

# APLICAÇÃO DE MODELO NUMÉRICO PARA ANÁLISE TÉRMICA DE SEGURANÇA CONTRA INCÊNDIO DE TANQUES DE ARMAZENAMENTO DE COMBUSTÍVEIS

Fernanda da Silva Santos

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

Orientador: Alexandre Landesmann

Rio de Janeiro Março de 2014

# APLICAÇÃO DE MODELO NUMÉRICO PARA ANÁLISE TÉRMICA DE SEGURANÇA CONTRA INCÊNDIO DE TANQUES DE ARMAZENAMENTO DE COMBUSTÍVEIS

Fernanda da Silva Santos

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

Examinada por:

Prof. Alexandre Landesmann, D.Sc.

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

Prof. Elisa Dominguez Sotelino, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL MARÇO DE 2014 Santos, Fernanda da Silva

Aplicação de modelo numérico para análise térmica de segurança contra incêndio de tanques de armazenamento de combustíveis / Fernanda da Silva Santos. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2014.

XII, 100 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Alexandre Landesmann

Dissertação (mestrado) - UFRJ/ COPPE/ Programa de

Engenharia Civil, 2014.

Referências Bibliográficas: p. 69-75.

 Incêndio. 2. Tanques de Armazenamento de Combustíveis. 3. Modelagem Numérica. I. Landesmann, Alexandre. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

Aos meus pais, Ana Lúcia e Fernando Cesar, pelo constante apoio e incentivo.

# Agradecimentos

Ao meu orientador, Prof. Alexandre Landesmann, pela dedicação e suporte durante a elaboração de cada etapa desta dissertação.

Aos professores do PEC pelos importantes ensinamentos transmitidos ao longo deste período de convivência.

Aos colegas do Laboratório de Estruturas e Materiais (LabEst) da COPPE/UFRJ, em especial Júlio César e Ana Beatriz, e a todos os demais envolvidos direta ou indiretamente neste trabalho.

Ao Prof. Fernando Luiz Bastos Ribeiro pela permissão de uso das dependências do Laboratório de Modelagem Numérica do LabEst/PEC/COPPE.

À FAPERJ – Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio de Janeiro, e à CAPES – Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, pela concessão de bolsa de apoio financeiro que permitiu a realização desta dissertação. Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

# APLICAÇÃO DE MODELO NUMÉRICO PARA ANÁLISE TÉRMICA DE SEGURANÇA CONTRA INCÊNDIO DE TANQUES DE ARMAZENAMENTO DE COMBUSTÍVEIS

Fernanda da Silva Santos

Março/2014

Orientador: Alexandre Landesmann

Programa: Engenharia Civil

Este trabalho apresenta um estudo numérico para análise da segurança de parques de tancagem de combustíveis submetidos a condição de incêndio. Em particular, estuda-se como um cenário de incêndio, ocorrido a partir da ignição do combustível em um tanque fonte, é capaz de propagar-se para tanques adjacentes, *i.e.*, avaliando a possibilidade de ocorrência do efeito dominó. As análises propostas envolvem duas etapas sequenciais, que correspondem à aplicação de: (i) modelo semi-empírico de incêndio - para obtenção das características físicas da chama e, (ii) análise numérica transiente de transferência de calor no programa ABAQUS – para determinação da variação de temperatura na parede do tanque alvo em função do tempo transcorrido de incêndio. Após a validação do modelo numérico adotado, através de comparações com resultados de simulações com base em modelos de CFD descritas na literatura, são apresentados resultados referentes à avaliação da segurança dos casos propostos, em que se considera a influência da combinação de vários parâmetros: (i) tipo de combustível (gasolina ou etanol), (ii) material da parede do tanque (aço ou concreto), (iii) incidência de vento e (iv) distâncias entre tanques. Finalmente, através dos valores de temperatura estacionária obtidos e da evolução das temperaturas nas faces do tanque alvo, estimam-se as distâncias mínimas de segurança entre tanques e realizam-se comparações com recomendações de normas técnicas vigentes.

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

# THERMAL PERFORMANCE-BASED ANALYSIS OF FUEL STORAGE TANKS EXPOSED TO FIRE

Fernanda da Silva Santos

March/2014

Advisor: Alexandre Landesmann

Department: Civil Engineering

This work presents a numerical investigation aimed at assessing the safety of fuel storage tank farms subjected to elevated temperatures caused by fire conditions. In particular, the work addresses how does a postulated pool-fire scenario, occurring from the fuel ignition of a pre-defined source tank, is able to propagate to adjacent target tank, *i.e.*, one assesses the possibility of domino effect. The proposed analyses involved a sequential two-step procedure, corresponding to the application of: (i) a semi-empirical approach – to obtain the physical characteristics of the large pool-fire flame (source tank) and, (ii) ABAQUS finite element transient heat transfer model - to determine the variation of the temperature on the sidewall of the target tank as a function of the fire elapsed time. After validating the numerical model adopted, through the comparison with results of simulations reported in the literature and based on CFD model, the paper presents results concerning the safety assessment of a proposed case study corresponding to two adjacent tanks (source and target), considering the influence of a combination of various parameters: (i) type of storage fuel (gasoline or ethanol), (ii) structural tank's sidewall material (steel or concrete), (iii) incidence of wind and (iv) several distances between the tanks. Finally, the temperature field evolution and ultimate temperature (mostly) resulting on the target tanks sidewall data gathered in this study are used to estimate minimum safety distances between tanks and to compare with current available design code recommendations.

# Sumário

Lista de Símbolosx 1. Introdução1		
1.2	Objetivo	7
1.3	Estrutura da dissertação	7
2. Revi	são Bibliográfica	
2.1	Tanques de armazenamento	
2.2	Características dos combustíveis	
2.3	Modelos de incêndio	
2.3	3.1 Point source model	
2.3	3.2 Solid flame model	14
	Poder de emissão do incêndio (E)	
	Fator de configuração (F <sub>ij</sub> )	
	Transmissividade atmosférica (τ)	
2.3	3.3 Modified solid flame model	
2.3	3.4 Geometria da chama sólida	
	a) Para cenário sem vento	
	Altura da chama (H <sub>f</sub> )	
	b) Para cenário com vento	
	Comprimento da chama (L)	
	Inclinação da chama (θ)	
	Deslocamento lateral da chama ( $\Delta D$ )	
2.4	Análises termoestruturais	
2.4	1.1 Análise no domínio da temperatura	
2.4	4.2 Análises no domínio termoestrutural	
2.5	Normas técnicas nacionais e internacionais	
3. Meto	odologia	
3.1	Etapa analítica	
3.1	1.1 Cálculo da temperatura equivalente da chama	

3.1	1.2 Cálculo da geometria da chama	
3.2	Etapa numérica	
3.2	2.1 Aspectos da modelagem numérica	
3.2	2.2 Mecanismos de transferência de calor	
	a) Radiação	
	b) Convecção	
	c) Condução	
	Propriedades térmicas do aço e concreto	
3.3	Validação do modelo térmico	
4. Resu	lltados e Discussão	47
4.1	Definição do estudo de caso	
4.2	Evolução da temperatura no tempo de incêndio	
4.3	Distribuição de temperaturas no tanque alvo	53
4.4	Distribuição angular e vertical de temperatura	56
4.5	Distâncias mínimas de segurança	61
5. Con	clusão	66
5.1	Sugestões para trabalhos futuros	68
6. Refe	rências Bibliográficas	69
Anexo	A	
Anexo	В	
Anexo	С	85
Anexo	D	

# Lista de Símbolos

#### Letras romanas maiúsculas

А	coeficiente dependente da altura do tanque
В	coeficiente dependente do material do costado do tanque, combustível de queima e velocidade do vento
D	diâmetro do tanque ou diâmetro da poça líquida
E	poder de emissão da chama
$E_{av}$	poder de emissividade médio de um incêndio
E <sub>b</sub>	poder de emissão equivalente de um corpo negro
Esoot	poder de emissão da fumaça (20 kW/m <sup>2</sup> )
$F_{ij}$	fator de configuração
Fr	número de Froude ( $Fr = u_w^2/gD$ )
Fr <sub>10</sub>	número de Froude calculado com base em uma velocidade de vento 10 m acima da poça
$H_0$	altura da parede dos tanque
$H_{\rm f}$	altura da chama sólida
H <sub>R</sub>	umidade relativa do ar
L	comprimento da chama
$\mathbf{P}_{\mathbf{w}}$	pressão parcial da água na atmosfera
$\mathbf{P}_{\mathrm{wa}}$	pressão de vapor da água saturada na temperatura ambiente
Q	taxa de liberação de calor do incêndio
Re	número de Reynolds
$\mathbf{S}_{i\text{-}j}$	distância entre os planos emissores e receptores
T <sub>a</sub>	temperatura ambiente
T <sub>ast</sub>	temperatura na superfície adiabática
T <sub>c</sub>	temperatura do líquido no interior do tanque
T <sub>ext</sub>	temperatura na face externa
$T_{\rm f}$	temperatura de radiação da chama
T <sub>f,equiv</sub>	temperatura equivalente da chama
$T_g$	temperatura do gás ao redor do tanque
$T_{\text{int}}$	temperatura na face interna
T <sub>int,máx</sub>	temperatura máxima na face interna do tanque alvo
Ts	temperatura da superfície

### Letras romanas minúsculas

c	calor específico do material por unidade de massa
c <sub>c,pico</sub>	calor específico máximo do concreto por unidade de massa
d	distância entre a chama e o alvo
$dA_i$	área de um plano infinitesimal do emissor
$dA_j$	área de um plano infinitesimal do receptor
g	aceleração da gravidade (9.8 m/s <sup>2</sup> )
$h_c$	coeficiente de transferência de calor por convecção
h <sub>ext</sub>	coeficiente de transferência de calor por convecção para a superfície externa do tanque
$\mathbf{h}_{\text{int}}$	coeficiente de transferência de calor por convecção para a superfície interna do tanque
$\dot{m}_{_{\infty}}$	taxa de queima de massa por unidade de área da superfície líquida
ġ	calor gerado no interior do material por unidade de área
q <sub>(tot)</sub>	fluxo total de calor
q <sub>c</sub>	fluxo de calor convectivo
q <sub>r</sub>	fluxo de calor radiativo emitido pelo corpo aquecido
q <sub>r(i)</sub>	radiação térmica total incidente
q <sub>r,abs</sub>	energia radiativa absorvida
q <sub>r,emi</sub>	energia radiativa emitida
q <sub>r,inc</sub>	radiação térmica que incide sobre um elemento externo à chama
t	tempo transcorrido de incêndio
t <sub>total</sub>	tempo total de análise
u <sub>r</sub>	velocidade média correspondente a uma altura de referência z <sub>r</sub>
u <sub>x</sub>	velocidade média correspondente a uma altura $z_x$
u <sub>w</sub>	velocidade do vento
$u^{*}_{\mathrm{w},10}$	velocidade adimensional do vento para vento medido a 10 m de altura
u <sup>*</sup> <sub>w</sub>	velocidade adimensional do vento
x	coordenada cartesiana
У	coordenada cartesiana
Z	coordenada cartesiana
Zr	altura de referência em que é conhecida a velocidade do vento ur
$Z_X$	altura em que se deseja calcular a velocidade do vento ux

# Letras gregas

Г	constante dependente das propriedades do combustível
ΔD	deslocamento lateral da chama
$\Delta H_{c}$	calor de combustão do combustível
$\nabla^2 T$	Laplaciano
α	ângulo que o vetor normal à superfície faz com a direção de $q_{r(i)}$
$\alpha_{s}$	coeficiente de absortividade
٤ <sub>f</sub>	coeficiente de emissividade da chama
ε <sub>s</sub>	coeficiente de emissividade da superfície (0.7)
θ	inclinação da chama
kβ	constante empírica dependente do combustível
λ	coeficiente de condutividade térmica do material
ρ	densidade do material
$\rho_a$	densidade do ar ambiente (1.2 kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_v$	densidade de vapor do combustível
σ	constante de Stefan-Boltzmann (5.67x10-11 kW/m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )
$\sigma_{a}$	razão entre a densidade do ar e a densidade do vapor do combustível acima do líquido
τ	transmissividade atmosférica
υ	expoente dependente da estabilidade atmosférica, velocidade do vento e rugosidade aerodinâmica (0.143)
φ	ângulo em relação ao eixo de simetria do tanque alvo
χlum	porcentagem de chama visível
χr	fração da enegia total liberada pelo incêndio
ω	taxa da expansão volumétrica inversa dos gases devido à combustão

# 1

# Introdução

Parques de tancagem são instalações, em geral localizadas próximas a refinarias, onde produtos derivados do petróleo, petróleo e biocombustíveis são estocados antes de serem distribuídos. O funcionamento deste sistema logístico está associado à capacidade de estocagem, possível através de equipamentos industriais denominados tanques de armazenamento. A Figura 1.1 ilustra parques de tancagem compostos de múltiplas unidades de armazenamento.



(a) Terminal Campos Elíseos/RJ



(b) Terminal de Cubatão/SP

**Figura 1.1:** Parques de tancagem da Petrobras no Brasil (Fonte: petrobras.com.br/pt/nossas-atividades/, acesso em 25/03/2014) O incêndio é um dos principais riscos associados a instalações compostas de tanques de armazenamento de líquidos inflamáveis. Dentre as diversas causas de incêndios em tanques, destacam-se as mais frequentes: (i) descargas atmosféricas, (ii) falha de manutenção, (iii) erro humano. Neste tipo de acidente, pode ocorrer a propagação do fogo, danos físicos a pessoas e equipamentos, perda de vidas e interrupção da produção. Uma análise histórica conduzida por PLANAS *et al.* (1997) mostrou que aproximadamente 47% de todos os acidentes em parques de tancagem envolviam incêndio e, em uma análise mais recente, GÓMEZ-MARES *et al.* (2008) chegaram ao valor de 59% para este tipo de evento.

Diversos autores (*e.g.*, RASMUSSEN, 1995, PERSSON e LONNERMARK, 2004, CHANG e LIN, 2006, GODDARD, 2011) demonstraram que acidentes industriais em áreas de tancagem compostas por múltiplos tanques são recorrentes, além disso, a disposição agrupada das unidades favorece o efeito dominó<sup>1</sup>. A probabilidade de ocorrência deste efeito cresce em função do aumento de produção em complexos industriais que demandam maiores volumes de armazenamento, e à expansão da densidade populacional ao redor destas unidades, fatores que resultam na redução da distância entre tanques e entre tanques e edificações nos projetos de parques de tancagem.

Diversos trabalhos presentes na literatura, citando-se: RASMUSSEN (1995), PERSSON e LONNERMARK (2004), CHANG e LIN (2006) e GODDARD (2011), apresentam análises quantitativas das causas de acidentes em parques de tancagem e avaliação das medidas de controle das chamas baseando-se no histórico das últimas décadas, concluindo que, desde 1967, há registros anuais de incêndios em tanques contendo combustíveis.

No Brasil, apesar da escassez de dados estatísticos, somente no ano de 2013 foi possível encontrar registros de três incêndios de grande porte envolvendo tanques de armazenamento de combustível. As Figuras 1.2 (a), (b) e (c) ilustram imagens destes eventos, respectivamente: Usina de São Luiz/SP (06/01/2013), Usina Rio Claro/GO (16/01/2013), depósito da Petrogold/RJ (23/05/2013).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Efeito dominó é um termo que denota a ocorrência de danos sucessivos a tanque(s) adjacente(s) (alvos) causado(s) pela propagação do incêndio a partir de um determinado tanque fonte.



(a) Usina de São Luiz/SP (06/01/2013)

(Fonte: assisnews.com.br/editoriais/geral/2013/01/explosao-atinge-tanque-de-alcool-de-usina-emourinhos.html, acesso em 21/01/2014)



### **(b)** Usina Rio Claro/GO (16/01/2013)

(Fonte: jornalopcao.com.br/posts/ultimas-noticias/incendio-em-usina-de-alcool-e-controlado-apos-2-dias, acesso em 21/01/2014)

Figura 1.2: Incêndios em tanques de armazenamento ocorridos em 2013 no Brasil (continua)



(c) Depósito da Petrogold/RJ (23/05/2013) (Fonte: g1.globo.com/rio-de-janeiro/noticia/2013/05/bombeiros-tentam-conter-incendio-no-rj.html, acesso em 21/02/2014)

# Figura 1.2: Incêndios em tanques de armazenamento ocorridos em 2013 no Brasil (continuação)

Segundo as fontes comentadas (ver respectivas legendas nas figuras), os incêndios nas usinas de São Luiz e de Rio Claro (Figura 1.2 (a) e (b)) ocorreram em tanques de etanol e foram provocados por descargas atmosféricas. Em São Luiz, foram consumidos 4 milhões e oitocentos mil litros de combustível, com prejuízo estimado de R\$ 8.000.000,00, e em Rio Claro cerca de 17 milhões de litros de combustível foram consumidos durante as 48 horas de incêndio, ocorreu suspensão provisória da produção e morte de uma pessoa. No depósito da distribuidora de derivados do petróleo, Petrogold/RJ, uma falha operacional deu início ao incêndio que se propagou por 6 tanques em um depósito de gasolina, diesel, álcool anidro e álcool hidratado. Foram interditadas 114 casas, sendo 13 atingidas pelas chamas, uma pessoa morreu e 7 ficaram feridas. Estes dados confirmam o potencial dano à vida, patrimônio e meio ambiente deste tipo de acidente.

A definição de distâncias mínimas de segurança entre os reservatórios é um mecanismo utilizado para reduzir o risco de propagação do fogo entre tanques, permitindo tempo suficiente para o escape de ocupantes e a aplicação de procedimentos de combate a incêndios. Nas últimas décadas, organizações como a *American* 

Petroleum Institute (API), American Institute of Chemical Engineers (AIChE), American Society of Mechanical Engineers (ASME), National Fire Protection Association (NFPA), Fédération Internationale du Béton (FIB) e American Concrete Institute (ACI) publicaram diretrizes e regulamentos para a construção, seleção de materiais, projeto, implantação e segurança das instalações de armazenamento. Tais regulamentos, no entanto, são de caráter puramente prescritivo no estabelecimento das distâncias mínimas entre costados, uma vez que não levam em consideração fatores relevantes à avaliação do risco do incêndio, como o material estrutural dos tanques expostos ou o processo de queima dos combustíveis armazenados. Recentemente, SENGUPTA et al. (2011) afirmaram que as distâncias mínimas de segurança especificadas por normas técnicas vigentes (e.g., API 650 2013, NFPA 30 2012, EN 1993-4-2 2007) não são capazes de garantir a segurança, visto que não levam em consideração tais fatores.

O grande número de acidentes registrados a cada ano (CHANG e LIN, 2006), tem motivado o uso de modelos baseados em CFD (Computacional Fluid Dynamics) para avaliar o risco de ocorrência do efeito dominó nos parques de tancagem (e.g., RYDER et al., 2004, SATOH et al., 2011, FONTENELLE, 2012, WANG et al., 2013). No entanto, embora a abordagem via CFD permita a análise de cenários bastante complexos, incluindo a eficácia dos sistemas de combate a incêndios e de estimativas de distâncias mínimas de segurança entre unidades, o esforço computacional e a grande quantidade de dados produzida tornam esta abordagem, atualmente, inadequada para aplicações usuais em projetos. Por outro lado, análises térmicas e termoestruturais, baseadas no método dos elementos finitos (MEF), vêm sendo utilizadas como uma alternativa aos modelos via CFD para realizar análises de segurança contra incêndios em parques de tancagem (FOSSA e DEVIA, 2008, LANDUCCI et al., 2009, LIU, 2011, GODOY e BATISTA-ABREU, 2012, BATISTA-ABREU e GODOY, 2013). Ressalta-se, no entanto, que as abordagens via MEF presentes na literatura, tratam exclusivamente de tanques de aço estrutural e produtos líquidos derivados do petróleo, por exemplo, a gasolina.

# 1.1 Motivação

Até a presente data não foi possível identificar qualquer trabalho de pesquisa que leve em consideração os diferentes processos de queima dos combustíveis, fator que interfere significativamente na intensidade de radiação que atinge alvos adjacentes a um incêndio, e consequentemente, na segurança contra incêndios em parques de tancagem. Destaca-se, por exemplo, a distinção da intensidade da radiação emitida por um incêndio em gasolina quando comparada com a emitida por um incêndio em etanol. Enquanto o primeiro gera uma grande quantidade de fumaça, bloqueando assim partes visíveis da chama e, consequentemente, reduzindo a sua emissão de radiação, o segundo apresenta-se livre de fumaça, exibindo fluxos de radiação mais intensos. De fato, PERSSON e MCNAMEE (2011) sugeriram que adotar os mesmos critérios de projeto para os dois tipos de combustível representa um grave risco à segurança destas instalações. São necessários, portanto, estudos que comparem diferentes combustíveis com o intuito de estabelecer normas mais específicas que reduzam as incertezas do ponto de vista de segurança contra incêndio, considerando aspectos como métodos de extinção, propriedades e comportamento de queima particular de cada tipo de produto armazenado.

Outro fator relevante ao estabelecimento de distâncias mínimas, ainda não explorado na literatura, é a diferença de desempenho, sob ação do fogo, de tanques construídos em material diferente de aço. Materiais como o concreto armado e protendido podem colaborar para a redução das distâncias mínimas requeridas entre tanques. Apesar da predominância de tanques de aço na indústria do petróleo, recentemente, FONTES (2013) argumentou que tanques de concreto protendido apresentam menores custos de construção e de operação e são mais duráveis quando comparados com tanques similares de aço. Além disso, segundo VAN BREUGEL e RAMLER (1990), tanques em concreto protendido são potencialmente capazes de suportar a exposição a incêndios de grande porte, o que minimizaria consideravelmente a probabilidade de efeito dominó.

O contexto apresentado serve de motivação para o presente trabalho, que visa contribuir para o preenchimento da lacuna do conhecimento, através de resultados de análises numéricas de tanques de armazenamento expostos a condições de incêndio levando em consideração diferentes: (i) combustíveis estocados (gasolina ou etanol) e (ii) materiais das paredes dos tanques (aço ou concreto), bem como parâmetros adicionais na análise de segurança contra incêndio, incluindo a incidência de vento e diferentes distâncias entre as unidades de estocagem.

# 1.2 Objetivo

Este trabalho tem, portanto, como objetivo, a aplicação de uma metodologia numérica para avaliar a segurança de parques de tancagem compostos de tanques de armazenamento de combustíveis expostos a incêndio. Em particular, estuda-se como um incêndio ocorrido a partir da ignição do combustível em um tanque fonte é capaz de propagar-se para tanques adjacentes, avaliando a possibilidade de ocorrência do efeito dominó. As análises propostas envolvem duas etapas sequenciais: (i) analítica em que são calculadas as características físicas da chama (tanque fonte) a partir de correlações presentes na literatura, e onde é aplicado um modelo semi-empírico de incêndio para obtenção da temperatura equivalente da chama, dependente da proporção de fumaça gerada a partir da queima do combustível e, (ii) análise numérica transiente de transferência de calor no programa ABAQUS (DSSC, 2011), para determinação da variação de temperatura na parede do tanque alvo em função do tempo transcorrido de incêndio.

### **1.3 Estrutura da dissertação**

A presente dissertação está estruturada em 5 capítulos e 4 anexos. No capítulo 2, apresentam-se características dos tanques de armazenamento e dos combustíveis utilizados nas análises térmicas. São apresentados modelos de incêndio em poça, e descritas análises térmicas e termoestruturais presentes na literatura. Por fim, apresentam-se as normas técnicas mais relevantes que tratam da estocagem de combustíveis.

O capítulo 3 trata da descrição da metodologia de análise proposta no trabalho, os parâmetros utilizados, propriedades térmicas e considerações adotadas. Apresenta-se, também, a validação do modelo térmico proposto através da comparação com resultados em simulações relatadas na literatura e baseadas em modelos de CFD.

No capítulo 4, são definidos os casos estudados, considerando a influência de combinações de vários parâmetros: (i) tipo de combustível (gasolina ou etanol), (ii) material da parede do tanque (aço ou concreto), (iii) incidência de vento e (iv) distâncias entre tanques. Os resultados obtidos são apresentados acompanhados de observações e discussões.

Finalmente, no capítulo 5, são destacadas as principais conclusões e recomendações obtidas através das análises realizadas no trabalho, além de sugestões para pesquisas futuras.

# **Revisão Bibliográfica**

Este capítulo inicia-se com a definição, aplicação e descrição de tanques de armazenamento com estrutura de aço e de concreto protendido, conforme item 2.1, seguido da apresentação das principais características dos combustíveis utilizados nas análises térmicas: gasolina e etanol, ver item 2.2. No item 2.3, são descritos modelos de incêndio capazes de reproduzir os cenários propostos no estudo de caso, seguidos de uma revisão das principais pesquisas realizadas sobre o tema presentes na literatura, divididas em abordagens térmicas e termoestruturais, no item 2.4. Por fim, no item 2.5, são apresentadas as normas técnicas nacionais e internacionais mais relevantes que tratam da estocagem de combustíveis, e indicadas as recomendações propostas sobre distâncias mínimas de segurança entre tanques visando a segurança contra incêndio.

# 2.1 Tanques de armazenamento

Tanques de armazenamento são equipamentos industriais destinados à estocagem de diferentes insumos e produtos petroquímicos. Podem estar submetidos a variadas condições de pressão e apresentar diferentes: (i) geometrias (esférico, esferoidal, cilíndrico, cônicos, ou a combinação destes), (ii) posições em relação ao terreno (enterrado, semienterrado, de superfície ou elevado) e (iii) tipos de cobertura (fixa, flutuante externa, fixa com cobertura flutuante interna).

Os tanques podem ser construídos por diferentes materiais levando-se em consideração a disponibilidade, custo, viabilidade de fabricação, resistência à corrosão e compatibilidade com o líquido estocado. Os materiais mais comuns são: aço carbono, aço inoxidável, polímeros reforçados com fibra de vidro, alumínio e concreto.

Tanques em aço são amplamente encontrados em refinarias, terminais, bases de distribuição e parques industriais. Sua geometria mais comum é a cilíndrica vertical,

não enterrada e constituída de aço carbono. Segundo FONTES (2013), a preferência pela utilização deste material na indústria de óleo e gás reside na sua pronta disponibilidade, fácil fabricação, modulação, soldagem, transporte e montagem no local da obra, o que resulta em baixos custos globais. Alguns aspectos negativos desta tipologia de tanque são: (i) a elevada condutibilidade térmica das chapas de aço, que proporciona o aumento de temperatura do líquido estocado gerando perdas por evaporação, (ii) os custos de manutenção para amenizar a corrosão e (iii) a propensão a falhas devido a cargas excepcionais. Apenas na indústria brasileira de petróleo e derivados, estima-se a existência de milhares de tanques de aço de diversas capacidades. Apesar das vantagens, o emprego de tanques em concreto ainda não foi efetivamente explorado no Brasil. Uma das razões para este fato reside na carência de estudos na literatura que respondam aos questionamentos referentes ao dimensionamento, detalhamento, especificação, concepção, construção, durabilidade e resistência a cargas excepcionais. O modelo de tanque em concreto protendido foi estudado como uma solução construtiva de menor custo e maior confiabilidade operacional por FONTES (2013).

Tanques em concreto protendido foram, ao longo da história, amplamente empregados como reservatórios para armazenamento de água potável, efluentes domésticos e industriais, como componentes de estações de tratamento de água e esgoto, e como silos e depósitos de materiais sólidos (cereais, açúcar, cimento). No contexto mundial, sua aplicação se estendeu para o armazenamento de materiais como gás natural liquefeito (GNL), gás liquefeito de petróleo (GLP), petróleo e seus derivados, produtos químicos industriais e diferentes produtos inflamáveis, reativos, corrosivos e tóxicos, que representam riscos para a saúde pública e do meio ambiente. Segundo CLOSE e JORGENSEN (1991), as principais vantagens deste tipo de tanque são: (i) menor custo construtivo e operacional, (ii) redução das perdas por evaporação devido ao isolamento térmico do concreto e, (iii) maior durabilidade e resistência a impactos, sismos, ataques externos, descargas atmosféricas e incêndios. Seu uso para armazenamento de derivados do petróleo não é recente. Nos Estados Unidos, o Departamento de Defesa investiu na implantação de tanques cilíndricos de concreto protendido a partir da década de 1940 quando, por segurança contra o terrorismo, dezenas de tanques foram construídos abaixo do nível do terreno. A razão da escolha do concreto protendido para estes projetos se baseou em questões técnicas e econômicas. Apenas como exemplo, podem ser citados os 25 tanques cilíndricos de concreto protendido enterrados e revestidos internamente de aço presentes no porto de Los Angeles, na Califórnia, usados para armazenar produtos derivados do petróleo, como óleos usados em navios e combustíveis de aeronaves, e 12 tanques de mesmas características situados na baía de São Francisco (CLOSE e JORGENSEN, 1991).

# 2.2 Características dos combustíveis

A gasolina é um combustível de composição complexa, constituído basicamente por hidrocarbonetos e, em menor quantidade, por produtos oxigenados. Além destes, ela contém compostos de enxofre, compostos de nitrogênio e compostos metálicos, todos eles em baixas concentrações. Trata-se do derivado de petróleo mais popular no Brasil<sup>2</sup>. Numa tentativa de reduzir sua utilização, o etanol surge como uma alternativa eficiente, limpa e mais barata. Produzido através da fermentação de amido e de outros açúcares, em especial da cana-de-açúcar, o etanol, também chamado de álcool etílico, é um biocombustível renovável altamente inflamável e incolor, capaz de propagar-se para longas distâncias e de flutuar na água. O Brasil se destaca no cenário global como sendo o país com tecnologia mais avançada em sua fabricação. O etanol, feito de cana-de-açúcar e milho, representa hoje 82% do mercado mundial de biocombustíveis, sendo dominado por EUA e Brasil, que tem quase 90% da produção total<sup>3</sup>.

Os dois combustíveis diferem em diversos aspectos, dentre eles: métodos de extinção, propriedades e comportamento de queima. A escala de inflamabilidade do etanol depende da composição da mistura, variando do etanol puro à gasolina. Segundo dados presentes em KANURY (1975), a temperatura de autoignição do etanol é de 392°C e da gasolina (octanagem 73 e 100) de 298.9°C e 468.3°C respectivamente. Nota-se, portanto, que dependendo da composição da gasolina, ela pode ser mais propensa à ignição quando comparada com o etanol. Os valores de temperatura de autoignição citados para o etanol e gasolina (octanagem 73) são utilizados nas avaliações de probabilidade de ocorrência de explosão dos tanques para os cenários analisados nos estudos de caso.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Fonte: br.com.br/wps/portal/portalconteudo/produtos/automotivos/gasolina/, acesso em 13/01/2013.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Fonte: estadao.com.br/noticias/impresso,quinze-grupos-dominam-producao-de-etanol,1046224,0.htm, acesso em 05/02/2014.

O etanol tipicamente queima de modo mais eficiente que a gasolina. Em larga escala, incêndios em gasolina tendem a gerar grandes volumes de fumaça, que bloqueiam as partes visíveis da chama e, consequentemente, reduzem a radiação por ela emitida. Incêndios em etanol, por outro lado, são praticamente livres de fumaça e os fluxos de radiação não encontram barreiras até atingirem alvos adjacentes. Uma consequência deste fenômeno pode ser o aumento da probabilidade de ocorrência de propagação e necessidade de adoção de medidas de combate ao fogo mais complexas, tendo em vista a maior exposição de pessoas e equipamentos aos fluxos de calor radiativos (PERSSON e MCNAMEE, 2011).

A Figura 2.1 ilustra a diferença de comportamento entre um incêndio em derivados do petróleo ocorrido na Índia (Figura 2.1 (a)), em que se nota a geração de grande quantidade de fumaça com a queima do combustível, e um incêndio em etanol ocorrido na Austrália (Figura 2.1 (b)), praticamente livre de fumaça.



(a) Depósito de derivados do petróleo em Jaipur/Índia (30/10/2009)
 (Fonte: dailymail.co.uk/news/article-1224018, acesso em 10/02/2014)

Figura 2.1: Incêndios em tanques de armazenamento de (a) gasolina e (b) etanol (continua)



(b) Depósito de etanol em Port Kembla/Austrália (29/01/2004) (Fonte: scimo.org/go/doc/637/29350/, acesso em 10/02/2014)

**Figura 2.1:** Incêndios em tanques de armazenamento de (a) gasolina e (b) etanol (continuação)

# 2.3 Modelos de incêndio

Segundo LIU (2011), as ferramentas matemáticas que permitem prever as consequências térmicas associadas a incêndios em poça, em que o incêndio se propaga sobre a superfície horizontal do combustível líquido, podem ser divididas em três classes: modelos semi-empíricos, modelos de CFD e modelos por integração.

Ainda segundo LIU (2011), os modelos semi-empíricos são, atualmente, os mais indicados para prever os fluxos de radiação que incidem em objetos localizados fora da chama. Eles não focam em fornecer uma descrição detalhada do fogo, mas sim em prever apenas os parâmetros relevantes no comportamento do objeto alvo. Esquematizados na Figura 2.2 estão três modelos consagrados na literatura: *point source model* (modelo de fonte pontual), *solid flame model* (modelo de chama sólida) e *modified solid flame model* (modelo de chama sólida modificado), onde q<sub>r</sub> [kW/m<sup>2</sup>] é a radiação térmica emitida pela chama.



Figura 2.2: Diagramas esquemáticos dos modelos de radiação: (a) Point source model,(b) Solid flame model, (c) Modified solid flame model

O *point source model* (Figura 2.2 (a)), é um método simples e conservativo, capaz de descrever, através de poucos parâmetros, uma grande variedade de cenários de incêndio em poça. Ele assume que toda a energia radiativa do incêndio é emitida por um único ponto, localizado no centro da poça de incêndio e na metade da altura da chama. O *solid flame model* (Figura 2.2 (b)), por outro lado, idealiza a chama como um sólido de forma cilíndrica e vertical que emite radiação térmica através de sua face lateral. Apesar de simples, este método requer estimativas de diâmetro e altura do cilindro, além de um valor para o poder de emissão da chama. O *modified solid flame model* (Figura 2.2 (c)), método utilizado neste trabalho, ajusta o método anterior considerando a influência da fumaça gerada na queima do combustível através da redução do poder de emissão da chama, tornando-se o método mais preciso dentre os citados para representar o comportamento do incêndio em um tanque.

#### 2.3.1 Point source model

O modelo de fonte pontual é simples e assume que uma fração de toda a energia do incêndio é liberada como radiação térmica. A intensidade desta radiação varia proporcionalmente com o inverso do quadrado da distância até a fonte. Este modelo, descrito pela Eq. (2-1), presente em MUDAN (1984), superestima os fluxos de calor em pontos próximos da chama.

$$q_{r,inc} = \frac{\chi_r Q}{4\pi d^2}$$
 Eq. (2-1)

Onde:  $q_{r,inc} [kW/m^2]$  é a intensidade de radiação térmica que incide sobre um elemento externo à chama,  $\chi_r$  a fração da energia total liberada pelo incêndio, d [m] a distância entre a chama e o alvo e Q [kW] a taxa de liberação de calor do incêndio, que pode ser determinada pela Eq. (2-2) segundo formulação de BABRAUSKAS (1995):

$$Q = \frac{\pi D^2}{4} \dot{m}_{\infty} \Delta H_c (1 - e^{-k\beta D}) \qquad Eq. (2-2),$$

onde: D [m] é o diâmetro da poça líquida,  $\dot{m}_{\infty}$  [kg/m<sup>2</sup>.s] é a taxa de queima de massa por unidade de área da superfície líquida,  $\Delta H_c$  [kJ/kg] o calor de combustão do combustível e k $\beta$  [m<sup>-1</sup>] uma constante empírica dependente do combustível.

O valor da fração da energia total liberada pelo incêndio ( $\chi_r$ ) foi sugerido por diferentes autores a partir de ensaios experimentais. MCGRATTAN *et al.* (2000), correlacionaram  $\chi_r$  com o diâmetro da chama conforme a Eq. (2-3):

$$\chi_{\rm r} = \chi_{\rm r,max} e^{\frac{-D}{20}}$$

$$\chi_{\rm r,max} = \begin{cases} 0.35 \text{ para } D \le 40 \text{ m} \\ 0.07 \text{ a } 0.1 \text{ para } D > 40 \text{ m} \end{cases}$$
Eq. (2-3),

onde se observa que  $\chi_r$  decresce fortemente com o aumento do diâmetro D [m]. Uma forma alternativa para obter o valor de  $\chi_r$  se dá pela Eq. (2-4) apresentada por BEYLER (2002):

$$\chi_{\rm r} = \begin{cases} 0.21 - 0.0034\text{D para D} \le 50 \text{ m} \\ 0.03 \text{ a } 0.06 \text{ para D} > 50 \text{ m} \end{cases}$$
 Eq. (2-4).

MUÑOZ *et al.* (2007), por sua vez, sugeriram formulações, conforme a Eq. (2-5), para a determinação de  $\chi_r$ , em que se leva em conta a influência do diâmetro através de coeficientes de correção:

$$\chi_{\rm r} = \begin{cases} 0.158 D^{0.15} \text{ para } D \le 5 \text{ m} \\ 0.436 D^{-0.58} \text{ para } D > 5 \text{ m} \end{cases}$$
 Eq. (2-5).

#### 2.3.2 Solid flame model

Os modelos de chama sólida assumem que a chama pode ser representada por um sólido de geometria simples, geralmente um cilindro, e o fluxo de radiação térmica emitido por sua superfície ( $q_{r,inc}$ ), que incide em um elemento do tanque alvo, é dado pela Eq.(2-6), apresentada em MUDAN (1984):

onde: E [kW/m<sup>2</sup>] é o poder de emissão da chama,  $F_{ij}$  o fator de configuração e  $\tau$  a transmissividade atmosférica. Tais fatores serão tratados nos subitens a seguir.

#### Poder de emissão do incêndio (E)

O poder de emissão do incêndio (E [kW/m<sup>2</sup>]) pode ser calculado através de diferentes correlações baseadas em dados experimentais. Uma abordagem, amplamente utilizada para o cálculo de E é sugerida por MUDAN (1984), e está expressa na Eq.(2-7). Trata-se de uma formulação simples, dependente de duas variáveis, que calcula de forma satisfatória o poder de emissão do incêndio. Deste modo, esta equação foi utilizada na metodologia proposta neste trabalho.

$$E = E_b \varepsilon_f \qquad \qquad Eq. (2-7)$$

Onde:  $\varepsilon_f$  [m-1] é a emissividade da chama e  $E_b$  [kW/m<sup>2</sup>] o poder de emissão equivalente de um corpo negro, que é dependente da temperatura que a chama atinge durante o incêndio e pode ser calculado pela Eq. (2-8):

$$E_{b} = \sigma(T_{f}^{4} - T_{a}^{4})$$
 Eq. (2-8),

onde:  $\sigma$  [5.67x10<sup>-11</sup> kW/m<sup>2</sup> K<sup>4</sup>] é a constante de Stefan-Boltzmann, T<sub>f</sub> [K] a temperatura de radiação da chama e T<sub>a</sub> [K] a temperatura ambiente.

Outra formulação para o cálculo do poder de emissão da chama (E), determinada através de ensaios experimentais por SHOKRI e BEYLER (1989), está indicada na Eq.(2-9). Nela, o poder de emissão da chama é reduzido conforme aumenta o diâmetro da poça, reflexo da influência deste fator no volume de fumaça produzido na queima do combustível. Esta equação sugere que a variável E não depende do tipo de combustível e, em função desta simplificação, optou-se por não utilizá-la neste trabalho.

$$E = 58(10^{-0.00823D})$$
, para D < 60 m Eq. (2-9)

#### Fator de configuração (F<sub>ij</sub>)

O fator de configuração ( $F_{ij}$ ), que mede a fração do calor total de radiação que deixa uma superfície emissora (fonte) e chega a uma superfície receptora (alvo) é calculado segundo o conceito apresentado no Anexo G do EN 1991-1-2 (2002), conforme a Eq. (2-10) e a Figura 2.3.

$$dF_{ij} = \frac{\cos\alpha_i \cos\alpha_j}{\pi S_{i-j}^2} dA_j$$
 Eq. (2-10)

Onde:  $\alpha$  [°] é o ângulo que o vetor normal à superfície faz com a direção de  $q_{r(i)}$ ,  $dA_j$  [m<sup>2</sup>] a área de um plano infinitesimal do receptor e S<sub>i-j</sub> [m] a distância entre os planos.



**Figura 2.3:** Troca de calor por radiação entre duas superfícies infinitesimais, onde  $dA_i$ [m<sup>2</sup>] é a área de um plano infinitesimal da fonte e  $q_{r(i)}$  a radição térmica total incidente

A Eq. (2-10) indica que o fator de configuração entre uma fonte (i) e um alvo (j) depende da discretização das suas faces em planos de áreas infinitesimais (dA). Trata-se de um cálculo, em geral, bastante laborioso, tendo em vista que uma determinada área infinitesimal do receptor interage com cada uma das áreas infinitesimais do emissor ao seu alcance.  $F_{ij}$  depende da posição relativa entre as superfícies, segundo o: (i) ângulo ( $\alpha$ ), que o vetor normal faz com a direção entre os planos, e (ii) a distância entre eles (S<sub>i-j</sub>). O cálculo dos fatores de configuração é feito automaticamente pelo programa ABAQUS (DSSC, 2011).

#### Transmissividade atmosférica (τ)

A radiação emitida por um incêndio é parcialmente atenuada pela absorção atmosférica ao longo de seu percurso até atingir um alvo. Os principais componentes da atmosfera que participam deste processo são dióxido de carbono e vapor d'água, sendo o último dependente da temperatura e da umidade do ar. A transmissividade atmosférica depende da distância entre a chama e o alvo e pode ser calculada através da Eq. (2-11), apresentadas em CASAL (2008):

$$\tau = \begin{cases} 1.53 (P_w d)^{-0.06} \text{ para } P_w d < 10^4 \text{ N.m}^{-1} \\ 2.02 (P_w d)^{-0.09} \text{ para } 10^4 \le P_w d \le 10^5 \text{ N.m}^{-1} \\ 2.85 (P_w d)^{-0.12} \text{ para } P_w d > 10^5 \text{ N.m}^{-1} \end{cases}$$
Eq. (2-11),

onde:  $P_w$  [N.m<sup>-1</sup>] é a pressão parcial da água na atmosfera que pode ser estimado pela seguinte expressão:

$$P_{w} = P_{wa} \frac{H_{R}}{100}$$
 Eq. (2-12),

sendo H<sub>R</sub> [%] a umidade relativa do ar e  $P_{wa}$  [N.m<sup>-1</sup>] a pressão de vapor da água saturada na temperatura ambiente, T<sub>a</sub> [K], obtida por:

$$P_{wa} = e^{\frac{23.18986-\frac{3816.42}{(T_a-46.13)}}} Eq. (2-13)$$

#### 2.3.3 Modified solid flame model

Em incêndios em superfícies de grandes diâmetros, no entanto, não se pode considerar que toda a chama visível emite uniformemente fluxos de radiação. Na realidade, uma parte de sua superfície é bloqueada ao longo do incêndio, e apenas a fumaça emite radiação em determinados trechos. Segundo MUDAN (1984), experimentos anteriores presentes na literatura demonstraram que incêndios de grande porte com combustíveis cuja proporção entre carbono e oxigênio é maior do que 0.3, típica de produtos derivados do petróleo, produzem grande quantidade de fumaça, sendo esta capaz de bloquear parte dos fluxos de radiação emitidos na direção de um alvo localizado fora da chama. O modelo de chama sólida modificado, modelo adotado neste trabalho, leva em conta este fenômeno, e utiliza o conceito de poder de emissão médio

 $(E_{av})$  como sendo uma relação entre o poder de emissão da chama (E) e o poder de emissão da fumaça, conforme Eq. (2-14) sugerida por MUÑOZ *et al.* (2007):

$$E_{av} = \chi_{lum} E + (1 - \chi_{lum}) E_{soot}$$
 Eq. (2-14)

onde:  $\chi_{lum}$  é a porcentagem de chama visível em poças com grandes diâmetros e  $E_{soot}$  [kW/m<sup>2</sup>] o poder de emissão da fumaça.

Deste modo, pode-se calcular o poder de emissividade médio de um incêndio  $(E_{av})$ , combinando a radiação térmica emitida pela fumaça  $(E_{soot})$ , com a radiação emitida pela chama visível (E) através de uma proporção com a área de cada um destes componentes.

#### 2.3.4 Geometria da chama sólida

As formulações, apresentadas a seguir, são utilizadas para dimensionamento da chama de incêndio em tanques. A Figura 2.4 ilustra algumas das variáveis que são mencionadas neste subitem:  $H_f$  [m] é a altura da chama, L [m] é o comprimento da chama,  $\theta$  [°] é o ângulo de inclinação da chama,  $u_w$  [m/s] é a velocidade do vento incidente, D [m] é o diâmetro da poça e  $\Delta D$  [m] é o deslocamento lateral da chama.



Figura 2.4: Representação aproximada da geometria das chamas para o *modified solid flame model*: (a) em cenário sem vento, (b) em cenário sob ação do vento

Apesar de aparentemente desatualizadas, segundo LIU (2011), a maioria das relações citadas neste subitem ainda são amplamente utilizadas em pesquisas sobre o tema. Estas relações são capazes de representar o comportamento de incêndios em poça através de poucos parâmetros.

#### a) Para cenário sem vento

Os modelos de chama sólida (*solid flame model e modified solid flame model*) assumem a chama como um cilindro vertical. Em cenário sem vento ( $u_w = 0$ ), a definição da geometria da chama passa pelo cálculo da altura da chama ( $H_f$ ) e do diâmetro da poça (D) que, nas simulações propostas neste trabalho, é igual ao diâmetro do tanque fonte (ver Figura 2.4 (a)).

#### Altura da chama (H<sub>f</sub>)

A altura da chama sólida (H<sub>f</sub> [m]) pode ser determinada através de correlações obtidas experimentalmente, que a relacionam com parâmetros do líquido e da geometria da chama. A primeira correlação, dada pela Eq. (2-15), foi desenvolvida por THOMAS (1963) para incêndios em laboratório na ausência de vento considerando a altura visível de chamas em difusão turbulenta, onde:  $\rho_a$  [1.2 kg/m<sup>3</sup>] é a densidade do ar ambiente e g [9.8 m/s<sup>2</sup>] a aceleração da gravidade. Esta correlação é capaz de representar razoavelmente bem a altura da chama para incêndios em poças com diâmetro variando entre 2.4 a 80 m (MUDAN, 1984) sendo, deste modo, a formulação utilizada neste trabalho.

$$\frac{\mathrm{H}_{\mathrm{f}}}{\mathrm{D}} = 42 \left(\frac{\dot{\mathrm{m}}_{\infty}}{\rho_{\mathrm{a}}\sqrt{\mathrm{g}\mathrm{D}}}\right)^{0.61}$$
 Eq. (2-15)

STEWARD (1970) obteve uma relação similar que inclui as propriedades do combustível. HESKESTAD (1983), por sua vez, através de ensaios de incêndios em poça para diferentes combustíveis estabeleceu a Eq. (2-16):

$$\frac{H_{f}}{D} = 0.235 \frac{Q^{\frac{2}{5}}}{D} - 1.02$$
 Eq. (2-16).

#### b) Para cenário com vento

Quando exposto a vento, o cilindro vertical que representa a chama sólida adquire uma inclinação na direção e sentido do vento incidente. Além disso, a base da chama, antes circular, assume forma elíptica, se projetando horizontalmente para fora dos limites do tanque na direção do vento (ver Figura 2.4 (b)). Isto ocorre porque, quando o incêndio é submetido à ação do vento, e se a densidade dos vapores gerados pela evaporação da poça forem maiores do que a densidade do ar ao seu redor, os vapores densos próximos à superfície do líquido são "arrastados" e deslocados lateralmente pelo vento (RAJ, 2010). No caso de chamas no topo de um tanque, geralmente é possível observar uma extensão da base do fogo para baixo da superfície do tanque na direção do vento, enquanto o lado oposto da chama e sua largura não sofrem alterações (MUDAN, 1984). Sendo assim, em cenário com vento, a definição da geometria da chama passa pelo cálculo do comprimento (L), da inclinação ( $\theta$ ) e do deslocamento lateral ( $\Delta$ D) da chama.

#### **Comprimento da chama (L)**

THOMAS (1963) determinou através de experimentos que, na presença de vento, o comprimento da chama (L [m]) é dado pela Eq. (2-17):

$$\frac{\mathrm{L}}{\mathrm{D}} = 55 \left(\frac{\dot{\mathrm{m}}_{\infty}}{\rho_{\mathrm{a}}\sqrt{\mathrm{g}\mathrm{D}}}\right)^{0.67} \left(u_{\mathrm{w}}^{*}\right)^{-0.21}, \text{ sendo } u_{\mathrm{w}}^{*} = \frac{u_{\mathrm{w}}}{\left(\frac{\mathrm{g}\dot{\mathrm{m}}_{\infty}\mathrm{D}}{\rho_{\mathrm{v}}}\right)^{1/3}} \qquad \qquad \mathbf{Eq. (2-17),}$$

onde:  $u_w^*$  é a velocidade adimensional do vento,  $u_w$  a velocidade do vento [m/s] e  $\rho_v$  [kg/m<sup>3</sup>] a densidade de vapor do combustível, resultante da razão entre o peso molecular do ar (28.97) e o peso peso molecular do combustível.  $u_w^*$  assume como mínimo o valor unitário.

MOORHOUSE (1982), por sua vez, conduziu diversos incêndios em poça de GNL de grande escala. O comprimento da chama foi extraído pela análise destes ensaios, resultando na Eq. (2-18), onde  $u_{w,10}^*$  é a velocidade adimensional do vento medido a 10 m de altura. Esta correlação se mostrou adequada para representar o comprimento da chama em incêndio em poça de grande diâmetro sob ação de vento, sendo a formulação utilizada neste trabalho.

$$\frac{L}{D} = 6.2 \left( \frac{\dot{m}_{\infty}}{\rho_{a} \sqrt{gD}} \right)^{0.254} \left( u_{w,10}^{*} \right)^{-0.044}$$
 Eq. (2-18)

A velocidade adimensional do vento medido a 10 m de altura pode ser calculada através da Lei de Potência do vento, descrita pela Eq. (2-19), em que  $u_x e u_r$  são valores de velocidades médias correspondentes respectivamente a uma altura  $z_x$  e uma altura de referência  $z_r$ . O valor do expoente v, depende da estabilidade atmosférica, da velocidade do vento e da rugosidade aerodinâmica. Vários estudos mostraram que o expoente possui valor de aproximadamente 0.143 (FARRUGIA, 2003).

$$u_x = u_r \left(\frac{Z_x}{Z_r}\right)^v$$
 Eq. (2-19)

#### Inclinação da chama (θ)

THOMAS (1963) forneceu uma correlação que relaciona o ângulo de inclinação da chama em função da velocidade do vento incidente, dada pela Eq. (2-20), baseada em experimentos de incêndios bidimensionais em tábuas de madeira, onde  $\theta$  [°] é o ângulo de inclinação da chama.

$$\cos \theta = 0.7 \left[ \frac{u_{w}}{\left(\frac{g\dot{m}_{\infty}}{\rho_{a}}\right)^{1/3}} \right]^{-0.49}$$
 Eq. (2-20)

WELKER e SLIEPCEVICH (1966) desenvolveram, por sua vez, uma equação por meio de ensaios de pequena escala em poças de 0.3 a 0.6 m contendo líquidos inflamáveis, porém, ela não expressa corretamente a inclinação da chama para incêndios em poças de GNL, conforme medição realizada pela American Gas Association (AGA).

A AGA (1974), por sua vez, propôs a Eq. (2-21), afirmando se tratar de uma correlação mais adequada para casos mais gerais. Por esta razão, adotou-se esta formulação no presente trabalho.

$$\cos \theta = \begin{cases} 1 & \text{para } u_{w}^{*} < 1 \\ 1/\sqrt{u_{w}^{*}} & \text{para } u_{w}^{*} \ge 1 \end{cases}$$
 Eq. (2-21)

#### Deslocamento lateral da chama ( $\Delta D$ )

O avanço da chama além dos limites físicos da poça em um cenário de vento promove, em função da redução da distância, o aumento dos fluxos de radiação incidentes em alvos próximos da fonte, devendo ser considerado nos cálculos de segurança em projetos de parques de tancagem.

WELKER e SLIEPCEVICH (1966) mediram o deslocamento lateral de chamas ( $\Delta D$  [m]) provenientes de incêndios de diferentes hidrocarbonetos em um túnel de vento e correlacionaram seus resultados através da Eq.(2-22):

$$\frac{\Delta D + D}{D} = 2.1 (Fr)^{0.21} \left(\frac{\rho_v}{\rho_a}\right)^{0.48}$$
 Eq. (2-22),

onde Fr é o número de Froude  $Fr = \frac{u_w^2}{gD}$ .

MOORHOUSE (1982), por sua vez, mediu  $\Delta D$  em incêndios em poça de GNL para diferentes diâmetros e intensidades de vento, obtendo a Eq. (2-23):

$$\frac{\Delta D + D}{D} = 1.5 (Fr_{10})^{0.069}$$
 Eq. (2-23),

onde:  $Fr_{10}$  é o número de Froude calculado com base em uma velocidade de vento 10 m acima da poça. Esta equação foi generalizada por MUDAN (1984) para incêndios em outros combustíveis de hidrocarboneto através da Eq.(2-24):

$$\frac{\Delta D + D}{D} = \left(Fr_{10}\right)^{0.069} \left(\frac{\rho_{v}}{\rho_{a}}\right)^{0.48}$$
 Eq. (2-24)

As fórmulas presentes na literatura sugerem que o deslocamento lateral da chama depende da densidade de vapor do líquido, o que não foi verificado por LAUTKASKI (1992) em experimentos. Além desta contradição com o observado na prática, as fórmulas não são aplicáveis a incêndios em poças de grandes dimensões ou com baixa incidência de vento. Levando em consideração esta deficiência dos modelos existentes, RAJ (2010) estabeleceu uma correlação que, segundo ele, representa de forma mais correta o deslocamento lateral da chama em incêndios em poça, sendo válida para grandes diâmetros, combustíveis, taxas de evaporação e calores de

combustão. A Eq.(2-25) envolve uma constante ( $\Gamma$ ) cujo valor depende das propriedades do combustível, o número de Reynolds (Re) e o número de Froude (Fr).

$$\frac{\Delta D}{D} = \Gamma(Re)^{-\frac{1}{4}} \sqrt{Fr} \text{ , sendo } \Gamma = 25 \left( \frac{\omega}{(1 - \omega \sigma_a) \sigma_a^{1/2}} \right)$$
 Eq. (2-25)

Onde:  $\omega$  é a taxa da expansão volumétrica inversa dos gases devido à combustão,  $\sigma_a$  é a razão entre a densidade do ar e a densidade do vapor do combustível acima do líquido.

#### 2.4 Análises termoestruturais

Cumpre ressaltar que, até a presente data, o comportamento de tanques de concreto armado e protendido, para armazenamento de produtos inflamáveis em situação de incêndio, ainda é um assunto pouco estudado, não sendo possível identificar nenhuma pesquisa relevante publicada sobre este tema específico.

A seguir, são apresentadas as principais referências bibliográficas relacionadas ao tema em estudo, separadas em análises nos domínios da temperatura (item 2.4.1) e termoestrutural (item 2.4.2). Enquanto nas análises térmicas avalia-se a probabilidade de ocorrência de autoignição do combustível armazenado a partir da comparação entre sua temperatura de autoignição e a temperatura da parede do tanque, nas análises termomecânicas avalia-se o dano estrutural de tanques expostos a incêndio através de análises termoestruturais que levam em conta não linearidades físicas e geométricas.

#### 2.4.1 Análise no domínio da temperatura

A simulação do comportamento do vento ao redor de tanques alinhados em parques de tancagem foi objeto de estudo por LOIS e SWITHENBANK (1979), tendo em vista sua importância no dimensionamento de sistemas de proteção, que devem levar em conta não só as características e os efeitos do vento na chama na fonte, como também o fluxo do vento ao redor dos tanques adjacentes em função do risco de explosão não confinada. Os autores desenvolveram um modelo teórico para este fim, e concluíram que, conforme o espaçamento entre tanques é reduzido, a porcentagem de ar arrastado para o topo aumenta. KOSEKI e YUMOTO (1988) fizeram estudos

experimentais sobre o mesmo fenômeno avaliando, ainda, a influência da fumaça gerada pelo incêndio na redução da radiação térmica incidente em um alvo.

Baseando-se em modelos semi-empíricos de incêndio, MCGRATTAN *et al.* (2000) apresentaram uma metodologia para determinar o fluxo de radiação emitido por incêndios de grande porte ocorridos em combustíveis líquidos e gasosos, através da qual é possível definir qual a distância de separação aceitável entre edifícios e depósitos de produtos inflamáveis, levando em consideração a presença de fumaça como barreira aos fluxos de calor radiativos. Sua abordagem permitiu uma maior flexibilidade no estudo de cenários de geometrias mais complexas, que fogem ao abordado em análises teóricas e experimentais.

Diferentes autores fizeram uso de modelos de CFD na análise de incêndio em poças de grandes dimensões, dentre eles RYDER *et al.* (2004), que utilizaram o programa FDS (*Fire Dynamics Simulator*) para prever o comportamento e as ações do fogo em diferentes cenários, com destaque para a simulação em parque de tancagem com um tanque em chamas sob ação de vento suave, através da qual foi possível observar padrões de distribuição de temperaturas nos tanques adjacentes.

COZZANI *et al.* (2005) aplicaram um método de análise quantitativa de áreas de risco com o objetivo de desenvolver um procedimento sistemático para avaliação do risco do efeito dominó em parques de tancagem.

FOSSA e DEVIA (2008), por sua vez, através de modelo de chama sólida, estudaram os efeitos do calor irradiado por um tanque em chamas sobre tanques vizinhos de armazenamento de hidrocarbonetos líquidos considerando a atuação do vento. Os parâmetros da chama foram extraídos de correlações empíricas presentes na literatura e o fator de configuração calculado através de um código implementado e validado pelos autores. Foram calculados os fluxos de calor radiativos máximos incidentes sobre as paredes e cobertura do tanque alvo para diferentes afastamentos e ângulos de inclinação da chama. Além disso, foi estimado o volume de água de resfriamento que deve ser lançado por aspersores posicionados ao redor do topo do tanque para proteger a face lateral exposta ao fogo considerando a influência da distribuição não uniforme dos fluxos de calor nesta face.

SENGUPTA *et al.* (2011) pesquisaram sobre a distância segura entre os costados de dois tanques de armazenamento, um de gasolina e outro de GNL, em um parque de tancagem, e verificaram que, por razões econômicas, as distâncias mínimas especificadas por normas não garantem a segurança de tanques durante um incêndio,
visto que não levam em consideração uma série de parâmetros, tais como: a velocidade de vento, altura da chama e espalhamento do incêndio.

RUZZARIN (2011) determinou, através de modelo matemático de análise de risco de incêndio (FHA – *Fire Hazard Analysis*), o efeito térmico causado nos equipamentos adjacentes e nas pessoas envolvidas no combate a um incêndio em reservatório de armazenamento de líquido inflamável de grandes proporções, definindo zonas de segurança de atuação.

O efeito da ação do vento na união e rotação de chamas em um parque de tancagem com múltiplos tanques de grandes dimensões foi avaliado por SATOH *et al.* (2011) através de uma metodologia computacional via CFD aplicada no programa FDS. Estes fenômenos aumentam a possibilidade de propagação do fogo para tanques adjacentes e a pesquisa tem a pretensão de auxiliar na mitigação de desastres provocados por eles. Para a análise, foi utilizado um modelo de taxa de liberação de calor constante minorado pela presença de fumaça, sendo estudada a influência: (i) de seu módulo, (ii) da distância entre tanques e (iii) da velocidade do vento.

FONTENELLE (2012) analisou, também através de um modelo de CFD aplicado pelo programa FDS, o comportamento térmico de tanques metálicos de armazenamento de etanol em incêndio em cenários de calmaria e sob ação de vento, incluindo a avaliação da eficácia do dilúvio como medida de segurança e a validade das normas técnicas de projeto e construção mais utilizadas para tanques atmosféricos. A análise também determinou os fluxos de radiação ao redor dos tanques de modo a estabelecer os locais em que há riscos para pessoas.

BOOT (2012) indicou que as fórmulas e métodos atualmente praticados na avaliação da segurança de áreas de armazenamento de produtos inflamáveis não respondem a questões específicas do local, além de não verificar a possibilidade de efeito dominó, e apresentou uma revisão da literatura sobre análise de risco com foco na modelagem do incêndio.

WANG *et al.* (2013), por sua vez, utilizaram o programa FLUENT para estudar a intensidade da radiação térmica emitida por um tanque de óleo. Os resultados obtidos ajudam a compreender a relação entre o diâmetro da poça e a intensidade do fluxo de radiação, como ferramentas para avaliação de medidas de prevenção e das distâncias de segurança no entorno do incêndio.

25

Uma aplicação prática de análises de risco em áreas industriais foi realizada por MUDAVANHU *et al.* (2013) com a avaliação da probabilidade de ocorrência do efeito dominó em 15 companhias instaladas na área industrial de Msasa no Zimbabwe.

### 2.4.2 Análises no domínio termoestrutural

Abordagens termoestruturais também foram encontradas na literatura. BEYLER (2004) definiu distâncias mínimas de segurança entre tanques a partir da determinação da temperatura crítica de segurança através de experimentos com gasolina e GNL. O objetivo deste estudo foi revelar e compreender o comportamento de um tanque de aço quando exposto a incêndio adjacente, considerando-se a distribuição não uniforme da temperatura no costado e suas deformações térmicas. O autor se baseou na estimativa da *Health and Safety Executive* (HSE, 2009), de que caso a temperatura de um tanque de aço ultrapasse 300°C, a estrutura do tanque estará prejudicada e este pode romper. LANDUCCI *et al.* (2009), por sua vez, utilizaram modelos simplificados para estimativa do tempo de falha de tanques de acordo com a intensidade de radiação incidente na face do tanque, através de uma abordagem via MEF. Através de seu estudo, foi capaz de calcular a probabilidade de dano de tanques, atmosféricos ou pressurizados, com foco para a avaliação do efeito dominó.

Segundo LIU (2011), o papel da carga térmica na falha estrutural tem sido quase ignorado nas pesquisas ou nas práticas de desenho industrial de tanques, o que se reflete em poucas pesquisas relevantes sobre o tema. Seu trabalho é o primeiro que aborda a flambagem de tanques submetidos a cargas térmicas. O autor desenvolveu estudos para revelar os padrões de distribuição térmica desenvolvidos em um tanque de aço com óleo sob aquecimento a partir do incêndio em um tanque adjacente. Seu trabalho teve como objetivos: (i) compreender o mecanismo responsável pela deformação estrutural do tanque e explorar a influência de parâmetros térmicos e geométricos sobre a deformação, (ii) avaliar a influência do volume de líquido, da abrangência da área aquecida, da espessura da parede e do tipo de cobertura na flambagem da casca, (iii) determinar e desenvolver modelos matemáticos que descrevam a distribuição de temperaturas na parede do tanque alvo através de modelos de chama sólida e análise de transferência de calor utilizando o programa ABAQUS.

GODOY e BATISTA-ABREU (2012) e BATISTA-ABREU e GODOY (2013), utilizando o programa ABAQUS, fizeram análises termoestruturais não-lineares

semelhantes ao apresentado por LIU (2011). O enfoque dos trabalhos foi dado no comportamento estrutural dos tanques, com ênfase na deformação térmica da casca, objetivando comparar os resultados numéricos com o comportamento real apresentado em um incêndio em Porto Rico. Para ambos os trabalhos foi avaliada a influência de fatores como: (i) a espessura da casca, (ii) o nível do líquido armazenado no tanque, (iii) a área afetada pelo fogo ao longo da parede do tanque, (iv) o gradiente de temperatura entre as faces externa e interna. GODOY e BATISTA-ABREU (2012) analisaram tanques com coberturas fixas e observaram que a flambagem ocorre para temperaturas baixas, depende do gradiente térmico entre as faces do tanque e se localiza conforme a área afetada pelo fogo ao longo do perímetro. BATISTA-ABREU e GODOY (2013) fizeram a mesma análise para tanques sem cobertura fixa, constatando que a localização do fenômeno coincide com a área aquecida.

## 2.5 Normas técnicas nacionais e internacionais

A definição de distâncias mínimas entre tanques é um artificio para minimizar a probabilidade de ocorrência de efeito dominó em parques de tancagem. Segundo a *Health and Safety Executive* (HSE, 1998), as distâncias de separação mínimas entre tanques dependem de diferentes fatores, em especial da capacidade do tanque e, embora devam ser respeitadas nos projetos de implantação, não são capazes de dar a proteção total em caso de incêndio ou explosão envolvendo o tanque. Elas apenas visam permitir tempo suficiente para o escape dos usuários e para procedimentos adicionais de combate a incêndios e de emergência. Órgãos regulatórios como a API e a NFPA sugeriram padrões de distâncias mínimas entre tanques mas que, segundo SENGUPTA *et al.* (2011), por razões econômicas, não garantem segurança. LIU (2011) destaca, também, a necessidade de estabelecer este limite levando em consideração não apenas a temperatura crítica para ignição do combustível, mas também o comportamento termoestrutural do tanque para uma distribuição não-uniforme de temperaturas que pode levar a colapsos estruturais para temperaturas ainda menores.

Nas últimas décadas, organizações como a American petroleum institute (API), American Institute of Chemical Engineers (AIChE), American Society of Mechanical Engineers (ASME), e National Fire Protection Association (NFPA) publicaram guias e regulamentações para a construção, seleção de materiais, projeto e segurança de instalações de tancagem. No entanto, apesar do cumprimento destas normas e recomendações, acidentes continuam a ocorrer anualmente (CHANG e LIN, 2006).

Entre os códigos estabelecidos pelos órgãos reguladores citados anteriormente, destacam-se as normas: (i) NFPA 30:2012, que aponta modos de reduzir os riscos associados ao armazenamento, manuseio e uso de líquidos inflamáveis, e (ii) API 650:2013, que estabelece requisitos mínimos a respeito de materiais, projeto, fabricação, execução e inspeção de tanques de aço verticais cilíndricos, apoiados no solo, sob pressão atmosférica e de costado soldado de variadas dimensões e capacidades, visando a economia de custos de construção sem afetar a segurança.

A norma NFPA 30:2012 estabelece distâncias mínimas entre tanques em projetos de parques de tancagem. As distâncias entre costados de tanques com diâmetro inferior a 45 metros por ela recomendadas estão indicadas na Tabela 2.1. A norma ABNT NBR 17505-2:2013, que trata do armazenamento em tanques com capacidade superior a 3000 litros, baseia-se na norma americana NFPA 30:2012, é atualmente utilizada pela indústria brasileira.

Diâmetro do tanque	Tanguas da tata	Tanques fixos ou horizontais			
	flutuante	Líquidos de classe I ou II <sup>4</sup>	Líquidos de classe IIIA <sup>3</sup>		
Tanques com diâmetro ≤ 45 m	1/6 x soma do diâmetro dos tanques adjacentes ou ≥ 0.9 m	1/6 x soma do diâmetro dos tanques adjacentes ou ≥ 0.9 m	1/6 x soma do diâmetro dos tanques adjacentes ou ≥ 0.9 m		

Tabela 2.1: Distâncias mínimas entre costados de tanques segundo NFPA 30:2012

A norma brasileira ABNT NBR7820:1983, que tratava da segurança nas instalações de produção, armazenamento, distâncias mínimas entre costados, manuseio e transporte de etanol foi cancelada em 2012. Ela estabelecia que tanques de

<sup>&</sup>lt;sup>4</sup> Líquidos combustíveis possuem ponto de fulgor igual ou superior a 37.8°C, e são subdivididos em: classe II - líquidos com ponto de fulgor inferior a 60°C, classe IIIA – líquidos com ponto de fulgor igual ou superior a 60°C e inferior a 93.4°C, classe IIIB – líquidos com ponto de fulgor igual ou superior a 93.4°C. Líquidos inflamáveis possuem ponto de fulgor inferior a 37.8°C e são subdivididos em: classe IA – líquidos com ponto de fulgor abaixo de 22.8°C e ponto de ebulição abaixo de 37.8°C (*e.g.,* gasolina), classe IB – líquido com ponto de fulgor inferior a 22.8°C e ponto de ebulição igual ou superior a 37.8°C (*e.g.,* gasolina), classe IC – líquido com ponto de fulgor inferior a 22.8°C e ponto de ebulição igual ou superior a 37.8°C (*e.g.,* etanol), classe IC – líquido com ponto de fulgor igual ou acima de 22.8°C e ponto de ebulição abaixo de 37.8°C.

armazenamento de etanol com diâmetros menores ou iguais a trinta metros, deveriam ter costados afastados de no mínimo 30 metros.

Atualmente, a norma Petrobras N-0270:2013, que estabelece condições para o projeto estrutural de tanques de superfície em aço destinados ao armazenamento de derivados de petróleo, petróleo e biocombustíveis complementa a API 650:2013. Nela, recomenda-se o uso de tanques atmosféricos de teto flutuante externo ou de teto fixo com teto flutuante interno para o armazenamento de etanol.

As normas BS EN 14015:2004 e EN 1993-4-2:2007 são aplicadas para tanques de aço verticais cilíndricos de base plana. A norma inglesa BS EN 14015:2004 apresenta especificações de projeto e execução de plantas industriais para o armazenamento de líquidos com temperaturas iguais ou superiores a do ambiente, enquanto o EN 1993-4-2:2007 do Eurocode 3, que substituiu a norma PrEN 14015-1:2000, fornece princípios e regras práticas para o projeto estrutural de tanques com costado trabalhando em temperaturas de -50°C a 300°C.

Os relatórios técnicos mais utilizados para o cálculo estrutural de tanques em concreto foram desenvolvidos pela *Fédération Internationale du Béton* (FIB) e pelo *American Concrete Institute* (ACI). Destacam-se o relatório FIB (1978), que auxilia no projeto de tanques de concreto protendido para armazenamento de petróleo e derivados, e o relatório ACI 350.2R-04 (2004), com recomendações sobre materiais, projeto e construção de estruturas de concreto para contenção de produtos inflamáveis, corrosivos, reativos e tóxicos. Diretrizes para o dimensionamento e revestimentos para proteção de tanques em concreto protendido para armazenamento de derivados do petróleo podem ser obtidas em CLOSE e JORGENSEN (1988), e recomendações específicas sobre critérios básicos de projeto, inspeção, manutenção, materiais, técnicas construtivas, revestimentos podem ser encontrados em CLOSE e JORGENSEN (1991) e FONTES (2013).

# Metodologia

A análise térmica de transferência de calor é desenvolvida em duas etapas:

(i) – Etapa analítica:

Obtém-se a temperatura equivalente da chama através da aplicação de um modelo semi-empírico de incêndio, o modelo de chama sólida modificado (*modified solid flame model*), que assume a chama como um cilindro de temperatura constante, homogênea e dependente da proporção de fumaça gerada na queima do combustível. Através de correlações presentes na literatura, também são determinadas as características físicas da chama.

(ii) – Etapa numérica:

A fonte de calor calculada analiticamente é introduzida no programa ABAQUS, onde são empregados modelos numéricos desenvolvidos com base no MEF, e interage com o tanque alvo, emitindo fluxos de radiação que incidem em sua face externa em função de fatores de configuração. Determina-se, através desta análise, a variação dos gradientes térmicos nas paredes do tanque expostas ao fogo em função do tempo transcorrido de incêndio, levando em consideração a variação das propriedades térmicas dos materiais sob altas temperaturas e os mecanismos de troca de calor por condução, convecção e radiação.

# 3.1 Etapa analítica

## 3.1.1 Cálculo da temperatura equivalente da chama

Conforme preconizado pelo modelo de chama sólida modificado (item 2.3.3 e Eq. (2-14)), em incêndios em poça de grande porte, a capacidade da chama de emitir

fluxos de calor radiativos é reduzida em função da geração de fumaça. Deste modo, embora a chama tenha um poder de emissão (E) dependente da temperatura máxima que pode atingir ( $T_f$ ), conforme Eq.(2-7), deve-se considerar para os cálculos dos fluxos de calor radiativos emitidos, um poder médio de emissão ( $E_{av}$ ) que leva em conta a porcentagem de fumaça produzida na queima do combustível, conforme Eq. (2-14).

Para que a simulação numérica reproduza de forma correta a intensidade de radiação térmica que incide sobre um elemento localizado fora dos limites da chama, trabalha-se, no modelo numérico, com uma temperatura equivalente da chama ( $T_{f,equiv}$ ). A formulação para determinação de  $T_{f,equiv}$  foi desenvolvida neste trabalho. Trata-se de um cálculo em que se determina qual temperatura a chama deve ter para que tenha um poder de emissão correspondente ao poder médio de emissão calculado pela Eq. (2-14).

A Eq. (3-1) expressa como é feito o cálculo da temperatura equivalente da chama, considerada homogênea e constante ao longo do cilindro que a representa. O cálculo de  $T_{f,equiv}$  depende de duas variáveis, são elas: o poder médio de emissão da chama (E<sub>av</sub>) e a transmissividade atmosférica ( $\tau$ ).

$$T_{f,equiv} = \sqrt[4]{\frac{\varepsilon_f \sigma T_a^4 + E_{av} \tau}{\varepsilon_f \sigma}}$$
 Eq. (3-1)

O cálculo de  $E_{av}$  passa pela estimativa da porcentagem de fumaça gerada na queima do combustível. MUDAN (1984), baseando-se em observações qualitativas de registros em vídeo de incêndios em gasolina, estimou que a fumaça bloqueava em média, aproximadamente 80% da superfície da chama, o que resulta em uma porcentagem de chama visível ( $\chi_{lum}$ ) de 20%. O incêndio em etanol em larga escala, por outro lado, caracteriza-se por ter um comportamento de queima significativamente diferente de um incêndio em derivados do petróleo e estima-se, para este trabalho, que sua fumaça bloqueia apenas 20% das partes visíveis da chama, resultando em uma  $\chi_{lum}$ de 80%. A validação desta estimativa é realizada e apresentada ao longo deste trabalho.

O valor da temperatura máxima real da chama ( $T_f$ ) também é necessário para a determinação de  $E_{av}$ . Ensaios conduzidos para medir esta temperatura constataram que, para diâmetros de poça entre 0.1 a 50 m, a temperatura média da chama varia entre 900 e 1100 °C e não depende do combustível (BEYLER, 2004). Deste modo, optou-se pela situação mais crítica no cálculo do poder de emissão da chama oriunda de um incêndio em poça de etanol ( $T_f = 1100$ °C). A temperatura da chama em um incêndio em poça de gasolina, por sua vez, foi obtida experimentalmente por HAGGLUND e PERSSON

(1976), como sendo igual a 967°C para poças com diâmetro entre 1 e 10 m, valor adotado neste trabalho ( $T_f = 967$ °C).

Relacionando as equações (2-7), (2-8) e (2-14), a seguinte relação pode ser estabelecida:

$$E_{av} = \chi_{lum} \left[ \sigma \varepsilon_{f} \left( T_{f}^{4} - T_{a}^{4} \right) \right] + (1 - \chi_{lum}) E_{soot}$$
 Eq. (3-2).

Sendo  $E_{av}$  [kW/m<sup>2</sup>] o poder de emissão médio da chama,  $\chi_{lum}$  a porcentagem de chama visível em poças com grandes diâmetros,  $E_{soot}$  [kW/m<sup>2</sup>] o poder de emissão da fumaça, igual a 20 kW/m<sup>2</sup> segundo HAGGLUND e PERSSON (1976),  $\sigma$  [5.67x10<sup>-11</sup> kW/m<sup>2</sup> K<sup>4</sup>] a constante de Stefan-Boltzmann, T<sub>f</sub> [K] é temperatura de radiação da chama,  $\varepsilon_f$  [1.0 m<sup>-1</sup>] a emissividade da chama e T<sub>a</sub> [293.15 K] a temperatura ambiente.

Deste modo, tem-se os seguintes valores para E<sub>av</sub>:

$$E_{av} = \begin{cases} 164.93 \text{ kW} / \text{m}^2 \text{ para incêndio em etanol} \\ 42.74 \text{ kW} / \text{m}^2 \text{ para incêndio em gasolina} \end{cases}$$
Eq. (3-3).

A transmissividade atmosférica ( $\tau$ ) é definida segundo formulação de CASAL (2008), Eq. (2-11), em função da distância entre a superfície da fonte e o alvo (d [m]) para cada cenário. Assume-se a temperatura ambiente constante em 293 K, e a umidade relativa do ar estimada em 79.1%, conforme dados climatológicos da cidade do Rio de Janeiro (INMET, 2013).

### 3.1.2 Cálculo da geometria da chama

A altura da chama (H<sub>f</sub> [m]), parâmetro dependente do tipo de combustível e do diâmetro da poça, é calculada conforme Eq. (2-15). A taxa de queima de massa por unidade de área do etanol ( $\dot{m}_{\infty}$ ) é de 0.029 kg/sm<sup>2</sup> e da gasolina de 0.055 kg/sm<sup>2</sup> (BABRAUSKAS, 2002). Simplificando a equação para que ela fique apenas em função do diâmetro da poça (D [m]), tem-se a Eq. (3-4):

$$H_{f} = \begin{cases} 2.1605 D^{0.695} \text{ para incêndio em etanol} \\ 3.1924 D^{0.695} \text{ para incêndio em gasolina} \end{cases}$$
Eq. (3-4).

Para casos em que incide vento, o cilindro adquire uma inclinação. Seu comprimento (L [m]) é determinado segundo a Eq. (2-18), sendo a densidade de vapor do etanol ( $\rho_v$ ) igual a 1.59 e da gasolina igual a 3.943. Considera-se que a velocidade

média do vento incidente na chama ( $u_w$  [m/s]) é referente a uma altura de 5 m, o que resulta em uma velocidade de vento a 10 m de altura ( $u_{w,10}$ ) igual a 1.1042 $u_w$ , conforme a Lei de Potência do vento. Simplificando a equação para que ela fique apenas em função do diâmetro da poça e da velocidade do vento, tem-se a Eq. (3-5):

$$L = \begin{cases} 1.7495 \frac{D^{0.88767}}{u_{w}^{0.044}} \text{ para incêndio em etanol} \\ 2.0503 \frac{D^{0.88767}}{u_{w}^{0.044}} \text{ para incêndio em gasolina} \end{cases}$$
Eq. (3-5).

A inclinação da chama ( $\theta$  [°]), dependente da velocidade do vento, é determinada pela Eq. (2-21).

O deslocamento lateral da chama ( $\Delta D$  [m])), que faz a base do cilindro adquirir forma elíptica e se aproximar mais do alvo, depende da velocidade do vento e do diâmetro do tanque, sendo obtido através da Eq.(2-25). Como forma de simplificação dos cálculos, utiliza-se um valor fixo para a constante  $\Gamma$  de 28.68 (RAJ, 2010). Deste modo, pode-se apresentar a equação de forma mais direta, apenas em função do diâmetro e da velocidade do vento conforme a Eq. (3-6):

$$\Delta D = 0.5764 D^{0.25} u_w^{0.75}$$
 Eq. (3-6)

A definição dos parâmetros acima mencionados permite que seja obtido o modelo esquemático da geometria da chama, conforme Figura 3.1.



Figura 3.1: Geometria da chama: (a) em cenário sem vento (u<sub>w</sub> = 0), (b) em cenário sob ação de vento (u<sub>w</sub> = 5 m/s)

## 3.2 Etapa numérica

#### 3.2.1 Aspectos da modelagem numérica

A partir da definição das dimensões dos tanques (D, e altura do tanque H<sub>0</sub> [m]), da distância entre eles (d) e da velocidade do vento incidente (u<sub>w</sub>), são determinadas, na etapa analítica, a temperatura equivalente da chama (T<sub>f,equiv</sub>) e sua geometria (H<sub>f</sub>, L,  $\theta$ ,  $\Delta$ D). Os cilindros representativos da chama e do tanque alvo são, então, introduzidos no programa ABAQUS (DSSC, 2011), conforme Figura 3.2.



Figura 3.2: Modelo numérico adotado: (a) em cenário sem vento ( $u_w = 0$ ), (b) em cenário sob ação de vento ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ )

Optou-se por utilizar apenas 1/4 dos cilindros nas simulações propostas, tendo em vista que os fluxos de radiação emitidos pela chama apenas são capazes de atingir o trecho do tanque alvo por ela visível (trecho frontal), e o fazem de forma simétrica. Deste modo, assume-se que o trecho posterior do tanque alvo está a uma temperatura constante de 20°C ao longo do tempo transcorrido de incêndio, o que resulta em um menor custo computacional das análises.

Conforme indicado na Figura 3.3, o tanque alvo é modelado a partir de elementos sólidos DC3D8 de transferência de calor de 8 nós, com a temperatura como o único grau de liberdade em cada nó. Trata-se de um elemento da biblioteca padrão do

ABAQUS com interpolação linear. A discretização do modelo é feita através de malha estruturada formada por elementos hexaédricos.

Para análises em cenário sem vento, a malha dos tanques alvo, de aço e concreto, é mais refinada, com dimensões de  $0.25 \times 0.25$  m, no trecho voltado para a chama, de modo a capturar com maior precisão as variações de temperatura no local mais aquecido. Nas análises com vento, foi necessário refinar ainda mais o trecho próximo à borda superior dos tanques de concreto, utilizando elementos com dimensões de  $0.0625 \times 0.25$  m, para solucionar problemas de descontinuidade na distribuição vertical de temperaturas.

Utiliza-se apenas um elemento ao longo da espessura dos tanques de aço, tendo em vista sua reduzida espessura quando comparada com outras dimensões (altura e diâmetro). Para os tanques de concreto, foram testados diferentes cenários com um e dois elementos ao longo da espessura. Os resultados indicaram que o maior refinamento não é interessante, tendo em vista que resulta em diferenças máximas de apenas 3% nas temperaturas nas faces internas, para um aumento aproximado de 30% no esforço computacional. Deste modo, utiliza-se apenas um elemento ao longo da espessura também nos tanques de concreto.



**Figura 3.3:** Elemento utilizado e discretização do modelo numérico adotado para o tanque alvo: (a) de aço, (b) de concreto

A Figura 3.4 apresenta a modelagem e discretização das chamas. A chama em cenário sem vento também é modelada a partir de elementos sólidos DC3D8, descritos

anteriormente. A discretização do modelo é feita através de malha estruturada formada por elementos hexaédricos, com dimensões de 1.2 x 1.2 m. A chama em cenário com vento, por sua vez, é modelada a partir de elementos sólidos DC3D6 de transferência de calor de 6 nós, com a temperatura como o único grau de liberdade em cada nó. A discretização do modelo é feita através de malha em curva formada por elementos prismáticos triangulares, que são versáteis geometricamente e adequados para discretizar sólidos de forma complexa em áreas em que não é necessário um grau elevado de precisão na resposta. Por ser pouco sensível ao formato inicial do elemento, seu uso minimiza problemas de convergência em função de distorções iniciais. A malha é formada por elementos com dimensões próximas de 1.2 x 1.2 m.



**Figura 3.4:** Elemento utilizado e discretização do modelo numérico adotado para a chama: (a) em cenário sem vento ( $u_w = 0$ ), (b) em cenário sob ação de vento ( $u_w = 5$  m/s)

Trata-se de uma análise transiente de transferência de calor com não linearidade física, em que o interesse está voltado para a obtenção das temperaturas. O ABAQUS usa o algoritmo de diferença atrasada (*backward difference algorithm*) como estratégia aplicada ao método de integração temporal (*time integration method strategy*). Este operador é usado por uma série de razões, dentre elas por sua fácil implementação (não requer, por exemplo, procedimentos especiais de inicialização).

O sistema não-linear é solucionado por método direto através da técnica de solução "Full Newton-Raphson". Neste método, a matriz Jacobiana é formada e resolvida para cada iteração, o que torna o processo custoso computacionalmente. Entretanto, trata-se de uma técnica mais flexível para incorporar não-linearidades, que no caso estudado se faz presente na dependência das propriedades dos materiais em função da temperatura (descritas posteriormente no subitem 3.2.2 c). Além disto, trata-se de uma técnica a taxas mais rápidas se comparadas com outros métodos disponíveis no ABAQUS, como o método "Quasi-Newton".

O ABAQUS usa um algoritmo automático (auto-adaptável) para escolher o passo de tempo ( $\Delta$ t) ao longo da análise. Os incrementos de tempo e a taxa de convergência em análises não-lineares são ajustados de acordo com a máxima mudança de temperatura permitida a cada incremento de tempo (*max. allowable temperature change per increment*), um parâmetro estabelecido pelo usuário. O tempo total de análise (t<sub>total</sub>) é de 216000 s (60 h), sendo utilizados incrementos automáticos limitados a um incremento inicial de 60 s, mínimo de 0.01 s e máximo de 300 s, conforme diversos estudos desenvolvidos neste trabalho.

### 3.2.2 Mecanismos de transferência de calor

Transferência de calor é a propagação de energia de uma região para outra em função da diferença de temperatura entre elas. O fenômeno é governado por três mecanismos: radiação, convecção e condução.

O fluxo total de calor  $(q_{(tot)})$ , definido pela soma dos fluxos de calor radiativos  $(q_r)$  e convectivos  $(q_c)$ , é obtido conforme Eq. (3-7):

$$q_{(tot)} = q_r + q_c$$
 Eq. (3-7)

#### a) Radiação

A radiação térmica é o fenômeno de transmissão de calor através da propagação de ondas eletromagnéticas que são emitidas por um corpo de maior temperatura e absorvidas por um corpo de menor temperatura, transformando-se em energia térmica.

Conforme Eq. (3-8), o fluxo de calor radiativo é obtido através da diferença entre a energia radiativa absorvida pela superfície  $(q_{r,abs})$  e a energia radiativa emitida pela mesma  $(q_{r,emi})$ . A radiação absorvida caracteriza-se por ser uma parcela da energia radiativa incidente, cujo valor é dependente do coeficiente de absortividade  $(\alpha_s)$ , da temperatura da chama  $(T_f [K])$  e de sua emissividade  $(\varepsilon_f)$ . A radiação emitida pela superfície depende de sua temperatura  $(T_s [K])$  e de seu coeficiente de emissividade  $(\varepsilon_s)$ , e é obtida pela Lei de Stefan-Boltzmann.

Para um irradiador "perfeito", chamado de corpo negro (*black body*), o valor da emissividade resultante é 1.0. Considera-se, neste trabalho, que as chamas de um incêndio se comportam como irradiadores ideais ( $\varepsilon_f = 1$ ). Deste modo, considerando a Lei de Kirchhoff que define como sendo iguais a absortividade e a emissividade de uma superfície, o fluxo de calor radiativo pode ser definido pela Eq. (3-9), com T<sub>f</sub> [K] e T<sub>s</sub> [K].

$$q_r = \sigma \varepsilon_s [(T_f)^4 - (T_s)^4]$$
 Eq. (3-9)

Em análises numéricas, a parcela do fluxo de calor radiativo que incide em cada elemento que compõe a face do tanque alvo  $(q_{r,inc})$  depende de fatores de configuração que, por sua vez, dependem da geometria dos tanques e da chama e da posição e ângulo relativo entre elas.

Em incêndios em poça de grande porte, a parcela de radiação emitida pela chama é a principal responsável pelo aquecimento de equipamentos adjacentes. Nas análises térmicas realizadas nos estudos de caso, as superfícies receptoras (tanques alvo) podem ser de aço ou de concreto, e a emissividade adotada segue orientação do EN 1994-1-2 (2005), com  $\varepsilon_s = 0.7$  para ambos os materiais.

Implementa-se a radiação através do comando do ABAQUS *interaction open cavity radiation*, onde faz-se uma interação entre a face da chama (considerada um *black body*  $\varepsilon_f = 1$ ) e as faces externas do tanque alvo (consideradas superfícies capazes de refletir o calor (*gray body*)  $\varepsilon_s = 0.7$ ). O ABAQUS permite, portanto, que fontes de radiação sejam posicionadas distantes do alvo através do uso de cavidades radiativas, definidas como uma coleção de superfícies compostas pelas faces dos elementos sólidos. Para o cálculo dos fluxos de radiação, cada faceta é assumida como isotérmica e com emissividade uniforme. Elementos de cavidades radiativas são criados internamente pelo programa, sendo capazes de gerar matrizes muito extensas, tendo em vista que eles acoplam os graus de liberdade (de temperatura) de cada nó presente na superfície da cavidade.

O conceito da formulação das análises envolvendo cavidades radiativas é baseado na teoria da radiação de corpo cinzento (*gray body radiation theory*), que considera a emissividade de um corpo independente do comprimento de onda de propagação da radiação. Na análise, apenas é considerada a reflexão difusa (não direcional) e a atenuação da radiação ao longo do meio através do qual ela se propaga não é considerada. Deste modo, a transmissividade atmosférica ( $\tau$ ) foi considerada no cálculo da temperatura equivalente ( $T_{f,equiv}$ ), já que não era possível a introdução deste parâmetro na análise numérica.

#### b) Convecção

A convecção é o processo de transmissão de calor entre as partes em movimento de um fluido (líquido ou gasoso) de temperatura não-uniforme ou entre esse e superfícies sólidas a diferentes temperaturas. O fenômeno ocorre porque quando a massa de um fluido é aquecida, suas moléculas passam a se mover mais rapidamente, afastando-se umas das outras. O volume ocupado por essa massa fluida aumenta, tornando-a menos densa e propensa a mover-se para cima, ocupando o lugar das massas de fluido que estão a uma temperatura inferior. A parte do fluido mais fria e densa, por sua vez, move-se para baixo. Este processo se repete inúmeras vezes enquanto o aquecimento é mantido, dando origem às correntes de convecção, responsáveis por manter o fluido em circulação.

O fluxo de calor convectivo, descrito na Eq. (3-10), é definido pela Lei de resfriamento de Newton, e depende da diferença entre a temperatura do fluido ( $T_g$  ou  $T_c$ )

e da superfície exposta ( $T_s$ ), sendo  $h_c$  [W/m<sup>2</sup>°C] o coeficiente de transferência de calor, que é proporcional à velocidade dos gases na região próxima à superfície.

$$q_c = h(T_g - T_s)$$
 Eq. (3-10)

Nas análises realizadas desconsidera-se o fluxo convectivo emitido pela fonte de calor (FONTENELLE, 2012). Aumentos de temperatura no ar em contato com a parede externa aquecida do tanque alvo e aumentos de temperatura do líquido em seu interior também são desconsiderados em função de seu baixo módulo. Sendo assim, as temperaturas do gás (Tg) ao redor do tanque e do líquido (T<sub>c</sub>) no interior do tanque permanecem iguais a 20°C no transcorrer do incêndio, resultando em um fluxo térmico negativo e a consequente perda de calor das faces do tanque para o líquido em seu interior e para o ar no exterior. Implementa-se a convecção nas faces externa e interna do tanque alvo através do comando *interaction surface film condition*. O coeficiente de transferência de calor por convecção da superfície externa do tanque alvo em contato com o ar (h<sub>ext</sub>) é adotado como 2.0 W/m<sup>2</sup>°C e o coeficiente da face interna do tanque alvo em contato com o combustível no interior (h<sub>int</sub>) é adotado como 10.0 W/m<sup>2</sup>°C (KREITH, 1999). A Figura 3.5 esquematiza como ocorre a transferência de calor entre os meios interno e externo, indicando as considerações adotadas para as análises.



Figura 3.5: Esquema de transferência de calor entre meios interno e externo ao tanque

#### c) Condução

Condução térmica é o processo de transferência de calor da parte mais quente para a parte mais fria de um corpo, até ser atingido o equilíbrio de temperatura. Trata-se do resultado da transferência de energia térmica entre partículas vizinhas (moléculas, átomos, elétrons) devido ao gradiente de temperatura.

Uma relação empírica entre o fluxo de calor por condução em um material e o gradiente de temperatura em sua direção foi formulado por Fourier em 1822, que concluiu que "o fluxo de calor resultante da condução térmica é proporcional à magnitude do gradiente de temperatura e oposta a ela em sinal" (FOURIER, 1955). Para um processo de condução unidimensional, expressa-se esta observação através da Eq. (3-11):

$$q_{cond_x} = -\lambda \frac{dT}{dx}$$
 Eq. (3-11),

onde: o vetor  $q_{cond_x}$  [W/m<sup>2</sup>] é o fluxo de calor na direção x, dT/dx [K/m] é o gradiente negativo de temperatura na direção do fluxo de calor (ou seja, ocorre a condução no sentido da diminuição da temperatura e o sinal de menos confirma este axioma termodinâmico) e a proporcionalidade constante  $\lambda$  [W/mK] é a condutividade térmica do material. A associação da Lei de Fourier com princípios de conservação de energia é base para a análise da maior parte dos problemas de condução.

Tipicamente, problemas de condução são definidos sob a forma de uma geometria específica, uma distribuição de temperatura inicial da região de interesse, e informações sobre aquecimento externo e/ou interno do corpo em estudo. Em geral, estas análises têm como objetivo obter a distribuição da temperatura determinado tempo após o início do processo de aquecimento/arrefecimento. O ponto de partida deste tipo de abordagem é a forma diferencial da equação geral de condução, que é derivada através da aplicação do princípio da conservação de energia para um volume diferencial. O balanço de energia do volume diferencial pode ser descrito pela seguinte formulação: Taxa líquida de ganho de energia por condução + Taxa de produção/perda de energia por processos internos = Taxa de aumento/diminuição de energia do volume diferencial. Cada um destes termos pode ser quantificado, gerando a Eq. (3-12):

$$\lambda \left\{ \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right\} (dxdydz) + \dot{q}(dxdydz) = \rho(dxdydz)c\frac{\partial T}{\partial t} \qquad \text{Eq. (3-12).}$$

Na formulação vetorial é expressa conforme Eq. (3-13):

$$\lambda \nabla^2 T + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}$$
 Eq. (3-13),

onde:  $\nabla^2 T$  é o Laplaciano,  $\dot{q}[W/m^2]$  o calor gerado no interior do material por unidade de área, nulo no presente trabalho,  $\lambda$  [W/mK] o coeficiente de condutividade térmica, c [J/kgK] o calor específico,  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] a densidade do material, t [s] o tempo, e x,y,z as coordenadas cartesianas. Resolver as equações de condução térmica permite o estabelecimento da distribuição de temperatura T (t, x, y, z) para qualquer corpo. O grau de precisão dos resultados depende das condições iniciais e de contorno. As propriedades térmicas dos materiais (c,  $\lambda$ ,  $\rho$ ), conforme observado nas equações de condução térmica, influem diretamente no fenômeno. Abaixo são descritas as formulações utilizadas para determinar tais propriedades do aço e do concreto.

#### Propriedades térmicas do aço e concreto

Curvas multi-lineares são adotadas no ABAQUS para modelar as propriedades térmicas dos materiais dependentes da temperatura. Estas propriedades são definidas para aço e concreto conforme expressões analíticas presentes no EN 1994-1-2 (2005). Assume-se que as densidades do aço ( $\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$ ) e do concreto ( $\rho_c = 2300 \text{ kg/m}^3$ ) não variam com o tempo.

A condutividade térmica do aço,  $\lambda_a$  [W/mK], foi determinada através da Eq. (3-14), sendo T [°C] a temperatura do aço. O calor específico, c<sub>a</sub> [J/kgK], para o aço estrutural é determinado pela Eq. (3-15). Os gráficos correspondentes estão representados na Figura 3.6.

$$\lambda_{a}(T) = \begin{cases} 54 - 0.0333T & (20^{\circ}C \le T \le 800^{\circ}C) \\ 27.3 & (800^{\circ}C < T \le 1200^{\circ}C) \end{cases}$$
 Eq. (3-14)

$$c_{a}(T) = \begin{cases} 425 + 0.773 \text{ T} - 0.00169 \text{ T}^{2} + 0.00000222 \text{ T}^{3} & (20^{\circ}\text{C} \le \text{T} \le 600^{\circ}\text{C}) \\ 666 - \left(\frac{13002}{\text{T} - 738}\right) & (600^{\circ}\text{C} < \text{T} \le 735^{\circ}\text{C}) \\ 545 + \left(\frac{17820}{\text{T} - 731}\right) & (735^{\circ}\text{C} < \text{T} \le 900^{\circ}\text{C}) \\ 650 & (900^{\circ}\text{C} < \text{T} \le 1200^{\circ}\text{C}) \end{cases}$$
Eq. (3-15)



Figura 3.6: Calor específico (c<sub>a</sub> [J/kgK]) e condutividade térmica ( $\lambda_a$  [W/mK]) do aço

A condutividade térmica do concreto,  $\lambda_c$  [W/mK], foi determinada no limite superior, através da Eq. (3-16), sendo T a temperatura do concreto. O calor específico,  $c_c$  [J/kgK], para o concreto com 3% de umidade é determinado pela Eq. (3-17). A função do calor específico do concreto com agregados silicosos pode ser modelada por um valor constante, o  $c_{c,pico}$ , situado entre 100°C e 115°C com decréscimo linear entre 115°C e 200°C, e uma relação linear para os demais trechos. Os gráficos correspondentes estão representados na Figura 3.7.

$$\lambda_{c}(T) = 2 - 0.2451 \left(\frac{T}{100}\right) + 0.0107 \left(\frac{T}{100}\right)^{2} (20^{\circ}C \le T < 1200^{\circ}C) \qquad \text{Eq. (3-16)}$$

$$\begin{cases} 900 \quad (20^{\circ}C \le T < 100^{\circ}C) \\ c \qquad \text{para II de } 3\% = 2020 \quad (100^{\circ}C \le T < 115^{\circ}C) \end{cases}$$

$$c_{e}(T) = \begin{cases} c_{p,pico} \text{ para U de } 3\% = 2020 \quad (100^{\circ}\text{C} \le \text{T} < 115^{\circ}\text{C}) \\ c_{p,pico} - \left[ \frac{c_{p,pico} - 1000}{200 - 115} \right] \quad (115^{\circ}\text{C} \le \text{T} < 200^{\circ}\text{C}) \\ 900 + \frac{\text{T}}{2} \quad (200^{\circ}\text{C} \le \text{T} < 400^{\circ}\text{C}) \\ 1100 \quad (400^{\circ}\text{C} \le \text{T} < 1200^{\circ}\text{C}) \end{cases}$$
Eq. (3-17)



Figura 3.7: Calor específico (c<sub>c</sub> [J/kgK]) e condutividade térmica ( $\lambda_c$  [W/mK]) do concreto

## 3.3 Validação do modelo térmico

A validação do modelo térmico utilizado neste trabalho foi obtida através da reprodução de resultados numéricos simulados por FONTENELLE (2012) via CFD para dois cenários de incêndio em parques de tancagem: um de calmaria e outro sob ação de vento de direção leste a 5 m/s, ambos sem acionamento de sistemas de resfriamento por dilúvio. A análise consiste de dois tanques cilíndricos e verticais com diâmetro (D) de 30 m e altura (H<sub>o</sub>) de 10 m, estando seus costados afastados (d) a 30 m. Ambos os tanques são constituídos de aço com 0.01 m de espessura e sem proteção passiva. O tanque alvo está vazio e é dotado de teto flutuante. Assume-se que o tanque fonte está cheio de etanol e seu teto foi destruído na deflagração do incêndio.

Através da metodologia adotada neste trabalho, descrita nas sessões anteriores, assumiu-se uma chama em forma de cilindro circular com temperatura (T<sub>f</sub>) de 943.2 °C e altura (H<sub>f</sub>) de 22.97 m para o cenário de calmaria. O cenário de vento é simulado com uma chama em forma de cilindro elíptico de temperatura (T<sub>f</sub>) de 943.2 °C, comprimento (L) de 33.36 m, inclinação ( $\theta$ ) de 53.73° e deslocamento lateral ( $\Delta$ D) de 4.51 m. Adotase a emissividade da chama ( $\epsilon_f$ ) como unitária e a emissividade do aço ( $\epsilon_s$ ) como igual a 0.8. A condutividade do aço ( $\lambda_a$ ) é considerada independente da temperatura e igual a 50

W/mK (FONTENELLE, 2012). Os cenários estão representados na Figura 3.8. A discretização do modelo numérico é feita através dos elementos descritos nos subitens anteriores, com dimensões aproximadamente 50 x 50 cm para o tanque alvo e de 80 x 80 cm para a chama. A análise transiente de transferência de calor foi realizada para 3 horas de incêndio. Considerou-se o valor do coeficiente de transferência de calor por convecção igual a 2.0 para as superfícies externa ( $h_{ext}$ ) e interna ( $h_{int}$ ), ambas em contato com o ar, considerando a temperatura ambiente constante de 20°C.

Tomando como base a temperatura na superfície adiabática ( $T_{ast}$ ) obtida por FONTENELLE (2012), foram obtidas analiticamente as temperaturas na face interna da chapa de aço do tanque alvo para o trecho mais aquecido (nós alinhados com o eixo de simetria da chama). Na Tabela 3.1 são apresentadas as máximas temperaturas obtidas para a face interna do tanque alvo ( $T_{int,máx}$ ) segundo a metodologia via MEF, proposta neste trabalho, e a metodologia via CFD, utilizada por FONTENELLE (2012), para os dois cenários. Na Tabela 3.2, faz-se uma comparação entre o custo computacional das duas análises e a relação percentual entre os valores de T<sub>int,máx</sub>.



Figura 3.8: Cenários e parâmetros utilizados no modelo de validação: (a) em cenário de calmaria, (b) sob ação do vento

Cenário	T <sub>int,máx</sub> (°C) CFD	T <sub>int,máx</sub> (°C) MEF		
Sem vento $(u_w = 0)$	419.86	407.82		
Com vento ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ )	577.4	560.42		

**Tabela 3.1:** Temperatura máxima obtida na face interna do tanque alvo (T<sub>int.máx</sub>)

**Tabela 3.2:** Proporção entre os valores obtidos através das metodologias via MEF eCFD para T<sub>int,máx</sub> e para o tempo total de CPU

Cenário	T <sub>int,máx</sub> (°C) MEF/CFD	Tempo total de CPU (s) MEF/CFD
Sem vento $(u_w = 0)$	97%	0.6%
Com vento ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ )	97%	0.6%

Observa-se, a partir dos resultados expostos, que os valores máximos de temperatura na face interna do tanque alvo, determinantes para a tomada de decisões de projeto de segurança contra incêndio, se aproximam satisfatoriamente dos obtidos na análise mais complexa. Os resultados demonstram que é possível, através da metodologia via MEF apresentada neste trabalho, obter temperaturas máximas nas faces internas praticamente idênticas ao modelo complexo via CFD, de cerca de 97% do valor, para um custo computacional muito menor, inferior a 1%.

# **Resultados e Discussão**

A partir da metodologia de análise apresentada e validada anteriormente, as sessões seguintes descrevem resultados do estudo de caso proposto, através do qual se avalia a evolução de temperaturas nas faces, externa e interna, de um tanque alvo exposto a incêndio ocorrido a partir da ignição do combustível em um tanque fonte adjacente. Um estudo paramétrico é realizado, objetivando avaliar a influência de diferentes fatores nos resultados obtidos pela combinação de: (i) tipo de combustível (gasolina ou etanol), (ii) material da parede do tanque (aço ou concreto), (iii) incidência de vento (0 ou 5 m/s) e (iv) distâncias entre tanques (0.25D, 0.5D, 0.75D, 1D, 1.25D 1.5D).

Por fim, são definidas distâncias mínimas de segurança capazes de reduzir a probabilidade de ocorrência do efeito dominó por autoignição do combustível contido no tanque alvo. A partir dos resultados obtidos para os cenários de calmaria e com vento, verifica-se a aplicabilidade da norma NFPA 30:2012 para estabelecimento de distâncias entre tanques em projetos de parques de tancagem.

## 4.1 Definição do estudo de caso

Nas análises realizadas, foram utilizados dois tanques cilíndricos verticais idênticos de 30 m de diâmetro e 5 m de altura, considerados apoiados na superfície do terreno e com cobertura flutuante externa composta de material isolante. Assume-se que os dois tanques (fonte e alvo) estão cheios de combustível, e que a cobertura do tanque fonte é destruída na deflagração do incêndio.

O dimensionamento dos tanques de concreto adotados, seguiu o método descrito por MONTOYA *et al.* (2004). Os tanques de aço, por sua vez, foram considerados compostos de chapas de aço carbono com dimensões utilizadas pela indústria de petróleo, com 1 cm de espessura. A Tabela 4.1 sintetiza os principais

parâmetros utilizados e considerações adotadas no estudo de caso proposto neste trabalho.

	Variável	Valor			
	D	30 m			
Coeficie	ente de c	h <sub>ext</sub>	$2 \text{ W/m}^{2\circ}\text{C}$		
Coeficiente	de conv	$\mathbf{h}_{\text{int}}$	$10 \text{ W/m}^{2\circ}\text{C}$		
	En	nissividade d	a chama	$\epsilon_{\mathrm{f}}$	1.0
Te	emperatu	ira do gás ao	redor do tanque	Tg	20 °C
Temp	peratura	do líquido no	o interior do tanque	T <sub>c</sub>	20 °C
	Те	t <sub>total</sub>	60 h		
NC 4 . 1 1	<b>A</b> co	Es	spessura da parede		0.01 m
Material da	Açu		Emissividade	ε <sub>s</sub>	0.7
tanque	Concr	Es	spessura da parede		0.4 m
unque	Coller		Emissividade	ε <sub>s</sub>	0.7
		Porcen	tagem de chama visível	χlum	20%
		$u_w = 0$	Altura da chama	$H_{f}$	33.94 m
	G		Comprimento da chama	L	39.10 m
	U	$u_w = 5$	Inclinação da chama	θ	55.54°
Combustível		m/s	Deslocamento lateral da chama	ΔD	4.51 m
do vento	Е	Porcen	tagem de chama visível	$\chi_{lum}$	80%
		$u_w = 0$	Altura da chama	$\mathrm{H}_{\mathrm{f}}$	22.97 m
		u = 5 m/s	Comprimento da chama	L	33.36 m
			Inclinação da chama	θ	53.73°
		u <sub>w</sub> o mio	Deslocamento lateral da chama	ΔD	4.51 m
	C	d = 0.25D		$T_{f,equiv}$	626.2 °C
		d = 0.5D			612.5°C
		d = 0.75D	Temperatura equivalente		604.5°C
	U	d = 1D	da chama		598.9°C
Distância entre os		d = 1.25D			594.6°C
		d = 1.5D			591.1°C
costados dos		d = 0.25D			984.8°C
tanques		d = 0.5D			965.4°C
	Б	d = 0.75D	Temperatura equivalente	$T_{f,equiv}$	954.2°C
	E	d = 1D	da chama		946.3°C
		d = 1.25D			940.2°C
		d = 1.5D			935.2°C

 Tabela 4.1: Resumo dos parâmetros utilizados no estudo de caso proposto



Figura 4.1: Identificação de variáveis apresentadas na Tabela 4.1

São considerados 48 casos no estudo paramétrico, resultantes de todas as combinações possíveis dos seguintes fatores: (i) tipo de combustível (gasolina ou etanol), (ii) tipo de material do costado do tanque (aço ou concreto), (iii) incidência de vento (0 ou 5 m/s), (iv) distâncias entre tanques (0.25D, 0.5D, 0.75D, 1D, 1.25D, 1.5D). Através deste estudo, é possível avaliar como estes fatores influenciam a distribuição de temperaturas nas faces do tanque alvo, e associá-los à probabilidade de ocorrência do efeito dominó em parques de tancagem.

# 4.2 Evolução da temperatura no tempo de incêndio

A Figura 4.2 apresenta a evolução da temperatura ao longo do tempo transcorrido de incêndio (t [h]) para os casos em que os costados dos tanques estão afastados de 1D, nas faces internas ( $T_{int}$  [°C], Figura 4.2 (a)), e nas faces externas ( $T_{ext}$ 

[°C], Figura 4.2 (b)). Os resultados apresentados foram extraídos dos nós localizados a 0.25 m do topo do tanque alvo, no eixo de simetria entre os tanques<sup>5</sup>. A partir destes gráficos, são verificadas tendências no comportamento térmico dos tanques expostos, e extraídas conclusões sobre a influência dos fatores considerados na evolução de temperatura. No Anexo A, incluído ao final desta dissertação, encontram-se os resultados obtidos para a evolução da temperatura em função do tempo transcorrido de incêndio para os demais casos, em que as distâncias entre tanques são de 0.25D, 0.5D, 0.75D, 1.25D e 1.5D.

A Tabela 4.2 apresenta as temperaturas estacionárias obtidas nas faces do tanque alvo após 60 h de incêndio para os 48 casos propostos. Nesta tabela, destacamse as temperaturas obtidas para os casos em que d = 1D, tendo em vista que estes resultados serão utilizados como objeto de comparação para ilustrar a influência dos fatores considerados nas análises.

Na face interna do tanque alvo								
d/D	Sem vento (u <sub>w</sub> = 0)				Com vento $(u_w = 5 m/s)$			
	Aço/G	Aço/E	Concr/G	Concr/E	Aço/G	Aço/E	Concr/G	Concr/E
0.25	318.2	612.0	123.2	183.2	377.5	684.0	172.7	243.4
0.5	256.1	510.8	104.1	150.9	345.0	640.0	157.6	231.1
0.75	209.3	426.8	89.5	128.0	310.6	593.3	148.7	216.3
1	172.7	357.3	77.5	115.2	281.4	552.9	134.2	193.1
1.25	143.9	300.7	67.7	99.4	254.9	500.5	118.3	168.8
1.5	121.3	254.9	59.7	89.1	219.9	429.5	100.8	142.4

**Tabela 4.2:** Temperaturas estacionárias nas faces do tanque alvo em função da distância até a fonte, do combustível, do vento e do material do tanque

Na face externa do tanque alvo								
d/D	Sem vento (u <sub>w</sub> = 0)				Com vento $(u_w = 5 m/s)$			
	Aço/G	Aço/E	Concr/G	Concr/E	Aço/G	Aço/E	Concr/G	Concr/E
0.25	318.9	613.8	366.6	637.3	378.4	686.0	437.5	735.9
0.5	256.6	512.2	309.3	557.8	345.8	641.9	405.5	689.9
0.75	209.7	427.8	262.1	482.7	311.3	594.0	369.2	642.0
1	173.0	358.2	219.7	400.7	282.0	554.4	342.3	607.6
1.25	144.1	301.4	188.9	358.8	255.4	501.8	313.6	546.3
1.5	121.5	255.4	160.9	311.0	220.3	430.5	275.0	473.9

<sup>5</sup> Mesmo para a condição de reservatório cheio, assume-se uma região não preenchida de aproximadamente 0.25 m do topo. Por esta razão, adota-se o ponto indicado.



Figura 4.2: Evolução da temperatura nas faces interna (a) e externa (b) do tanque alvo, distante 1D do tanque fonte (t  $\leq$  60 h)

A análise dos resultados apresentados pelas Tabela 4.2 e Figura 4.2, juntamente com os dados do Anexo A, permite extrair as seguintes considerações:

- (i) Para os 48 casos estudados, o comportamento das curvas de temperatura em função do tempo transcorrido de incêndio se mostrou semelhante para os cenários com e sem vento (ver anexo A). A modificação de parâmetros como combustível, vento e distância, não alteram de forma significativa a evolução de temperaturas no tanque alvo. As curvas tendem a um patamar de estabilização, atingido quando os fluxos de radiação absorvidos na face exposta do tanque alvo se equivalem, em módulo, aos fluxos de radiação emitidos pela superfície aquecida. Observa-se que o tempo de estabilização da temperatura varia conforme o material da parede do tanque: nos tanques de aço se estabiliza após cerca de 2 horas de incêndio, e nos tanque de concreto, apenas após 40 horas. Isto indica que tanques em aço demandam maior celeridade na introdução de medidas de controle de temperatura a fim de que sejam evitados danos estruturais e o efeito dominó.
- (ii) Em todos os casos analisados em cenário sem a incidência de vento ( $u_w = 0$ ), tanques de aço apresentaram temperaturas na face interna superiores aos de concreto (ver anexo A). A justificativa está, não apenas na diferença de espessura da parede dos tanques, como fundamentalmente pela condutividade térmica elevada do aco, que transfere de forma mais efetiva o calor para a face interna do tanque. Para d = 1D, verifica-se que em incêndios em etanol, tanques em concreto apresentam temperaturas (T<sub>int</sub>) 68% menores do que os de aço, e em incêndios em gasolina 55% menores. Para as faces externas, no entanto, verificou-se que, para incêndio em um mesmo tipo de combustível, tanques em concreto apresentaram temperaturas (T<sub>ext</sub>) superiores aos de aço em todos os casos analisados em cenário sem a incidência de vento (ver anexo A). Tal resultado pode ser compreendido pela baixa condutividade térmica do concreto, que dificulta a dispersão do calor ao longo da face do tanque, e resulta em uma maior elevação de temperatura nos trechos mais expostos aos fluxos de calor radiativos. Para d = 1D, verifica-se que em incêndio em etanol, tanques em concreto apresentam temperaturas estacionárias (Text) 12% maiores do que os de aço, e em incêndio em gasolina 27% maiores. Nestes casos, a temperatura do concreto supera a do aço após 8h36 de incêndio em etanol, e após 13h48 de incêndio em gasolina.

- (iii) Comparando os combustíveis, observa-se que, para os 48 casos analisados, incêndios em etanol promovem temperaturas, nas faces internas e externas do tanque alvo, significativamente superiores ao incêndio em gasolina. Para d = 1D, verifica-se que, utilizando tanques de aço, ao substituir etanol por gasolina tem-se uma redução superior a 52% na temperatura das faces interna e externa, e utilizando tanques em concreto, uma redução de 32% na T<sub>int</sub> e de 45% na  $T_{ext}$ . Um impacto térmico maior para incêndios em etanol, conforme observado, é esperado, por se tratar de um fenômeno praticamente livre de fumaça, fator responsável por bloquear parte dos fluxos de radiação térmica emitidos pela chama.
- (iv) A introdução do vento nas análises ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ ), não modifica as tendências observadas no cenário de calmaria com relação à influência do material do tanque e do tipo de combustível armazenado, apenas resulta em valores maiores de temperatura. Isto ocorre em função da aproximação entre chama e alvo como consequência do ganho de inclinação do fogo na direção e no sentido de incidência do vento. Para d = 1D, verifica-se que com a introdução do vento em incêndio em etanol, tanques de concreto apresentam aumento de 68% na T<sub>int</sub> e de 52% na T<sub>ext</sub>, e tanques de aço um aumento de cerca de 55% em suas faces. Em incêndios em gasolina, a introdução do vento provoca aumento de 71% na T<sub>int</sub>, e de 56% na T<sub>ext</sub> de tanques de concreto, e aumento de cerca de 63% nas faces dos tanques de aço.
- (v) Para cenário com vento ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ ) e incêndio em um tipo de combustível, as temperaturas nas faces externas dos tanques de concreto também são superiores as dos tanques de aço para todas as distâncias analisadas (ver anexo A).

## 4.3 Distribuição de temperaturas no tanque alvo

Apresenta-se na Figura 4.3, a distribuição de temperaturas estacionárias nas faces do tanque alvo, obtida nas análises dos casos em que os costados dos tanques estão afastados de 1D. No Anexo B, incluído ao final desta dissertação, encontram-se os demais resultados de distribuição de temperaturas estacionárias nas faces do tanque alvo para os casos em que as distâncias entre tanques são de 0.25D, 0.5D, 0.75D, 1.25D e 1.5D.



Figura 4.3: Distribuição de temperaturas para d = 1D: (a) cenário sem vento ( $u_w = 0$ ), (b) cenário com vento ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ )

A distribuição de temperaturas (T [°C]) no tanque alvo pode ser justificada a partir da análise dos respectivos fatores de configuração ( $F_{ij}$ ) obtidos, conforme ilustrado pela Figura 4.4, que traz a distribuição de  $F_{ij}$  na face externa do tanque alvo para os casos em que d = 1D.



Figura 4.4: Fatores de configuração para d = 1D: (a) cenário sem vento ( $u_w = 0$ ), (b) cenário com vento ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ )

A partir da comparação e análise das Figuras 4.3 e 4.4 e resultados do Anexo B, podem ser extraídas as seguintes conclusões a respeito da forma como a temperatura se distribui na face do tanque alvo após 60 h transcorridas de incêndio:

- (i) Conforme mencionado anteriormente, quanto maior o fator de configuração, oriundo de relações geométricas entre o plano receptor e os planos emissores, maior será o impacto dos fluxos de radiação emitidos pela fonte de calor. Sendo assim, como esperado, os planos mais próximos da superfície da chama, localizados próximo à borda superior e na face frontal do tanque alvo (trecho com menor curvatura em relação ao tanque fonte), apresentaram fatores de configuração e temperaturas maiores nos 48 casos analisados.
- (ii) A introdução do vento nas análises promove uma elevação dos fatores de configuração e das temperaturas estacionárias. Observa-se, adicionalmente, que no cenário com vento (u<sub>w</sub> = 5 m/s), a face horizontal superior do tanque alvo

apresenta  $F_{ij}$  muito elevados, com módulo cerca de duas vezes maior que o apresentado nas demais regiões, o que reflete em temperaturas muito superiores nestes trechos. Este resultado é coerente, tendo em vista que a fórmula do fator de configuração (Eq. 2-10) é função do ângulo entre as faces (emissoras) dos elementos da chama e a face (receptora) dos elementos do tanque alvo e, com a introdução do vento, o ângulo entre a chama e a borda superior do tanque alvo se torna mais favorável em função do ganho de inclinação da chama em sua direção.

- (iii) Comparando as imagens, nota-se, de forma coerente, tendo em vista que fatores de configuração são oriundos de relações geométricas, valores de  $F_{ij}$  iguais para tanques de aço e de concreto quando estes estão expostos a incêndio em um determinado tipo de combustível. Por outro lado, é possível observar que a chama de gasolina, de maior comprimento e igual diâmetro, gera fatores de configuração maiores do que a chama de etanol. Isto se dá em função da presença de uma área adicional de emissão da chama, oriunda de seu maior comprimento. Vale ressaltar que, apesar de apresentar maiores fatores de configuração, o incêndio em gasolina promove temperatura estacionárias menores no tanque alvo. Isto ocorre porque, conforme descrito no Capítulo 3, o poder de emissão médio da chama no incêndio em gasolina ( $E_{av}$ ) é menor em função da geração de fumaça em seu processo de queima.
- (iv) Nos dois cenários, ao longo da circunferência do tanque, os fatores de configuração diminuem até atingir valores nulos, onde os fluxos de radiação emitidos pela chama não mais influem no ganho de temperatura do tanque alvo. Isto resulta em temperaturas próximas à temperatura ambiente nestes trechos.

## 4.4 Distribuição angular e vertical de temperatura

A Figura 4.5 indica a localização dos nós de onde foram extraídos os valores de temperatura interna ( $T_{int}$ ) e externa ( $T_{ext}$ ) apresentados a seguir. Eles se encontram nas faces do tanque alvo sobre seu eixo de simetria (angulação  $\varphi = 0^{\circ}$ ), tem afastamento vertical médio de 1 m e vão da base do tanque até o nó localizado a 0.25 m da borda superior.



Figura 4.5: Localização dos nós de onde são extraídos os valores de temperatura

Os gráficos da Figura 4.6 ilustram a distribuição angular da temperatura estacionária nas faces do tanque alvo, interna (Figura 4.6 (a)) e externa (Figura 4.6 (b)), para d = 1D. Os gráficos da Figura 4.7 por sua vez, apresentam a distribuição vertical da temperatura estacionária no trecho mais aquecido das faces, interna (Figura 4.7 (a)) e externa (Figura 4.7 (b)), ou seja, para  $\varphi = 0^{\circ}$ . No Anexo C, incluído ao final desta dissertação, encontram-se tabeladas as temperaturas estacionárias nas faces do tanque alvo, obtidas nos 48 casos analisados, em função da angulação (67.5°  $\leq \varphi \leq 0^{\circ}$ ) e da altura ao longo da parede do tanque (0 a 5 m).



**(a)** 



**Figura 4.6:** Distribuição angular de temperatura interna (a) e externa (b) nas faces do tanque alvo para d = 1D



Figura 4.7: Distribuição vertical de temperatura interna (a) e externa (b) nas faces do tanque alvo para d = 1D e  $\phi$  = 0°

A partir dos resultados apresentados pelas Figuras 4.6 e 4.7 e Anexo C, as seguintes conclusões podem ser extraídas:

- (i) Verifica-se que, conforme observado anteriormente, as maiores temperaturas se localizam no trecho mais próximo da fonte de calor ( $\phi = 0^{\circ}$ ), e diminuem ao longo da curvatura do tanque. Esta conclusão pode ser extrapolada para os 48 casos analisados.
- (ii) A elevação vertical de temperatura da parede do tanque, até a altura de 4 m, pode ser expressa através de funções lineares para o caso em que d = 1D. A relação perde linearidade conforme os tanques são aproximados.

A partir da análise dos resultados obtidos em todos os casos estudados, verifica-se que a distribuição de temperaturas nas faces ao longo da circunferência do tanque, da base até a altura de 4 m, pode ser aproximada de modo satisfatório (erro inferior a 4%)<sup>6</sup> por funções do tipo T =  $A.cos^B(\phi)$ , onde A varia ao longo da altura do tanque e B depende dos fatores da análise (material do costado do tanque, combustível de queima e velocidade do vento). De modo similar, diferentes autores (*e.g.*, LIU, 2011, GODOY e BATISTA-ABREU, 2012 e BATISTA-ABREU e GODOY, 2013) empregaram funções do tipo T =  $cos^2(\phi)$  para estimar a distribuição de temperaturas na face de tanques submetidos a condição de incêndio.

Na Tabela 4.3 estão indicados os valores de A e B para os casos em que d = 1D. Tendo em vista a pouca variação de temperatura ao longo da espessura dos tanques de aço, recomenda-se utilizar formulações iguais para a obtenção de temperaturas externas e internas ao longo da circunferência do tanque a uma mesma altura. Adicionalmente, estão incluídos no Anexo D, os valores obtidos para A e B nos casos em que a distância entre tanques é de 0.5D, 0.75D, 1.25D e 1.5D. A partir destes coeficientes, é possível obter analiticamente as curvas de distribuição de temperatura ao longo das faces do tanque.

O conhecimento analítico da distribuição de temperaturas nas faces interna e externa dos tanques alvo para os cenários propostos e analisados neste trabalho, se configura como um importante dado de entrada para possíveis análises termoestruturais futuras.

<sup>&</sup>lt;sup>6</sup> Para o caso em que d = 0.25D não foi possível aproximar as curvas a partir da função T =  $A.cos^B(\phi)$  com margem de erro dentro do limite estipulado de 4%.
		Na fao	ce interna	do tanque	e alvo		
Com foria			A	<b>L</b>			р
Cenario	H <sub>0,</sub> [m]	0	1	2	3	4	В
	Aço/G	151.050	155.628	160.206	164.783	169.361	1.63
	Aço/E	323.640	330.755	337.869	344.984	352.098	1.45
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	Concr/G	72.782	74.101	75.419	76.738	78.056	1.10
	Concr/E	114.290	115.654	117.018	118.382	119.746	0.82
	Aço/G	238.910	247.715	256.520	265.326	274.131	2.02
<b>-</b> (	Aço/E	492.650	505.654	518.658	531.662	544.666	1.55
$u_w = 5 m/s$	Concr/G	97.840	99.620	101.400	103.180	104.960	1.25
$u_w = 5 m/s$	Concr/E	147.900	150.120	152.340	154.560	156.780	0.90
		Na fao	ce externa	do tanque	e alvo		
<b>C</b> / <b>·</b>			A	<b>I</b>			р
Cenario	H <sub>0</sub> , [m]	0	1	2	3	4	В
	Concr/G	196.460	201.490	206.520	211.550	216.580	1.50
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	Concr/E	370.840	377.912	384.662	391.090	397.195	1.20
	Concr/G	292.520	301.360	310.200	319.040	327.880	1.66
$u_w = 5 \text{ m/s}$	Concr/E	536.880	549.350	561.820	574.290	586.760	1.30

Tabela 4.3: Valores dos coeficientes A e B para os casos em que d = 1D

#### 4.5 Distâncias mínimas de segurança

O estudo paramétrico realizado permitiu uma avaliação da probabilidade de ocorrência do efeito dominó em função da distância (d) entre os tanques fonte e alvo. O critério de falha adotado prevê explosão do líquido no interior do tanque alvo quando sua face interna atinge a temperatura de autoignição do combustível no ponto analisado (afastado 0.25 m da borda superior). Considera-se a temperatura de autoignição da gasolina igual a 298.9°C (gasolina 73 octanas) e do etanol de 392°C (KANURY, 1975).

A norma NFPA 30:2012 estabelece distâncias mínimas entre tanques em projetos de parques de tancagem, definindo que, para tanques de teto flutuante com diâmetro (D) inferior a 45 m, a distância mínima entre costados deve ser 1/6 da soma do diâmetro dos tanques adjacentes ou superior a 0.9 m, sem fazer diferenciação entre os combustíveis (gasolina e etanol) envolvidos no incêndio. Sendo assim, para os casos estudados, em que os tanques são de mesmo diâmetro, esta distância deve ser maior do que 0.33D. A seguir, avalia-se para ambos os cenários, com e sem vento, a aplicabilidade da norma técnica. Ressalta-se que, para fins de projeto, recomenda-se

utilizar distâncias mínimas de segurança entre os costados extraídas a partir do cenário mais crítico, ou seja, aquele em que incide vento.

A Figura 4.8 apresenta a variação da temperatura estacionária na face interna do tanque alvo em função da distância entre tanques em cenário sem vento  $(u_w = 0)$ , para gasolina (a) e etanol (b). Nestas, inclui-se ainda a comparação entre a distância mínima estabelecida pela norma NFPA 30:2012 e a distância recomendada a partir do critério de falha por autoignição do combustível. Analogamente, a Figura 4.9 traz resultados para cenários com vento  $(u_w = 5 \text{ m/s})$ .

A partir dos resultados obtidos, podem ser extraídas as seguintes considerações:

- (i) A partir da Figura 4.8 (a), onde são apresentados os resultados obtidos para o cenário sem incidência de vento em que o incêndio ocorre em gasolina, observa-se que a distância mínima recomendada entre tanques de aço, de modo a reduzir a probabilidade de autoignição do combustível no tanque alvo, deve ser de 0.33D. O resultado é compatível com o estabelecido pela norma NFPA 30:1012. Esta concordância era esperada, tendo em vista a consagrada aplicabilidade da norma na segurança contra incêndio para projetos usuais, que envolvem: tanques de aço, combustíveis derivados do petróleo e não levam em consideração a influência do vento.
- (ii) Nos casos em que o incêndio ocorre em etanol e não há incidência de vento, Figura 4.8 (b), por outro lado, estima-se a partir das análises desenvolvidas, que a distância mínima recomendada entre tanques de aço deve ser de 0.87D para que não ocorra autoignição do combustível. Este resultado contradiz o que é proposto pela norma técnica, e indica a importância de se levar em consideração diferenças entre os combustíveis no estabelecimento de critérios de projeto.
- (iii) Os tanques de concreto se mostraram seguros quanto ao critério de falha por autoignição para ambos os cenários (com e sem vento) e combustíveis (gasolina e etanol) em todas as distâncias analisadas.
- (iv) Conforme esperado, a introdução de ventos nas análises eleva a probabilidade de ocorrência do efeito dominó, se configurando como o cenário mais crítico para o estabelecimento de distâncias mínimas de segurança. Os resultados arpresentados indicam a importância de considerar a atuação do vento como critério de projeto de segurança contra incêndio de parques de tancagem.



**Figura 4.8:** Variação da temperatura estacionária na face interna do tanque alvo em função da distância até a fonte de calor para cenário sem vento  $(u_w = 0)$ : (a) para incêndio em gasolina, (b) para incêndio em etanol



**Figura 4.9:** Variação da temperatura estacionária na face interna do tanque alvo em função da distância até a fonte de calor para cenário com vento ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ ): (a) para incêndio em gasolina, (b) para incêndio em etanol

- (v) Diferente do que preconiza a norma técnica NFPA 30:2012, para o armazenamento de gasolina, Figura 4.9 (a), verificou-se que a distância mínima recomendada entre tanques de aço deve ser de 0.85D quando há incidência de ventos moderados de 5 m/s.
- (vi) Para o armazenamento de etanol, Figura 4.9 (b), estima-se que a distância mínima recomendada entre tanques de aço deve ser de 1.63D para que não ocorra autoignição do combustível em cenário com vento. Este resultado reforça a necessidade de se estabelecerem critérios específicos para cada tipo de combustível, além de levar em consideração o impacto da atuação do vento na elevação de temperatura de equipamentos adjacentes ao incêndio.

#### Conclusão

O presente trabalho teve como objetivo a aplicação de uma metodologia numérica para avaliação da segurança de parques de tancagem compostos de tanques de armazenamento de combustíveis expostos a incêndio. Particularmente, estudou-se como um incêndio ocorrido a partir da ignição do combustível em um tanque fonte é capaz de propagar-se para tanques adjacentes, avaliando a probabilidade de ocorrência do efeito dominó. As análises propostas envolveram duas etapas sequenciais: (i) analítica, onde foram calculadas as características físicas da chama e sua temperatura equivalente segundo modelo semi-empírico de incêndio e, (ii) análise numérica transiente de transferência de calor, realizada via MEF com auxílio do programa comercial ABAQUS, a partir da qual foi determinada a variação de temperatura nas faces interna e externa do tanque alvo em função do tempo transcorrido de incêndio.

A partir dos resultados obtidos segundo o estudo paramétrico proposto, envolvendo 48 casos resultantes da combinação de (i) tipo de combustível (gasolina ou etanol), (ii) material da parede do tanque (aço ou concreto), (iii) incidência de vento (0 ou 5 m/s) e (iv) distâncias entre tanques (0.25D, 0.5D, 0.75D, 1D, 1.25D 1.5D), as seguintes conclusões podem ser destacadas:

- (i) A metodologia via MEF proposta apresentou temperaturas máximas equivalentes às obtidas em análises similares realizadas via CFD, se mostrando computacionalmente mais eficiente e de aplicação mais simples.
- (ii) Observa-se que, para os 48 casos analisados, o incêndio em etanol promove temperaturas, nas faces internas e externas do tanque alvo, significativamente superiores ao correspondente em gasolina. Um impacto térmico maior para incêndios em etanol já era esperado, tendo em vista que a queima deste combustível ocorre praticamente sem geração de fumaça, fator responsável por bloquear parte dos fluxos de radiação térmica emitidos pela chama.
- (iii) Para todos os casos em que não foi considerada a atuação do vento ( $u_w = 0$ ), tanques de aço apresentaram temperaturas na face interna superiores aos de

concreto, fato que ocorre, principalmente, em função da condutividade térmica elevada do aço, que transfere de forma mais efetiva o calor ao longo da espessura. Para as faces externas, no entanto, verificou-se que, para incêndio em um mesmo tipo de combustível, tanques em concreto apresentaram temperaturas superiores aos de aço em todos os casos analisados no cenário de calmaria. Tal resultado pode ser compreendido pela baixa condutividade térmica do concreto, que dificulta a dispersão do calor ao longo da face externa do tanque, e resulta em uma maior elevação de temperatura nos trechos mais expostos aos fluxos de calor radiativos.

- (iv) Observa-se que o tempo de estabilização da temperatura varia conforme o material da parede do tanque. Nos tanques de aço a temperatura se estabiliza após cerca de 2 horas de incêndio, e nos tanque de concreto, apenas após 40 horas. Isto indica que tanques em aço demandam maior celeridade na introdução de medidas de controle de temperatura a fim de que sejam evitados danos estruturais e o efeito dominó.
- (v) A introdução do vento nas análises resulta em valores maiores de temperatura em todos os casos analisados, consequência da aproximação entre chama (inclinada) e alvo. Para cenário com vento ( $u_w = 5 \text{ m/s}$ ) e incêndio em um tipo de combustível, as temperaturas nas faces externas dos tanques de concreto também são superiores as dos tanques de aço para todas as distâncias analisadas (ver anexo A).
- (vi) A distribuição vertical de temperatura na parede dos tanques pode ser aproximada segundo funções lineares até a altura de 4 m, sendo a precisão da aproximação influenciada pela distância entre os tanques. Verifica-se, adicionalmente, que a distribuição de temperaturas nas faces ao longo da circunferência e da altura do tanque pode ser representada por funções do tipo  $T = A.cos^B(\phi)$ , aplicáveis para nós localizados até 4 m de altura e para ângulos internos -45°  $\leq \phi \leq 45°$ , onde A varia com a altura e B depende dos fatores da análise (material do costado do tanque, combustível de queima e velocidade do vento). Foram determinados valores de A e B para os casos em que a distância entre tanques é de 0.5D, 0.75D, 1D, 1.25D e 1.5D, conforme Anexo D.
- (vii) Para os cenários mais crítico (em que há incidência de vento), as distâncias mínimas recomendadas foram de 0.85D para tanques de aço com gasolina e de 1.63D para tanques de aço com etanol. Estes valores são diferentes dos

previstos pelas normas vigentes, e sugerem que os critérios de projeto adotados atualmente não garantem a segurança contra o efeito dominó em parques de tancagem. Os tanques de concreto, por outro lado, se mostram seguros quanto ao crítério de falha por autoignição do combustível, indicando que podem ser uma alternativa viável para este setor industrial.

Finalmente, conclui-se que a metodologia numérica apresentada neste trabalho buscou avaliar o risco de incêndio associado ao armazenamento de combustíveis em parques de tancagem e a influência de fatores, até então desconsiderados por códigos de projeto, para o estabelecimento de distâncias mínimas de segurança entre tanques. A partir das análises propostas e dos resultados tratados e discutidos, espera-se estimular o interesse na realização de novas pequisas sobre o tema, de forma a contribuir para o estabelecimento de critérios mais seguros em normas futuras.

#### 5.1 Sugestões para trabalhos futuros

A seguir, são apresentadas sugestões para trabalhos futuros, a fim de aprimorar a metodologia proposta e enriquecer as conclusões e discussões sobre o tema:

- (i) Aplicar a metodologia descrita para análise de incêndio envolvendo tanques com outras geometrias, *e.g.*, diferentes diâmetros, alturas, espessuras, tendo em vista a influência destes fatores nas dimensões da chama e na distribuição de temperaturas nas faces interna e externa.
- (ii) Determinar distâncias mínimas de seguranças específicas para o armazenamento de outros combustíveis, *e.g.*, diesel e GNL, levando em consideração as diferenças em seus processos de queima.
- (iii) Realizar análises considerando as velocidades de vento anuais mais frequentes, baseadas em estudos probabilísticos, para determinação de distâncias de segurança mais ajustadas.
- (iv) Análise termoestrutural a partir dos dados obtidos nas análises térmicas realizadas, com o objetivo de avaliar o comportamento estrutural dos tanques quando submetidos a altas temperaturas.
- (v) Verificar a influência de sistemas ativos e passivos de proteção contra incêndio na distribuição de temperaturas do tanque alvo, avaliando sua eficácia e interferência nas distâncias mínimas de segurança sugeridas.

#### **Referências Bibliográficas**

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

ABNT NBR 7820:1983, Segurança nas instalações de produção, armazenamento, manuseio e transporte de etanol (álcool etílico). Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 1983.

ACI 350.2R-04, Concrete Structures for Containment of Hazardous Materials. American Concrete Institute, 2004.

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

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

BABRAUSKAS, V., "Burning Rates". In: DiNenno, P. J., *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, 2 ed., chapter 3-1, Quincy, Massachusetts, USA, National Fire Protecton Association, 1995.

BABRAUSKAS, V., "Heat Release Rates". In: DiNenno, P. J., *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, 3 ed., chapter 3-1, Quincy, Massachusetts, USA, National Fire Protecton Association, 2002.

BATISTA-ABREU, J. C., GODOY, L. A. "Thermal Buckling Behavior of Open Cylindrical Oil Storage Tanks under Fire", *Journal of Performance of Constructed Facilities*, v.27, n.1, pp. 89-97, 2013.

BEYLER, C. L., "Fire Hazard Calculations for Large Open Hydrocarbon Fires". In: DiNenno, P. J., *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, 3 ed., chapter 3-11, Quincy, Massachusetts, USA, National Fire Protecton Association, 2002.

BEYLER, C. L. "Industrial fire protection engineering", *Fire Technology*, v. 40, n. 3, pp. 297-298, 2004.

BOOT, H. "Developments in Consequence Modelling of Accidental Releases of Hazardous Materials", In: *Transactions of the VSB-Technical University of Ostrava*, *Safety Engineering Series*, v. 2, n. 2, pp. 6-11, Nov. 2012.

BS EN 14015:2004, Specification for the design and manufacture of site built, vertical, cylindrical, flat-bottomed, above ground, welded, steel tanks for the storage of liquids at ambient temperature and above. British Standards Institute, 2004.

CASAL, J. "Evaluation of the Effects and Consequences of Major Accidents in Industrial Plants". In: *Industrial Safety Series*, v. 8, Elsevier, pp. 1-363, 2008.

CHANG, J. I., LIN, C. C. "A study of storage tank accidents", *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, v. 19, n. 1, pp. 51-59, 2006.

CLOSE, S. R., JORGENSEN, I. F. "Tendon Prestressed Concrete Tanks", *Concrete International*, v. 10, n. 2, pp. 24-29, 1988.

CLOSE, S. R., JORGENSEN, I. F. "Prestressed Concrete Tanks for Hazardous Liquids", *Concrete International*, pp. 47-51, 1991.

COZZANI, V., GUBINELLI, G., ANTONIONI, G. *et al.* "The assessment of risk caused by domino effect in quantitative area risk analysis", *Journal of Hazardous Materials*, v. 127, n. 1, pp. 14-30, 2005.

DSSC - DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP., *Abaqus Analysis User's Manual* 6.11. Providence, USA, 2011.

EN 1991-1-2:2002, *Eurocode 1 – Part 1-2: General actions – Actions on Structures Exposed to Fire*. European Committee for Standardization, Brussels, 2002.

EN 1993-4-2:2007, *Eurocode 3 – Part 4-2: Design of steel structures tanks*. European Committee for Standardization, Brussels, 2007.

EN 1994-1-2:2005, *Eurocode 4 – Part 1-2: General rules – Structural fire design*. European Committee for Standardization, Brussels, 2005.

FARRUGIA, R. N. "The wind shear exponent in a Mediterranean island climate", *Renewable Energy*, v. 28, n. 4, pp. 647-653, 2003.

FIB 1978, *Recommendations for the Design of Prestressed Concrete Oil Storage Tanks*. Fédération Internationale Du Béton, 1978.

FONTENELLE, F. M. A., Análise Térmica em Estruturas de Tanques de Armazenamento de Etanol em Situação de Incêndio. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2012.

FONTES, L. F., *Tanques de Armazenamento em Concreto Protendido para Petróleo, Derivados e Biocombustíveis*. Dissertação de M.Sc., Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil, 2013.

FOSSA, M., DEVIA, F. "A model for radiation evaluation and cooling system design in case of fire in tank farms", *Fire Safety Journal*, v. 43, n. 1, pp. 42-49, 2008.

FOURIER, J., *The Analytical Theory of Heat.* 1 ed. New York, Dover Publications, 1955.

GODDARD, J. "Storage tank fires turn fatal", *ERM Risk and Safety Blog*, 2011. Disponível em: <www.ircrisk.com/blognet/post/2011/06/28/Storage-Tank-Fires-Turn-*Fatal.aspx*>. Acesso em 26 de novembro de 2013.

GODOY, L. A., BATISTA-ABREU, J. C. "Buckling of fixed-roof aboveground oil storage tanks under heat induced by an external fire", *Thin-Walled Structures*, v. 52, pp. 90-101, 2012.

GÓMEZ-MARES, M., ZÁRATE, L., CASAL, J. "Jet fires and the domino effect", *Fire Safety Journal*, v. 43, n. 8, pp. 583-588, 2008.

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

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

HSE, "The Storage of Flammable Liquids in Tanks", In: *Health and Safety Guidance*, HSG176, HSE Books, 1998.

HSE, "Safety and Environmental Standards for Fuel Storage Sites: Process Safety Leadership Group Final Report (PSLG)", In: *Health and Safety Executive (HSE)*, Final Report, HSE Books, pp. 1-118, 2009.

INMET - Instituto Nacional de Meteorologia, *Normais Climatológicas do Brasil 1961-1990, Umidade Relativa do Ar Média Compensada*. Disponível em: <http://www.inmet.gov.br/portal/index.php?r=clima/normaisClimatologicas>. Acesso em: 06 de Agosto de 2013.

KANURY, A. M., *Introduction to Combustion Phenomena.*, v. 2, New York, CRC Press, 1975.

KOSEKI, H., YUMOTO, T. "Air Entrainment and Thermal Radiation from Heptane Pool Fires", *Fire Technology*, v. 24, n. 1, pp. 33-47, Fev. 1988.

KREITH, F., "The CRC Handbook of Thermal Engineering", In: *Handbook Series for Mechanical Engineering*, CRC Press, 1999.

LANDUCCI, G., GUBINELLI, G., ANTONIONI, G., *et al.* "The assessment of the damage probability of storage tanks in domino events triggered by fire", *Accident Analysis and Prevention*, v. 41, n. 6, pp. 1206-1215, Nov. 2009.

LAUTKASKI, R. "Validation of flame drag correlations with data from large pool fires", *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, v. 5, n. 3, pp. 175-180, 1992.

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

LOIS, E., SWITHENBANK, J. "Fire Hazards in Oil Tank Arrays in a Wind". In: *Proceedings of the International Symposium on Combustion*, v. 17, pp. 1087-1098, U.K., 1979.

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.

MONTOYA, P. J., MESEGUER, A. G., CABRÉ, F. M., *Hormigón Armado*. 14 ed. Barcelona, GG, 2004.

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.

MUDAVANHU, N., DZOMBA, P., MUDEHWE, L. D. "Potential Devasting Domino Effect: A Case Study of Msasa Industrial Area, Zimbabwe". *American Chemical Science Journal*, v. 3, n. 1, pp. 50-64, 2013.

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.

N-0270:2013, Projeto de tanque atmosférico. Normas Técnicas Petrobras, 2013.

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

PERSSON, H., LONNERMARK, A., *Tank Fires – Review of fire incidents 1951-2003*. In: Report 2004:14, *SP Fire Technology, Sweden*, 2004.

PERSSON, H., MCNAMEE, M. "A Unique ethanol fire project", *Industrial Fire Journal*, 2011. Disponível em: *<hemmingfire.com/news/fullstory.php/aid/1232/>*. Acesso em: 26 de novembro de 2013.

PLANAS, E., MONTIEL, H., CASAL J. "A survey of the origin, type and consequences of fire accidents in process plants and in transportation of hazardous materials", *Trans. IchemE*, v. 75 Part B, n. 3, pp. 3-8, 1997.

PrEN 14015-1, Specification for the Design and Manufacture of Site Built, vertical, cylindrical, flat-bottomed, above ground, welded, metallic tanks for the storage of liquids at ambient temperature and above - Part 1: Steel Tanks, European Committee for Standardization, 2000.

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.

RASMUSSEN, K. "Natural events and accidents with hazardous materials", *Journal of Hazardous Materials*, v. 40, n. 1, pp. 43–54, 1995.

RUZZARIN, N., Determinação dos Efeitos Térmicos Causados por Incêndio em um Tanque de Armazenamento de Líquido Inflamável de Grandes Proporções e suas Relações com o Plano de Atendimento de Emergência (PAE). Monografia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Rio Grande do Sul, RS, Brasil, 2011.

RYDER, N. L., SUTULA, J. A., SCHEMEL, C. F., *et al.* "Consequence Modeling Using the Fire Dynamics Simulator", *Journal of Hazardous Materials*, v. 115, n. 1, pp. 149-154, 2004.

SATOH, K., LIU, N., XIE, X., *et al.* "CFD Study of Huge Oil Depot Fires – Generation of Fire Merging and Fire Whirl in Arrayed Oil Tanks", In: *Fire Safety Science-Proceedings of the Tenth International Symposium*, v. 10, pp. 693-706, 2011.

SENGUPTA, A., GUPTA, A. K., MISHRA, I. M., 2011. "Engineering layout of fuel tanks in a tank farm", *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, v. 24, n. 5, pp. 568-584, Set. 2011.

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

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

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.

VAN BREUGEL, K., RAMLER, J. P. G. "Towards Reduction of the Vulnerability of Multi-Tank Storage Facilities", In: *Proceedings of the 5th International Conference on Structural Safety and Reliability*, v. 1, pp. 2187-2194, San Francisco, California, USA, 1990.

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.

### Anexo A

## Resultados de temperatura em função do tempo transcorrido de incêndio

Os resultados de evolução de temperatura (T [°C] em função do tempo transcorrido de incêndio (t [s]) são apresentados neste anexo. As Figuras A.1 a A.5 apresentam, respectivamente, a evolução das temperaturas internas (a) e externas (b) nas faces do tanque alvo, durante as 60 h transcorridas de incêndio, para os casos em que a distância entre tanques é de 0.25, 0.5, 0.75, 1.25 e 1.5.



**Figura A.1:** Evolução da temperatura nas faces interna (a) e externa (b) do tanque alvo, distante 0.25D do tanque fonte, em função do tempo transcorrido de incêndio ( $t \le 60$  h)



**Figura A.2:** Evolução da temperatura nas faces interna (a) e externa (b) do tanque alvo, distante 0.5D do tanque fonte, em função do tempo transcorrido de incêndio ( $t \le 60$  h)



**Figura A.3:** Evolução da temperatura nas faces interna (a) e externa (b) do tanque alvo, distante 0.75D do tanque fonte, em função do tempo transcorrido de incêndio ( $t \le 60$  h)



**Figura A.4:** Evolução da temperatura nas faces interna (a) e externa (b) do tanque alvo, distante 1.25D do tanque fonte, em função do tempo transcorrido de incêndio ( $t \le 60$  h)



**Figura A.5:** Evolução da temperatura nas faces interna (a) e externa (b) do tanque alvo, distante 1.5D do tanque fonte, em função do tempo transcorrido de incêndio ( $t \le 60$  h)

#### Anexo B

## Distribuição de temperaturas estacionárias

A distribuição de temperaturas estacionárias verificadas no tanque alvo são apresentadas neste anexo. As Figuras B.1 a B.5 apresentam, respectivamente, a distribuição de temperaturas para cenário sem vento (a) e com vento (b) para 60 h de incêndio para os casos em que a distância entre tanques (d) é de 0.25D, 0.5D, 0.75D, 1.25D e 1.5D.



**Figura B.1:** Distribuição de temperaturas para d = 0.25D: (a)  $u_w = 0$ , (b)  $u_w = 5 m/s$ 



**Figura B.2:** Distribuição de temperaturas para d = 0.5D: (a)  $u_w = 0$ , (b)  $u_w = 5$  m/s



**Figura B.3:** Distribuição de temperaturas para d = 0.75D: (a)  $u_w = 0$ , (b)  $u_w = 5 \text{ m/s}$ 



**Figura B.4:** Distribuição de temperaturas para d = 1.25D: (a)  $u_w = 0$ , (b)  $u_w = 5 \text{ m/s}$ 



**Figura B.5:** Distribuição de temperaturas para d = 1.5D: (a)  $u_w = 0$ , (b)  $u_w = 5$  m/s

### Anexo C

# Temperaturas estacionárias em função do ângulo φ e da altura H<sub>o</sub>

As temperaturas estacionárias obtidas para os 48 casos de estudo propostos em função do ângulo  $\varphi$  [°] e da altura da parede do tanque H<sub>0</sub> [m] são apresentadas neste anexo. Organiza-se de forma sequencial e tabelada, Tabela C.1 a C.6, os resultados, indo do caso em que os tanques fonte e alvo estão mais próximos (d = 0.25D), para o caso em que estão mais afastados (d = 1.5D).



Figura C.1: Localização dos nós de onde são extraídos os valores de temperatura

d = 0.25D	II [m]			T <sub>int</sub> [°	C]					T <sub>ext</sub>	[°C]		
u – 0.25D	<b>п</b> <sub>0,</sub> [Ш]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	0.0°
	5	58.2	152.9	215.3	270.9	308.7	322.3	58.3	153.1	215.7	271.5	309.4	323.0
	4	50.3	139.8	199.0	250.7	284.8	296.6	50.3	140.1	199.4	251.2	285.4	297.3
Aço/G	3	48.6	131.1	184.5	229.6	257.6	266.8	48.6	131.3	184.8	230.0	258.1	267.4
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	46.9	122.4	169.9	208.2	230.2	236.8	46.9	122.6	170.2	208.6	230.6	237.3
	1	45.2	113.8	155.5	187.3	203.6	208.0	45.3	114.0	155.8	187.6	204.0	208.4
	0	43.9	107.0	143.9	170.5	182.6	185.2	44.0	107.2	144.2	170.8	182.9	185.5
	5	87.0	212.5	289.9	355.6	395.7	408.4	87.1	212.9	290.5	356.4	396.6	409.3
	4	57.9	174.5	246.0	301.0	324.3	325.0	58.0	174.9	246.5	301.7	325.0	325.7
Aço/G	3	55.3	160.5	221.9	262.5	266.4	256.0	55.4	160.8	222.4	263.0	267.0	256.5
$u_w = 5 m/s$	2	52.9	147.0	198.6	225.8	215.9	199.8	52.9	147.3	198.9	244.2	216.3	200.2
	1	50.5	134.1	176.5	193.0	175.2	158.0	50.6	134.3	176.8	193.3	175.5	158.2
	0	48.7	124.1	159.5	169.0	146.5	132.2	48.8	124.3	159.8	169.3	148.9	132.4
	5	134.2	348.9	452.0	536.3	590.7	609.8	134.4	349.7	453.1	537.7	592.4	611.6
	4	114.2	325.3	427.9	510.0	561.2	580.3	114.3	326.0	428.9	511.3	562.7	578.7
Aço/E	3	109.6	308.9	404.4	478.1	521.6	537.1	109.8	309.6	405.3	479.3	523.0	535.7
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	105.0	291.9	379.9	444.9	480.4	492.2	105.2	292.5	380.8	446.0	481.6	490.9
	1	100.3	274.5	354.8	411.1	438.8	447.2	100.5	275.1	355.6	412.1	439.8	446.1
	0	96.5	259.5	332.6	381.0	402.1	407.6	96.7	260.0	333.3	381.8	403.0	406.7
	5	194.8	230.2	473.9	584.6	675.3	731.1	748.7	230.5	474.9	585.9	677.1	733.2
	4	144.5	394.7	505.0	585.9	620.5	622.1	144.8	395.7	506.4	587.5	622.3	623.9
	3	137.4	370.6	468.4	529.8	536.8	521.9	137.6	371.5	469.6	531.2	538.2	523.3
Aço/E u = 5 m/c	2	130.4	346.3	431.8	474.7	460.2	435.0	130.6	347.1	432.8	503.3	461.4	436.1
$u_w = 5 \text{ m/s}$	1	123.5	322.0	395.6	422.8	393.9	364.0	123.7	322.7	396.5	423.8	394.9	364.8
	0	117.9	301.1	364.4	380.2	340.3	313.8	118.1	301.8	365.2	381.1	345.0	314.4

**Tabela C.1a:** Temperaturas estacionárias em tanques de aço para d = 0.25D

J 0.35D	TT []			T <sub>int</sub> [°	C]					T <sub>ext</sub>	[°C]		
d = 0.25D	$\mathbf{H}_{0}$ , [ <b>m</b> ]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	<b>45</b> °	34.5°	23.0°	11.5°	0.0°
	5	136.6	163.3	170.1	173.0	173.4	173.2	178.0	266.0	310.9	350.6	377.4	386.9
	4	35.7	69.3	86.7	99.6	106.6	109.0	67.5	186.7	249.3	302.0	335.5	347.0
Concr/G	3	34.3	66.2	82.8	94.7	101.3	103.2	64.5	176.2	234.4	281.5	310.1	319.3
$u_w = 0$	2	33.5	63.3	78.8	89.5	95.3	97.1	62.1	165.5	219.1	260.5	283.9	291.0
	1	32.8	60.3	74.6	84.1	88.8	90.1	59.6	154.7	203.7	239.4	257.8	262.8
	0	32.3	58.2	71.7	80.3	84.3	85.2	57.7	145.5	190.3	220.9	235.2	238.5
	5	386.8	431.4	450.2	466.6	477.5	481.2	358.2	444.1	491.9	537.3	566.8	576.8
0 10	4	40.2	80.7	99.2	110.5	115.1	115.3	80.8	228.3	299.8	354.1	376.4	377.3
Concr/G	3	37.9	76.3	93.2	102.6	103.4	101.4	75.8	212.8	275.4	316.4	320.2	310.0
$u_w = 5$	2	36.8	72.1	87.1	94.2	91.8	87.7	72.3	197.3	251.1	279.5	269.2	252.6
111/ 5	1	35.7	67.8	81.0	85.6	80.8	75.8	68.9	181.7	227.6	245.4	226.2	207.4
	0	35.0	64.9	76.8	80.0	74.0	68.7	66.1	168.5	207.8	218.2	195.3	176.0
	5	271.5	300.4	296.1	287.0	278.0	274.2	332.2	482.6	552.0	612.1	651.9	665.8
	4	59.8	113.9	134.3	149.4	158.6	161.8	149.2	377.7	473.7	551.6	599.8	616.0
Concr/E	3	57.9	111.0	130.4	144.3	152.3	154.9	143.4	361.1	450.2	520.6	562.6	576.2
$u_w = 0$	2	56.3	107.6	125.9	138.5	145.3	147.3	137.8	345.0	427.6	490.3	525.3	535.8
	1	54.7	104.2	121.1	132.3	137.9	139.5	132.1	328.4	404.6	459.6	487.7	495.3
	0	53.6	101.9	117.7	128.0	132.8	134.0	127.2	313.0	382.9	430.7	452.7	457.9
	5	746.7	806.7	827.2	845.3	857.8	862.4	555.1	695.9	770.2	839.9	885.3	900.7
C T	4	71.6	128.7	149.7	163.9	169.7	170.0	191.3	447.2	548.9	626.0	658.6	660.4
Concr/E	3	68.6	124.0	143.2	154.3	155.6	153.1	182.3	424.1	514.2	573.0	579.5	565.7
$u_w - S$ m/s	2	66.2	119.2	136.3	144.4	141.8	137.3	173.6	400.6	479.5	520.5	506.7	483.2
111/ 3	1	63.9	114.4	129.4	134.7	129.3	123.6	165.0	377.1	445.1	471.2	443.7	415.6
	0	62.2	111.1	124.6	128.3	121.4	115.4	157.8	355.5	413.8	428.8	394.1	364.7

**Tabela C.1b:** Temperaturas estacionárias em tanques de concreto para d = 0.25D

d = 0.5D	II [m]			T <sub>int</sub> [°	C]					T <sub>ext</sub>	[°C]		
u – 0.5D	<b>n</b> <sub>0,</sub> [m]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	<b>23.0°</b>	11.5°	<b>0.0°</b>
	5	51.2	131.6	179.8	220.5	247.7	257.3	51.3	131.8	180.1	221.0	248.2	257.8
	4	46.3	124.2	171.3	210.9	237.3	246.6	46.3	124.4	171.6	211.3	237.8	247.1
Aço/G	3	45.2	119.0	163.5	200.6	225.1	233.6	45.2	119.2	163.8	200.9	225.5	234.1
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	44.1	113.8	155.5	190.0	212.5	220.4	44.1	114.0	155.8	190.3	212.9	220.8
	1	43.0	108.7	147.5	179.3	199.9	207.0	43.0	108.8	147.8	179.7	200.3	207.4
	0	42.1	104.4	141.0	170.5	189.3	195.7	42.2	104.6	141.2	170.8	189.7	196.1
	5	76.4	184.2	251.6	310.8	350.1	363.7	76.5	184.6	252.0	311.5	350.8	364.5
	4	54.1	156.1	221.5	279.1	317.2	330.4	54.2	156.4	221.9	279.7	317.9	331.2
Aço/G	3	52.4	147.9	208.9	262.4	297.4	309.5	52.4	148.1	209.3	262.9	298.1	310.1
$u_w = 5 m/s$	2	50.7	139.8	196.4	245.6	277.5	288.3	50.8	140.0	196.7	254.5	278.1	288.9
	1	49.1	131.8	184.0	229.0	257.7	267.3	49.1	132.1	184.4	229.5	258.2	267.9
	0	47.8	125.5	173.9	215.2	242.5	249.7	47.9	125.7	174.2	215.6	241.7	250.2
	5	110.6	297.5	382.1	448.1	490.0	504.5	110.8	298.2	382.9	449.2	491.3	505.8
	4	99.2	285.8	371.6	438.4	480.6	496.4	99.4	286.4	372.4	439.4	481.8	495.2
Aço/E	3	96.5	276.2	358.8	422.5	462.5	477.3	96.6	276.8	359.6	423.5	463.6	476.1
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	93.6	266.2	345.4	405.9	443.4	457.3	93.8	266.8	346.2	406.9	444.5	456.1
	1	90.7	255.9	331.6	388.8	423.7	436.6	90.8	256.4	332.3	389.6	424.8	435.5
	0	88.3	246.8	319.1	373.1	405.7	417.5	88.5	247.3	319.8	373.9	406.6	416.5
	5	194.8	422.1	523.8	607.8	661.6	680.1	195.1	422.9	525.0	609.3	663.4	682.0
	4	132.5	362.8	468.1	554.1	608.9	627.7	132.8	363.7	469.3	555.6	610.7	629.6
	3	127.7	348.0	448.6	529.8	580.7	597.9	127.9	348.8	449.7	531.2	582.3	599.6
Aço/E = 5 m/s	2	122.9	333.1	428.8	505.1	552.1	567.8	123.1	333.8	429.8	518.8	553.6	569.4
$u_w = 5 \text{ m/s}$	1	118.2	318.0	408.7	480.1	523.2	537.4	118.4	318.7	409.7	481.3	524.6	538.8
	0	114.3	304.8	390.7	457.4	498.9	509.9	114.5	305.4	391.6	458.5	498.3	511.2

**Tabela C.2a:** Temperaturas estacionárias em tanques de aço para d = 0.5D

J _ 0.5D	II []			T <sub>int</sub> [°	Cl					T <sub>ext</sub>	[°C]		
a = 0.5D	H <sub>0,</sub> [M]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>
	5	100.0	119.7	125.6	128.7	129.8	130.0	135.8	213.4	249.7	280.3	300.3	307.2
	4	33.7	63.9	78.8	89.6	96.3	98.5	61.7	167.3	219.1	260.8	287.7	297.0
Concr/G	3	32.8	61.9	76.5	86.9	93.3	95.4	59.6	160.8	210.6	250.3	275.6	284.3
$u_w = 0$	2	32.3	60.1	74.1	84.1	90.2	92.2	58.0	154.2	202.0	239.5	263.1	271.2
	1	31.7	58.2	71.7	81.2	86.9	88.8	56.4	147.5	193.2	228.4	250.4	257.8
	0	31.4	56.9	70.0	79.2	84.6	86.4	55.0	141.8	185.3	218.5	238.9	245.7
	5	327.5	373.8	390.5	402.6	409.2	411.3	318.6	401.9	444.6	484.3	511.2	520.6
0 10	4	38.4	75.3	93.3	106.0	113.8	116.5	75.1	208.0	274.9	332.5	369.7	382.4
Concr/G	3	36.6	72.4	89.8	102.5	109.8	112.2	71.5	198.4	261.9	316.1	350.5	362.1
$u_w - 5$	2	35.8	69.7	86.5	99.1	105.6	107.9	69.1	188.7	248.8	299.4	331.0	341.5
111/ 5	1	35.0	67.1	83.1	95.0	101.6	103.5	66.7	179.0	235.6	282.6	311.5	321.0
	0	34.5	65.2	80.7	92.2	98.8	100.7	64.7	170.7	224.0	267.7	294.1	302.6
	5	186.2	201.2	195.9	188.9	182.6	180.0	255.9	388.6	443.9	489.7	519.2	529.5
	4	54.7	106.1	123.7	136.6	144.5	147.2	131.0	338.2	417.2	479.9	519.3	532.7
Concr/E	3	53.4	104.2	121.2	133.6	141.1	143.6	127.4	328.7	405.2	465.6	503.5	516.4
$u_w = 0$	2	52.4	102.3	118.6	130.5	137.6	140.0	124.0	319.2	392.7	450.3	486.0	498.1
	1	51.4	100.4	115.9	127.3	134.0	136.3	120.6	309.2	379.8	434.5	467.9	479.2
	0	50.6	98.8	114.0	125.0	131.5	133.6	117.7	299.9	367.5	419.2	450.5	461.0
	5	629.9	702.6	723.9	737.4	743.4	745.0	507.2	644.4	711.3	773.0	814.5	829.0
C /F	4	67.6	122.6	143.1	158.5	167.9	171.1	176.5	416.5	513.9	595.5	647.8	665.7
Concr/E	3	65.2	119.6	139.5	154.2	163.1	166.1	170.0	402.3	495.3	572.6	621.1	637.5
$u_w - S$ m/s	2	63.6	116.6	135.7	149.8	158.2	160.9	164.1	387.9	476.5	549.1	593.8	608.8
111/ 5	1	62.0	113.6	131.9	145.3	153.1	155.6	158.2	373.3	457.4	525.3	566.4	579.9
	0	60.8	111.5	129.2	142.1	149.6	151.9	153.1	359.7	439.4	502.8	540.5	552.7

**Tabela C.2b:** Temperaturas estacionárias em tanques de concreto para d = 0.5D

d – 0.75D	II [m]			T <sub>int</sub> [°	C]					T <sub>ext</sub>	[°C]		
u – 0.75D	п <sub>0,</sub> [ш]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	0.0°
	5	46.4	113.5	150.5	181.6	202.3	209.6	46.5	113.7	150.8	182.0	202.7	210.0
	4	43.2	109.1	145.7	176.4	196.8	204.0	43.3	109.3	145.9	176.7	197.2	204.4
Aço/G	3	42.5	105.8	140.9	170.3	189.7	196.6	42.5	106.0	141.1	170.6	190.1	196.9
$u_w = 0$	2	41.7	102.5	136.0	164.0	182.5	189.0	41.8	102.7	136.3	164.3	182.9	189.4
	1	41.0	99.2	131.1	157.7	175.2	181.3	41.0	99.4	131.4	158.0	175.5	181.7
	0	40.4	96.5	127.1	152.5	169.1	174.9	40.4	96.6	127.3	152.7	169.4	175.2
	5	67.2	165.2	225.3	277.6	312.4	324.5	67.3	165.5	225.7	278.1	313.0	325.2
	4	51.3	144.5	203.3	254.9	289.3	301.4	51.4	144.8	203.7	255.4	289.9	302.0
Aço/G	3	50.1	138.9	195.1	244.3	277.2	288.7	50.2	139.2	195.5	244.8	277.7	289.3
$u_w = 5 m/s$	2	48.9	133.4	187.0	233.8	265.1	276.0	49.0	133.6	187.3	239.5	265.6	276.6
	1	47.7	128.0	178.9	223.3	253.0	263.3	47.8	128.2	179.2	223.7	253.5	263.8
	0	46.8	123.6	172.2	214.5	244.2	252.5	46.8	123.8	172.5	214.9	243.2	253.0
	5	94.8	252.9	321.5	375.0	408.8	420.4	94.9	253.4	322.2	375.9	409.8	421.5
	4	88.0	247.0	316.9	371.5	406.0	417.8	88.2	247.5	317.6	372.3	406.9	418.8
Aço/E	3	86.3	241.0	309.1	362.1	395.5	406.9	86.4	241.5	309.8	362.9	396.4	407.9
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	84.4	234.8	300.9	352.3	384.5	395.5	84.5	235.2	301.6	353.0	385.4	396.4
	1	82.5	228.3	292.4	342.0	373.0	383.6	82.6	228.7	293.1	342.8	373.9	384.5
	0	80.9	222.6	284.8	332.7	362.6	372.7	81.1	223.0	285.4	333.4	363.4	373.6
	5	194.8	161.6	380.2	476.9	554.3	603.2	619.9	161.8	381.0	478.0	555.7	604.8
	4	121.4	339.6	438.7	518.0	568.2	585.3	121.6	340.4	439.7	519.4	569.7	586.9
	3	118.2	329.4	425.7	502.4	550.6	567.3	118.4	330.2	426.7	503.7	552.1	568.8
Aço/E u = 5 m/s	2	115.0	319.2	412.6	486.6	533.1	549.1	115.2	319.9	413.5	495.8	534.6	550.6
$u_w = 5 \text{ m/s}$	1	111.8	308.8	399.3	470.7	515.5	530.7	111.9	309.5	400.2	471.9	516.9	532.1
	0	109.1	299.6	387.3	456.2	501.5	513.8	109.3	300.3	388.2	457.4	500.6	515.1

**Tabela C.3a:** Temperaturas estacionárias em tanques de aço para d = 0.75D

J 0.75D	TT []			T <sub>int</sub> [°	C]					T <sub>ext</sub>	[°C]		
a = 0.75D	$\mathbf{H}_{0}$ , [ <b>m</b> ]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11 <b>.5</b> °	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	0.0°
	5	76.4	92.3	97.5	100.6	101.9	102.2	106.6	173.2	202.9	227.5	243.4	248.9
	4	32.2	58.3	70.9	80.2	85.8	87.7	57.1	147.4	190.3	224.2	245.9	253.4
Concr/G	3	31.5	57.0	69.4	78.4	83.9	85.7	55.6	143.1	184.8	217.7	238.6	245.8
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	31.2	55.8	67.8	76.6	81.9	83.7	54.5	138.8	179.2	211.0	231.1	238.0
	1	30.8	54.6	66.1	74.7	79.9	81.6	53.4	134.5	173.5	204.2	223.4	230.0
	0	30.5	53.8	65.0	73.4	78.5	80.2	52.4	130.8	168.4	198.0	216.5	222.8
	5	261.2	312.2	330.4	343.3	350.3	352.5	270.0	358.4	400.3	437.4	462.2	470.9
C /C	4	37.0	71.6	88.5	101.1	108.1	110.6	70.9	194.6	256.1	308.6	342.6	354.4
Concr/G	3	35.5	69.4	86.2	98.8	105.6	108.0	68.1	187.7	247.4	298.1	330.6	342.0
$u_w - 3$	2	34.9	67.6	83.9	96.2	103.1	105.3	66.4	181.0	238.7	287.4	318.7	329.5
111/ 5	1	34.3	65.7	81.7	93.6	100.7	102.7	64.6	174.2	230.0	276.8	306.8	317.0
	0	33.9	64.4	80.1	91.7	98.9	101.0	63.1	168.3	222.3	267.2	295.9	305.7
	5	133.4	144.1	140.2	135.1	130.7	129.0	199.4	315.5	360.5	397.0	420.1	428.1
	4	50.7	98.3	112.8	123.7	130.5	132.8	117.6	299.1	364.3	415.9	448.2	459.2
Concr/E	3	49.8	96.8	111.2	121.8	128.3	130.5	115.4	293.2	357.1	407.7	439.4	450.2
$u_w = 0$	2	49.1	95.3	109.5	119.8	126.2	128.3	113.3	287.1	349.4	398.5	429.2	439.7
	1	48.4	93.8	107.8	117.9	124.0	126.1	111.1	280.6	341.4	389.0	418.6	428.6
	0	48.0	92.6	106.6	116.4	122.5	124.5	109.2	274.6	333.7	379.8	408.4	418.1
	5	490.8	571.8	597.9	615.6	626.6	627.3	441.7	586.3	652.1	710.3	748.4	761.7
C /F	4	63.6	117.9	137.6	152.2	161.0	164.0	162.1	394.0	485.7	561.2	609.1	625.4
Concr/E	3	61.9	115.8	135.2	149.3	157.9	160.8	157.7	384.2	473.4	546.4	592.5	608.3
u <sub>w</sub> – 3 m/s	2	60.7	113.8	132.6	146.5	154.8	157.6	153.7	374.3	460.9	531.5	575.8	590.9
111/ 5	1	59.6	111.7	130.1	143.6	151.7	154.4	149.7	364.2	448.3	516.4	559.0	573.5
	0	58.8	110.2	128.3	141.6	149.5	152.1	146.1	354.8	436.3	502.0	543.0	556.8

**Tabela C.3b:** Temperaturas estacionárias em tanques de concreto para d = 0.75D

d – 1D	II [m]			T <sub>int</sub> [°	C]					T <sub>ext</sub>	[°C]		
a – 1D	<b>H</b> <sub>0</sub> , [III]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>
	5	42.8	97.6	126.5	150.8	166.9	172.5	42.9	97.8	126.7	151.0	167.2	172.9
	4	40.7	95.0	123.7	147.8	163.8	169.4	40.8	95.1	123.9	148.0	164.1	169.7
Aço/G	3	40.2	92.8	120.7	143.9	159.4	164.8	40.2	93.0	120.9	144.2	159.7	165.1
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	39.7	90.7	117.5	140.0	154.9	160.1	39.7	90.8	117.7	140.2	155.2	160.4
	1	39.1	88.5	114.4	136.0	150.3	155.3	39.1	88.6	114.6	136.2	150.6	155.6
	0	38.7	86.7	111.8	132.7	146.5	151.3	38.7	86.8	112.0	132.9	146.7	151.6
	5	58.5	148.0	202.6	249.3	280.1	290.9	58.5	148.3	202.9	249.8	280.7	291.5
	4	48.3	134.1	187.4	233.4	263.8	274.5	48.4	134.4	187.8	233.8	264.3	275.0
Aço/G	3	47.5	130.2	181.5	225.7	255.0	265.3	47.6	130.4	181.8	226.2	255.6	265.9
$u_w = 5 m/s$	2	46.7	126.2	175.6	218.2	246.4	256.2	46.7	126.4	175.9	222.4	246.8	256.7
	1	45.9	122.3	169.8	210.6	237.7	247.1	45.9	122.5	170.1	211.0	238.2	247.6
	0	45.2	119.1	164.9	204.3	231.8	239.5	45.3	119.3	165.2	204.7	230.9	240.0
	5	83.3	214.3	270.6	314.6	342.4	352.0	83.4	214.7	271.1	315.3	343.2	352.8
	4	79.2	211.3	268.7	313.7	342.2	352.0	79.3	211.7	269.3	314.4	343.0	352.7
Aço/E	3	78.0	207.4	263.8	307.8	335.6	345.2	78.1	207.8	264.3	308.4	336.4	345.9
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	76.8	203.4	258.5	301.5	328.7	338.0	76.9	203.8	259.0	302.2	329.4	338.7
	1	75.5	199.1	253.0	295.0	321.5	330.5	75.6	199.5	253.5	295.6	322.1	331.2
	0	74.4	195.4	248.1	289.1	314.9	323.7	74.5	195.8	248.6	289.7	315.6	324.4
	5	194.8	132.6	337.7	430.1	503.2	549.2	564.9	132.8	338.4	431.1	504.5	550.6
	4	109.4	314.1	407.9	482.1	528.9	544.9	109.6	314.8	408.9	483.4	530.3	546.3
	3	107.6	307.1	398.7	470.9	516.2	531.7	107.7	307.8	399.6	472.0	517.5	533.1
Aço/E	2	105.6	300.1	389.3	459.5	503.4	518.4	105.7	300.7	390.2	466.3	504.7	519.8
$u_w = 5 \text{ m/s}$	1	103.5	292.8	379.8	448.0	490.7	505.1	103.7	293.5	380.7	449.1	491.9	506.5
	0	101.8	286.4	371.2	437.6	481.2	493.1	101.9	287.0	372.1	438.6	480.2	494.4

**Tabela C.4a:** Temperaturas estacionárias em tanques de aço para d = 1D

J _ 1D	TT []			T <sub>int</sub> [°	Cl			-		T <sub>ext</sub>	[°C]		
a = 1D	H <sub>0</sub> , [M]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	0.0°
	5	60.7	73.5	78.0	81.0	82.6	83.1	86.3	141.9	166.5	186.6	199.6	204.1
	4	30.9	53.1	63.5	71.5	76.4	78.1	53.2	128.6	163.9	192.5	210.4	216.6
Concr/G	3	30.4	52.2	62.4	70.3	75.1	76.8	52.2	125.7	160.2	188.1	205.6	211.6
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	30.2	51.4	61.3	69.0	73.8	75.4	51.4	122.9	156.4	183.6	200.7	206.5
	1	29.9	50.6	60.2	67.7	72.4	73.9	50.6	120.1	152.5	178.9	195.6	201.3
	0	29.7	50.1	59.4	66.8	71.4	72.9	49.9	117.6	149.2	174.8	191.1	196.6
	5	176.7	236.6	254.5	268.4	276.4	279.0	214.2	308.0	349.9	387.0	411.1	419.5
C	4	35.8	69.4	84.2	96.2	102.9	105.1	66.6	184.0	239.2	287.0	317.5	328.1
Concr/G	3	34.3	67.7	82.4	94.2	101.1	103.1	64.3	179.0	232.8	279.2	308.8	319.0
$u_w - 3$ m/s	2	33.9	66.3	80.7	92.3	99.3	101.3	63.2	174.0	226.4	271.4	300.2	310.0
111/ 5	1	33.5	64.9	79.0	90.3	97.2	99.5	61.8	169.1	220.0	263.6	291.4	301.0
	0	33.1	63.9	77.8	88.9	95.7	98.0	60.6	164.8	214.4	256.7	283.6	292.9
	5	100.4	109.9	107.8	104.7	101.9	100.9	158.8	259.4	296.9	326.9	345.8	352.2
	4	47.5	89.4	102.9	112.1	117.9	119.8	107.4	262.6	317.5	360.8	387.9	397.1
Concr/E	3	46.8	88.4	101.9	110.8	116.5	118.4	105.9	258.6	312.8	355.5	382.2	391.4
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	46.4	87.3	100.9	109.6	115.1	117.0	104.5	254.5	307.8	349.6	375.8	384.7
	1	45.9	86.2	99.8	108.3	113.7	115.5	103.0	250.1	302.5	343.4	369.0	377.7
	0	45.6	85.4	98.9	107.3	112.7	114.4	101.8	246.1	297.4	337.5	362.5	371.0
	5	326.1	408.5	429.4	445.3	454.4	457.4	363.9	511.9	577.2	634.7	672.1	685.1
C /E	4	59.6	114.2	131.7	145.6	154.1	156.9	146.9	371.2	456.0	526.8	571.5	586.9
Concr/E	3	58.1	112.7	129.9	143.5	151.8	154.6	144.2	364.5	447.2	516.1	559.4	574.3
$u_w - 3$ m/s	2	57.5	111.3	128.1	141.4	149.5	152.2	142.0	357.6	438.3	505.3	547.3	561.7
111/ 5	1	56.7	109.8	126.2	139.3	147.2	149.8	139.1	350.5	429.3	494.5	535.2	549.0
	0	56.1	108.7	124.9	137.8	145.6	148.2	136.5	341.5	420.7	484.1	523.7	537.2

**Tabela C.4b:** Temperaturas estacionárias em tanques de concreto para d = 1D

d = 1.25D	II [m]			T <sub>int</sub> [°	C]					T <sub>ext</sub>	[°C]		
u – 1.25D	п <sub>0</sub> , [ш]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	0.0°
	5	40.0	84.4	107.3	126.4	139.1	143.6	40.0	84.6	107.4	126.6	139.4	143.8
	4	38.6	82.8	105.6	124.7	137.4	141.9	38.6	83.0	105.8	124.9	137.6	142.1
Aço/G	3	38.2	81.4	103.6	122.2	134.5	138.9	38.2	81.5	103.8	122.4	134.8	139.1
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	37.8	80.0	101.6	119.6	131.6	135.8	37.8	80.1	101.7	119.8	131.8	136.0
	1	37.4	78.5	99.5	117.0	128.6	132.7	37.4	78.6	99.6	117.2	128.8	132.9
	0	37.1	77.3	97.7	114.8	126.1	130.1	37.1	77.4	97.9	115.0	126.3	130.3
	5	51.0	130.5	179.4	221.8	250.1	259.9	51.0	130.7	179.8	222.3	250.6	260.4
	4	45.1	122.2	170.3	211.9	239.7	249.4	45.1	122.5	170.6	212.3	240.2	249.9
Aço/G	3	44.6	119.6	166.0	206.2	233.1	242.4	44.6	119.8	166.3	206.6	233.5	242.9
$u_w = 5 m/s$	2	44.1	116.9	161.8	200.6	226.4	235.5	44.1	117.1	162.1	203.8	226.9	235.9
	1	43.5	114.1	157.5	194.9	219.9	228.5	43.6	114.3	157.8	195.3	220.3	229.0
	0	43.1	111.9	154.0	190.3	215.7	222.7	43.1	112.1	154.3	190.6	214.8	223.2
	5	74.6	182.2	228.7	265.4	288.5	296.4	74.7	182.5	229.2	265.9	289.1	297.0
	4	72.0	180.7	228.2	265.7	289.3	297.5	72.1	181.1	228.7	266.2	290.0	298.1
Aço/E	3	71.2	178.2	224.9	261.8	285.0	293.0	71.3	178.5	225.4	262.3	285.6	293.6
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	70.3	175.5	221.4	257.6	280.5	288.3	70.4	175.8	221.9	258.1	281.0	288.9
	1	69.4	172.6	217.8	253.3	275.7	283.3	69.5	173.0	218.2	253.8	276.2	283.9
	0	68.7	170.2	214.5	249.4	271.4	278.9	68.7	170.5	214.9	249.9	271.9	279.5
	5	194.8	110.3	294.4	378.9	445.4	487.0	501.3	110.4	295.0	379.8	446.4	488.3
	4	97.7	282.8	369.0	436.5	478.8	493.3	97.9	283.4	369.8	437.5	480.0	494.5
	3	96.7	278.6	362.9	428.7	469.9	484.0	96.9	279.2	363.7	429.8	471.1	485.2
Aço/E u = 5 m/s	2	95.6	274.1	356.7	420.8	460.9	474.5	95.8	274.7	357.5	425.8	462.0	475.7
$u_{\rm W} = 3$ III/S	1	94.4	269.4	350.2	412.8	451.7	464.9	94.6	270.0	351.0	413.7	452.8	466.1
	0	93.4	265.2	344.3	405.4	445.4	456.3	93.5	265.8	345.1	406.4	444.4	457.4

**Tabela C.5a:** Temperaturas estacionárias em tanques de aço para d = 1.25D

J 1 25D	TT []			T <sub>int</sub> [°	Cl					T <sub>ext</sub>	[°C]		
d = 1.25D	$\mathbf{H}_{0}$ , [ <b>m</b> ]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11 <b>.5</b> °	<b>0.0°</b>	67.5°	<b>45</b> °	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>
	5	50.1	60.7	64.4	67.1	68.6	69.1	71.9	117.8	138.3	155.0	165.6	169.3
	4	29.8	48.6	57.0	63.8	68.1	69.5	49.9	112.5	141.2	165.1	180.3	185.5
Concr/G	3	29.4	48.0	56.2	62.9	67.1	68.6	49.1	110.7	138.7	162.1	177.0	182.0
$u_w = 0$	2	29.2	47.6	55.5	62.0	66.2	67.6	48.5	108.8	136.1	158.9	173.5	178.5
	1	29.1	47.1	54.7	61.1	65.2	66.5	47.9	107.0	133.4	155.7	170.0	174.8
	0	28.9	46.7	54.2	60.4	64.5	65.8	47.4	105.5	131.2	152.9	166.9	171.6
	5	129.5	168.3	184.4	196.6	203.9	206.4	157.6	245.8	288.0	324.3	347.9	356.1
G 10	4	33.5	63.7	79.2	90.6	97.6	100.0	60.8	166.5	220.2	264.7	293.2	303.0
Concr/G	3	32.7	62.5	77.8	89.1	96.0	98.3	59.5	162.9	215.5	258.7	286.4	295.9
$u_w = 5$	2	32.5	61.6	76.6	87.6	94.3	96.6	58.7	159.4	210.9	252.8	279.7	288.9
111/ 5	1	32.2	60.6	75.3	86.0	92.6	94.8	57.9	155.9	206.1	246.9	273.0	281.9
	0	32.1	59.9	74.4	85.0	91.5	93.6	57.2	152.8	202.0	241.7	267.0	275.6
	5	79.0	88.5	87.9	86.2	84.5	83.8	129.8	216.3	248.3	273.6	289.4	294.7
	4	44.9	81.2	93.7	102.3	107.1	108.8	99.2	230.2	277.3	314.4	337.3	345.0
Concr/E	3	44.4	80.5	92.9	101.5	106.2	107.8	97.9	227.5	274.1	310.8	333.4	341.1
$u_w = 0$	2	44.0	79.7	92.1	100.7	105.3	106.8	96.7	224.6	270.6	306.8	329.1	336.6
	1	43.6	78.9	91.1	99.9	104.3	105.8	95.4	221.6	267.0	302.6	324.5	331.9
	0	43.4	78.3	90.5	99.1	103.6	105.1	94.3	218.8	263.5	298.6	320.2	327.5
	5	232.9	272.4	282.3	289.7	294.2	295.7	279.9	418.2	479.0	530.8	564.4	576.1
C T	4	54.8	106.1	123.9	136.9	144.8	147.4	131.2	337.5	417.9	482.2	522.6	536.4
Concr/E	3	54.1	105.3	122.7	135.5	143.2	145.7	129.6	333.5	412.2	475.0	514.2	527.6
u <sub>w</sub> – 3 m/s	2	53.7	104.4	121.5	134.0	141.5	144.0	128.3	329.1	406.3	467.6	505.7	518.7
111/ 3	1	53.3	103.4	120.2	132.5	139.8	142.3	126.9	324.6	400.2	460.0	497.1	509.7
	0	52.9	102.8	119.3	131.4	138.7	141.1	125.6	320.2	394.3	452.7	488.9	501.2

**Tabela C.5b:** Temperaturas estacionárias em tanques de concreto para d = 1.25D

d – 15D	U [m]			T <sub>int</sub> [°	C]					T <sub>ext</sub>	[°C]		
u – 1.5D	<b>H</b> <sub>0</sub> , [III]	φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	45°	34.5°	<b>23.0°</b>	11.5°	0.0°
	5	37.7	73.8	92.0	107.3	117.4	120.9	37.7	73.9	92.2	107.5	117.6	121.1
	4	36.7	72.8	91.1	106.3	116.5	120.0	36.7	72.9	91.2	106.5	116.7	120.2
Aço/G	3	36.4	71.8	89.7	104.7	114.6	118.0	36.4	71.9	89.9	104.8	114.7	118.2
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	36.1	70.8	88.3	102.9	112.6	116.0	36.2	70.9	88.5	103.1	112.8	116.2
	1	35.8	69.8	86.9	101.2	110.6	113.9	35.9	69.9	87.1	101.3	110.8	114.1
	0	35.6	69.0	85.8	99.7	108.9	112.2	35.6	69.1	85.9	99.9	109.1	112.4
	5	45.2	112.7	154.1	189.6	213.4	221.7	45.2	112.9	154.4	190.0	213.8	222.2
	4	41.9	108.5	149.4	184.5	208.0	216.3	41.9	108.7	149.7	184.9	208.4	216.7
Aço/G	3	41.6	106.9	146.7	180.8	203.6	211.6	41.6	107.1	147.0	181.1	204.0	212.0
$u_w = 5 m/s$	2	41.3	105.2	144.0	177.0	199.1	206.8	41.4	105.4	144.2	179.3	199.5	207.2
	1	41.0	103.5	141.2	173.2	194.5	202.0	41.1	103.7	141.4	173.5	194.9	202.4
	0	40.8	102.0	138.8	170.0	191.9	198.0	40.8	102.2	139.1	170.3	191.1	198.4
	5	67.7	156.0	194.8	225.4	244.7	251.4	67.8	156.3	195.1	225.8	245.2	251.9
	4	66.1	155.4	195.0	226.2	246.0	252.8	66.2	155.7	195.3	226.6	246.5	253.3
Aço/E	3	65.5	153.7	192.7	223.5	243.1	249.8	65.6	154.0	193.1	224.0	243.6	250.3
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	2	64.9	151.8	190.3	220.7	240.0	246.6	65.0	152.1	190.7	221.1	240.4	247.1
	1	64.2	149.9	187.8	217.7	236.7	243.2	64.3	150.2	188.2	218.2	237.2	243.7
	0	63.7	148.2	185.6	215.1	233.8	240.2	63.8	148.5	186.0	215.5	234.3	240.7
	5	194.8	94.0	251.8	322.6	378.2	413.6	425.7	94.1	252.4	323.3	379.1	414.6
	4	87.2	247.2	319.6	376.5	412.6	425.1	87.3	247.7	320.3	377.4	413.6	426.1
	3	86.8	245.1	316.4	372.3	407.7	419.8	86.9	245.6	317.1	373.2	408.6	420.8
Aço/E = 5 m/a	2	86.2	242.7	312.9	367.8	402.4	414.3	86.4	243.2	313.6	370.9	403.4	415.3
$u_w = 5 \text{ m/s}$	1	85.6	240.0	309.2	363.0	396.9	408.5	85.8	240.5	309.8	363.8	397.8	409.4
	0	85.1	237.6	305.6	358.5	393.5	403.1	85.2	238.1	306.3	359.3	392.7	404.1

**Tabela C.6a:** Temperaturas estacionárias em tanques de aço para d = 1.5D
d = 1.5D	H <sub>0</sub> , [m]	T <sub>int</sub> [°C]						T <sub>ext</sub> [°C]					
		φ = 67.5°	45°	34.5°	23.0°	11.5°	<b>0.0°</b>	67.5°	<b>45°</b>	34.5°	23.0°	11.5°	0.0°
Concr/G u <sub>w</sub> = 0	5	42.9	51.7	54.7	57.0	58.4	58.9	61.7	99.8	116.3	130.2	139.1	142.2
	4	28.8	45.0	51.6	57.2	60.8	62.1	47.0	100.7	122.5	142.1	154.8	159.3
	3	28.6	44.7	51.1	56.6	60.1	61.4	46.5	99.5	120.8	139.9	152.4	156.8
	2	28.4	44.3	50.6	55.9	59.4	60.7	46.0	98.1	119.0	137.8	150.0	154.3
	1	28.3	43.9	50.1	55.3	58.7	59.9	45.6	96.7	117.2	135.5	147.5	151.7
	0	28.2	43.6	49.7	54.8	58.2	59.4	45.2	95.5	115.7	133.6	145.3	149.5
Concr/G u <sub>w</sub> = 5 m/s	5	89.5	116.8	128.1	136.8	142.1	144.0	114.4	189.9	226.9	258.3	278.9	286.1
	4	31.8	58.5	72.6	83.0	89.3	91.5	55.6	148.0	196.2	234.9	259.8	268.3
	3	31.3	57.8	71.7	81.9	88.1	90.3	54.8	145.8	193.2	231.0	255.2	263.5
	2	31.1	57.2	70.8	80.9	87.0	89.0	54.4	143.7	190.1	227.0	250.5	258.6
111/ 5	1	31.0	56.5	69.9	79.8	85.8	87.8	53.9	141.4	186.8	222.9	245.8	253.7
	0	30.9	56.1	69.3	79.0	84.9	86.9	53.5	139.4	184.0	219.3	241.6	249.3
	5	64.6	73.8	74.2	73.7	72.8	72.4	109.0	183.1	210.7	232.4	245.9	250.5
	4	42.3	73.8	85.1	93.2	98.1	99.7	90.7	202.6	243.2	275.2	295.0	301.8
Concr/E	3	41.9	73.2	84.5	92.6	97.4	99.0	89.8	200.6	240.9	272.6	292.2	299.0
$\mathbf{u}_{w} = 0$	2	41.7	72.7	83.9	91.9	96.6	98.3	88.9	198.6	238.4	269.8	289.2	295.9
	1	41.4	72.1	83.2	91.1	95.8	97.5	87.9	196.4	235.8	266.8	286.0	292.5
	0	41.2	71.6	82.7	90.6	95.3	96.9	87.1	194.4	233.4	264.1	283.0	289.5
	5	151.0	181.4	184.9	186.4	186.7	186.7	213.9	335.7	384.3	426.1	453.2	462.6
C /F	4	51.1	100.1	113.8	125.2	132.2	134.5	118.2	303.7	369.6	424.1	458.6	470.4
Concr/E	3	50.4	99.6	113.2	124.4	131.2	133.6	117.4	301.6	366.6	420.2	453.9	465.5
$u_w - S$ m/s	2	50.2	99.0	112.5	123.5	130.2	132.5	116.9	299.2	363.4	416.0	449.1	460.4
111/ 3	1	50.0	98.4	111.7	122.6	129.2	131.4	116.1	296.6	359.8	411.6	443.9	455.0
	0	49.8	97.9	111.2	121.9	128.5	130.7	115.3	294.0	356.3	407.1	438.9	449.8

**Tabela C.6b:** Temperaturas estacionárias em tanques de aço para d = 1.5D

## Anexo D

## **Coeficientes A e B**

A distribuição de temperaturas nas faces ao longo da circunferência do tanque pode ser aproximada, com erro inferior a 4%, por funções do tipo  $T = A.cos^B(x)$ , onde A varia ao longo da altura e B depende dos fatores da análise (material do costado do tanque, combustível de queima e velocidade do vento). A partir destes coeficientes é possível obter analiticamente curvas que relacionam a temperatura estacionária com o ângulo  $\varphi$  [°] e com a altura da parede do tanque H<sub>0</sub> [m].

Na Tabela D.1, estão organizados de forma sequencial os valores obtidos para A e B nos casos em que a distância entre tanques é de 0.5D, 0.75D, 1.25D e 1.5D.

B 1.88 1.54 1.20 0.91										
B 1.88 1.54 1.20 0.91										
1.88 1.54 1.20 0.91										
1.54 1.20 0.91										
1.20 0.91										
0.91										
2.06										
1.49										
1.23										
0.89										
— р										
В										
1.59										
1.28										
1.70										
1.29										
=										

**Tabela D.1a:** Valores dos coeficientes A e B para d = 0.5D

d = 0.75D			Na face ir	nterna do tan	que alvo							
~	Α											
Cenário	H <sub>0,</sub> [m]	0	1	2	3	4	- B					
	Aço/G	174.470	181.814	189.158	196.502	203.846	1.76					
	Aço/E	372.600	383.953	395.306	406.659	418.012	1.48					
$u_w - 0$	Concr/G	80.088	81.818	83.674	85.656	87.764	1.15					
	Concr/E	124.410	126.241	128.250	130.437	132.801	0.85					
	Aço/G	251.750	264.062	276.374	288.686	300.998	2.09					
	Aço/E	513.300	531.259	549.218	567.177	585.136	1.55					
$u_w = 5 \text{ m/s}$	Concr/G	100.890	102.933	105.247	107.833	110.690	1.26					
	Concr/E	152.000	154.377	156.497	158.360	159.965	0.93					
d = 0.75D	Na face externa do tanque alvo											
0 / •	A											
Cenario	H <sub>0,</sub> [m]	0	1	2	3	4	В					
	Concr/G	222.700	230.260	237.905	245.635	253.450	1.54					
$u_w = 0$	Concr/E	417.880	429.045	439.682	449.793	459.376	1.20					
u = 5 m/s	Concr/G	305.550	317.318	329.400	341.797	354.508	1.72					
u <sub>w</sub> – 5 m/s	Concr/E	556.690	573.718	590.860	608.117	625.488	1.31					
d = 1.25D	Na face interna do tanque alvo											
Cenário	A						- B					
	H <sub>0</sub> , [m]	0	1	2	3	4						
					120.024	1/1 200	1.51					
	Aço/G	129.910	132.885	135.859	138.834	141.009						
n = 0	Aço/G Aço/E	129.910 278.830	132.885 283.508	135.859 288.187	138.834 292.865	297.544	1.40					
$u_w = 0$	Aço/G Aço/E Concr/G	129.910 278.830 65.705	132.885 283.508 66.657	135.859 288.187 67.609	138.834 292.865 68.562	297.544 69.514	1.40 1.00					
u <sub>w</sub> = 0	Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E	129.910 278.830 65.705 105.090	132.885 283.508 66.657 105.916	135.859 288.187 67.609 106.805	138.834 292.865 68.562 107.755	297.544 69.514 108.768	1.40 1.00 0.83					
u <sub>w</sub> = 0	Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E Aço/G	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724	138.834 292.865 68.562 107.755 242.451	297.544 69.514 108.768 249.178	1.40 1.00 0.83 2.00					
$u_{w} = 0$	Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E Aço/G Aço/E	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724 474.430	138.834         292.865         68.562         107.755         242.451         483.808	297.544 69.514 108.768 249.178 493.343	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56					
$u_w = 0$ $u_w = 5 m/s$	Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E Aço/G Aço/E Concr/G	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150 93.529	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211 94.966	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724 474.430 96.532	138.834 292.865 68.562 107.755 242.451 483.808 98.226	297.544 69.514 108.768 249.178 493.343 100.049	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56 1.27					
u <sub>w</sub> = 0 u <sub>w</sub> = 5 m/s	Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150 93.529 140.900	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211 94.966 142.500	135.859         288.187         67.609         106.805         235.724         474.430         96.532         144.100	138.834         292.865         68.562         107.755         242.451         483.808         98.226         145.700	297.544 69.514 108.768 249.178 493.343 100.049 147.300	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56 1.27 0.91					
$u_w = 0$ $u_w = 5 \text{ m/s}$ $d = 1.25 \text{D}$	Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150 93.529 140.900	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211 94.966 142.500 Na face e	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724 474.430 96.532 144.100 xterna do tan	138.834 292.865 68.562 107.755 242.451 483.808 98.226 145.700	141.809         297.544         69.514         108.768         249.178         493.343         100.049         147.300	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56 1.27 0.91					
$u_w = 0$ $u_w = 5 \text{ m/s}$ $d = 1.25D$	Aço/G Aço/E Concr/G Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150 93.529 140.900	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211 94.966 142.500 Na face e	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724 474.430 96.532 144.100 xterna do tan A	138.834 292.865 68.562 107.755 242.451 483.808 98.226 145.700	297.544 69.514 108.768 249.178 493.343 100.049 147.300	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56 1.27 0.91					
u <sub>w</sub> = 0 u <sub>w</sub> = 5 m/s d = 1.25D Cenário	Aço/G Aço/E Concr/G Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150 93.529 140.900 <b>0</b>	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211 94.966 142.500 Na face e	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724 474.430 96.532 144.100 xterna do tan A 2	138.834         292.865         68.562         107.755         242.451         483.808         98.226         145.700	141.809         297.544         69.514         108.768         249.178         493.343         100.049         147.300	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56 1.27 0.91					
u <sub>w</sub> = 0 u <sub>w</sub> = 5 m/s d = 1.25D Cenário	Aço/G Aço/E Concr/G Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E H <sub>0</sub> , [m] Concr/G	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150 93.529 140.900 0 171.500	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211 94.966 142.500 Na face e 1 174.997	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724 474.430 96.532 144.100 xterna do tan A 2 178.494	138.834         292.865         68.562         107.755         242.451         483.808         98.226         145.700	141.809         297.544         69.514         108.768         249.178         493.343         100.049         147.300	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56 1.27 0.91 - <b>B</b> 1.40					
u <sub>w</sub> = 0 u <sub>w</sub> = 5 m/s d = 1.25D Cenário u <sub>w</sub> = 0	Aço/G Aço/E Concr/G Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E H <sub>0</sub> , [m] Concr/G Concr/E	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150 93.529 140.900 <b>0</b> 171.500 327.380	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211 94.966 142.500 Na face e 1 174.997 332.079	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724 474.430 96.532 144.100 xterna do tan A 2 178.494 336.601	138.834         292.865         68.562         107.755         242.451         483.808         98.226         145.700	141.809         297.544         69.514         108.768         249.178         493.343         100.049         147.300	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56 1.27 0.91 <b>B</b> 1.40 1.20					
$u_{w} = 0$ $u_{w} = 5 \text{ m/s}$ $d = 1.25D$ Cenário $u_{w} = 0$ $u_{w} = 5 \text{ m/s}$	Aço/G Aço/E Concr/G Aço/G Aço/E Concr/G Concr/E H <sub>0</sub> , [m] Concr/G Concr/E	129.910 278.830 65.705 105.090 222.270 456.150 93.529 140.900 <b>0</b> 171.500 327.380 275.300	132.885 283.508 66.657 105.916 228.997 465.211 94.966 142.500 <b>Na face e</b> 1 174.997 332.079 282.180	135.859 288.187 67.609 106.805 235.724 474.430 96.532 144.100 xterna do tan A 2 178.494 336.601 289.060	138.834         292.865         68.562         107.755         242.451         483.808         98.226         145.700    aque alvo          aque alvo             3         181.991         340.946         295.940	141.809         297.544         69.514         108.768         249.178         493.343         100.049         147.300	1.40 1.00 0.83 2.00 1.56 1.27 0.91 <b>B</b> 1.40 1.20 1.70					

**Tabela D.1b:** Valores dos coeficientes A e B para d = 0.75D e d = 1.25D

d = 1.5D	Na face interna do tanque alvo									
0 / 1	A									
Cenario	H <sub>0</sub> , [m]	0	1	2	3	4	В			
	Aço/G	112.050	114.037	116.024	118.011	119.998	1.40			
	Aço/E	240.180	243.361	246.541	249.722	252.903	1.40			
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	Concr/G	59.342	60.023	60.703	61.384	62.064	0.90			
	Concr/E	96.842	97.519	98.229	98.970	99.744	0.85			
	Aço/G	197.920	202.233	206.740	211.443	216.341	1.94			
<b>-</b> ,	Aço/E	403.050	408.681	414.237	419.718	425.123	1.52			
$u_w = 5 m/s$	Concr/G	86.860	87.830	88.800	89.770	90.740	1.23			
	Concr/E	130.580	131.560	132.540	133.520	134.500	0.90			
d = 1.5D			Na face e	xterna do tan	ique alvo					
~				Α	•					
Cenário	H <sub>0</sub> , [m]	0	1	2	3	4	- B			
0	Concr/G	149.390	151.857	154.324	156.792	159.259	1.30			
$\mathbf{u}_{\mathbf{w}} = 0$	Concr/E	289.410	292.672	295.833	298.893	301.853	1.15			
<b>5</b> /	Concr/G	249.120	253.900	258.680	263.460	268.240	1.68			
$u_w = 5 m/s$	Concr/E	449.880	455.050	460.220	465.390	470.560	1.26			

**Tabela D.1c:** Valores dos coeficientes A e B para d = 1.5D