos tanques de armazenamento do parque de tancagem típico

Configuração	Nº do Tanque	Solvente	Volume do Tanque (m³)	Ponto de Fulgor (°C)									
Horizontal	1	Éter de Petróleo	15,3	-18	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	NÃO
Horizontal	2	Querosene	15,3	40	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	SIM	NÃO
Horizontal	3	Acetato de Etila	15,3	7,5	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	NÃO	NÃO
Horizontal	4	Metanol	15,3	12	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	NÃO	SIM	NÃO
Horizontal	5	Metanol	15,3	12	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	NÃO	SIM	NÃO
Horizontal	6	Etoxietano	15,3	-40	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	NÃO
Horizontal	7	Dimetilformamida	15,3	67,2	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	SIM	NÃO
Horizontal	8	Acetona	15,3	18	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	NÃO	NÃO
Vertical	9	Xileno	53,0	31	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	SIM	NÃO
Vertical	10	Etanol	99,0	13	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	SIM	NÃO
Vertical	11	Solvesso 200	99,0	95	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	SIM	NÃO
Vertical	12	Éster Dibásico	99,0	100	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	NÃO	NÃO
Vertical	13	Butanol	99,0	37	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	NÃO	NÃO
Vertical	14	Metil Benzeno	48,1	4,5	NÃO	SIM	NÃO	NÃO	NÃO	NÃO	SIM	SIM	NÃO

ANEXOS

ANEXO I - Distância mínima de segurança entre tanques de armazenamento

Tabela I.1 – Distância mínima recomendada entre tanques pequenos individuais (diâmetros ≤ 10m) e áreas adjacentes.

Capacidade do Tanque (m³)	Distância mínima (m)
≤ 1	1
> 1 e ≤ 5	4
> 5 e ≤ 33	6
> 33 e ≤ 100	8
> 100 e ≤ 250	10
> 250	15

(Fonte: HSE, 1998)

Tabela I.2 – Distância mínima entre tanques em um parque de tanques pequenos.

Capacidade do Tanque (m³)	Distância mínima entre tanques (m)
≤ 100	A mínima requerida para construção e operação em segurança
> 100 (com diâmetro ≤ 10)	≥ 2

(Fonte: HSE,1998)

Tabela I.3 – Distância mínima entre um parque de tanques pequenos e áreas adjacentes.

Capacidade total do parque de tanques (m³)	Distância mínima (m)
≤ 3	1
> 3 e ≤ 15	4
> 15 e ≤ 100	6
> 100 e ≤ 300	8
> 300 e ≤ 750	10
> 750 e ≤ 8000	15

(Fonte: HSE, 1998)

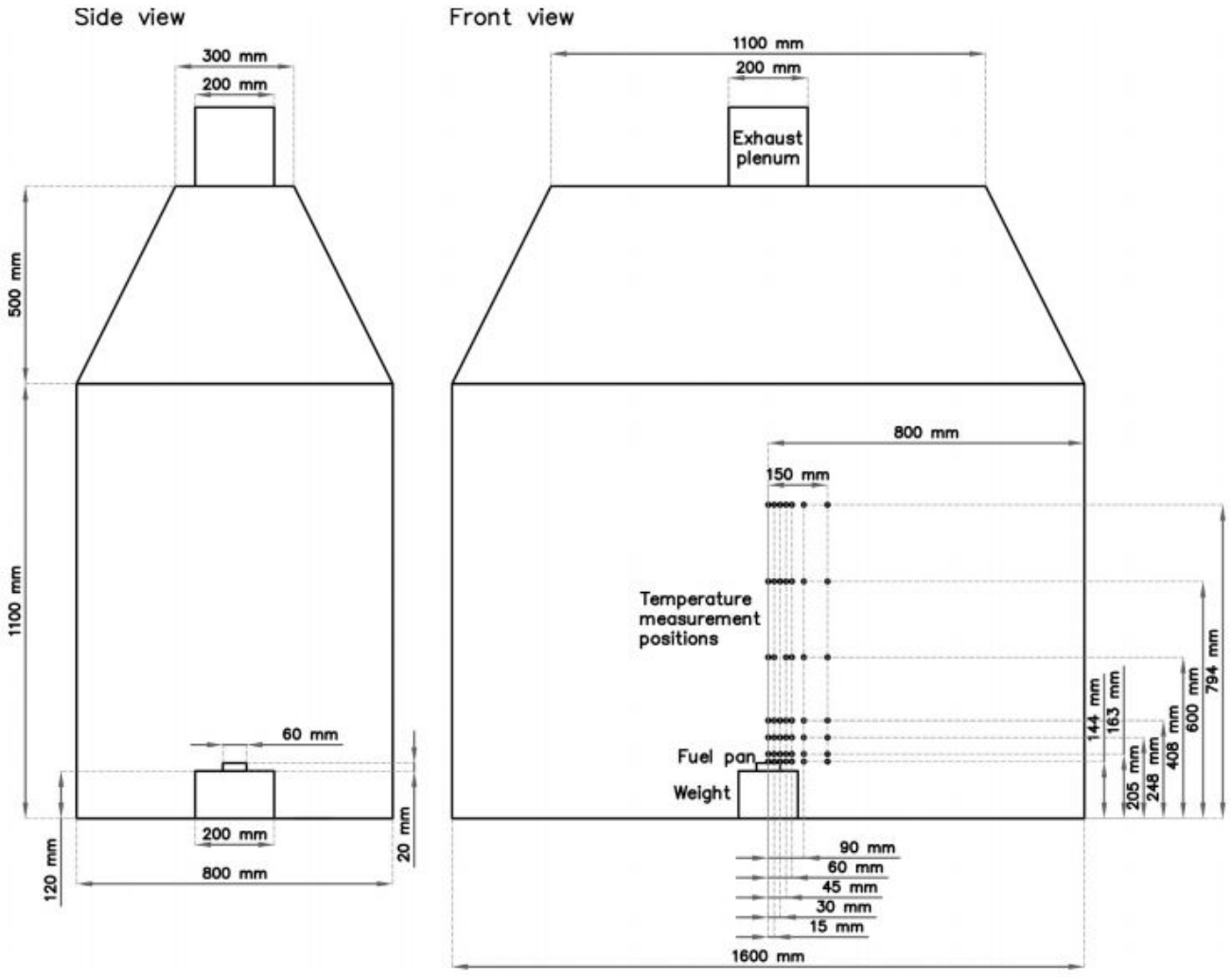
ANEXO II - Danos causados pelas diferentes intensidades de radiação térmica

Tabela II.1 - Danos para diferentes intensidade de radiação.

Intensidade da radiação térmica (kW/m²)	**Danos à materiais e construções**	**Lesões às pessoas**
37,5	Equipamentos e construções danificados	1% de mortos se expostos por 10s, todos mortos com 1 minuto
25	Radiação mínima para ignição da madeira e deformação de equipamentos de aço	Seriamente lesionado se expostos por 10 s, todos mortos com 1 minuto
12,5	Radiação mínima para derretimento do plástico	Lesões leves se expostos por 10s, 1% mortos com 1 minuto
4	Vidro quebrado após longa exposição à radiação	Dor se expostos por mais de 20 segundos, mas sem lesões
1,6	Não há danos	Não há danos

(Fonte: ZHANG, 2014)

ANEXO III - Montagem experimental reproduzida para validação dos resultados da queima de etanol



(Fonte: OLIVEIRA, 2019)