

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA
DO RIO DE JANEIRO



Anderson Wang

Análise e implementação dos modelos de volume vazado e de fluxo de calor para estimativa do risco individual em gasodutos

Projeto de Graduação

Projeto de Graduação apresentado ao Departamento de Engenharia
Mecânica da PUC-Rio

Orientadora: Angela Ourivio Nieckele
Coorientador: Luis Fernando Gonçalves Pires

Rio de Janeiro
Dezembro de 2020

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus por ter me dado persistência e empenho para a realização deste projeto, sem os quais não teria sucesso.

Agradeço aos meus orientadores, que se dispuseram de seus tempos para ajudar na elaboração, andamento e finalização deste projeto.

Sinceros agradecimentos ao Cláudio Veloso Barreto, cuja ajuda foi fundamental para a produção do estudo, especialmente na análise do risco individual.

Agradeço à minha família por ter me dado estímulo e carinho para que eu não pare em meio à longa trajetória.

RESUMO

Wang, Anderson. Pires, Luis Fernando Goncalves. Nieckele, Angela Ourivio. **Análise e implementação dos modelos de volume vazado e de fluxo de calor para estimativa do risco individual em gasodutos**. Rio de Janeiro, 2020. 58p. 10º período. Mecânica dos Fluidos. Projeto de Graduação - Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Durante a operação de gasodutos, vários tipos de falhas podem ocorrer, as quais podem comprometer suas integridades. Essas falhas geram custos financeiros para as empresas transportadoras, podendo também ocasionar danos à população e propriedade à sua volta. Este projeto analisa as consequências de falhas ocorridas em gasodutos transportando gás natural. Aprimorou-se um modelo do fluxo de calor por radiação decorrente de jato de fogo e, desenvolveram-se modelos de cálculo de volume vazado ao longo do gasoduto para tamanhos de falha de contenção classificados em percentuais: perfuração (5%), furo (25%) e de ruptura (100%). Estes percentuais representam a razão entre o diâmetro do orifício gerado pela falha e o diâmetro interno do gasoduto estudado. Uma função de probabilidade de fatalidades decorrentes da exposição à radiação térmica foi acoplada ao modelo de fluxo de calor desenvolvido. Essa função de probabilidade fornece uma mensuração do quanto prejudicial é o dano gerado por uma determinada dose de radiação térmica. Foram analisados, em seguida, os riscos decorrentes de cada tipo de falha retratada. Os modelos desenvolvidos para avaliação dos riscos referentes aos diferentes tipos de defeito ocasionados aos gasodutos, podem ajudar a aprimorar ações mitigadoras em resposta.

Palavras chaves:

Gasodutos. Modelo de fluxo de calor. Vazão de volume vazado. Falhas. Probabilidade de fatalidades. Riscos.

ABSTRACT

Wang, Anderson. Pires, Luis Fernando Goncalves. Nieckele, Angela Ourivio. **Analysis and implementation of leaked volume and heat flux models to estimate individual risk in gas pipelines.** Rio de Janeiro, 2020. 58p. 10^o period. Fluid Mechanics. Projeto de Graduação - Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

During pipeline operations, several types of failures can occur, which can compromise their integrity. These failures generate financial costs for transport companies and can also cause damage to the population and property around them. This project studies the consequences of failure in pipelines carrying natural gas. A radiation heat flow model resulting from fire jets was improved and models were developed for calculating the volume leaked along the pipeline for containment failure sizes classified in percentages: pinhole (5%), hole (25%) and rupture (100%). These percentages represent the ratio between the diameter of the orifice generated by the failure and the internal diameter of the studied pipeline. A fatality probability function linked to thermal radiation exposure was added to the heat flux model developed. This probability function provides a measurement of the harmful degree by a given dose of thermal radiation. The risks arising from each type of failure portrayed were, then, analyzed. The models developed to assess the risks related to the different types of defects caused to the gas pipelines can help to improve mitigating actions in response.

Keywords:

Gas pipelines. Heat flow model. Flow of leaked volume. Failures. Probability of fatalities. Risks.

SUMÁRIO

RESUMO	3
ABSTRACT	4
1. INTRODUÇÃO	9
1.2 Objetivo	10
1.3 Organização do Trabalho	11
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	12
2.1. Frequência de falhas	12
2.1.1 Tamanhos de defeito	14
2.2 Cenários de acidente	14
2.3 Consequências de falha	15
2.4 Risco	16
3. MODELAGEM	18
3.1 Vazão liberada de gás	18
3.1.1 Para Ruptura	18
3.1.2 Para Furo	23
3.1.3 Para Trinca de perfuração	23
3.2 Fator de decaimento	24
3.3 Fluxo de calor	24
3.3.1 Por Stephens (2002)	24
3.3.2 Por TNO (2005)	25
3.4 Porcentagem de fatalidades	34
3.4.1 Quantificação de danos	35
3.4.2 Raios de 1% e 99% de fatalidades	37
3.4.3 Curva de probabilidade de fatalidades	38

3.5 Risco	39
3.5.1 Frequência de falhas	39
3.5.2 Consequências de falhas	40
3.5.3 Risco Individual	40
4. ANÁLISE DE RESULTADOS	44
4.1 Vazão	44
4.1.1 Ruptura por Stephens (2002)	44
4.1.2 Ruptura por TNO (2005)	45
4.1.3 Furo por TNO (2005)	46
4.1.4 Trinca por TNO (2005)	46
4.1.4 Curvas de vazão	47
4.2 Fator de Decaimento	48
4.3 Fluxo de Calor	50
4.3.1 Por Stephens (2002)	50
4.3.2 Por TNO (2005)	50
4.4 Curva de Porcentagem de Fatalidade	52
4.5 Risco Individual	54
5. CONCLUSÕES	56
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	58

Lista de figuras

Figura 1.1: Esquema comparativo de malhas de dutos de petróleo do Brasil (esquerda) e dos Estados Unidos (direita)	9
Figura 2.1: Árvore de eventos listando possíveis fatores para ocorrências de cenários de acidentes. [Retirado de Stephens (2002), pp 6].....	15
Figura 3.1: Fator de compressibilidade em função da temperatura e pressão reduzidas para cada tipo de produto. [Retirado de TNO (2005), pp 2.64]	22
Figura 3.2: Representação das principais variáveis a serem abordadas. [Retirado de TNO (2005), pp 6.56].....	26
Figura 3.3: Esquema ilustrativo envolvendo do fenômeno de lift-off do jato de fogo [Retirado de TNO (2005), pp 6.60].....	32
Figura 3.4: Representação da linha ortogonal à geratriz do gasoduto	41
Figura 3.5: Esquema ilustrativo para cálculo de risco na posição y equivalente a zero	42
Figura 3.6: Esquema ilustrativo para cálculo de risco na posição $y + \Delta y$	43
Figura 4.1: Comportamento da vazão ao longo do tempo para cada configuração de defeito	47
Figura 4.2: Comparação das propostas de fator de decaimento de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995)	49
Figura 4.3: Comportamento da porcentagem de fatalidade e da dose térmica ao longo do raio de impacto, para os modelos de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995)	53
Figura 4.4: Comportamento da curva de fatalidade ao longo do raio de impacto nas configurações de trinca e defeito	54
Figura 4.5: Perfil de risco individual utilizando os critérios de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995)	55

Lista de tabelas

Tabela 3-1: Modelos de funções probits para exposição à radiação térmica propostos [Retirado de HSE, pp.20-21]	36
Tabela 3-2: Tabela Probit decorrente à exposição por radiação térmica, fornecida por Finney, D.J(1971) [Retirado de HSE, pp.51]	36
Tabela 3-3: Frequência de falhas por 1000 km por ano. [Retirado da EGIG (2015), pp. 23].....	39
Tabela 4-1: Comparação entre gás ideal e real de velocidade sônica e constante de tempo.....	46
Tabela 4-2: Comparação de vazão liberada total para os modelos de Stephens (2002) 3 Hill&Catmur (1995)	49
Tabela 4-3: Fluxo de Calor I obtidos pelo método de Stephens (2002) para cada configuração de defeito	50
Tabela 4-4: Resultados dos parâmetros utilizados no fluxo de calor para furo por TNO (2005).....	52
Tabela 4-5: Limites de raio de impacto [m] para cada tamanho de defeito	53

1. INTRODUÇÃO

O modal dutoviário é um dos cinco modais utilizados, atualmente, pela sociedade para realizar o transporte de determinados produtos. Pode-se classificar os dutos de acordo com o tipo de produto transportado (óleos, gás natural, minérios), com as suas características físicas (diâmetro externo, comprimento, material), com o modo de trabalho (aéreo, enterrado, submerso), entre outros fatores.

À medida que o grau de desenvolvimento de um país aumenta, surge, naturalmente, maiores necessidades de suprir a demanda por óleos, gás natural, minérios. Diante dessa situação, o modal dutoviário, geralmente, se encontra mais estruturado justamente para conseguir realizar o transporte a longas distâncias e com menor risco, se comparado a outros modais, dos locais de produção para os da demanda. Com isso, um dos sinais para se medir o nível de desenvolvimento de uma nação em relação a outra seria analisar o seu modal dutoviário.

Para fins comparativos, no ano de 2013, o Brasil possuiu, segundo a Agência Nacional do Petróleo, Gás e Biocombustíveis (ANP), uma malha de 1.592 km de dutos de petróleo contra 89 mil km apresentada pelos Estados Unidos, segundo a Energy Information Administration (EIA). Esta situação está descrita na Figura 1.1

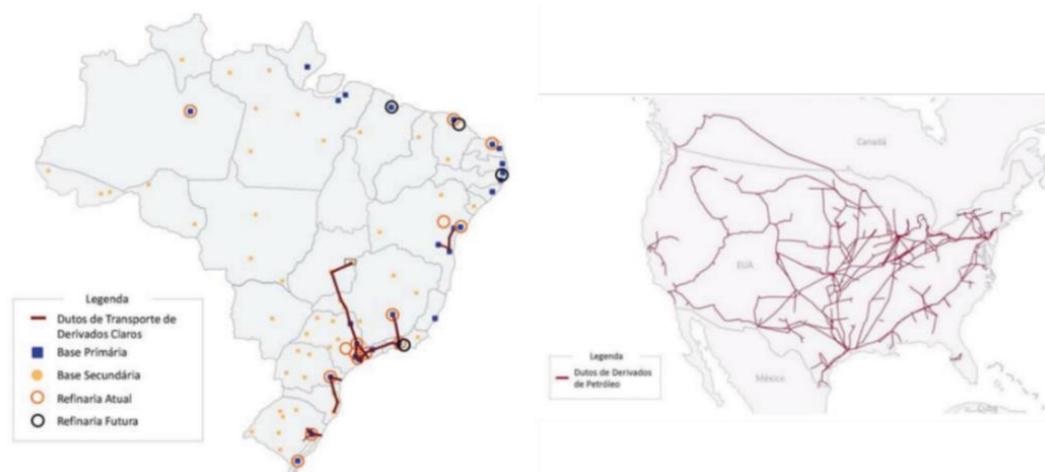


Figura 1.1: Esquema comparativo de malhas de dutos de petróleo do Brasil (esquerda) e dos Estados Unidos (direita)

Gasodutos são um importante meio de transporte de produtos combustíveis, tais como o gás natural, que são vitais para o desenvolvimento do país e melhoria das condições de vida de seus cidadãos. No entanto, devido a uma série de fatores aos quais esses gasodutos estão submetidos, existe a possibilidade de ocorrência de falhas de contenção que levariam à perda de funcionalidade desses gasodutos ocasionando danos à sociedade e à propriedade. A previsão de possibilidade de falhas é de primordial importância para que atitudes de prevenção possam ser tomadas, evitando os acidentes e reduzindo suas consequências. O impacto de uma possível falha de contenção é geralmente quantificado por estudos de estimativa de Risco.

Poder entender melhor como é realizado o cálculo do risco atrelado a cada tipo de ameaça sobre o gasoduto e, com isso, propor possíveis melhorias em seu desenvolvimento foi o que motivou a realização deste projeto. Uma análise de risco mais aprimorada e compatível com a realidade retratada implica em maior segurança para os cidadãos e para suas propriedades em torno dos gasodutos, além de minimizar perdas financeiras consideráveis por parte das empresas detentoras dos dutos.

1.2 Objetivo

Este projeto teve por objetivo analisar modelos para calcular o risco associado aos tamanhos de defeito de perfuração, furo e de ruptura para um determinado gasoduto, considerando gás natural como produto transportado. Especial atenção foi dada à determinação da vazão mássica liberada derivada por cada tipo de defeito mencionado, além dos valores relacionados ao fluxo de calor originado, na forma de jato de fogo.

Para validar a metodologia, compararam-se valores de fator de decaimento da taxa de liberação de vazão decorrente do defeito de ruptura entre os modelos propostos nos trabalhos de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995)

Desenvolveu-se também uma metodologia para obtenção do comportamento da curva de porcentagem de fatalidades ao longo do raio de impacto, de acordo com cada configuração de defeito, em função do fluxo de calor. Para essa metodologia, utilizou-se a equação de probabilidade de fatalidade proibit de Tsao e Perry (1979) para avaliar a probabilidade de fatalidade em função da dose de radiação térmica recebida por um indivíduo.

De posse das curvas de porcentagem de fatalidades é possível calcular as consequências decorrentes da radiação térmica, permitindo quantificar os riscos, atendendo, assim, o objetivo central.

Em suma, as principais diretrizes desse estudo são:

- Apresentar metodologias de cálculo de volume vazado para os três tamanhos de defeito (trinca de perfuração, furo e ruptura) nos gasodutos
- Reavaliar o valor para o fator de decaimento da taxa de liberação de vazão
- Aprimorar o modelo de fluxo de calor na forma de jato de fogo, utilizado por Stephens (2002), após vazamento de gás natural.
- Traçar curvas de porcentagem de fatalidades ao longo do raio de impacto decorrente da radiação térmica emitida pelo fluxo de calor, para cada configuração de defeito.
- Quantificar as consequências decorrente dos três tipos de defeito.
- Determinar os riscos atribuídos aos defeitos de trinca de perfuração, furo e ruptura sobre um determinado gasoduto, dadas as características operacionais, incorporando as melhorias obtidas.

1.3 Organização do Trabalho

O presente trabalho é apresentado em cinco capítulos, respectivamente Introdução, Revisão Bibliográfica, Modelagem, Análise de Resultados, Conclusões.

No presente capítulo de Introdução, a motivação do trabalho e seus objetivos foram apresentados. No capítulo de Revisão Bibliográfica resume-se os principais estudos, informações e análises sobre a área de risco de gasodutos. A Modelagem introduz as metodologias utilizadas para quantificar as vazões, o fluxo de calor e os riscos oriundos de cada tipo de defeito analisado. Posteriormente, os resultados serão discutidos e analisados no capítulo Análise de Resultados. As conclusões tomadas neste projeto e recomendações de trabalhos futuros podem ser encontradas no capítulo Conclusões.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo, serão apresentados conceitos acerca da teoria dos dutos e as principais normas no que tangem o mapeamento do risco em gasodutos, retiradas da bibliografia. Esses conceitos, uma vez apresentados, virão a ser discutidos e utilizados nos equacionamentos e modelagem trabalhados no próximo capítulo.

2.1. Frequência de falhas

Segundo critérios da norma internacional ASME B31.8S (2016), para se determinar os riscos associados a um determinado gasoduto, é preciso levar em consideração os tipos de ameaças possíveis de se ocorrer e suas frequências de atuação aos quais o duto é exposto. Conhecer e mapear cada ameaça possível de se acontecer é fundamental, visto que esta possui capacidade de comprometer a integridade operacional dos dutos. Para essa norma, existem nove tipos de ameaças, formados sob o critério de características de formação e desenvolvimento em comum apresentadas pelas ameaças. Dentre esses nove tipos, a norma categoriza em três subconjuntos, diferenciados por critério de tempo:

1. Dependentes do tempo
 - Corrosão externa
 - Corrosão interna
 - Corrosão por tensão de rachadura
2. Permanente
 - Defeitos de manufatura
 - Costura defeituosa do tubo
 - Duto defeituoso
 - Defeitos relacionados a soldagem/fabricação
 - Defeito na solda circunferencial do duto
 - Defeito na fabricação da solda
 - Empenamento da solda
 - Falha no acoplamento

- Equipamento
 - Falha na junta O-ring
 - Funcionamento precário do sistema de controle/alívio
 - Falha na embalagem da bomba
 - Outros
- 3. Independentes do tempo
 - Ação de terceiros/Danos mecânicos
 - Danos originando falha imediata aos dutos
 - Danos originando posterior falha aos dutos
 - Vandalismo
 - Procedimento operacional incorreto
 - Relacionado às ações da natureza
 - Clima rigoroso
 - Relâmpago
 - Alagamento/chuva intensa
 - Movimentos sísmicos

As associações técnicas internacionais europeias EGIG (2015) e CONCAWE (2020) definem cinco grandes classificações, as quais agrupam as ameaças de acordo com suas características semelhantes:

- Corrosão Interna;
- Corrosão Externa;
- Ação de Terceiros;
- Geotecnia/Forças da Natureza;
- Outros.

Nesse sentido, as publicações das instituições EGIG (2015) e CONCAWE (2020) fornecem, através de seus bancos de dados, registros históricos de frequências de falha associadas a cada ameaça, em gasodutos e oleodutos das transportadoras que pertencem às associações. O trabalho de Horálek *et al.* (2013) apresenta uma apuração detalhada da forma como os registros históricos de frequência de falha são mensurados e apresentados pelo banco de dados da EGIG (2015). Paralelamente, como forma alternativa de se obter valores de frequência mais realistas, especialmente para classificações de Corrosão Interna, Externa e de Ação de Terceiros, o estudo de Stefani *et al.* (2010) apresenta uma

metodologia detalhada, tornando possível especificar riscos mais próximos da realidade.

No Brasil, a norma técnica CETESB (2011) indica a utilização dos dados da frequência de falhas apresentados pelo EGIG (2015) (para gasodutos) e CONCAWE (2020) (para oleodutos) para o cálculo do risco em dutos.

2.1.1 Tamanhos de defeito

De acordo com o banco de dados EGIG (2015), são consideradas três tipos de configurações de defeito, oriundas das falhas sobre os gasodutos. Essas configurações, segundo a EGIG (2015), são denominadas de acordo com um limite de tamanho especificado:

- Trinca de Perfuração (para até 20 mm)
- Furo (maior que 20 mm e menor que o diâmetro nominal do duto)
- Ruptura (equivalente ou maior que o diâmetro nominal do duto)

No entanto, pode-se encontrar critérios alternativos de limite de tamanho para classificação dos defeitos, tais como os da norma técnica da CETESB (2011). Nessa norma, o furo e a trinca de perfuração são classificados, respectivamente, como 20% e 5% do diâmetro apresentado pela tubulação.

2.2 Cenários de acidente

O estudo de Stephens (2002) apresenta diferentes cenários de acidentes, os quais podem ser originados pela liberação do produto transportado nos gasodutos. Nesse estudo, são explicitados bola de fogo, jato de fogo e fogo instantâneo como os principais cenários de acidentes possíveis de ocorrência. Além disso, para prever com maior sucesso um possível cenário, Stephens (2002) procura listar possíveis fatores responsáveis em uma árvore de eventos, apresentada na Figura 2.1.

Brito *et al.* (2010) e Brito (2009) apresentam maior aprofundamento acerca dos cenários de acidentes, definindo mais fatores consideráveis e cenários possíveis de ocorrência, em suas respectivas árvores de evento.

Uma vez definidos os principais cenários de acidentes, Stephens (2002) apresenta uma modelagem de jato vertical de fogo sem inclinação, na qual analisa o fluxo de calor gerado pela radiação térmica. Nesse estudo, a equação de

descarga de gás natural para vazão sônica apresentada pelo Technical Paper No.410 da Crane (1981) é utilizada para quantificar a vazão de volume vazado em regime permanente gerado pelo evento de ruptura total do duto. Enquanto isso, o relatório técnico de Chaplin (2015) apresenta um programa computacional MISHAP01, o qual tem a capacidade de modelar o jato de fogo vertical sem inclinação derivado do evento de furo. Para tal, o programa assume premissas diferentes para o cálculo do fluxo de calor realizado iterativamente, partindo de uma estimativa inicial da distância entre o evento de ignição e o local atingido.

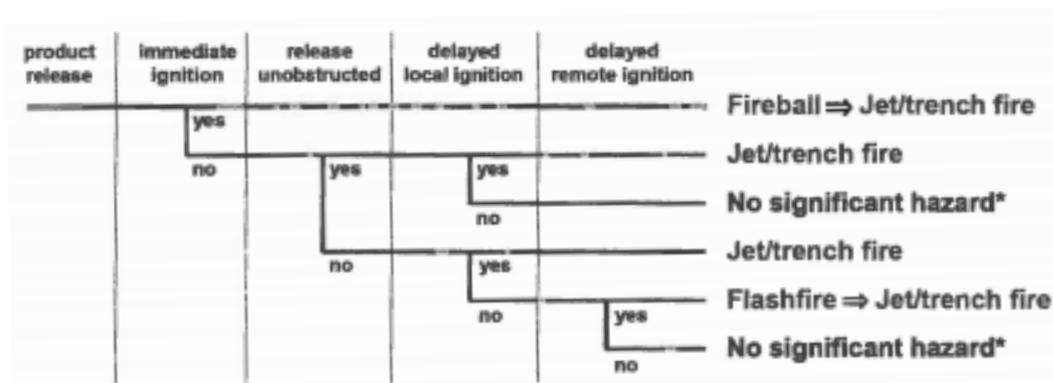


Figura 2.1: Árvore de eventos listando possíveis fatores para ocorrências de cenários de acidentes. [Retirado de Stephens (2002), pp 6]

Na modelagem do cenário de bola de fogo, Cowling *et al.* (2019) se dispõem de métodos, recomendados pela International Association of Oil and Gas producers OGP (2010), de estimativa do diâmetro apresentado pela bola de fogo e a sua duração. Através disso, Cowling *et al.* (2019) predizem o nível de radiação térmica emitido pelo fluxo de calor em decorrência da bola de fogo.

Zhang *et al.* (2017) trabalham na modelagem do cenário de explosão terrestre sofrida por dutos enterrados. Neste cenário, busca-se prever o nível de empenamento o qual a parede do duto possa vir a apresentar, uma vez exposta à atuação de explosões terrestres. Este tipo de cenário de acidente tem se mostrado cada vez mais comum devido, principalmente, a ataques terroristas, configurando, assim, um evento intencional. Esse tipo de acidente normalmente não é incluído no estudo de análise de risco.

2.3 Consequências de falha

A norma internacional ASME B31.8S (2016) lista diversos tipos de consequências decorrentes dos cenários de acidente gerados pelas falhas

estruturais. Segundo a norma, para avaliar as consequências decorrentes de uma falha, é necessário levar em consideração:

- densidade populacional
- proximidade da população ao gasoduto
- proximidade da população com mobilidade limitada (hospitais, escolas)
- danos à propriedade
- danos ambientais
- vazamento de gás não inflamável
- segurança durante o fornecimento de gás
- conveniência pública e sua necessidade
- ocorrência em potencial de falhas secundárias

Para tornar o estudo dos danos gerados por essas consequências mais prático, algumas agências reguladoras, como a PHMSA, as agrupa em grandes grupos como:

- Perda de receita das empresas transportadoras
- Danos à imagem das empresas transportadoras
- Danos à propriedade privada
- Danos socioambientais

Do ponto de vista das transportadoras, essas consequências recebem uma quantificação monetária, enquanto as agências responsáveis pelo licenciamento de dutos trabalham somente com consequências relacionadas às perdas sociais (probabilidade de morte ou ferimento).

2.4 Risco

Para garantir a segurança da integridade dos dutos em operação e auxiliar na tomada de decisões de operação, normas técnicas como a internacional ASME B31.8S (2016) e a nacional CETESB (2011) requerem a realização de estudos de estimativa de risco. Esse risco é definido através da combinação entre a frequência de cada tipo de falha suscetível de acontecer e as consequências geradas por estas, podendo ser realizada a cada quilômetro de extensão do duto estudado. (Carter *et al.* (2003) e Yuhua *et al.* (2002)).

A norma CETESB (2011) aprofunda na definição do conceito de risco, desmembrando-o em risco individual e risco social. Segundo a norma, o estudo de risco individual é definido como o risco para cidadãos presentes na vizinhança do cenário de acidente, enquanto o risco social estaria relacionado ao risco para uma comunidade presente em torno desse cenário.

Para auxiliar na avaliação das condições de risco em operação de gasodutos, metodologias baseadas em lógica *fuzzy* têm sido utilizadas. (Li *et al.*, 2018).

3. MODELAGEM

Como mencionado no Capítulo 1, no presente projeto considera-se como fluido transportado nos gasodutos, o gás natural, dado à sua relevância no mercado de óleo e gás.

Dessa forma, neste capítulo, são apresentadas metodologias alternativas em relação às oferecidas por Stephens (2002), para a quantificação da vazão liberada de gás. Por simplificação, para o cálculo das propriedades físico-químicas do gás natural, considerou-se somente o metano. Apresenta-se também o equacionamento do fluxo de calor por jato de fogo, propiciada pelos três tipos de configurações de defeito. Além disso, é apresentada a metodologia de cálculo do fator de decaimento de vazão e como a estimativa do percentual do número de fatalidades pode vir a ser obtida através das funções de probabilidade de fatalidades probit (Tsao&Perry, 1979). No final, é demonstrado o cálculo utilizado para se obter o risco de um determinado gasoduto.

3.1 Vazão liberada de gás

A determinação da vazão de gás liberada depende da configuração de defeito ocorrida na tubulação, sendo as seguintes três situações consideradas neste trabalho: ruptura, furo e trinca de perfuração.

3.1.1 Para Ruptura

Para a configuração do defeito de ruptura, serão descritas duas metodologias, propostas por Stephens (2002) e TNO (2005), para o cálculo da vazão liberada de gás.

3.1.1.1 Por Stephens (2002)

Ocorrendo uma ruptura no gasoduto, a taxa de liberação de gás decai drasticamente do seu valor de pico inicial, à medida do tempo. Para este fenômeno, Stephens (2002) propôs um modelo para aproximar o valor da taxa

efetiva de liberação de massa Q_{eff} [kg/s] para o período de trinta segundos iniciais.

Para isso, Stephens (2002) utilizou a formulação, proposta por Crane (1981), para se obter o valor do pico inicial de liberação Q_{in} [kg/s], assumindo como premissa vazão sônica através da ruptura:

$$Q_{in} = C_d \frac{\pi d_r^2 P \varphi}{4 a_0} \quad (1)$$

Utilizando, para isso, o fator de vazão φ :

$$\varphi = \gamma \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma + 1}{2(\gamma - 1)}} \quad (2)$$

e a velocidade sônica do gás a_0 [m/s]

$$a_0 = \sqrt{\frac{\gamma R T}{M}} \quad (3)$$

Em que:

- C_d = Coeficiente de descarga;
- d_r = Diâmetro efetivo da ruptura [m];
- P = Pressão de operação do gasoduto [Pa];
- γ = Razão entre calores específicos a pressão e volume constante do gás metano;
- R = Constante universal dos gases [8,314 J.kmol⁻¹.K⁻¹];
- T = Temperatura do gás metano [K];
- M = Massa molecular do gás metano [kg/mol].

A partir do valor de pico inicial da taxa de liberação, expresso na Equação(1), Stephens (2002) calcula o valor aproximado da taxa liberada Q_{eff} [kg/s] no período de trinta segundos iniciais com:

$$Q_{eff} = 2 \lambda Q_{in} \quad (4)$$

Assumindo, para isso, um fator de decaimento da taxa de liberação λ equivalente a 0,33 e multiplicando por 2 ao se considerar uma ruptura do tipo guilhotina (a qual

resulta na liberação de gás nos dois extremos do duto rompido). O fator de decaimento λ normalmente depende das condições físicas e operacionais de cada duto estudado. (Stephens, 2002) A proposta conservadora de valor de 0,33 por Stephens (2002) é realizada com o intuito de assegurar melhor detalhamento na quantificação de vazão média liberada Q_{eff} [kg/s]. Um valor apurado de Q_{eff} [kg/s] possibilita representar o fluxo de calor emitido por jato de fogo mais condizente com a realidade almejada, sendo descrito nas próximas seções.

3.1.1.2 Por TNO (2005)

Para representar o fenômeno da ruptura do gasoduto, a metodologia de cálculo fornecida por TNO (2005) permite mapear o comportamento da taxa de liberação de gás metano conforme o tempo, dependente das condições iniciais fornecidas. Nesse procedimento, é considerado que, uma vez ocorrendo o evento da ruptura no gasoduto, formar-se-á uma onda de pressão se deslocando à montante em relação ao ponto do defeito. Essa onda de pressão será estabilizada por um equipamento, como uma válvula controladora de pressão, ao atingir o extremo oposto do duto.

Inicialmente, é calculada a massa inicial total m_0 [kg] que o duto comporta:

$$m_0 = \rho_0 A_p l_p \quad (5)$$

Em que:

- ρ_0 = massa específica inicial do gás metano [kg/m³]
- l_p = distância entre a ocorrência da ruptura e o local onde é situada uma válvula controladora de pressão (local de pressão constante e conhecida) [m]
- A_p = área de seção do duto [m²]:

Em seguida, é calculada a taxa de liberação inicial $q_{s,0}$ [kg/s], considerando o valor unitário para o coeficiente de descarga C_d e, utilizando os parâmetros da pressão de operação do gasoduto P [Pa], fator de vazão φ , Eq. (2), e coeficiente de vazão de saída ψ :

$$q_{s,0} = C_d A_d \psi \sqrt{\rho_0 P \varphi} \quad (6)$$

em que A_d corresponde à área do defeito ruptura [m²]. Partindo do pressuposto de que os gasodutos operam com pressões superiores à atmosférica, foi assumindo, como premissa, a vazão de saída crítica no defeito. Assim, o coeficiente de vazão de saída ψ é prescrito como unitário.

A partir disso, é calculada a velocidade sônica do gás metano u_s [m/s], considerando expansão adiabática:

$$u_s = \sqrt{\xi z R T_0 / M} \quad (7)$$

Em que:

- M = massa molecular do gás metano [kg/mol]
- T_0 = temperatura inicial do gás metano [K]
- z = fator de compressibilidade do gás metano

A parâmetro ξ é expresso por:

$$\xi = 1 + \frac{z R}{C_v M} \quad (8)$$

Em que:

- C_v = calor específico a volume constante do gás metano [J.kg⁻¹ .K⁻¹].

O fator de compressibilidade z depende da pressão P e temperatura T , sendo variável conforme cada situação. Nesse sentido, como o objetivo do presente projeto não é determinar especificamente z , seu valor foi obtido, de forma aproximada, utilizando o gráfico mostrado na Figura 3.1.

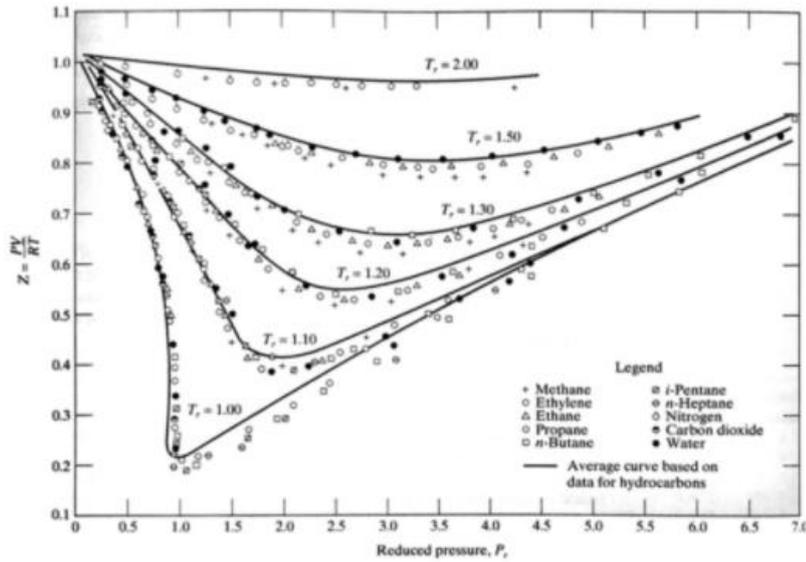


Figura 3.1: Fator de compressibilidade em função da temperatura e pressão reduzidas para cada tipo de produto. [Retirado de TNO (2005), pp 2.64]

Para determinar o fator de compressibilidade, é necessário calcular a temperatura reduzida T_r e a pressão P_r reduzida do produto transportado.

$$T_r = \frac{T}{T_c} \quad ; \quad P_r = \frac{P}{P_c} \quad (9)$$

Para a determinação da taxa de vazão liberada, é necessário determinar a constante de tempo t_b [s] :

$$t_b = \frac{2 l_p}{3 u_s} \sqrt{\frac{\gamma f_d l_p}{d}} \quad (10)$$

que por sua vez, depende do fator de atrito de Darcy f_d através da equação de Colebrook-White, o qual assumindo que o número de Reynolds é alto, tem-se:

$$f_d = \left(\frac{1}{-2 \log(\varepsilon/3,715 d)} \right)^2 \quad (11)$$

Em que:

- d = diâmetro do duto [m]
- ε = rugosidade da parede do duto [m]

Com isso, obtém-se o equacionamento da taxa de liberação $q_s(t)$ [kg/s] em função do tempo:

$$q_s(t) = \frac{q_{s,0}}{(1 + Q_0/t_b q_{s,0})} m_0 t_b q_{s,0} e^{(-t/t_b)} + e^{\left(-t \left(\frac{q_{s,0}}{m_0}\right)^2 t_b\right)} \quad (12)$$

A equação (12) só será válida até que a onda de pressão gerada pelo evento da ruptura alcance o extremo oposto do duto. O tempo para que essa onda de pressão alcance está representada pelo parâmetro t_e [s]:

$$t_e = \frac{l_p}{u_s} \quad (13)$$

3.1.2 Para Furo

Para a configuração do defeito de furo, será apresentada a metodologia sugerida por TNO (2005).

3.1.2.1 Por TNO (2005)

TNO (2005) apresenta uma metodologia para se obter a vazão mássica sob o defeito de furo em gasodutos transportando gás. Essa metodologia, (representada na Equação (6)), está presente no cálculo da taxa de liberação inicial utilizada para se obter a taxa de liberação $q_{s,0}$ [kg/s], no modo de ruptura em gasodutos.

Para o cálculo sob o defeito furo, é necessário adaptar o valor do parâmetro do coeficiente de descarga C_d (assumido como unitário para o caso de ruptura) para 0,62, e definir o diâmetro do furo d_f [m].

3.1.3 Para Trinca de perfuração

Para este modo de defeito, também é apresentada a metodologia fornecida por TNO (2005), utilizada nos cálculos dos modos de defeito anteriores.

3.1.3.1 Por TNO (2005)

Este modo de defeito abrange diâmetros de falha muito pequenos quando comparados com os diâmetros dos gasodutos. Nesse sentido, o gasoduto em si pode ser considerado, em relação à trinca de perfuração, como um tanque, no qual a pressão operante no duto não afeta significativamente na vazão mássica

de saída através do defeito. Com isso, o TNO (2005) e outros autores (Yuhua *et al.* (2002)) consideraram a taxa de liberação do gás constante, ao longo do tempo, e equivalente ao seu valor inicial.

Baseado nessa afirmação, também foi utilizada, para o cálculo sob trinca de perfuração, a metodologia aplicada para o defeito furo. Com isso, a Equação (6) foi aplicada para se obter o valor de vazão liberada sob o defeito de trinca de perfuração, alterando o parâmetro do diâmetro do defeito d_f [m].

3.2 Fator de decaimento

Conforme explicitado na Equação (2), Stephens (2002) adota o valor padrão de 0,33 para o fator de decaimento λ , na obtenção da vazão liberada por ruptura. No entanto, Stephens (2002) e a metodologia de Baker (2005) salientam que o valor apropriado para λ depende especificamente dos parâmetros físicos e operacionais de cada gasoduto.

Hill&Catmur (1995) propõem a utilização do valor de 0,25 para o fator de decaimento λ sob o defeito de ruptura de gasodutos. Ao propor esse valor, Hill&Catmur estariam sendo menos conservativos acerca da estimativa do valor médio de vazão liberada Q_{eff} [kg/s], utilizada pela Equação (4).

Baseado nessas duas propostas, será feito uma análise comparativa entre esses dois valores de λ , para o comportamento transiente proposto por TNO (2005). Posteriormente, este projeto visa utilizá-los para a obtenção do comportamento da porcentagem de fatalidades ao longo do raio de impacto, sendo no final feita a quantificação do perfil de risco individual para cada critério.

3.3 Fluxo de calor

Para a modelagem do fluxo de calor, é apresentado, inicialmente, a formulação de Stephens (2002). Em seguida, o modelo sugerido por TNO (2005) é detalhado. Ambas as modelagens trabalham com o cenário de jato de fogo.

3.3.1 Por Stephens (2002)

Stephens (2002) propõe uma modelagem para obter o valor do fluxo de calor I , emitido através do evento de jato de fogo, até um determinado alvo estudado. Nesta modelagem, algumas simplificações são realizadas:

- Modelagem unidimensional
- Considera um único ponto emissor de radiação térmica
- Geometria de jato de fogo vertical
- Influência do vento nula

Nesse sentido, a equação proposta para o fluxo total I [kW/m²] para uma dada distância longitudinal x [m] do jato de fogo seria:

$$I = \frac{\eta X_g Q_{eff} H_c}{4 \pi x^2} \quad (14)$$

Em que

- η = Fator de eficiência da combustão = 0,35
- H_c = Calor de combustão do gás metano [kJ/kg]
- X_g = Fator de emissividade = 0,2
- Q_{eff} = Vazão liberada de gás [kg/s]
- x = Distância longitudinal do jato de fogo até o alvo [m]

Através da Equação (14), é possível definir regiões concêntricas ao fluxo de calor no gasoduto de raio x (raio de impacto), nas quais alvos contemplados nessas regiões receberiam a mesma intensidade de radiação térmica.

3.3.2 Por TNO (2005)

Para o cálculo do fluxo de calor de jato de fogo, TNO (2005) apresenta uma metodologia alternativa. Neste modelo proposto, o jato de fogo é geometrizado para o de um corpo sólido de tronco de cone, com potência emissiva de sua superfície uniforme. Além disso, também é levado em consideração para o cálculo do fluxo de calor emitido a velocidade do vento e o ângulo da saída do jato de fogo em relação à horizontal.

A metodologia é dividida em cinco etapas, listadas abaixo:

- Cálculo da Velocidade de saída do jato de fogo em expansão
- Cálculo da dimensão do jato
- Cálculo da Potência Emissiva da superfície do jato

- Cálculo do Fator de vista
- Cálculo do Fluxo de calor para uma determinada distância X [m]

Essas etapas serão descritas a seguir, em que as principais variáveis estão apresentadas na Figura 3.2:

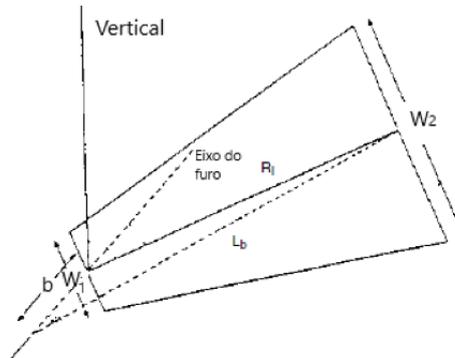


Figura 3.2: Representação das principais variáveis a serem abordadas. [Retirado de TNO (2005), pp 6.56]

3.3.2.1 Velocidade de saída do jato em expansão

A velocidade de saída u_j [m/s] do jato é calculada através de

$$u_j = M_j \sqrt{\gamma R \frac{T_i}{M}} \quad (15)$$

Em que

- M_j = número de Mach
- T_i = temperatura apresentada pelo jato em expansão [K]

γ , R e M são respectivamente, a razão de calor específicos, a constante universal dos gases e massa molecular, como já definidos anteriormente.

O número de Mach M_j , é determinado considerando, como premissa, a vazão de saída crítica:

$$M_j = \sqrt{\frac{(\gamma + 1) \left(\left(\frac{P_c}{P_a} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 2 \right)}{\gamma - 1}} \quad (16)$$

Em que:

- P_a = pressão atmosférica [Pa],
- P_c = pressão estática atuante no defeito do gasoduto [Pa]

A temperatura T_i [K] apresentada pelo jato em expansão é

$$T_i = T_s \left(\frac{P_a}{P_i} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad (17)$$

Em que:

- T_s = temperatura inicial do gás metano [K]
- P_i = pressão inicial do gás metano [Pa].

e para determinar a pressão estática P_c [Pa] atuante no defeito do gasoduto, tem-se:

$$P_c = P_i \left(\frac{2}{\gamma + 1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad (18)$$

3.3.2.2 Dimensão do jato

Para se calcular a área da superfície total do jato de fogo A [m²], a geometria de seu tronco foi simplificada para a de um cilindro e, utilizou-se o valor da média das larguras da base W_1 [m] e do topo do tronco W_2 [m]:

$$A = \frac{\pi}{2} \left(\frac{W_1 + W_2}{2} \right)^2 + \pi R_l \frac{W_1 + W_2}{2} \quad (19)$$

A largura da base do tronco W_1 [m] se dá através:

$$W_1 = D_s (13,5e^{-6R_w} + 1,5) \left(1 - \left(1 - \sqrt{\frac{\rho_{ar}}{\rho_j}} \right) e^{(-70R_i(D_s))^{C'R_w}} \right) \quad (20)$$

e a largura do topo do tronco W_2 [m] pode ser encontrada a partir de:

$$W_2 = L_b (0,18e^{-1,5R_w} + 0,31) (1 - 0,47e^{-25R_w}) \quad (21)$$

O próximo passo é calcular a razão R_w entre as velocidades do vento atuante u_w [m/s] e do jato de fogo u_j [m/s].

$$R_w = \frac{u_w}{u_j} \quad (22)$$

Em seguida é calculado o diâmetro efetivo da fonte D_s [m], utilizando o diâmetro do defeito d_j [m] e as massas específicas do jato de fogo ρ_j [kg/m³] e do ar ρ_{ar} [kg/m³].

$$D_s = d_j \sqrt{\frac{\rho_j}{\rho_{ar}}} \quad (23)$$

A massa específica do ar ρ_{ar} [kg/m³] é:

$$\rho_{ar} = P_a \frac{W_{ar}}{RT_{ar}} \quad (24)$$

Em que:

- W_{ar} = massa molecular do ar [kg/mol]
- T_{ar} = temperatura do ar [K].

A massa específica do jato de fogo ρ_j , [kg/m³] é obtida utilizando a pressão estática atuante no defeito do gasoduto P_c [Pa], a massa molecular do gás metano M [kg/mol], a constante universal do gás R [8,314 J.mol⁻¹ .K⁻¹] e a temperatura do jato T_i [K]:

$$\rho_j = P_c \frac{M}{RT_i} \quad (25)$$

Com as definições de massa específica apresentadas, é possível determinar a razão entre as massas específicas do ar ρ_{ar} e do jato de fogo ρ_j , através do uso das temperaturas do jato em expansão T_i [K] e do ar T_{ar} [K] e, das massas moleculares do ar W_{ar} [kg/m³] e do gás metano M [kg/m³]:

$$\frac{\rho_{ar}}{\rho_j} = \frac{T_i W_{ar}}{T_{ar} M} \quad (26)$$

O próximo passo consiste em determinar o fator C' através:

$$C' = 1000e^{-100R_w} + 0,8 \quad (27)$$

Em seguida, para se finalizar o cálculo da largura da base do tronco W_1 [m], é necessário encontrar o número de Richardson $Ri(D_s)$, utilizando o diâmetro efetivo da fonte D_s [m], velocidade do jato de fogo u_j [m/s²] e da aceleração da gravidade g [9,81 m/s²]:

$$Ri(D_s) = \left(\frac{g}{D_s^2 u_j^2}\right)^{\frac{1}{3}} D_s \quad (28)$$

A largura do topo do tronco W_2 [m] depende do comprimento L_b [m] do topo do jato de fogo até o centro do plano do defeito. Assumindo a atuação do vento, o modelo de TNO (2005) considera que o jato de fogo sofre uma inclinação de ângulo α [°] em relação ao plano do defeito. Com isso, é calculado L_b [m] do topo do jato de fogo até o centro do plano do defeito, levando em consideração o ângulo θ_{jv} [°], o qual representa a angulação entre o eixo do furo com o eixo horizontal.

$$L_b = L_{b0}(0,51e^{-0,4u_w} + 0,49)(1,0 - 6,07(10^{-3})(\theta_{jv} - 90)) \quad (29)$$

Em que:

- θ_{jv} = ângulo entre o eixo do furo com o eixo horizontal [°].
- L_{b0} = o comprimento do jato de fogo sem influência do vento [m].

O comprimento do jato de fogo sem influência do vento L_{b0} [m] é

$$L_{b0} = Y_s D_s \quad (30)$$

Este comprimento depende da variável auxiliar Y_s , a qual precisa ser obtida via iteração numérica da seguinte equação, utilizando a aceleração da gravidade g [9,81 m/s²]:

$$\left(0,024 \left(g \frac{D_s}{u_j^2}\right)^{\frac{1}{3}}\right) Y_s^{\frac{5}{3}} + 0,2 Y_s^{\frac{2}{3}} - \left(\frac{2,85}{W}\right)^{\frac{2}{3}} = 0 \quad (31)$$

Em seguida, pode-se calcular o ângulo de inclinação α do jato de fogo. Para a situação de jato de fogo dominante, o ângulo de inclinação α [°] do jato de fogo se dá por:

$$\alpha = (\theta_{jv} - 90)(1 - e^{-25,6R_w}) + \frac{8000R_w}{Ri(L_{b0})} \quad (32)$$

Para a situação de jato de fogo dominado, o ângulo de inclinação α [°] do jato de fogo se dá por:

$$\alpha = (\theta_{jv} - 90)(1 - e^{-25,6R_w}) + \frac{134 + 1726\sqrt{R_w - 0,026}}{Ri(L_{b0})} \quad (33)$$

Para finalizar a determinação da largura da base do tronco W_1 , é preciso determinar o número de Richardson $Ri(L_{b0})$ sob o caso de jato de fogo sem influência de vento.

$$Ri(L_{b0}) = \left(\frac{g}{D_s^2 u_j^2}\right)^{\frac{1}{3}} L_{b0} \quad (34)$$

Depois de obter $Ri(L_{b0})$, é necessário analisar o valor obtido da razão entre as velocidades do vento atuante e do jato de fogo R_w . Caso a situação $R_w \leq 0,05$ ocorra, diz-se que o jato de fogo é dominante às forças do vento no sentido de que este manterá sua forma inalterada. Caso ocorra a situação de $R_w > 0,05$, o jato de fogo é dominado pelas forças do vento.

A distância do “lift-off” do jato de fogo b [m] pode ser obtida através da seguinte correlação empírica:

$$b = L_b \frac{\sin(\alpha(0,185e^{-20R_w} + 0,015))}{\sin(\alpha)} \quad (35)$$

O comprimento do tronco do jato de fogo R_l [m] é determinado através do uso do comprimento do topo do jato de fogo até o centro do plano do defeito L_b [m] do “lift-off” do jato de fogo b [m] e do ângulo de inclinação α [°] do jato de fogo:

$$R_l = \sqrt{L_b^2 - b^2 \sin^2(\alpha)} - b \cos(\alpha) \quad (36)$$

3.3.2.3 Potência Emissiva da superfície do jato de fogo

O terceiro passo é o cálculo da potência emissiva da superfície do jato de fogo SEP_{max} [J.m⁻².s⁻¹], a qual pode ser obtida através do uso do calor líquido por

unidade de tempo Q' [$\text{J}\cdot\text{s}^{-1}$], da fração de calor radiado pela superfície do jato F_s e da área da superfície total do jato de fogo A [m^2]:

Para se determinar o calor líquido por unidade de tempo Q' [$\text{J}\cdot\text{s}^{-1}$] liberado da combustão do gás metano, tem-se:

$$Q' = m' \Delta H_c \quad (37)$$

Em que:

- m' = vazão mássica [$\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$],
- ΔH_c = calor da combustão [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$].

Desse total de calor líquido por unidade de tempo Q' [$\text{J}\cdot\text{s}^{-1}$] liberado, calcula-se a fração F_s a qual é irradiada da superfície do jato. Para isso, é necessário utilizar a velocidade de saída do jato u_j [m/s]:

$$F_s = 0,21e^{-0,00323u_j} + 0,11 \quad (38)$$

Com isso, a potência emissiva da superfície do jato de fogo SEP_{max} [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$] é expressa por:

$$SEP_{max} = F_s \frac{Q'}{A} \quad (39)$$

3.3.2.4 Fator de forma

O quarto passo seria a obtenção do parâmetro do fator de forma F_{max} , necessário para representar o fenômeno do *lift-off* do jato de fogo b [m]. Devido ao *lift-off* do jato de fogo, a angulação do jato de fogo em relação ao referencial do alvo atingido e a distância entre o evento do jato de fogo e o alvo podem variar. Para isso, é necessário a obtenção dos parâmetros de transformação das coordenadas X' . A Figura 3.3 apresenta a situação a ser analisada nas próximas etapas:

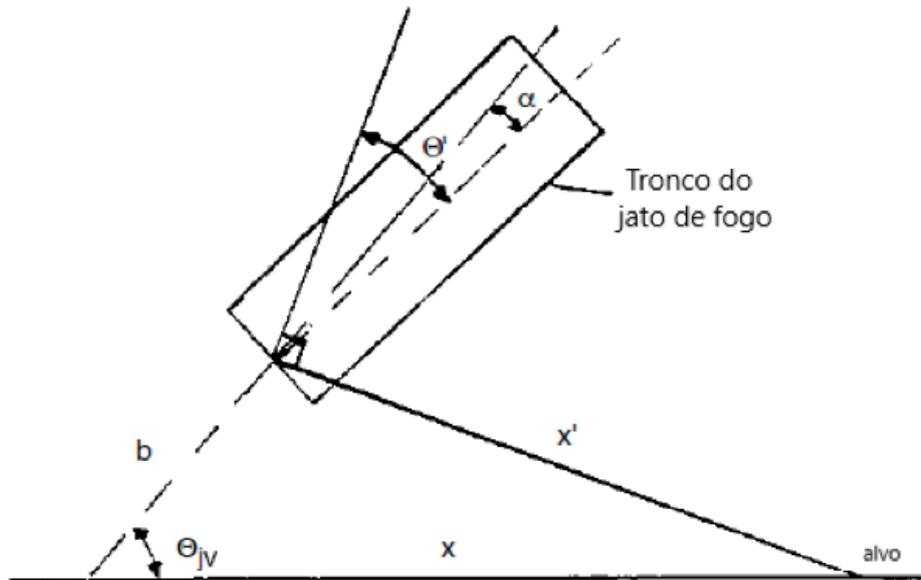


Figura 3.3: Esquema ilustrativo envolvendo do fenômeno de lift-off do jato de fogo [Retirado de TNO (2005), pp 6.60]

A distância entre o centro do plano inferior do lift-off do jato de fogo e o alvo é expresso por X' [m], necessitando do uso da distância do lift-off do jato de fogo b [m], da angulação entre o eixo do furo com a horizontal θ_{jv} [°] e da distância X [m] entre o alvo e o centro do jato de fogo sem a ocorrência do lift-off.

$$X' = \sqrt{(b \sin \theta_{jv})^2 + (X - b \cos \theta_{jv})^2} \quad (40)$$

Em que:

- X = distância entre o alvo e o centro do jato de fogo sem lift-off [m].

O ângulo entre a linha de centro do lift-off do jato e o plano entre o centro da parte inferior do lift-off do jato e o alvo é expresso por θ' [°], o qual utiliza a inclinação do jato de fogo α [°] e os parâmetros utilizados na Equação (41).

$$\theta' = 90 - \theta_{jv} + \alpha - \arctan\left(\frac{b \sin \theta_{jv}}{X - b \cos \theta_{jv}}\right) \quad (41)$$

Com isso, a distância x [m] entre a área da superfície do jato de fogo e o alvo é obtida com as larguras da base W_1 [m] e do topo W_2 [m] do tronco:

$$x = X' - \frac{W_1 + W_2}{4} \quad (42)$$

O fator de forma (de vista) vertical F_v e horizontal F_h são

$$\begin{aligned}
 F_v = & (-E \tan^{-1} D \\
 & + E \left(\frac{a^2 + (b_l + 1)^2 - 2b_l(1 + a \sin \theta')}{A_1 B} \right) \tan^{-1} \left(\frac{A_1 D}{B} \right) \\
 & + \frac{\cos \theta'}{C} \left[\tan^{-1} \left(\frac{ab_l - F^2 \sin \theta'}{FC} \right) + \tan^{-1} \left(\frac{F^2 \sin \theta'}{FC} \right) \right] \\
 & / \pi
 \end{aligned} \tag{43}$$

$$\begin{aligned}
 F_h \\
 = & \left(\tan^{-1} \left(\frac{1}{D} \right) + \frac{\sin \theta'}{C} \left(\tan^{-1} \left(\frac{ab_l - F^2 \sin \theta'}{FC} \right) + \tan^{-1} \left(\frac{F^2 \sin \theta'}{FC} \right) \right) \right) \\
 & - \left(\frac{a^2 + (b_l + 1)^2 - 2(b_l + 1 + a b_l \sin \theta')}{A_1 B} \right) \tan^{-1} \left(\frac{A_1 D}{B} \right) / \pi
 \end{aligned} \tag{44}$$

O fator de vista máximo F_{max} , é obtido através de:

$$F_{max} = \sqrt{F_v^2 + F_h^2} \tag{45}$$

Para determinar os fatores de forma, necessita-se calcular os seguintes parâmetros: a, b_l, A_1, B, C, E e F :

$$a = \frac{R_l}{\frac{W_1 + W_2}{4}} \quad ; \quad b_l = \frac{X'}{\frac{W_1 + W_2}{4}} \tag{46}$$

$$A_1 = \sqrt{a^2 + (b_l + 1)^2 - 2a(b_l + 1)\sin \theta'} \tag{47}$$

$$B = \sqrt{a^2 + (b_l - 1)^2 - 2a(b_l - 1)\sin \theta'} \tag{48}$$

$$C = \sqrt{1 + (b_l^2 - 1)\cos^2 \theta'} \tag{49}$$

$$D = \sqrt{\frac{b_l - 1}{b_l + 1}} \quad ; \quad E = \frac{a \cos \theta'}{b_l - a \sin \theta'} \quad ; \quad F = \sqrt{b_l^2 - 1} \tag{50}$$

3.3.2.5 Fluxo de calor

O passo final para a obtenção do fluxo de calor emitido I [kW/m²] se caracteriza por mais algumas etapas de cálculo.

A primeira etapa seria determinar a pressão de vapor parcial da água p_w [Pa]:

$$p_w = RHp_w^0 \quad (51)$$

em que:

- RH = umidade relativa do ar no local do evento de jato de fogo,
- p_w^0 = pressão de vapor saturado da água a 15°C [Pa].

A partir de p_w [Pa], a transmissividade atmosférica τ_a pode ser calculada, utilizando o parâmetro da distância x [m] entre a área da superfície do jato de fogo e o alvo estudado.

$$\tau_a = 2,02(p_w x) \quad (52)$$

Com isso, o fluxo de calor I [kW/m²] emitido pelo jato de fogo é obtido:

$$I = \frac{SEP_{max} F_{max} \tau_a}{1000} \quad (53)$$

3.4 Porcentagem de fatalidades

Nesta seção, é detalhado o procedimento de obtenção da curva de porcentagem de fatalidade ao longo da distância em relação ao jato de fogo, denominada como raio de impacto. Inicialmente, apresenta-se como a quantificação de danos é mensurada através de funções de probabilidades proibit (Tsao&Perry (1979), Lee (1994) e TNO Green Book). Logo após, a metodologia para se encontrar os raios de impacto que gerem 1% e 99% de fatalidades é apresentada. No final da seção mostra-se como é obtida a curva de porcentagem de fatalidade entre esses dois limites de raio de impacto.

3.4.1 Quantificação de danos

Fenômenos danosos, tais como a exposição à radiação térmica oriunda da ignição de fluxo de calor, inalação à fumaça tóxica resultante de falhas de dutos, exposição à fragmentos em suspensão, podem provocar sérios danos ao indivíduo, população e ao ambiente em sua volta.

Para estabelecer práticas que possam melhor proteger a população e/ou indivíduo contra os efeitos de variados fenômenos danosos, é necessário realizar uma mensuração do nível de dano o qual esses fenômenos danosos provocam. Para tal, seria preciso quantificar a exposição do indivíduo/população/ambiente frente aos parâmetros de intensidade, tempo de exposição e as consequências relacionadas a esse determinado fenômeno danoso.

As funções de probabilidade de fatalidades probit são adaptadas para corresponder à cada tipo de fenômeno danoso e, possuem uma estrutura de equação genérica (HSE):

$$Y = k_1 + k_2 \ln(V) \quad (54)$$

em que:

- Y = valor de função probit, o qual representa uma medida da porcentagem de dano gerada por um fenômeno danoso. Esse valor Y é comparado em uma tabela probit para se obter a porcentagem de fatalidade gerada pelo fenômeno danoso especificado.
- k_1, k_2 = valores constantes, que variam com cada tipo de fenômeno danoso.
- V = valor resultante do produto entre a intensidade gerada pelo determinado fenômeno danoso, fluxo de calor I [$\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$], elevado a um parâmetro “ n ”, pelo tempo de exposição “ t ” [s] do indivíduo/população/ambiente ao fenômeno danoso. É expresso na seguinte equação:

$$V = I^n t \quad (55)$$

onde:

- I = intensidade ou concentração que um determinado alvo é exposto pelo fenômeno danoso [$\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$]
- t = tempo de exposição [s] ao qual o alvo é submetido à intensidade I .

Neste trabalho, considerou-se a exposição à radiação térmica oriunda da ignição de fluxo de calor como fenômeno danoso. Neste caso, o parâmetro V [$\text{kW.m}^{-2}.\text{s}$] é chamado de dose por radiação térmica, sendo representado por:

$$V = I^{4/3}t \quad (56)$$

Em relação à equação de probabilidade de fatalidade probit referente à exposição por radiação térmica, existem as propostas por Eisenberg *et al* (1975), Tsao&Perry (1979), Lee (1994) e TNO Green Book, mostradas na Tabela 3-1. Estes modelos também oferecem valores de V para 1% e 50% de fatalidades ocorridas pela exposição à radiação térmica.

Tabela 3-1: Modelos de funções probits para exposição à radiação térmica propostos [Retirado de HSE, pp.20-21]

Modelo Proposto	Equação Probit	Dose térmica	
		1%	50%
Eisenberg <i>et al</i> (1975)	$Y = -14.9 + 2.56 \ln V$	960	2380
Tsao & Perry (1979)	$Y = -12.8 + 2.56 \ln V$	420	1046
Lees (1994)	$Y = -10.7 + 1.99 \ln V$	828	2670
TNO Green Book	$Y = -15.3 + 3.02 \ln V$	389	841

A tabela probit para exposição à radiação térmica, fornecida por Finney, D.J.(1971), é apresentada na Tabela 3-2. Nesta tabela, as porcentagens de fatalidades decorrentes da exposição por radiação térmica são obtidas utilizando os valores de Y calculados nas funções probit.

Tabela 3-2: Tabela Probit decorrente à exposição por radiação térmica, fornecida por Finney, D.J.(1971) [Retirado de HSE, pp.51]

%	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
0	-	2,67	2,95	3,12	3,25	3,36	3,45	3,52	3,59	3,66
10	3,72	3,77	3,82	3,87	3,92	3,96	4,01	4,05	4,08	4,12
20	4,16	4,19	4,23	4,26	4,29	4,33	4,36	4,39	4,42	4,45
30	4,48	4,5	4,53	4,56	4,59	4,61	4,64	4,67	4,69	4,72
40	4,75	4,77	4,8	4,82	4,85	4,87	4,9	4,92	4,95	4,97
50	5	5,03	5,05	5,08	5,1	5,13	5,15	5,18	5,2	5,23
60	5,25	5,28	5,31	5,33	5,36	5,39	5,41	5,44	5,47	5,5
70	5,52	5,55	5,58	5,61	5,64	5,67	5,71	5,74	5,77	5,81
80	5,84	5,88	5,92	5,95	5,99	6,04	6,08	6,13	6,18	6,23
90	6,28	6,34	6,41	6,48	6,55	6,64	6,75	6,88	7,05	7,33
%	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
99	7,33	7,37	7,41	7,46	7,51	7,58	7,65	7,75	7,88	8,09

3.4.2 Raios de 1% e 99% de fatalidades

Conforme CETESB (2011), o raio de impacto x [m] é definido como a distância entre o evento de um cenário de acidente e o alvo atingido. Cada raio de impacto delimita um contorno circular, no qual cidadãos que estejam localizados nele recebem a mesma probabilidade de fatalidade.

Para calcular os raios de 1% e 99% de fatalidades, foi aplicada a Equação (14) na Equação (56), obtendo:

$$V = \left(\frac{\eta X_g Q_{eff} H_c}{4\pi x^2} \right)^{\frac{4}{3}} t \quad (57)$$

Através da escolha da equação probit proposta por Tsao&Perry (1979), fornecida na Tabela 3-1:

$$Y = -12,8 + 2,56 \ln(V) \quad (58)$$

Pode-se explicitar o parâmetro da dose térmica V :

$$V = e^{\frac{Y+12,8}{2,56}} \quad (59)$$

A partir disso, substituindo a Equação (59) na (57) e, explicitando o raio de impacto x , tem-se:

$$x = \left(\frac{\left(e^{\frac{Y+12,8}{2,56}} \right)^{\frac{3}{4}}}{t^{\frac{3}{4}} \frac{\eta X_g Q_{eff} H_c}{4\pi}} \right)^{-\frac{1}{2}} \quad (60)$$

Para se determinar respectivamente os valores dos raios de impacto de 1% e 99% de fatalidades, substituíram-se os valores de Y da Tabela 3-2 na Equação (60), além dos valores comuns de tempo de exposição t [s], fator de eficiência η , fator de emissividade X_g , vazão liberada Q_{eff} [kg/s] e calor de combustão H_c [kJ.kg⁻¹].

3.4.3 Curva de probabilidade de fatalidades

Uma vez obtidos os raios limites de impacto a 99% e 1% de fatalidades (respectivamente $r_{99\%}$ [m] e $r_{1\%}$ [m]), pode-se obter o comportamento da curva de porcentagem de fatalidades ao longo do raio de impacto.

Para isso, foram definidos 99 raios de impacto intermediários, de igual espaçamento Δr , aos raios limites de 99% e 1% de fatalidades. Assim, para cada raio intermediário, é calculada a dose térmica através da readaptação da Equação (57), obtendo assim, seu comportamento em função do raio de impacto x [m].

$$V = \left(\frac{\eta X_g Q_{eff} H_c}{4\pi r_i^2} \right)^{\frac{4}{3}} t \quad (61)$$

onde

$$r_i = r_{99\%} + i\Delta r \quad (62)$$

sendo i o número de intervalos entre $r_{99\%}$ e $r_{1\%}$.

Nesse cálculo, o tempo de exposição t [s] seria de 30 segundos e o valor da vazão liberada Q_{eff} [kg/s] seria o valor obtido para cada uma das três configurações de defeito. Com a dose térmica calculada, é calculado o valor de Y na Equação (58) para cada raio intermediário. Em seguida, o valor de Y obtido é correlacionado à porcentagem de fatalidades. Por definição (TNO Yellow Book), a probabilidade de fatalidade é:

$$P = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{Y-5} e^{-s^2/2} ds \quad (63)$$

ou

$$P = 0.5 \left[1 + \operatorname{erf} \left(\frac{Y-5}{\sqrt{2}} \right) \right] \quad (64)$$

e

$$\operatorname{erf}(x) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-s^2} ds \quad (65)$$

Assim, observa-se que a Equação (63) é a função distribuição acumulada da distribuição normal padrão e pode ser calculada através do comando *normcdf* do Matlab, podendo, assim, obter o comportamento da probabilidade de fatalidade em função do raio de impacto x [m], sem a necessidade de utilizar a Tabela 3-2.

3.5 Risco

Nesta seção, é apresentada a metodologia do cálculo do risco individual, conforme regulamentado pela norma técnica CETESB (2011). Pelo fato do risco ser a combinação entre a frequência de falhas atuantes e as consequências geradas por estas, é necessário detalhar essas duas componentes.

3.5.1 Frequência de falhas

Para se calcular o risco do gasoduto em uma determinada posição longitudinal, é preciso obter a frequência de cada configuração de falha atuante na região estudada (CETESB, 2011). Para compor a frequência de uma determinada falha, são feitas contagens da quantidade de eventos ocorridos em um país/região ano após ano. No banco de dados de gasodutos da EGIG (2015), são fornecidas essas informações na unidade ocorrência. $1000^{-1} \cdot \text{km}^{-1} \cdot \text{ano}^{-1}$. Esses dados de frequências foram coletados entre os anos de 2007 a 2016 e são válidos para aplicação na Europa. Vale ser ressaltado que a frequência de falhas mensuradas pode não ser apropriada para uso em quantificação de risco em regiões distintas às daquelas onde ocorreram as medições, devendo ser avaliada por profissionais da área de risco.

Tabela 3-3: Frequência de falhas por 1000 km por ano. [Retirado da EGIG (2015), pp. 23]

Leak size	Failure frequency per 1,000 km-year					
	External interference	Corrosion	Construction defect / Mat. Failure	Hot tap made by error	Ground movement	Other and unknown
Rupture	0.0058	0.0000	0.0022	0.0000	0.0065	0.0007
Hole	0.0195	0.0007	0.0014	0.0014	0.0079	0.0014
Pinhole/crack	0.0166	0.0353	0.0224	0.0043	0.0065	0.0123
Unknown	0.0007	0.0014	0.0007	0.0000	0.0014	0.0007

3.5.2 Consequências de falhas

As consequências decorrentes das falhas podem variar desde danos à imagem da empresa responsável pela operação do duto à fatalidade de cidadãos. Um determinado cenário de acidente originado por uma ruptura em detrimento de ação geológica pode danificar prédios, poluir o solo e levar cidadãos à fatalidade.

Neste projeto, a fim de seguir as normas encontradas na CETESB (2011), foi assumido, como consequência de falhas, a probabilidade de fatalidade a qual cada configuração de defeito pode ocasionar. Para isso, são utilizadas as curvas de porcentagem de fatalidades para cada configuração de defeito obtida.

3.5.3 Risco Individual

Carter *et al.* (2003) apresentam uma metodologia de quantificação de risco. Nela, o risco decorrente de cada um dos cinco modos de falhas (corrosão interna, corrosão externa, geotecnia, ação de terceiros e outros) é obtido da multiplicação entre a frequência desta falha para cada tamanho de defeito (ruptura, furo e trinca de perfuração) e as suas respectivas consequências geradas em um determinado quilômetro do gasoduto:

$$Risco_{modo} = \sum_{i=ruptura,furo,trinca} frequencia_i consequencia_i \quad (66)$$

O risco total em uma determinada posição longitudinal do gasoduto seria obtido através da soma dos riscos de cada modo de falha:

$$Risco_{total} = \sum_{j=modos} Risco_j \quad (67)$$

A norma técnica CETESB (2011) aprofunda no conceito de quantificação do risco, chegando a desmembrá-lo em dois subconjuntos: risco social e risco individual. Enquanto o risco social analisa o impacto gerado por um cenário de acidente para uma comunidade à sua volta, o risco individual é voltado para o impacto decorrente a cidadãos vulneráveis à sua volta.

Segundo a norma, para quantificar o risco individual em uma dada posição longitudinal de um gasoduto, é necessário traçar uma linha ortogonal à geratriz desse duto nessa posição longitudinal, conforme Figura 3.4:

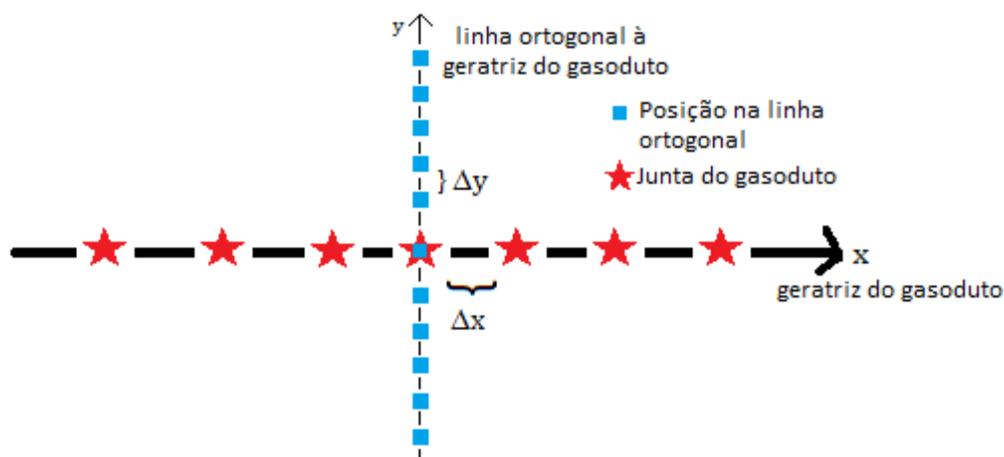


Figura 3.4: Representação da linha ortogonal à geratriz do gasoduto

Devido às características de ser um ativo linear, as falhas em diversos pontos ao longo do gasoduto geram riscos para uma mesma posição y localizada numa linha ortogonal à geratriz do gasoduto. Assim, é necessário que seja feita uma discretização espacial ao longo do gasoduto, normalmente de junta a junta (solda entre dois tubos do gasoduto com distância típica, entre si, de 12m), e uma discretização ao longo da perpendicular à geratriz do gasoduto, para posteriormente aplicar a Equação (67). Um exemplo de análise simplificada é descrito abaixo.

Inicia-se a quantificação do risco na posição y nula da linha ortogonal à geratriz do gasoduto. Nessa situação, analisa-se quantas juntas podem gerar consequências danosas à essa posição y . Para isso, quantifica-se o número total de juntas, cujos raios de impacto contemplem a posição y . Na Figura 3.5, três juntas possuem, ao menos, impacto de 1% de fatalidades na quantificação de risco na posição y .

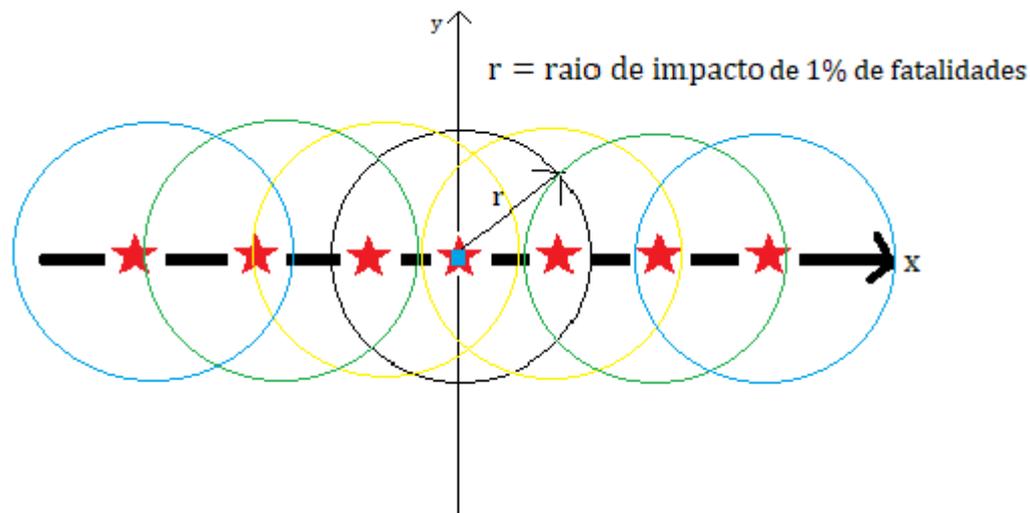


Figura 3.5: Esquema ilustrativo para cálculo de risco na posição y equivalente a zero

Com isso, a quantificação do risco, segundo regulamentação da CETESB (2011), depende também de verificar se a distância entre a posição y e uma determinada junta é atendida, ao menos, pelo raio de impacto de 1% de fatalidades da referida junta. Caso afirmativo, quantifica-se o risco atribuído a esta junta através da Equação (67) e, posteriormente, somada aos riscos decorrentes das demais juntas contempladas. Essa soma total dos riscos de todas as juntas, as quais possam impactar a posição y , é o risco atribuído à posição y .

A etapa seguinte seria quantificar o risco da posição $y + \Delta y$, representada na Figura 3.6. A diferença entre esta etapa e a anterior seria na denominação da distância r entre a posição $y + \Delta y$ e a junta estudada.

$$r = \sqrt{(y + \Delta y)^2 + \Delta x^2} \quad (68)$$

Com isso, analisa-se quantas juntas possam gerar consequências danosas à essa posição $y + \Delta y$, cuja distância r seja contemplada por, pelo menos, o seu raio de impacto de 1% de fatalidades. A partir disso, obtém-se o risco total pelo mesmo procedimento anterior.

As etapas seguintes são análogas à etapa anterior, envolvendo apenas valores de posição $y + \Delta y$ diferentes.

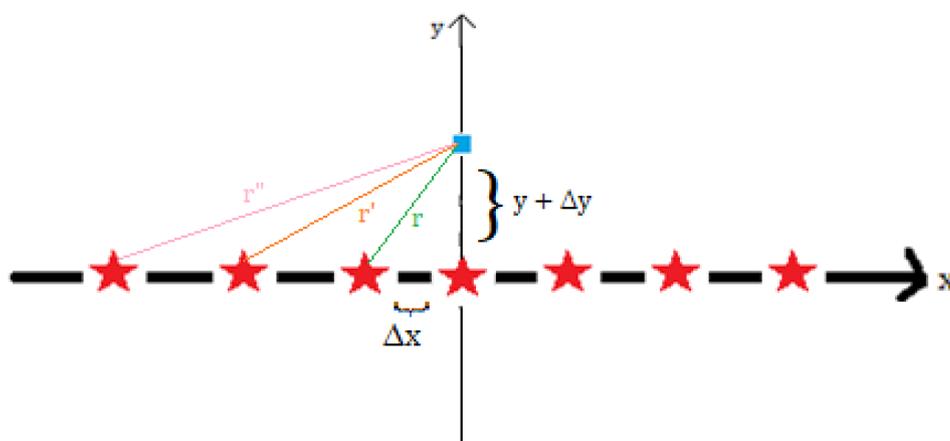


Figura 3.6: Esquema ilustrativo para cálculo de risco na posição $y + \Delta y$

4. ANÁLISE DE RESULTADOS

Os resultados obtidos através das metodologias de cálculo, apresentadas no capítulo 3 – MODELAGEM, são apresentados neste capítulo. Entre os principais resultados, estão as curvas de vazão obtidas para cada configuração de defeito, análise da influência do fator de decaimento propostos por Stephens (2002) e Hill&Cartmur (1995) no valor da vazão média pelo defeito de ruptura, as curvas de probabilidade de fatalidades ao longo do raio de impacto e o traçamento do perfil do Risco Individual.

4.1 Vazão

A seguir, os parâmetros utilizados para o cálculo de cada metodologia de vazão são detalhados. Os resultados obtidos são discutidos e comparados no final da seção.

4.1.1 Ruptura por Stephens (2002)

Nesta metodologia, foram consideradas as seguintes informações iniciais de um gasoduto transportando gás natural:

- $C_d = 1$
- $d = 1,22$ m,
- $P = 6,85 \times 10^6$ Pa,
- $T = 288,15$ K;
- $C_p = 2,25$ kJ.kg⁻¹.K⁻¹
- $C_v = 1,74$ kJ.kg⁻¹.K⁻¹
- $\gamma = 1,3$
- $M = 0,016$ kg/mol.

Utilizando os dados acima, os seguintes resultados foram obtidos:

- fator de vazão: $\varphi = 0,76$
- velocidade sônica do gás: $a_0 = 440,9$ m/s
- pico inicial de liberação de vazão: $Q_{in} = 1,4 \times 10^4$ kg/s
- vazão média liberada no período de 30 s: $Q_{eff} = 9,1 \times 10^3$ kg/s

4.1.2 Ruptura por TNO (2005)

Já com a metodologia TNO (2005), os seguintes parâmetros são necessários para determinação da vazão:

- $C_d = 1$
- $d = 1,22 \text{ m}$,
- $\varepsilon = 3 \times 10^{-5} \text{ m}$
- $l_p = 100 \text{ km}$,
- $\rho_0 = 45,8 \text{ kg/m}^3$,
- $\psi = 1$
- $P = 6,85 \times 10^6 \text{ Pa}$,
- $T = 288,2 \text{ K}$;
- $C_p = 2,25 \text{ kJ.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
- $C_v = 1,74 \text{ kJ.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
- $\gamma = 1,3$
- $T_c = 190,7 \text{ K}$,
- $P_c = 4,60 \times 10^6 \text{ Pa}$
- $M = 0,016 \text{ kg/mol}$,

Utilizando os dados acima, os seguintes resultados obtidos, para este modelo, são:

- área de seção do duto: $A_p = 1,2 \text{ m}^2$
- massa inicial total: $m_0 = 5,3 \times 10^6 \text{ kg}$
- taxa de liberação inicial de vazão: $q_{s,0} = 1,4 \cdot 10^4 \text{ kg/s}$
- temperatura reduzida: $T_r = 1,51$
- pressão reduzida: $P_r = 1,49$
- constante ξ : 1.26
- fator de atrito de Darcy: $f_d = 0,009$

Determinou-se o comportamento da vazão ao longo do tempo para as condições de gás ideal e gás real. No caso ideal, o fator de compressibilidade é equivalente à $z = 1$. Já no caso de gás real, através dos valores de temperatura e pressão reduzidos indicados acima, seu valor correspondente foi de 0,87.

A Tabela 4-1 apresenta, para os dois modelos, os valores para a velocidade sônica do gás metano u_s [m/s] e a constante de tempo tb [s]. Os comportamentos da vazão ao longo do tempo, para gás ideal e real, foram plotados e analisados no final.

Tabela 4-1: Comparação entre gás ideal e real de velocidade sônica e constante de tempo

	Fator de compressibilidade, z	Velocidade sônica, u_s [m/s]	constante de tempo tb [s]
Gás ideal	1,00	440,9	$4,8 \times 10^3$
Gás real	0,87	405,2	$5,2 \times 10^3$

4.1.3 Furo por TNO (2005)

As informações iniciais assumidas foram as mesmas para o cálculo da ruptura por Stephens (2002) e TNO (2005). No entanto, é preciso redefinir o valor de C_d e definir o valor do diâmetro do furo d_f [m] para obtenção da área do furo A_d [m²].

- $C_d = 0,62$
- $d_f = 0,24$ m (20% do diâmetro do duto d)
- $A_d = 0,24$ m²

Com isso, o valor obtido para a taxa de liberação $q_{s,0}$ [kg/s] do modo de furo foi equivalente a $1,8 \times 10^3$ kg/s.

4.1.4 Trinca por TNO (2005)

Assim como no caso do furo, foram assumidas novamente as informações definidas para ruptura. Como no caso anterior, é preciso definir o valor de C_d e o diâmetro da trinca d_f [m] para determinar a área do furo A_d [m²]:

- $C_d = 0,62$
- $d_f = 0,06$ m (5% do diâmetro do duto d)
- $A_d = 2,8 \times 10^{-3}$ m²

Com isso, o valor obtido para a taxa de liberação $q_{s,0}$ [kg/s] do furo foi equivalente à 20,5 kg/s.

4.1.4 Curvas de vazão

Uma vez obtidos os valores de vazão decorrentes de cada configuração de defeito, parte-se para as suas análises. A Figura 4.1 apresenta os comportamentos das vazões de cada defeito de gasodutos.

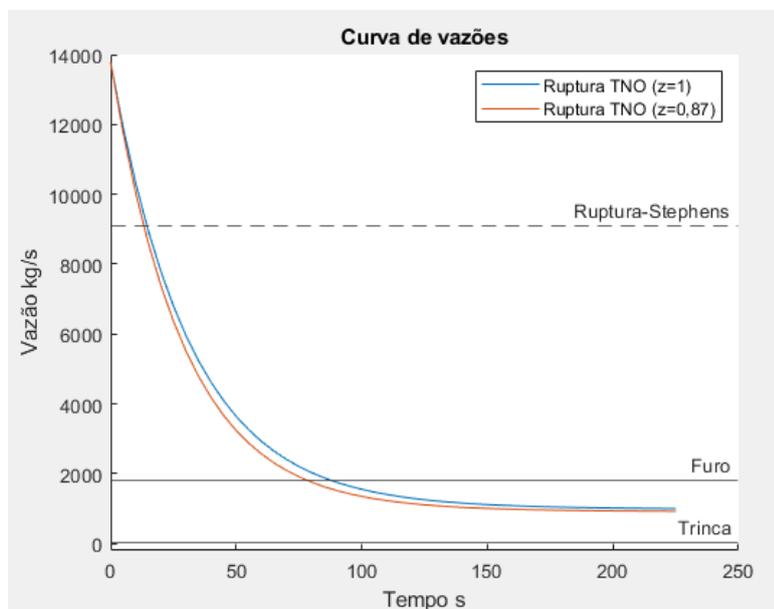


Figura 4.1: Comportamento da vazão ao longo do tempo para cada configuração de defeito

Gases transportados por dutos podem ser considerados como fluidos compressíveis dada à possibilidade de sofrerem mudanças em suas massas específicas durante seus transportes (Yuhua *et al.*, 2002). Por causa dessa situação, foi almejado, neste projeto, a plotagem da taxa de vazão de ruptura para os casos de comportamento de gás ideal e real (representado pelo fator de compressibilidade z equivalente a 0,87), para fins comparativos. Entre as duas curvas obtidas através da metodologia de TNO (2005), pode-se observar um decaimento de vazão do comportamento real um pouco maior (da ordem de 1%) em relação ao comportamento de gás ideal. Nessa ordem de grandeza, o caso de gás ideal poderia ser utilizado sem maiores implicações.

Yuahua *et al.* (2002) descrevem que quando ocorre um vazamento de gás, gera-se como resultado uma onda de pressão dentro do duto, representando uma queda de pressão até que se ocorra a sua estabilização. Essa queda seria responsável por levar ao decaimento da vazão liberada de gás através do defeito. O modelo de TNO (2005) proporciona uma visão do comportamento de vazão, desde seu pico inicial até a sua estabilização, condizente à realidade.

O modelo de vazão proposto por Stephens (2002), embora não represente o comportamento transiente da vazão, apresenta uma quantificação de vazão média de gás natural vazado próxima daquela vista na realidade nos primeiros trinta segundos. Essa abordagem será aprofundada na próxima seção.

Embora não represente o comportamento transiente da vazão em detrimento de furos, o modelo de TNO (2005) fornece uma estimativa de valor de vazão liberada a qual será posteriormente utilizada na quantificação do Risco Individual. Yuhua *et al.* (2002) apresentam uma metodologia para o comportamento transiente do defeito furo, sendo alvo de estudo deste trabalho. No entanto, devido às inconsistências encontradas nos dados fornecidos, essa metodologia não foi apresentada.

O estudo de Yuhua *et al.* (2002) aponta que, para casos de trinca de perfuração, o estudo sobre o comportamento transiente da vazão torna-se dispensável. A explicação seria de que a ocorrência de vazamento de gás teria poucas implicações sobre a pressão operante dentro do gasoduto. Essa justificativa pode ser observada na comparação dos valores nominais de vazão de ruptura e furo para os de trinca de perfuração.

4.2 Fator de Decaimento

O fator de decaimento λ , presente no trabalho de Stephens (2002), é utilizado para quantificar a vazão efetiva liberada de gás natural do defeito de ruptura em uma situação transiente, dentro de um determinado período. Nesta seção, foram analisadas duas propostas de fator de decaimento λ encontradas na bibliografia: a de Stephens (2002) e de Hill&Catmur (1995).

Com o intuito de melhor analisar o modelo de vazão média proposta por Stephens (2002), o qual é válida somente para o intervalo de trinta segundos iniciais, a Figura 4.1 foi refeita para o respectivo intervalo.

Com a obtenção da Figura 4.2, o efeito do fator de compressibilidade z equivalente a 0,87 no comportamento real da vazão é mais bem observado em relação à Figura 4.1. As vazões médias decorrentes da proposta de valores de fator de decaimento λ por Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995) foram incluídas na Figura 4.2. Utilizando o modelo de TNO (2005) para taxa de vazão ao longo do tempo de defeito ruptura, é possível mensurar o quão próximo o modelo de Stephens (2002) é para representação transiente da vazão.

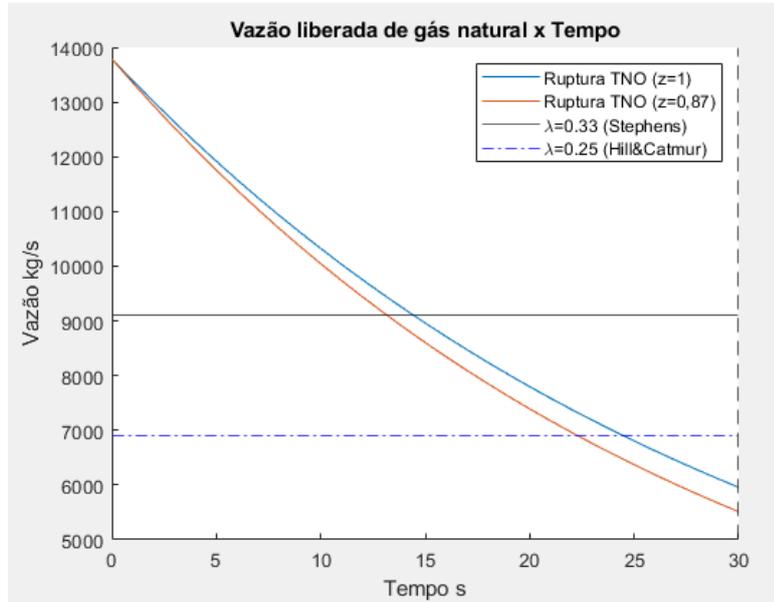


Figura 4.2: Comparação das propostas de fator de decaimento de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995)

Para auxiliar na análise, foram realizadas as somas, para os comportamentos do gás ideal e do real, dos valores de vazão para cada segundo. Os valores de vazão média Q_{eff} , da Equação (4), também foram somados para cada segundo. Essas somas são expostas na Tabela 4-2.

A partir da Tabela 4-2, verifica-se que o fator de decaimento λ de Stephens (2002) representou, com eficácia, a vazão total liberada representada pelos modelos de TNO (2005), nos trinta segundos iniciais. Além disso, a Tabela 4-2 realça uma diferença pequena (menos de 5%) entre os valores de vazão liberada total do comportamento de gás ideal e real.

Tabela 4-2: Comparação de vazão liberada total para os modelos de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995)

Vazão liberada total nos trinta segundos			
TNO (z=1)	TNO (z=0,87)	Stephens (2002)	Hill&Catmur (1995)
$\sum_0^{30} q_s$	$\sum_0^{30} q_s$	$\sum_0^{30} Q_{eff}$	$\sum_0^{30} Q_{eff}$
2,82 10 ⁵ kg/s	2,72 10 ⁵ kg/s	2,73 10 ⁵ kg/s	2,08 10 ⁵ kg/s

4.3 Fluxo de Calor

Nesta seção são apresentados os resultados obtidos dos métodos propostos por Stephens (2002) e por TNO (2005). É realizada uma análise comparativa entre os resultados oriundos dos dois modelos no final da seção.

4.3.1 Por Stephens (2002)

Para obtenção do fluxo de calor emitido I [kW/m^2] para cada configuração de defeito, foram assumidas as informações utilizadas para o cálculo das respectivas vazões. Além disso, foram considerados os seguintes dados:

- $\eta = 0,35$
- $H_c = 50 \times 10^3 \text{ kJ/kg}$
- $X_g = 0,2$
- Q_{eff} (Ruptura proposto por Stephens (2002)) = $9,1 \times 10^3 \text{ kg/s}$
- Q_{eff} (Ruptura proposto por Hill&Catmur (1995)) = $6,9 \times 10^3 \text{ kg/s}$
- $q_{s,0}$ (Furo) = $1,8 \times 10^3 \text{ kg/s}$
- $q_{s,0}$ (Trinca) = $20,5 \text{ kg/s}$
- $x = 100 \text{ m}$

Com isso, os valores de fluxo de calor I [kW/m^2] são apresentados na Tabela 4-3:

Tabela 4-3: Fluxo de Calor I obtidos pelo método de Stephens (2002) para cada configuração de defeito

Fluxo de Calor (kW/m^2)			
Ruptura Stephens	Ruptura Hill&Catmur	Furo	Trinca
253,5	192,2	50,1	0,6

Por ter proposto um valor de fator de decaimento λ menos conservativo, o fluxo de calor I [kW/m^2] obtido pelo método de Hill&Catmur (1995) foi menor em relação ao de Stephens (2002).

4.3.2 Por TNO (2005)

Para calcular o fluxo de calor, o método de TNO (2005) solicita parâmetros mais específicos para a sua metodologia. As informações iniciais utilizadas foram

as mesmas utilizadas nas seções anteriores, acrescidas de massa molecular do ar W_{ar} [kg.mol⁻¹], umidade relativa do ar RH , pressão de vapor saturado da água a 15°C p_w^0 [Pa], pressão atmosférica P_a [Pa], angulação entre o eixo do furo com a horizontal θ_{jv} [°] e a velocidade do vento atuante u_w [m/s].

- d_f (Furo) = 0,24 m,
- $P_i = 6,85 \times 10^6$ Pa,
- $C_p = 2,25$ kJ.kg⁻¹.K⁻¹
- $C_v = 1,74$ kJ.kg⁻¹.K⁻¹
- $T_s = 288,2$ K;
- $T_c = 190,7$ K,
- $P_c = 4,60 \times 10^6$ Pa
- $M = 0,016$ kg/mol,
- $RH = 0,7$,
- $P_a = 1,01 \times 10^5$ Pa
- $\theta_{jv} = 85^0$
- $u_w = 5$ m/s
- $p_w^0 = 1705$ Pa
- $R = 8,31$ J.mol⁻¹.K⁻¹
- $X = 100$ m
- $q_{s,0}$ (Furo) = $1,8 \times 10^3$ kg/s

Inicialmente, a metodologia apresentada por TNO (2005) foi aplicada para os três tamanhos de defeito (ruptura, furo e trinca). Contudo, para os tamanhos de ruptura e de trinca, os respectivos resultados de fluxo de calor I [kW/m²] mostraram-se inconsistentes, não sendo considerados neste estudo. Assim, somente a metodologia referente ao defeito furo foi explicitada e trabalhada.

Para todos os parâmetros definidos e utilizados no cálculo de fluxo de calor I [kW/m²] do defeito furo na seção Modelagem, seus valores foram explicitados na Tabela 4-4.

Para a metodologia mais apurada fornecida por TNO (2005), vê-se uma quantificação do valor do fluxo de calor I [kW/m²], para um raio de impacto x equivalente a 100 metros, menor ao apresentado pelo modelo de Stephens (2002). Essa diferença pode ser atribuída à participação do vento atuante sobre o jato de fogo, à umidade do ar em volta do evento e às premissas geométricas para o formato do jato de fogo.

O modelo de TNO (2005) apresenta um grau de detalhe superior à modelagem apresentada por Stephens (2002) e, conseqüentemente, é o indicado para o cálculo do fluxo de calor para o jato de fogo proveniente de rupturas, as quais apresentam conseqüências maiores que as falhas por furo e perfuração. Porém, tendo em vista a elevada quantidade de cálculos que deve ser executada

para o mapeamento do risco individual no entorno de um gasoduto com centenas de quilômetros, o modelo simplificado pode ser empregado.

Tabela 4-4: Resultados dos parâmetros utilizados no fluxo de calor para furo por TNO (2005)

Parâmetros	Furo		
T_i [K]	108,89	W_2 [m]	70,57
P_c [Pa]	$3,74 \cdot 10^6$	A [m ²]	$2,47 \cdot 10^4$
M_j	3,31	Q' [J.s ⁻¹]	$9,00 \cdot 10^{10}$
u_j [m/s]	898,14	F_s	0,12
R_w	0,01	SEP_{max} [J.m ⁻² .s ⁻¹]	$4,43 \cdot 10^5$
ρ_{ar} [kg/m ³]	1,22	X' [m]	105,75
ρ_j [kg/m ³]	66,06	θ' [°]	-13,6
D_s [m]	1,76	x [m]	87,75
Y_s	240,75	a	11,13
L_{b0} [m]	424,33	b_l	5,56
L_b [m]	244,41	A_1	14,19
$Ri(L_{b0})$	6,69	B	12,98
α	6,00	C	5,40
b [m]	44,20	D	0,83
R_l [m]	200,41	E	1,32
$\frac{\rho_{ar}}{\rho_j}$	0,68	F	5,46
$Ri(D_s)$	0,03	F_v	0,01
C'	573,89	F_h	0,05
W_1 [m]	1,43	F_{max}	0,05
		p_w [Pa]	$1,05 \cdot 10^5$
		τ_a	0,80
		q'' [kW/m ²]	17,50

4.4 Curva de Porcentagem de Fatalidade

Nesta seção, são apresentadas as curvas de porcentagem de fatalidades para as três configurações de defeito do gasoduto trabalhado nas seções anteriores. As condições físicas e operacionais deste gasoduto e as vazões efetivas de cada tamanho de defeito são explicitadas abaixo:

- $P_i = 6,85 \times 10^6$ Pa,
- $T = 288,15$ K,
- $M = 0,016$ kg/mol,
- $X = 100$ m

- Q_{eff} (Ruptura proposto por Stephens (2002)) = $9,1 \times 10^3$ kg/s
- Q_{eff} (Ruptura proposto por Hill&Catmur (1995)) = $6,9 \times 10^3$ kg/s
- $q_{s,0}$ (Furo) = $1,8 \times 10^3$ kg/s
- $q_{s,0}$ (Trinca) = 20,5 kg/s

Inicialmente, foram informados, através da Tabela 4-5, os valores obtidos de raios de impacto de 99% e 1% de fatalidades para cada tamanho de defeito. Conforme o tamanho do defeito cai, a amplitude de seus limites de raio de impacto decresce, no sentido de que menores vazões efetivas de gás estariam sendo liberadas.

Tabela 4-5: Limites de raio de impacto [m] para cada tamanho de defeito

Tipo	Limites de raios de impacto [m]	
	99%	1%
Stephens (2002)	299	592
Hill&Catmur (1995)	260	515
Furo	133	263
Trinca	14	28

Através da metodologia apresentada na seção de Modelagem, obteve-se o comportamento das curvas de fatalidade e dose térmica ao longo do raio de impacto, segundo os modelos de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995). Este resultado encontra-se ilustrado na Figura 4.3.

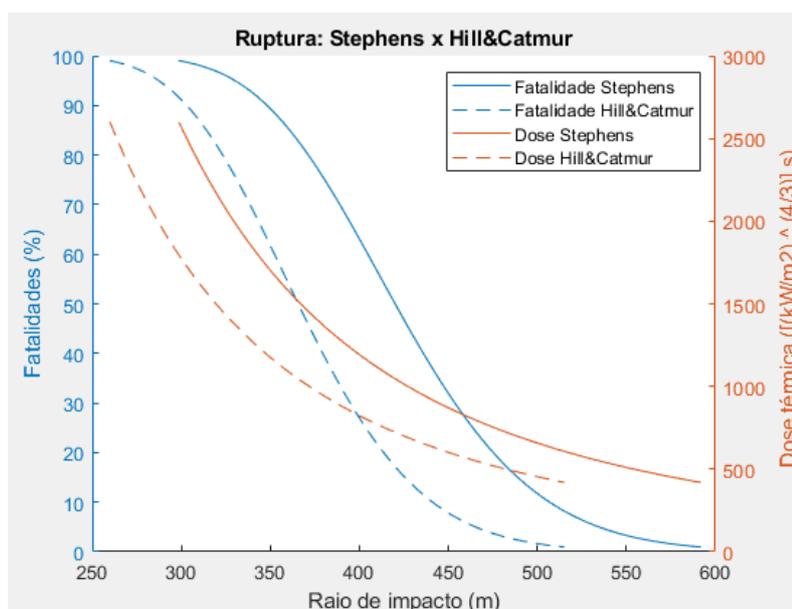


Figura 4.3: Comportamento da porcentagem de fatalidade e da dose térmica ao longo do raio de impacto, para os modelos de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995)

Na Figura 4.3, a curva de fatalidade de Hill&Catmur (1995) ao longo do raio de impacto apresenta-se deslocada em relação à de Stephens (2002), uma vez que a vazão efetiva de vazamento é menor, resultando na definição de seu raio de impacto de 99% de fatalidades $r_{99\%}$ [m] em 260 metros. Em contrapartida, o $r_{99\%}$ [m] oriundo de Stephens (2002) resultou no valor de 299 metros.

Em seguida, foram construídas as curvas de fatalidade ao longo do raio de impacto referentes aos defeitos de furo e trinca de perfuração, mostradas na Figura 4.4.

A partir da Figura 4.4, pode-se perceber que devido ao diâmetro do defeito de trinca apresentar tamanho menor em relação ao de furo, menor seria a sua vazão de vazamento e, conseqüentemente, a amplitude de seus raios de impacto. Enquanto o raio de impacto de 1% de fatalidade para o defeito trinca se situa nos 28 metros, para o de furo, esse raio de impacto causaria fatalidade de 100%.

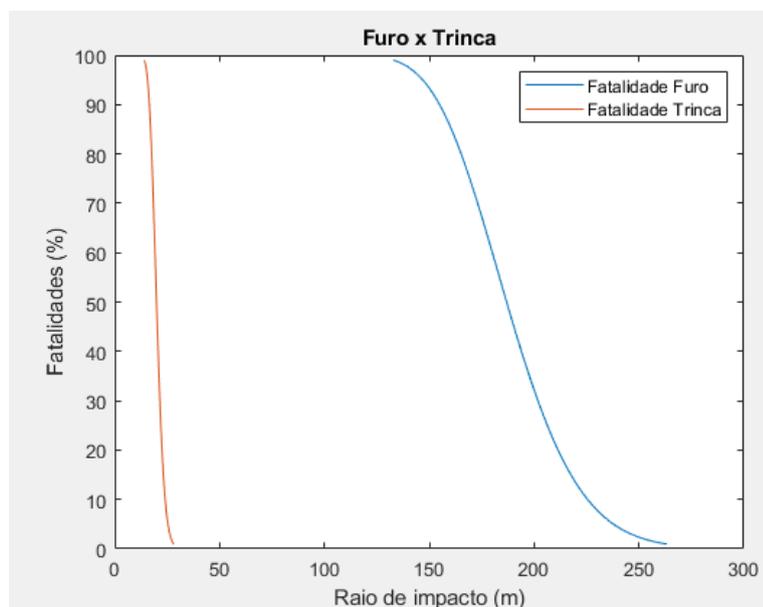


Figura 4.4: Comportamento da curva de fatalidade ao longo do raio de impacto nas configurações de trinca e defeito

4.5 Risco Individual

Neste projeto, para conhecer a influência decorrente dos modelos de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995), foram obtidas duas quantificações de risco individual.

Para as suas quantificações, adotaram-se como premissas:

1. Juntas igualmente espaçadas a 50 metros;

2. Análise dos riscos em distâncias de 100 metros;
3. Análise dos riscos em trecho horizontal do duto;
4. Frequências de falhas iguais para cada junta, tiradas da Tabela 3-3;
5. Probabilidades de fatalidades retiradas das Figura 4.3 e Figura 4.4;

As duas primeiras premissas, referentes à discretização, foram tomadas para facilitar na obtenção dos valores de risco individual. A terceira premissa foi adotada para não inclusão do cálculo do risco individual em eventuais curvas do duto, as quais tornam o processo mais trabalhoso. A quarta premissa pressupõe o uso de valores de frequências para as três configurações de falha para a obtenção do risco total a uma determinada distância y [m] analisada.

Através da Figura 4.5, pode-se observar menores valores de risco individual utilizando as probabilidades de fatalidades de ruptura de Hill&Catmur (1995) em relação ao de Stephens (2002). Esse fato é explicado pelo critério de Hill&Catmur (1995) ter proposto um fator de decaimento de vazão λ menos conservador se comparado ao de Stephens (2002). Conforme a distância em relação ao eixo do duto y aumenta, seu valor de risco individual se torna menor.

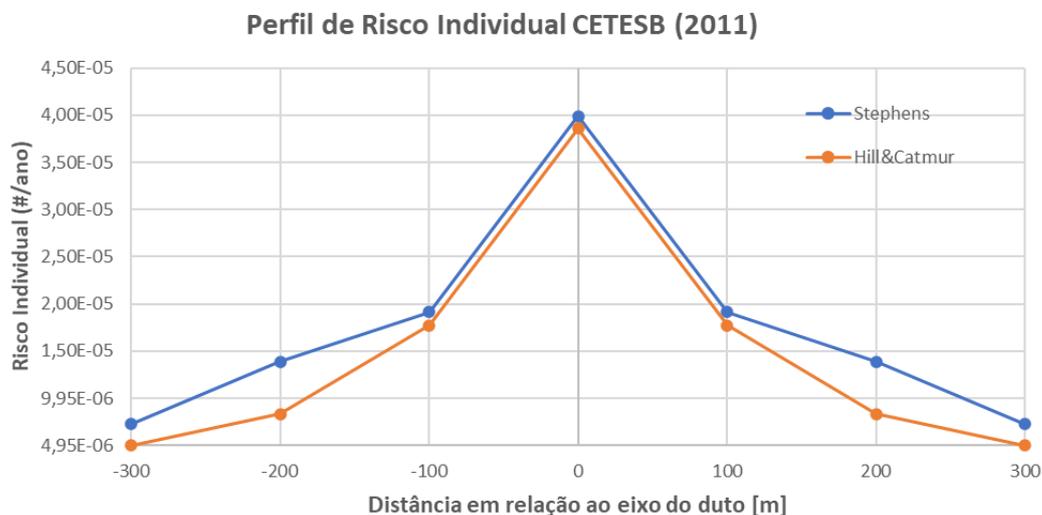


Figura 4.5: Perfil de risco individual utilizando os critérios de Stephens (2002) e Hill&Catmur (1995)

5. CONCLUSÕES

Neste projeto, procurou-se melhorar a metodologia de quantificação do risco individual, seguindo a regulamentação da CETESB (2011). Para isso, foram identificados, na bibliografia, equacionamentos distintos aos fornecidos por Stephens (2002), o qual contemplava apenas às configurações de ruptura de gasodutos. Da pesquisa realizada, foram utilizadas as quantificações de vazão decorrentes dos defeitos de furo e trinca de perfuração propostas no trabalho de TNO (2005). Os resultados dos comportamentos de vazão por ruptura e por trinca de perfuração mostraram-se de acordo com os previstos no trabalho de Yuhua *et. al* (2002). No entanto, devido às inconsistências encontradas na metodologia de cálculo de vazão transiente de Yuhua *et. al* (2002), optou-se por utilizar a metodologia de vazão constante proposta por TNO (2005), para a configuração de furo.

Para analisar quão conservativo o modelo de Stephens (2002) estaria sendo em relação à mensuração do valor da vazão média no período de trinta segundos, foi realizada a comparação de seu fator de decaimento com o critério de Hill&Catmur (1995). Com os resultados, concluiu-se que o valor proposto por Stephens (2002) para o fator de decaimento melhor representou (dentro da margem de 5%) o fenômeno de decaimento da vazão obtida pelos cálculos de TNO (2005).

Em relação à quantificação do fluxo de calor, foram trabalhadas duas metodologias: a mais simplificada oferecida por Stephens (2002) e a mais detalhista proposta por TNO (2005). Entre os resultados, conferiu-se que o modelo de TNO (2005) forneceu, para as mesmas condições, um valor de fluxo de calor I menor se comparado ao de Stephens (2002), em decorrência da incorporação de hipóteses de atuação do vento, transmissividade atmosférica, e detalhamento geométrico da chama em seu cálculo. Também se concluiu que, por ser um modelo mais preciso, a metodologia de TNO (2005) pode não ser prática para atender a todas as configurações de defeito existentes, sendo utilizada apenas para o defeito furo.

Uma vez obtidos os comportamentos das vazões para os três tipos de defeito, foram possíveis de se obter as curvas de probabilidade de fatalidades ao

longo do raio de impacto. Essas curvas possibilitaram o fornecimento dos valores das probabilidades de fatalidades mais precisas para o cálculo do risco individual.

Por fim, foram obtidos os perfis de risco individual utilizando probabilidades de fatalidades com base nos modelos de vazamento de ruptura propostos por Stephens (2002) e por Hill&Catmur (1995). O perfil de Hill&Catmur apresentou valores de risco individual menores para todas as distâncias estudadas em relação ao de Stephens (2002), decorrente da utilização de um valor de fator de decaimento menos conservativo. Conclui-se que fatores de decaimento mais conservativos originam valores de risco maiores.

Para trabalhos futuros, espera-se aprofundar metodologias de quantificação de vazão transiente para a configuração de furo, no intuito de melhor aprimorar o cálculo do risco individual. Em relação à quantificação do risco individual, busca-se extinguir premissas simplificadoras, adotadas neste trabalho, em prol de melhor apuração dos valores.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASME B31.8S, 2016, "Managing System Integrity of Gas Pipelines", The American Society of Mechanical Engineers. pp 2-15.
- Baker, M. J., 2005. "Potential Impact Radius Formulae for Flammable Gases other than Natural Gas". Department of Transportation Research and Special Programs Administration Office of Pipeline Safety. Final Report TTO No. 13. pp 26-34.
- Brito, A. J., Almeida, A.T.D. e Mota, C. M.M., 2010. "A multicriteria model for risk sorting of natural gas pipelines based on ELECTRE TRI integrating Utility Theory", " European Journal of Operational Research, Elsevier, 200(3), pp. 812-821.
- Brito, A.J., Almeida, A.T.D., 2009, "Multi-attribute risk assessment for risk ranking of natural gas pipelines". Reliability Engineering and System Safety. pp. 188–198.
- Carter, D.A., Hirst, I.L., Maddison, T.E., Porter, S.R., 2003, "Appropriate risk assessment methods for major accident establishments". Process Safety and Environmental Protection 81. pp. 14-16.
- Chaplin, Z. 2015, "Rewriting MISHAP: The development of MISHAP12". HSE Books. pp. 25-32.
- CONCAWE Report – Environment Science for European Refining, 2020, <https://www.concawe.eu/publications/>
- Cowling, N., Phylaktou, H., Allason, D., Andrews, G.E., 2019, "Thermal radiation hazards from gas pipeline rupture fireballs", Ninth International Seminar on Fire and Explosion Hazards, pp 5-10.
- Crane Co. 1981. Flow of Fluids through Valves, Fittings and Pipe, Metric Edition - SI Units. Technical Paper No. 410M, Crane, NY, USA.
- EGIG-group, 02/2015, Gas Pipeline Incidents, 5th Report of the European Pipeline Incident Data Group. Document No. EGIG 02.R.0058.

- Hill, R. T., Catmur, J. R., 1995. "Risk from hazardous pipelines in the United Kingdom." HSE Contract Research Report N. 82, pp 11-15.
- Horálek, V., Bolt, R., 2013, "Safety performances determines the acceptability of cross country gas transmission systems", 22nd World Gas Conference of IGU, Japan, 2003, pp. 5-15.
- Li, M. Liu, L., Li, Y., Xu, Y., 2018, "Evaluating the Risk of Natural Gas Pipeline Operation Management in Intuitionistic Fuzzy Linguistic Environments", *Mathematical Problems in Engineering* 2018, Article ID 3960496.
- Moore, W.J., 1972, 5th edition, "Physical Chemistry". pp. 14-15.
- Norma Técnica CETESB P4.261, 2^a edição, 12/2011, "Risco de Acidente de Origem Tecnológica – Método para decisão e termos de referência". pp. 31-36.
- OGP, 03/2010, Consequence modelling, Risk Assessment Data Directory. Report No. 434-7, pp 14-26.
- PipelineStudio, Synergi Pipeline Simulator – User's guide 10.6.0, Digital Solutions® International, 2019.
- PHMSA – Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration. U.S. Department of Transportation, <https://www.phmsa.dot.gov/>
- Stefani, V., Carr, P., 2010, "A model to estimate the failure rates of offshore pipelines", 8th International Pipeline Conference IPC2010, pp 1-7.
- Stephens, Mark J., Leewis, Keith, and Moore, Daron K. 2002, "A Model for Sizing High Consequence Areas Associated With Natural Gas Pipelines." Proceedings of the 2002 4th International Pipeline Conference. pp. 759-767.
- TNO. 2005, Third Edition. "Methods for the calculation of physical effects". pp 2.63-2.80; 6.1-6.60.
- Tsao C.K. & Perry W.W. 1979. "Modifications To The Vulnerability Model: A Simulation Model For Assessing Damage Resulting From Marine Spills (Vm4)". US Coast Guard NTIS Final report No. CG-D-38-79.
- Yuhua, D., Huilin, G., Jing'en, Z., Yaorong, F., 2002, "Evaluation of gas release rate through holes in pipelines", *Jornal of Loss Prevention in the Process Industries*, pp. 1-6.
- Zhang, J., Zhang, L., Zheng, L., 2017, "Buckling failure of a buried pipeline subjected to ground explosions", *Process Safety and Environmental Protection*, pp 1-12.