



*Your complimentary  
use period has ended.  
Thank you for using  
PDF Complete.*

[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

**FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO**  
**CENTRO TECNOLÓGICO**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**JERFSON PEREIRA DE ALMEIDA**

**ANÁLISE DE FALHA E GERENCIAMENTO DE RISCOS  
ASSOCIADOS AOS DUTOS DE GÁS NATURAL À ALTA  
PRESSÃO**

Vitória

2011

**FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO**

**CENTRO TECNOLÓGICO**

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Í Análise de Falha e Gerenciamento de Risco Associados  
aos Dutos de Gás Natural à Alta Pressão<sup>Í</sup>**

**JERFSON PEREIRA DE ALMEIDA**

**Comissão Examinadora**

---

Prof. D.Sc. Cherlio Scandian - Orientador  
Universidade Federal do Espírito Santo

---

Prof. D.Sc. Geraldo Rossoni Sisquini  
Universidade Federal do Espírito Santo

---

Prof. D.Sc. Rogério Ramos  
Universidade Federal do Espírito Santo

---

Prof. D.Sc. Marcílio Sousa da Rocha Freitas  
Universidade Federal de Ouro Preto

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Estado do Espírito Santo como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Vitória (ES), 15 de Dezembro de 2011.

## Agradecimentos

Agradeço ao Pai do céu que sempre guiou o meu caminho, aos meus pais Elson Matos de Almeida e Maria Shirlei Pereira da Silva que foram guerreiros até o fim lutando ao meu lado, bem como os meus irmãos Clebson P. Almeida, João M. Almeida Neto e a minha esposa Polliany F. Sossai que inúmeras vezes fizemos o trajeto do Rio até Vitória para que eu pudesse finalizar meu mestrado na UFES. Agradeço de maneira especial ao meu professor orientador Cherlio Scandian que deu o suporte necessário para que este título de mestre se concretizasse, ao PPGEM . Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, em especial ao professor Rogério Ramos que colaborou com suas sugestões para aprimorar o texto discorrido neste trabalho, principalmente pela aplicação eloquente dos conceitos técnicos advindos dos fenômenos envolvendo o escoamento de fluidos compressíveis. Foram muitos aqueles que contribuíram para a conquista do objetivo então alcançado, meu muito obrigado ao meu co-orientador Geraldo Rossoni Sisquini e ao professor Marcílio Freitas da Universidade Federal de Ouro Preto (UFOP) pelas sugestões e correções textuais a fim de refinar os dados expostos nesta dissertação, agradeço à Petrobras que muito colaborou com o apoio necessário para esta conquista. Também agradeço as oportunidades que a escola Anísio Teixeira e seus gestores proporcionaram a minha vida, mudando de fato a minha história devido à educação e assim sendo agradeço a família Pires Martins que me forneceu insumos para que suportasse os entraves advindos dos desafios propostos à conquista de objetivos por meio da educação em um país como o Brasil.

*Jerfson Pereira de Almeida*

*Vitória, Espírito Santo.*

*Setembro de 2011*

## Resumo

A falha de uma tubulação gás natural pode trazer diversos prejuízos para a população e propriedades próximas ao local da mesma. A área de risco associada ao dano vai depender do modo de falha da tubulação, tempo de ignição, condições ambientais no ponto de falha e condições meteorológicas. Algumas falhas são independentes do tempo tais como: interferências de terceiros, terremotos, sobre-pressão, etc. Outras falhas são dependentes do tempo, como corrosão e falha por fadiga.

O Gerenciamento de transporte de gás por meio de dutos mostra que a taxa de falhas varia significativamente com os fatores do projeto, condições de construção, técnicas de manutenção e situações ambientais. A avaliação quantitativa dos riscos tornou-se importante por controlar o nível de perigo efetivo do gasoduto. Este trabalho propõe uma abordagem das falhas mecânicas em tubulações, bem como sua análise quando se tratar de fadiga e corrosão.

São apresentados resultados para o raio de referência para a área onde o risco de morte é iminente, um método simples de avaliação quantitativa do mesmo demonstra através dos dados de engenharia como pressão operacional, geometria da tubulação, diâmetro do furo por onde o gás escapa e densidade populacional dos Sistemas de Informação Geográfica, os resultados para o raio de risco, o comprimento fatal e comprimento fatal acumulado que servem de parâmetros fundamentais para as decisões no que diz respeito ao gerenciamento dos fatores associados à catástrofe.



Your complimentary  
use period has ended.  
Thank you for using  
PDF Complete.

[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

acaba sendo uma boa escolha para ser aplicada no gerenciamento de riscos inerentes ao transporte de gás por meio de dutos.

Palavras-chaves: falha por fadiga e corrosão, área de risco, Comprimento fatal, gás natural, gasoduto, gerenciamento de riscos.

## Abstract

The failure of a natural gas pipeline could bring harm to many people and properties near the site of the same. The area of risk associated with the damage will depend on the failure mode of the pipe, ignition timing, environmental conditions at the point of failure and weather conditions. Some failures are independent of time such as third-party interference, earthquakes, over-pressure, etc. Other failures are time dependent, such as corrosion and fatigue failure.

The management of gas transportation through pipelines shows that the failure rate varies significantly with the design factors, conditions of construction, maintenance techniques and environmental situations. The quantitative risk assessment has become important for controlling the level of actual danger of the pipeline. This paper proposes an approach to mechanical failures in pipes, as well as their analysis when dealing with fatigue and corrosion.

Results are presented for reference beam to the area where the risk of death is imminent, a simple method of quantitative evaluation of it shows through the engineering data such as operating pressure, pipe geometry, diameter of the hole through which the gas escapes and population density of Geographic Information Systems, the results of risk for radius, length fatal and fatal accumulated length that serve as the basic parameters for decisions regarding the management of the factors associated with the disaster.

The methodology presented turns out to be a good choice to be applied in managing risks associated with the transport of gas through pipelines.

**Keywords:** fatigue failure and corrosion risk area, length fatal, natural gas, pipeline risk management.



*Your complimentary  
use period has ended.  
Thank you for using  
PDF Complete.*

[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

## Lista de Figuras

Figura 2.1 ó Diagrama de Compressibilidade [7].....	10
Figura 2.2 - Propagação de Uma Onda Sonora de Intensidade Infinitesimal .....	18
Figura 2.3 - Para o escoamento suposição de um processo hipotético de desaceleração até a velocidade zero [6]. ....	23
Figura 2.4 ó Volume de Controle Diferencial em Duto de Seção Constante com Atrito.....	29
Figura 3.1 ó Fluxograma do modelo de falha e risco.....	36
Figura 3.2 ó Injeção de Pigs em Tubulações.....	39
Figura 3.3 - Sistema dutoviário próximo às torres de transmissão de potência AC.....	41
Figura 4.1 - O sistema em estudo.....	48
Figura 4.2 ó Queda de pressão através do comprimento da tubulação [10]. .....	49
Figura 4.3 ó Taxa de liberação variando com o comprimento do gasoduto ( $K=1,42$ ) [10].....	62
Figura 4.4 ó Taxa de liberação variando com a razão dos calores específicos [10].....	63
Figura 4.5 ó Taxa de liberação por um modelo simplificado e pelas equações teóricas [10].....	64
Figura 4.6 ó Desvio das equações teóricas ( $K=1,42$ ) [10].....	64
Figura 4.7 ó Desvio das equações teóricas para uma ruptura <i>full-bore</i> [10]. .....	66
Figura 4.8 ó Velocidade do som para gás real e perfeito pela pressão. $T =$ $313K$ . ....	70
Figura 4.9 ó Massa específica para gás real e perfeito pela pressão. $T =$ $313K$ . ....	71



índice para gás real e perfeito pela pressão. T = 313K. ....	72
Figura 4.11 - Propriedades de estagnação e críticas do Metano relacionadas ao número de Mach. ....	73
Figura 5.1 - Relação de variáveis.....	79
Figura 5.2 ó Probabilidade de Morte Devido a Chama de Fogo do Gás Natural .....	89
Figura 5.3 ó Comprimento Fatal numa Localização Específica [11].....	91
Figura 5.4 ó Resultados para o Raio de Risco, área de Risco e Número de Vítimas hipotéticas calculados em simulação para o Termina de Cabiúnas ó RJ.....	94



**PDF Complete**

*Your complimentary use period has ended. Thank you for using PDF Complete.*

[Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features](#)

**Índice de Tabelas**

**Tabela 4.1 ó Distância de Risco e Área de Queima ..... 68**

**Tabela 5.1 ó Freqüência de Falhas de Acordo com a Causa e o Tamanho do Furo ..... 83**

**Tabela 5.2 - Fator de Correção das Freqüências de Falhas Causadas por Atividades de Terceiros..... 84**

**Tabela 5.3 ó Relação do Diâmetro do Tubo com a Mínima Espessura da Parede ..... 84**

**Tabela 5.4 ó Freqüência de Falha Causada por Intervenção de Terceiros [11] ..... 84**

## Lista de Símbolos

$ak$  - variável de correção da função para taxa de falha de gasoduto

$a$ ,  $b$  - constantes empíricas relacionadas às características específicas da falha, tais como a carga explosiva, dentre outras.

$A$  - área ( $m^2$ )

$A_h$  - área efetiva do furo ( $m^2$ )

$A_i$  - área de risco associada com o incidente  $i$  ( $m^2$ )

$A_p$  - área da seção transversal da tubulação ( $m^2$ )

$a_{rf}$  - aceleração ( $m/s^2$ )

$a_w$ ,  $A_w$  - constantes empíricas da equação BWR

BWR - abreviação de Benedict - Webb - Rubin

$b_w$ ,  $B_w$  - constantes empíricas da equação BWR

$c$  - velocidade do som ( $m/s$ )

$C$  - valor constante

$C_D$  - coeficiente de descarga

$c_p$  - calor específico à pressão constante ( $J/kg.K$ )

$c_{p0}$  - calor específico à pressão constante em função da temperatura ( $J/kg.K$ )

$c_v$  - calor específico a volume constante ( $J/kg.K$ )

$c_{v0}$  - calor específico a volume constante em função da temperatura ( $J/kg.K$ )

$c_w$ ,  $C_w$  - constantes empíricas da equação BWR

$d$ ,  $D$  - diâmetro ( $m$ )

$J$  - quantidade de carga característica da falha para um determinado tempo de exposição

$D_h$  - diâmetro hidráulico ( $m$ )

$e$ ,  $E$  - energia específica e energia total ( $J$ )

$f$  - fator de atrito de Darcy

$F$  - frequência acumulada de acidentes com N ou mais fatalidades ( $1/ano$ )

$F_B$  - forças de campo ( $N$ )

$F_s$  - forças de superfície (  $N$  )

$g$  - aceleração da gravidade (  $m/s^2$  )

$h, H$  - entalpia específica e entalpia total (  $J/kg$  )

$g, G$  - distância específica e distância entre o gasoduto e a área povoada (  $m$  )

$\bar{g}_i$  - distância adimensional

$H_c$  - poder calorífico do gás (  $J/kg$  )

$i$  - cenários de acidentes

$I$  - fluxo de calor por radiação térmica no local de interesse (  $W/m^2$  )

$K$  - relação entre calores específicos:  $c_p/c_v$

$K_j$  - função de correção associada com as prováveis causas de dano na tubulação

$K_{DC}, K_{WT}, K_{PD}, K_{PM}$  - fatores de correção relacionados à profundidade do aterramento, espessura da parede do duto, densidade populacional e método de prevenção

$k_1$  - módulo de elasticidade volumétrico do material

$l$  - fluxo de calor em uma área de risco (  $W/m^2$  )

$l_+, l_-$  - limites de integração em que acidentes apresentam perigo para a localização especificada (  $m$  )

$L$  - comprimento da tubulação (  $m$  )

$\bar{L}$  - adimensionalização do comprimento da tubulação

$m$  - massa (  $kg$  )

$M$  - número de Mach

$M_w$  - peso molecular (  $kg/mol$  )

$N$  - quantidade de vítimas fatais (  *pessoas* )

$p$  - pressão (  $N/m^2$  )

$p_a$  - pressão atmosférica (  $N/m^2$  )

$P$  - perímetro molhado do duto (  $m$  )

$Pr$  - probabilidade de morte de uma pessoa através do efeito térmico

$p_{crit}$  - pressão crítica (  $N/m^2$  )

$P_i$  - taxa de mortes associadas com cenário  $i$

$p_i$  - pressão de estagnação ( $N / m^2$ )

$\theta$  - transferência de energia ( $J$ )

$Q$  - vazão mássica ( $kg / s$ )

$\bar{Q}$  - comprimento da tubulação adimensionalizado

$Q_n$  - vazão mássica no bocal ( $kg / s$ )

$Q_p$  - vazão mássica dentro da tubulação ( $kg / s$ )

$Q_h, Q_{eff}$  - vazão mássica através do furo na tubulação ( $kg / s$ )

$\dot{Q}$  - calor transferido por unidade de tempo (taxa de transferência de calor) ( $W$ )

$r$  - raio em relação à localização do foco de fogo na área de interesse ( $m$ )

$r_{rh}$  - raio de risco inerente à dispersão do gás devido á ruptura da tubulação ( $m$ )

$r_h'$  - raio de risco simplificado para ruptura  $\%full - bore+(m)$

$R$  - constante do gás

$\bar{R}$  - constante universal dos gases ( $\frac{KJ}{Kmol \cdot K}$ )

$s, S$  - entropia específica e entropia total ( $J / kg \cdot K$ )

$T$  - temperatura ( $K$ )

$T_i$  - temperatura de estagnação ( $K$ )

$t$  - tempo ( $s$ )

$T_R$  - temperatura reduzida

$T_{crit}$  - temperatura crítica ( $K$ )

$u, U$  - energia interna específica e energia interna total ( $J / kg$ )

$V$  - velocidade ( $m / s$ )

$\bar{V}$  - velocidade média ( $m / s$ )

$v, V$  - volume específico ( $m^3 / kg$ ) e volume total ( $m^3$ )

VC - volume de controle

$W$  - trabalho total ( $J$ )

$\dot{W}$  - potência (trabalho por unidade de tempo) ( $W$ )

$\dot{W}_s$  - trabalho de eixo ( $W$ )

$x, y, z$  - coordenadas retangulares

## Letras Gregas

$\alpha$  - adimensionalização da relação tamanho-furo

$\alpha_w$  - constante empírica da equação BWR

$\varepsilon$  - rugosidade média ( $\mu m$ )

$\varepsilon_1, \varepsilon_2$  - comprimento do bocal e da região do furo ( $m$ )

$\varphi_i$  - taxa média de falha por unidade de comprimento da tubulação ( $1/ano.Km$ )

$\gamma_w$  - constante empírica da equação BWR

$\eta$  - parâmetro adimensional

$\eta_t$  - relação entre a radiação térmica total e a radiação térmica devido a cada foco de fogo

$\rho$  - massa específica ( $kg/m^3$ )

$\rho_p$  - densidade populacional da área de risco ( $peessoas/m^2$ )

$\rho_t$  - massa específica de estagnação ( $kg/m^3$ )

$\tau_a$  - transmissividade atmosférica

$\tau_w$  - tensão de cisalhamento local ( $N/m^2$ )

## SUMÁRIO

<b>CAPÍTULO I INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>1.2 CONTEÚDOS DOS CAPÍTULOS .....</b>	<b>5</b>
<b>CAPÍTULO II EQUAÇÕES BÁSICAS PARA DESENVOLVIMENTO DA MODELAGEM PARA O ESCOAMENTO DO GÁS.....</b>	<b>7</b>
<b>2.1 CLASSIFICANDO O ESCOAMENTO COMO COMPRESSÍVEL OU INCOMPRESSÍVEL .....</b>	<b>7</b>
<b>2.2 HIPÓTESES DO GÁS NATURAL COMO GÁS PERFEITO .....</b>	<b>8</b>
<b>2.3 TERMODINÂMICA DE GÁS PERFEITO .....</b>	<b>8</b>
<b>2.3.1 FATOR DE COMPRESSIBILIDADE .....</b>	<b>9</b>
<b>2.3.2 ENERGIA INTERNA, ENTALPIA E CALORES ESPECÍFICOS.....</b>	<b>11</b>
<b>2.3.3 EQUAÇÃO DE GIBBS .....</b>	<b>13</b>
<b>2.3.4 VARIAÇÃO DE ENTROPIA NUM GÁS PERFEITO.....</b>	<b>15</b>
<b>2.4 PROPAGAÇÕES DE ONDAS SONORAS.....</b>	<b>16</b>
<b>2.5 ESTADOS DE REFERÊNCIA: PROPRIEDADES DE ESTAGNAÇÃO ISOENTRÓPICA LOCAL .....</b>	<b>22</b>
<b>2.6 ESCOAMENTOS COM ATRITO EM UM DUTO DE SEÇÃO CONSTANTE ..</b>	<b>28</b>
<b>CAPÍTULO III METODOLOGIA .....</b>	<b>34</b>
<b>3.1 CAUSAS E ANÁLISE DA FALHA.....</b>	<b>36</b>
<b>3.1.1 FALHAS POR CORROSÃO.....</b>	<b>36</b>
<b>3.1.1.1 CORROSÃO ATMOSFÉRICA .....</b>	<b>37</b>
<b>3.1.1.2 CORROSÃO INTERNA .....</b>	<b>38</b>
<b>3.1.1.3 CORROSÃO DE METAIS ENTERRADOS.....</b>	<b>39</b>
<b>3.1.2 FALHAS POR FADIGA .....</b>	<b>42</b>
<b>3.1.2.1 CARACTERÍSTICAS DAS FALHAS POR FADIGA .....</b>	<b>43</b>
<b>3.2 IDENTIFICAÇÕES DOS POSSÍVEIS CENÁRIOS .....</b>	<b>44</b>
<b>3.2.1 CARACTERIZAÇÕES DOS CENÁRIOS DE ACORDO COM O TAMANHO DA RUPTURA NA TUBULAÇÃO .....</b>	<b>44</b>
<b>3.3 CONSEQÜÊNCIAS DAS FALHAS .....</b>	<b>47</b>
<b>CAPÍTULO IV DESENVOLVIMENTOS DAS EQUAÇÕES BÁSICAS UTILIZADAS NOS MODELOS DA TAXA DE LIBERAÇÃO DO GÁS..</b>	<b>48</b>

INTRO DO BOCAL .....	49
4.2 CÁLCULO DA VAZÃO NA TUBULAÇÃO .....	52
4.3 CÁLCULOS DA VAZÃO NO FURO .....	56
4.4 SIMPLIFICAÇÕES DO MODELO .....	58
4.5 CÁLCULOS E DISCUSSÃO RELAÇÃO AOS MODELOS PROPOSTOS PARA A LIBERAÇÃO DE GÁS.....	62
4.5.1 DESVIOS DE RESULTADOS DEVIDO A MODELAGEM DO GÁS COMO PERFEITO.....	69
4.5.2 DESVIOS DEVIDO AS RELAÇÕES ENTRE A VELOCIDADE DO GÁS NO ESCOAMENTO E O NÚMERO DE MACH.....	73
4.5.3 CONSIDERAÇÕES A RESPEITO DO RAIOS DE RISCO .....	74
CAPÍTULO V GERENCIAMENTO DOS RISCOS PREDOMINANTES DA FALHA NA TUBULAÇÃO DE GÁS NATURAL.....	75
5.1 RISCO.....	76
5.2 PERIGO.....	76
5.2.1 PERIGO E AVALIAÇÃO QUANTITATIVA DE RISCO.....	76
5.2.2 RISCO INDIVIDUAL .....	77
5.2.3 RISCO SOCIAL .....	80
5.3 TAXA DE FALHA .....	81
5.4 EFEITOS TÉRMICOS .....	85
5.5 O COMPRIMENTO FATAL .....	87
5.6 O COMPRIMENTO FATAL ACUMULADO .....	91
CAPÍTULO VI CONCLUSÃO E SUGESTÃO .....	97
6.1 CONCLUSÃO .....	97
6.2 SUGESTÕES.....	98



ÁFICAS.....	100
APÊNDICE A ó Constantes Empíricas para a Equação de Benedict-Webb-Rubin.....	102
APÊNDICE B ó O Diagrama de Moody para Escoamento Completamente Desenvolvido em Dutos Circulares.....	103
APÊNDICE C ó Dados do Gráfico da Figura 4.1.....	104
APÊNDICE D ó Dados do Gráfico da Figura 4.2.....	105
APÊNDICE E ó Dados do Gráfico da Figura 4.6.....	106
APÊNDICE F ó Dados do Gráfico da Figura 4.7 .....	107
APÊNDICE G ó Dados do Gráfico da Figura 4.8 .....	108
APÊNDICE H ó Propriedades de estagnação e críticas do metano relacionadas ao número de Mach.....	109
APÊNDICE I ó Valores numéricos do gráfico da probabilidade de morte x raio adimensionalizado .....	110
APÊNDICE J ó Algoritmo numérico (Matlab) do gráfico do comprimento fatal em função da distância adimensionalizada da tubulação até um ponto específico.....	111

## CAPÍTULO I

### INTRODUÇÃO

Devido ao substancial aumento da demanda mundial por fontes energéticas econômicas e de menor agressividade ao ambiente, a utilização do gás natural cresce continuamente, daí surge à necessidade de transportá-lo de maneira econômica e segura, sendo que a utilização de dutos de gás geralmente se sobressai dentre os demais. Assim o estudo das falhas e dos principais parâmetros que regem a modelagem quantitativa de risco é de suma importância para auxiliar no gerenciamento das falhas na tubulação utilizada para o transporte do gás.

Na construção e manutenção de tubulações, os engenheiros devem estar sempre atentos aos fatores tais como: os efeitos da dispersão do gás devido a uma possível falha na tubulação (efeitos nos materiais quanto a alterações metalúrgicas); o fluxo de calor desde que haja ignição do jato de gás; outros fatores que podem elevar a probabilidade de prejuízos para as pessoas e para o meio ambiente de maneira geral. Assim a relevância dos estudos da análise de falha e gerenciamento de risco faz com que se atinja o nível de segurança necessário para que se possam operar os mecanismos que nos permitem usufruir desta fonte de energia.

O objetivo deste trabalho é analisar e modelar os riscos de danos à sociedade causados pelas falhas nas tubulações de gás natural, propiciar um estudo das falhas e dos fatores causadores destas, que dependem ou não do tempo, mas que geram perigo ao meio em que vivemos. Por isso a confecção de uma fonte bibliográfica com foco no gerenciamento de riscos é imprescindível. Os fatores que geram as falhas nas tubulações, a área de risco, as probabilidades de morte individual e coletiva devido a uma possível explosão serão investigados, uma vez que os efeitos das falhas para a sociedade podem ser minimizados.

Dados de incidentes coletados ao longo de mais de 122.000 quilômetros de tubulações foram obtidos por empresas especializadas do setor de transporte do gás natural, estes revelam que a frequência total de incidentes é igual a 0,41 por ano

bulação. Os dados adquiridos mostram resultados num período compreendido entre 1970 e 2004. A frequência média de incidentes dos últimos anos é igual a 0,17 por ano por cada mil quilômetros [1] [2]. Os incidentes revelam que as suas principais causas são:

- Interferência externa;
- Defeitos de fabricação/falha do material;
- Corrosão.

O fluxo do gás comprimido possui um alto nível de energia, podendo em alguns casos, causar o aumento do diâmetro do orifício em função de alguns parâmetros tais como uma mudança da microestrutura do material que compõe a tubulação. O resfriamento causado pela descompressão pode causar uma fragilidade e uma falha repentina que permite que um pequeno vazamento se transforme em um grande vazamento.

A British Gas, empresa britânica, realizou uma pesquisa onde concluiu que se a razão entre a pressão operacional sob a tensão de escoamento do material que compõem a tubulação for maior que 0,3 o vazamento se transformará em uma ruptura *full-bore*, ou seja, aquela ruptura que possui aproximadamente o diâmetro da tubulação [3]. Para rupturas desse tipo, os parâmetros que governam os riscos são: o diâmetro, a pressão operacional e a extensão do duto, desde o supridor de gás (origem) até o ponto da falha. O pior evento é uma ruptura *full-bore* com liberação de gás resultando em explosão e incêndio [3].

No evento de uma ruptura, uma nuvem de gás se formará, mas pela natureza do gás ela tenderá a crescer e a subir/dispersar rapidamente. Se o ponto de ruptura estiver próximo de uma construção, o gás que vazou poderá migrar na edificação e dar origem a uma significativa explosão devido a uma ignição qualquer. Este tipo de explosão ocorreu no *Bridge Port*, no estado do Alabama, nos Estados Unidos em 22 de janeiro de 1999. O limite inferior da explosividade é um fator importante para estimar o risco da explosão [4].

a falha pode ser estimada pela modelagem da dispersão de jato horizontal, que caracteriza a concentração de gás, e pela modelagem do incêndio que caracteriza a intensidade de calor associado com a ruptura do duto. A área afetada dependerá da taxa de liberação do gás, ou seja, da vazão que passa pelo ponto de ruptura, que é dependente da pressão e do tamanho do orifício.

A explosão de uma nuvem de vapor não confinada produz uma baixa sobrepressão com a chama viajando pela mistura de ar-combustível. Quando objetos, como construções, estão próximos da nuvem de gás em chama, eles restringem a expansão livre dos produtos de combustão e causam uma significativa sobrepressão. Uma construção típica com tijolos pode ser destruída por uma explosão de 0,07 bar de sobrepressão. Portanto, construções podem ser destruídas por explosões semi-confinadas do lado de fora de um prédio ou por migração entre edificações [3].

A possibilidade de uma chama repentina (flashfire) resultante de uma ignição remota demorada é extremamente baixa devido às características intrínsecas do gás natural. Os riscos predominantes são (Jo e Ahn, 2002) [3]:

- O colapso de construções pela explosão;
- O efeito térmico de um jato de fogo, que pode ser precedido por uma bola de fogo (fireball) de curta duração.

A estimativa da área de perigo será necessária para impedir perdas e danos nas proximidades da posição da falha. Assim será necessário predizer a área influenciada pela chama do fogo que geralmente ocorre após a liberação do gás, então se saberá a que distância do ponto da falha ocorrerá fatalidade [3].

Após anos de experiência na área de dutos, algumas empresas do setor estabeleceram um conjunto de atividades que procuram aumentar a segurança dos dutos através de tratamentos específicos a cada agente agressor. Assim, um procedimento coerente de análise de risco deve seguir esta mesma linha de raciocínio. Deve-se sempre levar em consideração todas as atividades que

duto, seja de maneira favorável ou desfavorável, mesmo quando dados de um determinado evento não estejam disponíveis [5].

O risco normalmente está relacionado com a quantia estimada em dinheiro relativa aos prejuízos provocados por uma falha do sistema. Neste caso é preciso ser levado em consideração o valor equivalente a todas as formas de consequências de falha, sejam elas operacionais, ambientais, pessoais ou públicas. Assim, pode-se considerar a definição de risco em um trabalho de engenharia como o produto da consequência da falha pela frequência de acidentes. Dessa maneira, considerando o risco como uma função da consequência de uma falha, verifica-se que o risco não pode ser qualificado como uma propriedade constante. Seu valor pode se alterar de acordo com o trecho do duto e, principalmente, de acordo com o tempo [5].

Quando se avalia o risco em um duto, normalmente estamos observando uma fotografia de um momento específico no tempo e no espaço. O método proposto para avaliação quantitativa de riscos deve ser usado para o gerenciamento de riscos durante um planejamento e etapas de construção do novo duto, bem como modificações de projetos de dutos enterrados [5].

Recentemente, regulamentação de segurança associada com faixas de dutos tem sido desenvolvida trabalhando por aproximações prescritivas [5]. Como uma alternativa, o controle de riscos se baseia na avaliação qualitativa de riscos, e isso tem sido considerado em muitos países.

Até agora, a taxa de falha num duto de gás foi estimada com alto grau de incerteza em relação aos resultados históricos ou análises hierárquicas. A taxa de falha varia significativamente com os fatores de projeto, condições de construção, técnicas de manutenção e situação do meio ambiente. A falha por ruptura pode ser determinada com base no uso do modelo mecânico de fratura e da espessura da parede do duto, quando se faz o cálculo da vida remanescente. Entretanto para uso em linhas de transmissão de gás natural sabe-se que os acidentes de mais sérios são resultantes de rupturas causadas por atividades de terceiros que não são debatidas em maiores detalhes neste trabalho [5].

## 1.2 CONTEÚDOS DOS CAPÍTULOS

O capítulo I trata da apresentação do tema em estudo, com ênfase na relevância da obra, esta pode ser empregada para a análise das falhas e sua influência no gerenciamento de risco.

O capítulo II refere-se ao desenvolvimento básico das equações e dos principais conceitos a serem empregados. Sendo que é feita à descrição das principais hipóteses utilizadas na modelagem matemática para a posterior avaliação da vazão mássica que passa através de um furo na tubulação de gás natural à alta pressão.

O capítulo III retrata a metodologia adotada para o fluxograma que trata a falha mecânica na tubulação, desde sua causa até sua consequência, mostrando as principais falhas que ocorrem em dutos suas origens e características.

No capítulo IV está evidenciado o estudo do raio de risco, a área de risco está descrita na seção 4.5 deste capítulo e é apresentado o modelo adotado para o escoamento do gás natural submetido á alta pressão, assim na seção 4.4 aplica-se à simplificação das equações propostas na seção 4.3. Também na seção 4.5 faz-se uso de um questionamento da influencia na simplificação do modelo de gás e do escoamento do mesmo e qual é a consequência dessa simplificação no raio de risco associado à falha.

Já o capítulo V apresenta-se uma análise quantitativa do risco, uma vez descrita à distância de perigo em relação a um ponto específico onde há vazamento de gás, bem como é mensurado o valor quantitativo para os riscos de danos ao patrimônio pessoal e coletivo devido à ignição da massa de gás que vaza através de um furo numa tubulação de gás natural. Há um problema exemplo mostrando a aplicação dos conceitos apresentados.



**PDF**  
Complete

*Your complimentary  
use period has ended.  
Thank you for using  
PDF Complete.*

[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

VI com a apresentação de sugestões que poderão ser utilizadas no gerenciamento dos riscos associados ao transporte de gás via tubulação.

## CAPÍTULO II

### EQUAÇÕES BÁSICAS PARA DESENVOLVIMENTO DA MODELAGEM PARA O ESCOAMENTO DO GÁS

#### 2.1 CLASSIFICANDO O ESCOAMENTO COMO COMPRESSÍVEL OU INCOMPRESSÍVEL

O escoamento compressível implica variações apreciáveis na massa específica num campo de escoamento. A compressibilidade torna-se importante nos escoamentos de alta velocidade ou com grandes mudanças de temperatura. Expressivas variações de velocidade e de pressão; no escoamento de gases, essas variações de pressão são acompanhadas de alterações significativas tanto na massa específica quanto na temperatura [6] [7].

$$\text{Expressivas } \Delta V \Rightarrow \text{Expressivas } \Delta p \Rightarrow \text{Expressivas } \Delta \rho \text{ e expressivas } \Delta T$$

Uma vez que duas variáveis adicionais são encontradas  $\rho$  e  $T$  no tratamento do escoamento compressível, duas equações adicionais são necessárias: a equação da conservação de energia e uma equação de estado. No caso de escoamentos incompressíveis, duas equações de conservação: continuidade e da quantidade de movimento, fornecem as duas variáveis  $p$  e  $V$  de principal interesse [7].

Os escoamentos de gases em tubulações a alta pressão são considerados compressíveis, pois as velocidades do escoamento são grandes quando comparadas com a velocidade do som. A razão entre a velocidade do escoamento,  $V$ , e a velocidade do som,  $c$ , no gás, é definida como o número de Mach,  $M \equiv \frac{V}{c}$  [6] [7] e para  $M > 0,3$ , a variação da massa específica é superior a 5%. Assim, os escoamentos de gases com  $M > 0,3$  são tratados como compressíveis.



## 2.2 HIPÓTESES DO GÁS NATURAL COMO GÁS PERFEITO

Como será demonstrado no item 2.3, um gás pode ser considerado como gás perfeito quando seu fator de compressibilidade ( $Z$ ) for próximo da unidade. No desenvolvimento deste trabalho, serão consideradas as propriedades do metano, pois se sabe que este gás é o principal componente do gás natural, compreendendo quantidades que podem superar 90 ou 95%. Outros gases como nitrogênio, etano,  $\text{CO}_2$  ou restos de butano ou propano são encontrados em menores proporções. O fator de compressibilidade do metano depende da região de pressão e temperatura no diagrama de fases [7].

As equações de estado de gás geralmente são meras aproximações do comportamento real do mesmo. Assim surge a necessidade de ajuste de dados da pressão, volume e temperatura para que se possam cobrir amplas faixas de pressão e temperatura nas quais envolvem o comportamento de um gás submetido a determinado fenômeno [7].

Benedict, Webb e Rubin estenderam a equação de estado de Beattil-Bridgeman (1928) de forma a cobrir uma faixa maior de pressão e temperatura. A equação resultante tem sido particularmente bem sucedida em predizer o comportamento da pressão,  $p$ , temperatura,  $T$  e volume específico,  $v$ , de hidrocarbonetos leves. A equação por eles desenvolvida é chamada de BWR e pode ser empregada para o metano afim de que se possa comparar seu comportamento como gás real ou perfeito, neste trabalho utilizou-se a AGA (American Gas Association) 8 [7] [8].

## 2.3 TERMODINÂMICA DE GÁS PERFEITO

O fluido é denominado gás perfeito quando sua massa específica apresenta valores muito baixos, quanto comparados com os valores destas propriedades para o estado padrão das condições normais de temperatura e pressão, CNTP. Na situação de gás perfeito, assume-se que a distância entre as moléculas é tão grande que a energia

no inexistente. Assim temos um sistema composto por partículas independentes [9].

A partir de observações experimentais estabeleceu-se que o comportamento  $p - v - T$  dos gases a baixa massa específica é dado, com boa precisão, pela seguinte equação de estado [9]:

$$pv = RT, \quad (2.1)$$

Onde  $v$  é o volume específico,  $p$  é a pressão,  $T$  é a temperatura do gás e

$$R = \frac{\bar{R}}{M_w}, \text{ é a constante para um gás particular,}$$

$$\bar{R} = 8314,5 \frac{Nm}{Kmol.K} = 8,3145 \frac{KJ}{Kmol.K}, \text{ é a constante universal dos gases e } M_w \text{ é o}$$

peso molecular do composto químico.

### 2.3.1 FATOR DE COMPRESSIBILIDADE

O fator de compressibilidade  $Z$  é definido pela relação  $Z = \frac{pv}{RT}$ . Para um gás perfeito,  $Z = 1$ . O afastamento de  $Z$  em relação à unidade é uma medida do desvio do comportamento do gás real em relação ao previsto pela equação de estado dos gases perfeitos [10].

Definindo as propriedades reduzidas como:

- Pressão reduzida  $p_R = \frac{p}{p_{crit}}$ , onde  $p_{crit}$  é a pressão crítica;
- Temperatura reduzida  $T_R = \frac{T}{T_{crit}}$ , onde  $T_{crit}$  - temperatura crítica.

Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features

generalizado de compressibilidade da forma  $Z = f(p_R, T_R)$  para hidrocarbonetos, e verificar se é razoável modelar a substância analisada como um gás perfeito. Este diagrama mostrado na Figura 2.1, foi desenvolvido com a utilização de 30 espécies gasosas que fornece desvio máximo da ordem de 5% e para a maioria dos intervalos muito inferior a este valor [10].

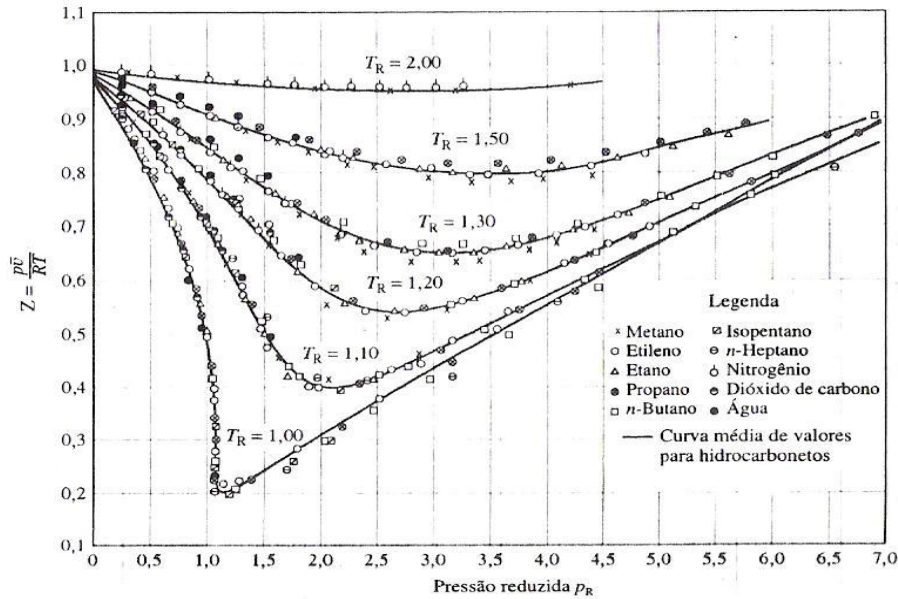


Figura 2.1 . Diagrama de Compressibilidade [7]

Geralmente as equações de gás perfeito são aplicadas somente quando a pressão do gás é muito baixa ou quando esta é próxima da pressão atmosférica. Quando a pressão e a temperatura do gás são altas as equações de gás perfeito geram erros que podem chegar até 500% do valor real, por isso se faz necessário o conhecimento do fator de compressibilidade  $Z$ , que é um número adimensional, e é independente da quantidade de gás, mas dependente da densidade, temperatura e pressão do gás [11]. Durante o desenvolvimento do trabalho os parâmetros médios para pressão e temperatura de transporte do gás são  $p= 6$  MPa e a temperatura  $T=300$  K.

cálculo do fator de compressibilidade dentre eles o método utilizado pela American Gás Association (AGA) que considera este como função das propriedades do gás, temperatura e pressão do mesmo [11].

### 2.3.2 ENERGIA INTERNA, ENTALPIA E CALORES ESPECÍFICOS

Várias propriedades relacionadas à energia interna são importantes em Termodinâmica. Algumas delas são entalpia e calores específicos, que são particularmente úteis para cálculos que envolvam o modelo de gás perfeito. A propriedade  $K$ , denominada coeficiente isoentrópico do gás, é a razão de calores específicos [7] [9].

Das definições da energia interna ( $u$ )

Sendo ( $u$ ):  $u = u(v, T)$ , assim

$$du = \left. \frac{\partial u}{\partial T} \right|_v dT + \left. \frac{\partial u}{\partial v} \right|_T dv$$

Sendo  $\left. \frac{\partial u}{\partial T} \right|_v = c_v$ , para substâncias simples compressíveis puras. ( $c_v$ ) - Calor específico a volume constante [7] [9].

Uma vez que a energia interna específica  $u$  de uma substância modelada como incompressível depende somente da temperatura,  $\left. \frac{\partial u}{\partial v} \right|_T dv = 0$ , o calor específico  $c_v$  é também uma função exclusiva da temperatura, consideramos  $c_{v0} = c_v(T)$ , deste modo,

$$\frac{du}{dT} = c_{v0} \tag{2.2}$$

Esta equação (2.2) utiliza uma derivada ordinária já que  $u$  depende somente de  $T$ .

Considerando a entalpia ( $h$ ):  $h = h(T, p)$

Pode-se estimar sua variação como se segue,

$$dh = \left. \frac{\partial h}{\partial T} \right|_p dT + \left. \frac{\partial h}{\partial p} \right|_T dp$$

Sendo:  $\left. \frac{\partial h}{\partial T} \right|_p = c_p$ , definida para substâncias simples compressíveis puras [7] [9].

( $c_p$ ) - Calor específico à pressão constante

Uma vez que a entalpia específica  $h$  de uma substância modelada como incompressível depende somente da temperatura,  $\left. \frac{\partial h}{\partial p} \right|_T dp = 0$ , o calor específico  $c_p$  é também uma função exclusiva da temperatura, tomando  $c_{p0} = c_p(T)$ , tem-se,

$$\frac{dh}{dT} = c_{p0} \quad (2.3)$$

Esta expressão utiliza uma derivada ordinária já que  $h$  depende somente de  $T$ .

Obs: A entalpia  $h$  se aplica quando existe trabalho de fronteira (fluxo), pois  $h = u + pv$ . A energia interna ( $u$ ) por si só, é aplicada em sistemas.

Aplicando a equação (2.1) de estado dos Gases Perfeitos:  $pv = RT$

$$\Rightarrow dh = du + RdT$$

Para uma substância modelada como incompressível:  $\frac{du}{dT} = c_{v0}$  (2.2);  $\frac{dh}{dT} = c_{p0}$  (2.3).

$$\Rightarrow c_{p0}dT = c_{v0}dT + RdT$$

Assim:

$$c_{p0} - c_{v0} = R \quad (2.4)$$

$$\Rightarrow \bar{c}_{p0} - \bar{c}_{v0} = \bar{R} \text{ (Base molar)}$$

Definindo-se a Razão entre os calores específicos do gás ou coeficiente isoentrópico do gás ( $K$ ) como [7] [9],

$$K = \frac{c_{p0}}{c_{v0}} \text{ (adimensional)} \quad (2.5)$$

Substituindo a equação (2.5) na equação (2.4), encontra-se,

$$\Rightarrow (Kc_{v0}) - c_{v0} = R$$

Então,

$$c_{v0} = \frac{R}{(K-1)} \quad (2.6)$$

De maneira análoga,

$$c_{p0} = \frac{KR}{(K-1)} \quad (2.7)$$

### 2.3.3 EQUAÇÃO DE GIBBS

Ao se adotar uma substância compressível simples, na ausência de efeitos de movimento ou gravitacional. A primeira lei da termodinâmica, para uma mudança de estado, fornece [8],

$$\delta\theta = dU + \delta W$$

Para uma substância compressível simples e admitindo um processo reversível, pode-se escrever,

$$\delta\theta = TdS \text{ e } \delta W = pdV$$

A propriedade designada por  $S$  é denominada entropia que por unidade de massa é indicada por  $s$ .

Substituindo essas relações na equação da primeira lei da termodinâmica, encontra-se,

$$TdS = dU + pdV \quad (2.8)$$

A equação descrita acima pode ser aplicada num processo irreversível entre dois estados dados, porém a integração desta equação é realizada ao longo de um processo reversível entre os mesmos estados inicial e final, pois as propriedades de uma substância dependem somente do estado.

Como a entalpia é definida como  $H = U + pV$

Assim a sua variação pode ser verificada,

$$dH = dU + pdV + Vdp$$

Substituindo esta relação na equação 1.8, obtêm-se,

$$TdS = dH - Vdp \quad (2.9)$$

As equações (2.8) e (2.9) definidas acima são chamadas de equações de Gibbs, que também podem ser escritas para unidade de massa.

$$Tds = du + pdv \quad (2.10)$$

$$Tds = dh - vdp \quad (2.11)$$

### 2.3.4 VARIAÇÃO DE ENTROPIA NUM GÁS PERFEITO

Utilizando as equações definidas (2.10), (2.1) e (2.2);

$$ds = c_{v0} \frac{dT}{T} + \frac{Rdv}{v}$$

$$s_2 - s_1 = \int_1^2 c_{v0} \frac{dT}{T} + R \ln \left( \frac{v_2}{v_1} \right)$$

Considerando-se a hipótese de calor específico constante;

$$s_2 - s_1 = c_{v0} \ln \left( \frac{T_2}{T_1} \right) + R \ln \left( \frac{v_2}{v_1} \right) \quad (2.12)$$

Analogamente, utilizando as equações (2.11), (2.1) e (2.3);

$$ds = c_{p0} \frac{dT}{T} - \frac{Rdp}{p}$$

$$s_2 - s_1 = \int_1^2 c_{p0} \frac{dT}{T} - R \ln \left( \frac{p_2}{p_1} \right)$$

Considerando a hipótese de calor específico constante

$$s_2 - s_1 = c_{p0} \ln \left( \frac{T_2}{T_1} \right) - R \ln \left( \frac{p_2}{p_1} \right) \quad (2.13)$$

Para um processo isoentrópico, a equação (2.13) ficará da seguinte forma;

$$s_2 - s_1 = 0 = c_{p0} \ln \left( \frac{T_2}{T_1} \right) - R \ln \left( \frac{p_2}{p_1} \right)$$



$$\ln\left(\frac{T_2}{T_1}\right) = \frac{R}{c_{p0}} \ln\left(\frac{p_2}{p_1}\right)$$

Pode-se reescrever a equação acima da seguinte maneira [9]

$$\frac{T_2}{T_1} = \left(\frac{p_2}{p_1}\right)^{R/c_{p0}} \quad (2.14)$$

Entretanto da equação (2.4) e (2.7), pode-se obter a relação abaixo;

$$\frac{R}{c_{p0}} = \frac{c_{p0} - c_{v0}}{c_{p0}} = \frac{K-1}{K} \quad (2.15)$$

Substituindo a equação (2.15) em (2.14), encontra-se [9],

$$\frac{T_2}{T_1} = \left(\frac{p_2}{p_1}\right)^{\frac{K-1}{K}} = \left(\frac{v_1}{v_2}\right)^{(K-1)} \quad (2.16)$$

$$\frac{p_2}{p_1} = \left(\frac{v_1}{v_2}\right)^K \quad \text{ou} \Rightarrow p_1 v_1^K = p_2 v_2^K = \dots = p_n v_n^K \quad (2.17)$$

Para os processos adiabáticos e reversíveis que envolvem um gás perfeito com calor específico constante, podemos reescrever a última equação de maneira geral,

$$pv^K = cte \quad (2.18)$$

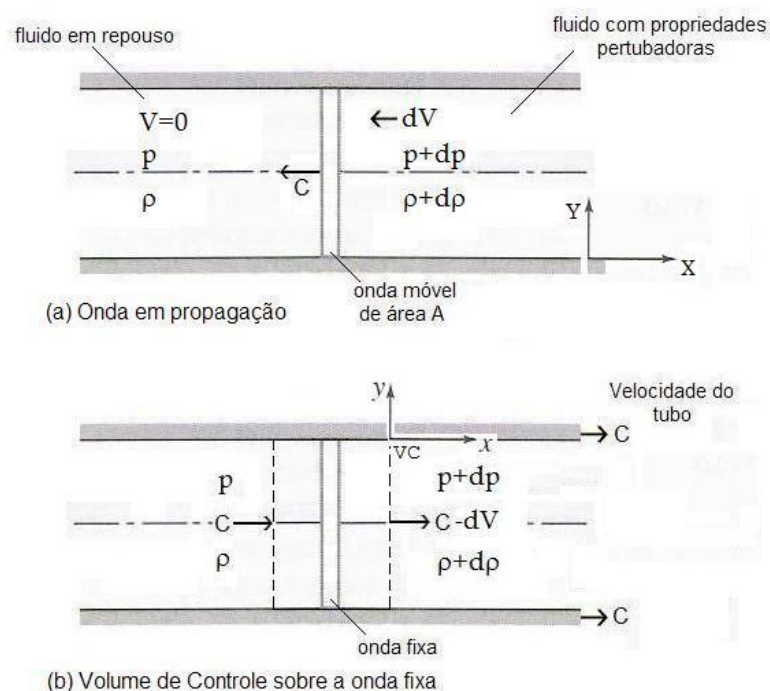
## 2.4 PROPAGAÇÕES DE ONDAS SONORAS

Para um fluido, a velocidade do som  $c$  é definida como a taxa de propagação de um pulso de pressão com intensidade infinitesimal através de um fluido em repouso. Esta é uma propriedade termodinâmica do fluido uma vez que ela depende da composição química, pressão, volume específico e temperatura do mesmo [7] [12].

$$c[m/s] = f(\text{Comp\_Química}, p, v, T)$$

Considere a propagação de uma onda sonora de intensidade infinitesimal de um meio não perturbado, conforme mostrado na Figura 2.2, estamos interessados em relacionar a velocidade de propagação da onda,  $c$ , com as variações de propriedades através da onda. Se a pressão e a massa específica no meio não perturbado à frente da onda forem denotadas por  $p$  e  $\rho$ , a passagem da onda provocará nelas variações infinitesimais, tornando-as  $p + dp$  e  $\rho + d\rho$ . Como a onda propaga-se num fluido estacionário, a velocidade a frente da onda  $V$  é zero. A magnitude da velocidade atrás da onda,  $V + dV$ , será então simplesmente  $dV$ ; na Figura 2.2a, o sentido do movimento atrás da onda foi admitido como sendo para esquerda [7] [12].

O escoamento da Figura 2.2a parece não permanente, se observarmos o movimento de um ponto fixo no tubo. Contudo, o escoamento parecerá permanente se o referencial estiver localizado sobre o volume de controle (VC), movendo-se com a onda, assim a onda será considerada fixa, conforme a Figura 2.2b. Deste modo a velocidade aproximando-se do volume de controle é  $c$ , e a velocidade deixando-o é  $c - dV$ .



Tomando como referência o volume de controle da Figura 2.2b, a partir da Equação da Continuidade [7] [12].

$$0 = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} \rho dV + \int_{SC} \rho \vec{V} \cdot d\vec{A} \quad (2.19)$$

Na equação (2.19), o primeiro termo representa a taxa de variação de massa dentro do volume de controle; o segundo termo representa a taxa de fluxo de massa ou vazão em massa através da superfície de controle. A velocidade,  $\vec{V}$ , é medida em relação à superfície de controle. O produto  $\rho \vec{V} \cdot d\vec{A}$  é escalar.

Fazendo as seguintes considerações [7] [12];

- (1) Escoamento permanente
- (2) Escoamento uniforme em cada seção

$$0 = \{-\rho c A\} + \{(\rho + d\rho)(c - dV_x)A\} \quad (2.20)$$

$$\Rightarrow 0 = -\rho c A + \rho c A - \rho dV_x A + d\rho c A - d\rho dV_x A$$

Logo,

$$dV_x = \frac{c}{\rho} d\rho \quad (2.21)$$

Esse desenvolvimento comprova que a velocidade induzida no escoamento é muito menor que a velocidade  $c$  da onda. Não há gradientes de velocidade em ambos os lados da onda, então mesmo que a velocidade do fluido seja alta, os efeitos de atrito ficam confinados no interior da onda. As espessuras de ondas de pressão em gases são da ordem de  $3 \cdot 10^{-4} \text{ mm}$ , à pressão atmosférica. Então o atrito pode ser desprezado [7].

o Movimento para um volume de controle com aceleração unidirecional, obtém-se;

$$\vec{F}_S + \vec{F}_B - \int_{VC} \vec{a}_{rf} \rho dV = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} \vec{V}_{xyz} \rho dV + \int_{SC} \vec{V}_{xyz} \rho \vec{V}_{xyz} \cdot d\vec{A}$$

Quando o volume de controle não está acelerando em relação ao referencial inercial XYZ, teremos  $\vec{a}_{rf} = 0$ , considerando o escoamento apenas na direção x. Ao se adotar por  $\vec{B}$  as forças de campo, pode-se escrever, para uma unidade de massa infinitesimal [12];

$$\vec{F}_B = \int \vec{B} dm = \int_{VC} \vec{B} \rho dV$$

O vetor  $\vec{F}_S$  representa todas as forças de superfície atuando sobre o volume de controle. A força de superfície decorrente da pressão é dada como;

$$\vec{F}_S = \int_A -p d\vec{A}$$

Descrevendo a equação da quantidade de movimento na forma de componente escalar ao volume de controle da Figura 2.2b, obtém-se [12]:

$$F_{S_x} + F_{B_x} - \int_{VC} a_{rf_x} \rho dV = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} V_x \rho dV + \int_{SC} V_x \rho \vec{V}_{xyz} \cdot d\vec{A} \quad (2.22)$$

Considerações:

(3)  $F_{B_x} = 0$

(4)  $a_{rf_x} = 0$

Não existindo atrito, portanto,  $F_{S_x}$  é devida somente às forças de pressão.

$$F_{S_x} = -Adp$$

Substituindo na equação 2.22;

$$cA\} + (c - dV_x)\{(\rho + d\rho)(c - dV_x)A\}$$

Usando a equação da continuidade, na forma 2.20, a equação reduz-se para,

$$-Adp = c\{-\rho cA\} + (c - dV_x)\{\rho cA\}$$

Assim;

$$dV_x = \frac{1}{\rho c} dp \tag{2.23}$$

Combinando as equações (2.21) e (2.23), temos:

$$c^2 = \frac{dp}{d\rho}$$

O limite para a intensidade de uma onda sonora tendendo a zero será:

$$\lim_{\text{intensidade} \rightarrow 0} \left. \frac{dp}{d\rho} = \frac{\partial p}{\partial \rho} \right)_{S=\text{constante}}$$

Para se obter  $\frac{\partial p}{\partial \rho}$  é necessário o conhecimento do processo termodinâmico.

Supondo a hipótese de que não há gradientes de temperatura (transferência de calor) e os efeitos de atrito são desprezíveis, exceto dentro da própria onda, então o processo é adiabático reversível (isoentrópico) [7] [12].

$$c^2 = \left( \frac{\partial p}{\partial \rho} \right)_s \tag{2.24}$$

O cálculo de  $\frac{\partial p}{\partial \rho}$  pode ser feito utilizando a equação de gás perfeito; partindo-se da relação,  $p v = RT$ . Então se pode obter o resultado para  $\frac{\partial p}{\partial \rho}$

$$\frac{p}{\rho} = RT \Rightarrow \frac{\partial p}{\partial \rho} = RT,$$

Que fornece;

$$c = \left( \frac{K}{\rho} p \right)^{\frac{1}{2}} = \sqrt{KRT} \quad (2.25)$$

Exemplo: Para ar ( $R = 287[m^2/s^2K]$ ,  $K = 1,4$ ) na temperatura padrão ao nível do mar ( $T = 15,5^\circ C = 288,7K$ )  $\Rightarrow c = 340m/s$ .

Para Gases Reais utilizamos uma equação de estado empírica chamada BWR (Benedict-Webb-Rubin) [7] [8] [10].

$$p = \frac{RT}{v} + \frac{RTB_w - A_w - C_w/T^2}{v^2} + \frac{RTb_w - a_w}{v^3} + \frac{a_w \alpha_w}{v^6} + \frac{c_w}{v^3 T^2} \left( 1 + \frac{\gamma_w}{v^2} \right) e^{-\gamma_w/v^2}$$

Note que a equação de estado contém oito constantes empíricas (utilizada a AGA 8).

A tabela no APÊNDICE A apresenta os valores destas constantes para algumas substâncias, sendo neste trabalho utilizados as do Metano.

## 2.5 ESTADOS DE REFERÊNCIA: PROPRIEDADES DE ESTAGNAÇÃO ISOENTRÓPICA LOCAL

Sabendo que para o escoamento compressível usa-se um processo de desaceleração adiabático, sem atrito (isoentrópico) para que se definam as propriedades locais de estagnação, sendo estas definidas como aquelas que seriam obtidas em qualquer ponto de um campo de escoamento se o fluido naquele ponto fosse desacelerando das condições locais para velocidade zero [7] [12]. As propriedades de estagnação isoentrópica podem ser avaliadas em qualquer ponto num campo de escoamento.

As propriedades de referência medidas ponto a ponto num campo de escoamento fornecem insumos a respeito do processo de escoamento entre pontos. Para que se calculem as propriedades de estagnação isoentrópica local, é suposto um processo hipotético de desaceleração até a velocidade zero. No início do processo, as condições correspondem ao escoamento real no ponto (velocidade,  $V$ , pressão,  $p$ , temperatura,  $T$ , etc.); quando a velocidade torna-se zero as condições são aquelas correspondentes às propriedades de estagnação isoentrópica no local (pressão de estagnação,  $p_t$ , temperatura de estagnação,  $T_t$ , etc.) [7] [12].

Para que se encontre uma relação entre propriedades do fluido durante o processo, aplicamos as equações da continuidade e da quantidade de movimento ao volume de controle diferencial de tubo de corrente estacionária, como mostrado na Figura 2.3.

Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features

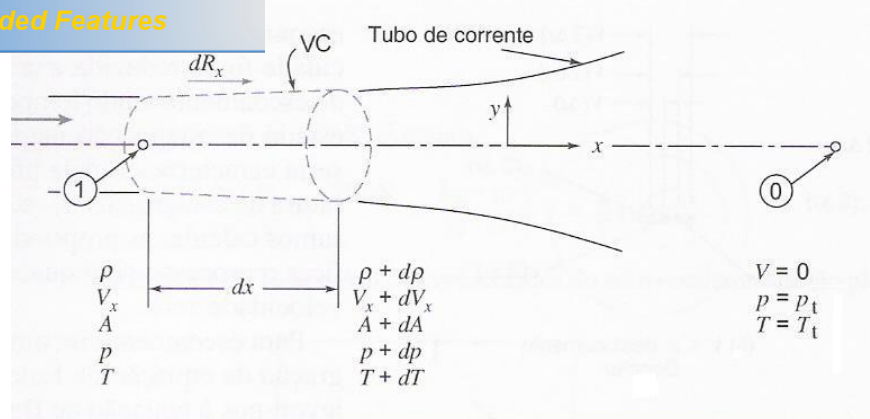


Figura 2.3 - Para o escoamento suposição de um processo hipotético de desaceleração até a velocidade zero [12].

Da equação da continuidade 2.19, considerando [7] [12];

- (1) Escoamento permanente
- (2) Escoamento uniforme em cada seção

$$0 = \{-\rho V_x A\} + \{(\rho + d\rho)(V_x + dV_x)(A + dA)\}$$

Tem-se,

$$\rho V_x A = (\rho + d\rho)(V_x + dV_x)(A + dA) \quad (2.26)$$

Da equação da Quantidade de Movimento 2.22, considerando:

- (3)  $F_{B_x} = 0$
- (4)  $a_{rf_x} = 0$
- (5) Escoamento sem atrito

As forças de superfície atuando sobre o volume de controle infinitesimal, onde a pressão média é  $p + dp/2$  e a componente da direção  $x$  é  $dA$ , serão;

$$F_{S_x} = \left(p + \frac{dp}{2}\right)dA + pA - (p + dp)(A + dA), \text{ ou:}$$



$$\frac{\rho dA}{2} + pA - pA - dpA - p dA - dp dA$$

$$\Rightarrow F_{s_x} = -dpA.$$

Substituindo este resultado na equação da quantidade de movimento resultará;

$$-Adp = V_x \{ -\rho cA \} + (V_x + dV_x) \{ (\rho + d\rho)(V_x + dV_x)(A + dA) \}$$

Usando a equação da continuidade, a equação acima se reduzirá, para;

$$-Adp = (-V_x + V_x + dV_x)(\rho V_x A)$$

E como resultado final,

$$\frac{dp}{\rho} + d\left(\frac{V_x^2}{2}\right) = 0 \quad (2.27)$$

A equação (2.27) é uma relação entre propriedades durante o processo de desaceleração. No desenvolvimento desta relação, foi considerado um processo sem atrito. Ao longo da linha de corrente de estagnação existe somente uma componente de velocidade;  $V_x$  é a velocidade na direção x. Logo se poderá abandonar o índice na equação (2.27) [12];

$$\frac{dp}{\rho} + d\left(\frac{V^2}{2}\right) = 0 \quad (2.28)$$

A equação (2.28) é uma relação entre propriedades do fluido durante o processo de desaceleração. No desenvolvimento dessa relação, foi especificado um processo sem atrito. Para integrar entre o estado inicial e final (de estagnação), devemos antes especificar a relação existente entre a pressão,  $p$ , e a massa específica,  $\rho$ , ao longo da trajetória do processo. Uma vez que o processo de desaceleração é isoentrópico, então  $p$  e  $\rho$  para um gás perfeito são relacionados pela expressão abaixo.

$$pv^K = cte \quad (2.18)$$

Sabendo que  $v = 1/\rho$ , a equação (2.18) torna-se,

$$\frac{p}{\rho^K} = cte = C \quad (2.29)$$

Agora devemos integrar a equação (2.28) sujeita a essa relação.

De  $\frac{p}{\rho^K} = cte = C$ , pode-se escrever;

$$p = C\rho^K \text{ e } \rho = p^{1/K} C^{-1/K}$$

Substituindo a equação (2.29) na equação (2.28), tem-se [7],

$$-d\left(\frac{V^2}{2}\right) = \frac{dp}{\rho} = p^{-1/K} C^{1/K} dp$$

Integrando essa equação entre o estado inicial e o correspondente estado de estagnação, chega-se,

$$-\int_v^0 d\left(\frac{V^2}{2}\right) = C^{1/K} \int_p^{p_t} p^{-1/K} dp$$

Logo,

$$\frac{V^2}{2} = C^{1/K} \frac{K}{K-1} \left[ p^{(K-1)/K} \right]_p^{p_t} = C^{1/K} \frac{K}{K-1} \left[ p_t^{(K-1)/K} - p^{(K-1)/K} \right]$$

$$\frac{V^2}{2} = C^{1/K} \frac{K}{K-1} p^{(K-1)/K} \left[ \left( \frac{p_t}{p} \right)^{(K-1)/K} - 1 \right]$$

Como  $C^{1/K} = p^{1/K} / \rho$ , deste modo,

$$\frac{V^2}{2} = \frac{K}{K-1} \frac{p^{1/K}}{\rho} p^{(K-1)/K} \left[ \left( \frac{p_t}{p} \right)^{(K-1)/K} - 1 \right]$$

$$\frac{V^2}{2} = \frac{K}{K-1} \frac{p}{\rho} \left[ \left( \frac{p_t}{p} \right)^{(K-1)/K} - 1 \right]$$

Uma vez que buscamos uma expressão para a pressão de estagnação, podemos reescrever essa equação como:

$$\left( \frac{p_t}{p} \right)^{(K-1)/K} = 1 + \frac{K-1}{K} \frac{\rho V^2}{p}$$

$$\frac{p_t}{p} = \left[ 1 + \frac{K-1}{K} \frac{\rho V^2}{p} \right]^{K/(K-1)}$$

Para um gás perfeito,  $p = \rho RT$ , e assim:

$$\frac{p_t}{p} = \left[ 1 + \frac{K-1}{2} \frac{V^2}{KRT} \right]^{K/(K-1)}$$

Também, para um gás perfeito, a velocidade sônica é  $c = \sqrt{KRT}$ . Assim:

$$\frac{p_t}{p} = \left[ 1 + \frac{K-1}{2} \frac{V^2}{c^2} \right]^{K/(K-1)}$$

$$\frac{p_t}{p} = \left[ 1 + \frac{K-1}{2} M^2 \right]^{K/(K-1)} \quad (2.30)$$

calcular a pressão isoentrópica de estagnação em qualquer ponto do campo de escoamento para um gás perfeito, desde que conheçamos a pressão estática e o número de Mach ( $M$ ) naquele ponto.

Poderá imediatamente obter expressões para outras propriedades de estagnação isoentrópica aplicando a relação entre os estados extremos do processo. Da equação (2.29), poderá se adquirir as seguintes relações;

$$\frac{p_t}{p} = \left( \frac{\rho_t}{\rho} \right)^K \quad \text{e} \quad \frac{\rho_t}{\rho} = \left( \frac{p_t}{p} \right)^{1/K}$$

Para um gás perfeito, a relação entre temperaturas será,

$$\frac{T_t}{T} = \frac{p_t}{p} \frac{\rho}{\rho_t} = \frac{p_t}{p} \left( \frac{p_t}{p} \right)^{-1/K} = \left( \frac{p_t}{p} \right)^{(K-1)/K}$$

Usando a equação (2.30), podemos assumir as equações de determinação das propriedades de estagnação isoentrópica local de um gás perfeito [7] [12].

$$\frac{p_t}{p} = \left[ 1 + \frac{K-1}{2} M^2 \right]^{K/(K-1)} \quad (2.30)$$

$$\frac{T_t}{T} = 1 + \frac{K-1}{2} M^2 \quad (2.31)$$

$$\frac{\rho_t}{\rho} = \left[ 1 + \frac{K-1}{2} M^2 \right]^{1/(K-1)} \quad (2.32)$$

## 2.6 ESCOAMENTOS COM ATRITO EM UM DUTO DE SEÇÃO CONSTANTE

Neste item, será determinado as equações que descrevem o comportamento do escoamento de gases em dutos de seção constante no qual o atrito nas paredes é responsável por mudanças nas propriedades dos fluidos.

A hipótese de escoamento adiabático é apropriada para escoamentos nos quais o comprimento do duto é razoavelmente curto. Em dutos longos como as tubulações de gás natural não isolada termicamente, há disponibilidade de área superficial significativa para a transferência de calor e o escoamento é aproximadamente isotérmico.

A força de atrito total é a integral da tensão de cisalhamento na parede sobre a área da superfície do duto. Como a tensão de cisalhamento na parede varia ao longo do duto como será mostrado, deverá ser desenvolvida uma equação diferencial e, em seguida, integrá-la para determinar as variações de propriedades. Para estabelecer a equação diferencial, usamos o volume de controle diferencial mostrado na Figura 2.4 [7] [12].

Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features

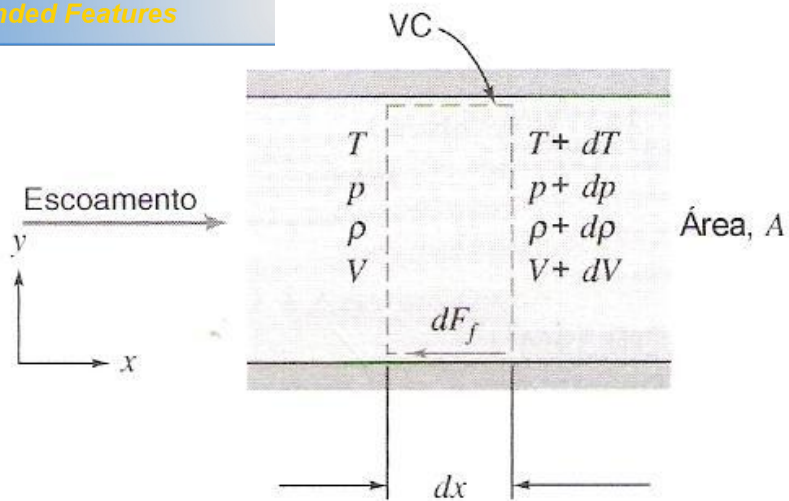


Figura 2.4 . Volume de Controle Diferencial em Duto de Seção Constante com Atrito [12].

Da Equação da Continuidade. Considerando o escoamento permanente e uniforme em cada seção obtém-se;

$$0 = \{-|\rho VA|\} + \{(\rho + d\rho)(V + dV)A\}$$

Logo, desenvolvendo;

$$\rho VA = (\rho + d\rho)(V + dV)A$$

Que se reduzirá para;

$$\rho dV + V d\rho = 0 \tag{2.33}$$

Visto que os produtos de diferenciais são desprezíveis [7].

Da equação da Quantidade de Movimento (2.22). Considerando:

(3)  $F_{B_x} = 0$

(4)  $a_{rf_x} = 0$

A equação da quantidade de movimento torna-se:

$$-dF_f + pA - (p + dp)A = V \{-|\rho VA|\} + (V + dV) \{(\rho + d\rho)(V + dV)A\}$$

Que pode ser simplificada, usando a continuidade com a relação  $\rho dV = -Vd\rho$ , fornecendo.

$$-\frac{dF_f}{A} - dp = \rho V dV \quad (2.34)$$

Da Primeira Lei da Termodinâmica [12].

$$\dot{Q} - \dot{W}_s - \dot{W}_{\text{cisalhamento}} - \dot{W}_{\text{outros}} = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} e \rho dV + \int_{SC} (e + pv) \rho \vec{V} \cdot d\vec{A} \quad (2.35)$$

Onde:

$$e = u + \frac{V^2}{2} + gz$$

Considerações [7] [12]:

- (5) Escoamento adiabático,
- (6)  $\dot{W}_s = 0$  (Trabalho de Eixo)
- (7)  $\dot{W}_{\text{cisalhamento}} = \dot{W}_{\text{outros}} = 0$
- (8) Os efeitos da gravidade são desprezíveis.

Com essas restrições, obtém-se:

$$0 = \left( u + \frac{V^2}{2} + pv \right) \{-|\rho VA|\} + \left[ u + du + \frac{V^2}{2} + d\left(\frac{V^2}{2}\right) + pv + d(pv) \right] \{(\rho + d\rho)(V + dV)A\}$$

os termos de vazão são iguais, e substituindo

$h = u + pv$ , obtem-se:

$$dh + d\left(\frac{V^2}{2}\right) = 0 \quad (2.36)$$

Para completar nossa formulação, devemos relacionar a força de atrito,  $dF_f$ , com as variáveis do escoamento em cada seção transversal. Deste modo;

$$dF_f = \tau_w dA_w = \tau_w P dx, \quad (2.37)$$

Onde  $P$  é o perímetro molhado do duto.

Para obter uma expressão para  $\tau_w$  em termos das variáveis do escoamento em cada seção transversal, admite-se que as mudanças nas variáveis em função de  $x$  são graduais e usamos as correlações para escoamento incompressível inteiramente desenvolvido em dutos, desta maneira, a tensão de cisalhamento local na parede pode ser escrita em termos das propriedades do escoamento e do fator de atrito [12].

$$\tau_w = \frac{f\rho V^2}{8} \quad (2.38)$$

Onde  $f$  é o fator de atrito para escoamento em tubo, conforme diagrama no APÊNDICE B. Admite-se que essa correlação de dados experimentais também se aplica ao escoamento compressível. Esta hipótese, quando verificada contra dados experimentais, mostra uma concordância para escoamentos subsônicos; os dados para escoamentos supersônicos são esparsos [7] [12].

Os dutos de forma não circular podem ser incluídos na nossa análise pela introdução do diâmetro hidráulico:



$$D_h = \frac{4A}{P}$$

Sendo, para um duto circular,  $A = \pi D^2/4$  e  $P = \pi D$ ,

$$D = \frac{4A}{P} \quad (2.39)$$

Combinando as equações (2.37), (2.38) e (2.39).

$$dF_f = \tau_w P dx = \frac{f \rho V^2}{8} \frac{4A}{D} dx$$

Ou,

$$dF_f = \frac{fA}{D} \frac{\rho V^2}{2} dx \quad (2.40)$$

Substituindo esse resultado na equação da quantidade de movimento (2.34), chegar-se-á,

$$-\frac{f}{D} \frac{\rho V^2}{2} dx - dp = \rho V dV \quad (2.41)$$

Essa equação pode ser utilizada para que se estime a queda de pressão ao longo de um duto com a área da seção transversal constante, ela considera a perda por atrito ao longo do duto num processo adiabático. Uma vez que o termo  $\rho dV$  é diferente de zero, a variação da massa específica é considerada durante o processo de expansão do gás, como será verificado no capítulo IV para o modelo das equações teóricas (seção 4.3). A equação (2.41) servirá também como base para o cálculo da queda de pressão, sendo  $\rho dV = 0$ , para um modelo simplificado, chegando à seguinte equação:



Your complimentary  
use period has ended.  
Thank you for using  
PDF Complete.

[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

$$\frac{dp}{dx} = -4F_f \frac{\rho V^2}{2D} \quad (2.42)$$

Na equação (2.41) o fator de atrito  $f$  pode ser substituído por  $4F_f$ , obtendo-se assim a forma mais comum da equação de Fanning (2.42).

## CAPÍTULO III

### METODOLOGIA

Os resultados a serem apresentados no modelo de falha e gerenciamento de risco poderão ajudar a gerência de segurança dos dutos de gás natural. Deste modo, o desenvolvimento deste trabalho sobre Análise de Falha e Gerenciamento de Risco Associados aos Dutos de Gás Natural a Alta Pressão, seguirá os seguintes critérios:

1. Causas da falha na tubulação;
2. Características da Falha e Identificação dos Possíveis Cenários;
3. Consequências da Falha e Análise da área de Risco;
4. Análise e gerenciamento dos Riscos Predominantes da Falha.

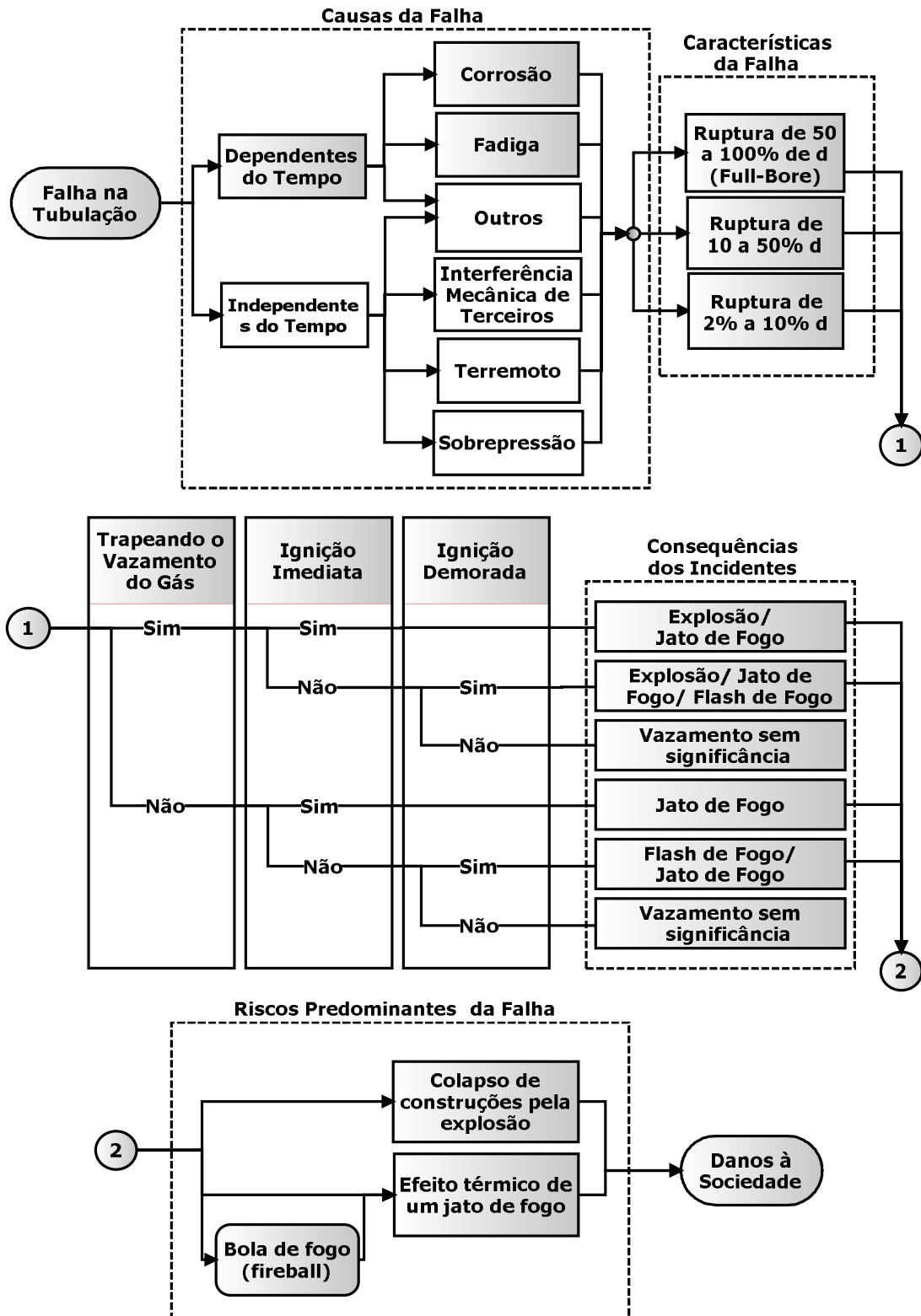
É válido ressaltar que as consequências dos acidentes dependem dos parâmetros do processo industrial e dos cenários envolvidos, tais como tamanho do furo, tempo de ignição, condições meteorológicas e condições ambientais na região da falha.

As avaliações de risco, entretanto, podem gerar diferentes resultados dependendo das considerações do cenário do acidente. Cálculos trabalhosos são inevitáveis em algumas situações, devido à complexidade dos cenários de acidentes considerados e das fontes de destruição ao longo do gasoduto. Entretanto, a investigação de acidentes associados ao trecho do gasoduto contendo gás natural mostra que as consequências são dominadas por poucos cenários de acidentes [5].

Para auxílio no gerenciamento de risco, existem hipóteses a serem consideradas a cerca do cenário de acidentes e métodos de cálculo das consequências. Este trabalho foca em um método simples para calcular a área de risco e avaliá-lo de

Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features

ao transporte de gás natural, usando cenários de acidentes razoáveis, mas que são capazes de modelar e quantificar os danos à sociedade. A análise destes estabelece o modelo de falha e risco como é mostrado no fluxograma da figura 3.1 abaixo:



### 3.1 CAUSAS E ANÁLISE DA FALHA

A falha é normalmente reconhecida como a ocorrência de um incidente (anomalia a gestão de segurança do gasoduto com potencial de levar a consequências desagradáveis devido à falha em um processo industrial) em qualquer porção do sistema de dutos e esta libera de maneira não intencional, quantidades significativas do produto transportado.

O termo quantidades significativas é utilizado para distinguir a diferença entre uma falha e um pequeno vazamento de gás. Quando os produtos transportados são extremamente tóxicos, então se deve levar em consideração a possibilidade de ocorrência de pequenos vazamentos, bem como a possibilidade de falha do sistema [5].

Todos os modos de falha devem ser considerados. Corrosão (seja externa ou interna), fadiga, problemas operacionais e ações de terceiros, são exemplos de grupos de modos de falha mais específica, que devem ser levados em conta em conjunto com os modos mais remotos. Neste tópico daremos ênfase apenas às falhas dependentes do tempo tais como a falha por corrosão e a falha por fadiga como visto no fluxograma da figura 3.1.

#### 3.1.1 FALHAS POR CORROSÃO

A corrosão é um dos principais causadores de falhas e acidentes em dutos, visto que ela causa perda de material, gerando redução na espessura da parede da tubulação e com isso a integridade estrutural é reduzida, aumentando assim o risco de falhas. Neste trabalho a falha por corrosão será detalhada a partir da análise da corrosão atmosférica, corrosão interna e corrosão por metal enterrado.

### 3.1.1.1 CORROSÃO ATMOSFÉRICA

A corrosão é uma das maiores geradoras de prejuízos no que diz respeito às perdas de materiais. Apesar de grande parte da tubulação que está implantada para o transporte de gás natural estar enterrada, esta condição não dá imunidade diante dos fenômenos corrosivos aos dutos, assim eles não estão isentos da corrosão atmosférica. Esta se baseia na mudança química no material do duto resultante da interação do material com a atmosfera. É preciso verificar as condições de isolamento do duto enterrado, pois é possível que ocorra a acumulação de umidade junto à parede do mesmo, permitindo assim que a corrosão se inicie e prossiga sem que seja notada.

O tipo de atmosfera é um item que afeta no estudo da corrosão atmosférica como um todo uma vez que de acordo com a composição química, umidade e temperatura podem acelerar os efeitos da corrosão. É preciso verificar também se há existência de suportes para a sustentação do duto em algum local, já que os suportes podem se tornar um ponto preferencial para ocorrência de corrosão, ou seja, um ponto de acesso para a corrosão uma vez que os suportes podem promover um mecanismo de perda de revestimento ou da tinta do duto, como também podem aprisionar umidade junto à parede do gasoduto.

Algumas medidas para prevenir a tubulação da corrosão atmosférica podem ser realizadas. Uma das medidas mais utilizadas para prevenir dos efeitos deste tipo de corrosão é o devido isolamento do metal do ambiente agressivo. Entretanto é verídico que nenhum revestimento está livre de falhas e, por esta razão, o potencial de corrosão nunca será completamente removido. A redução deste potencial depende de alguns fatores principais, tais como a boa qualidade do revestimento e da sua aplicação, a qualidade do programa de inspeção do duto e da qualidade das possíveis correções do mesmo.

A corrosão interna é causada pela reação entre a parte interna da parede do duto com o produto que está sendo transportado. Os fatores que determinam como se dará à corrosão interna podem ser de uma maneira mais simples estudada quanto à corrosividade do produto e a proteção interna.

A corrosividade do produto pode ser classificada de diferentes maneiras, por exemplo, a corrosividade do produto extremamente corrosivo é caracterizada por uma corrosão rápida e danosa, assim, é aquela que ocorre devido à presença de água salgada ou produtos com  $H_2S$  (ácido sulfídrico).

A corrosividade do produto mediamente corrosivo é aquela em que o dano à parede do duto ocorre com baixa taxa de corrosão. Existem também a corrosividade sob condições especiais que só ocorre sob certas circunstâncias como, por exemplo, a presença de  $CO_2$  ou água salgada nos dutos. O ambiente propício a corrosividade do produto nula é aquele em que a possibilidade de reação entre o produto a ser transportado e o material do duto é muito baixa.

A proteção interna também pode ser feita com o revestimento do gasoduto. Este é um bom método de prevenção da corrosão. Quando o produto transportado for incompatível com o material que constitui o duto (em geral são ligas de aço), pode ser usado um material de revestimento compatível com este produto que está sendo transportado, isso a fim de evitar um contato entre o fluido e o material constituinte do duto, evitando que se inicie um processo corrosivo. A proteção interna também pode ser viabilizada por intermédio da injeção de inibidores que podem ser injetados ao produto transportado, isso também serve para reduzir ou inibir a reação de corrosão. Estes agentes limpadores da parede interna do duto são comumente chamados de pigs.

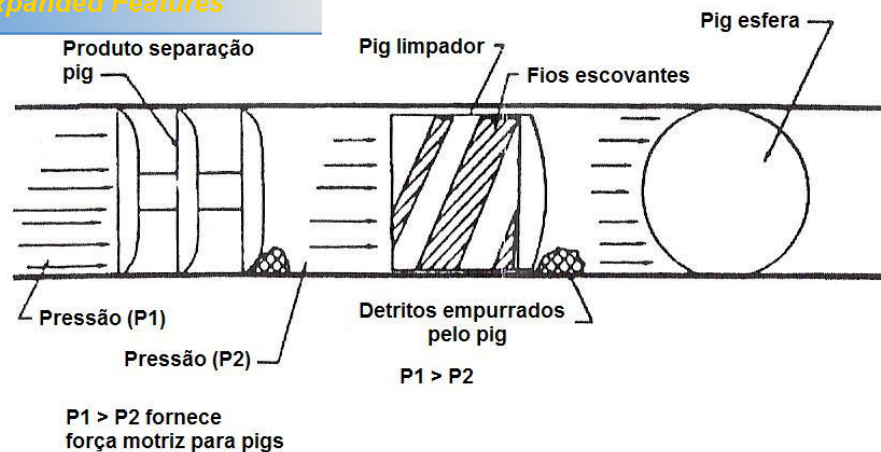


Figura 3.2 . Injeção de Pigs em Tubulações

Medidas operacionais e monitoramento interno do duto também são eficazes para prover a proteção interna quanto à corrosão, essas medidas incluem o monitoramento por meio de sondas ou sensores que podem continuamente transmitir medidas elétricas que indiquem um potencial de corrosão. Para as situações onde o produto é normalmente compatível com o material do duto, mas algum tipo de impureza pode ter sido introduzido, medidas operacionais tais como a injeção de pigs pode ser feita a fim de limpar a tubulação, separar estas impurezas e obter informações sobre o duto quando este for equipado com sensores eletrônicos.

### 3.1.1.3 CORROSÃO DE METAIS ENTERRADOS

Quando se tratar de dutos metálicos enterrados e sujeitos à corrosão, fatores como a proteção catódica, condição de revestimento, corrosividade do solo, idade do sistema dutoviário, fluxo de corrente de outro metal enterrado e interface AC (corrente alternada) devem ser rigorosamente levados em conta no que se refere aos fenômenos corrosivos.

Na maioria dos casos que envolvem a proteção catódica, esta pode ser aplicada para prover a proteção de uma tubulação de aço enterrada. Sua análise se dá de acordo com a existência ou não das condições mínimas requeridas para a proteção do sistema, tais como: a existência suficiente de força eletromotiva para gerar



de a realização de provas ou testes durante períodos apropriados para garantir que o sistema está funcionando corretamente.

A boa qualidade do revestimento também reduz o potencial corrosivo quando se trata de dutos metálicos enterrados uma vez que estes sofrem os mesmos efeitos tratados na seção anterior. Quando se trata da corrosividade do solo, este deve ser classificado em função de sua resistividade, que é um dos principais fatores para avaliar o potencial de corrosão do solo. Entretanto, algumas situações especiais podem existir em função da evidência de alta atividade de micro-organismos ou baixo pH (Potencial Hidrogeniônico), que podem promover a oxidação do aço. A classificação em função de sua resistividade é dada da seguinte forma:

- Baixa resistividade (alto potencial de corrosão), ou seja, resistividade menor que 500 ohm.cm;
- Média resistividade é aquela que a resistência elétrica está entre quinhentos e dez mil ohm.cm;
- Alta resistividade (baixo potencial de corrosão), a resistividade do solo é maior que dez mil ohm.cm.

No que diz respeito à idade do sistema dutoviário, os dutos são geralmente projetados para uma vida útil de aproximadamente trinta anos, em média, mas à medida que os anos passam, os riscos de falha de um determinado duto tendem a aumentar. Faz-se necessário inferir que um duto com maior tempo operacional pode ser mais seguro ou ter uma taxa de falha menor do que um duto mais novo (isso depende também das concepções de projeto do sistema), desta forma, a idade do duto não pode ser considerada unicamente como indicador confiável ou de fenômenos corrosivos ou de qualquer outra falha do duto, isso no que tange a indicação de confiabilidade ou de risco do sistema.

Para o fluxo de corrente originado de outro metal enterrado na vizinhança de um duto enterrado, a presença deste metal pode ser uma nova fonte de risco, pois pode interferir na proteção catódica do sistema de dutos ou mesmo, quando a proteção

estabelecer uma célula de corrosão galvânica, causando assim a corrosão no sistema.

Sistemas dutoviários próximos a torres de transmissão de potência AC (corrente alternada) ou subestações estarão submetidos a um risco único no que se refere a uma possível indução de energia ao duto, figura 3.3, comprometendo não só o sistema dutoviário, como também a segurança de pessoas próximas ou em contato com o duto.

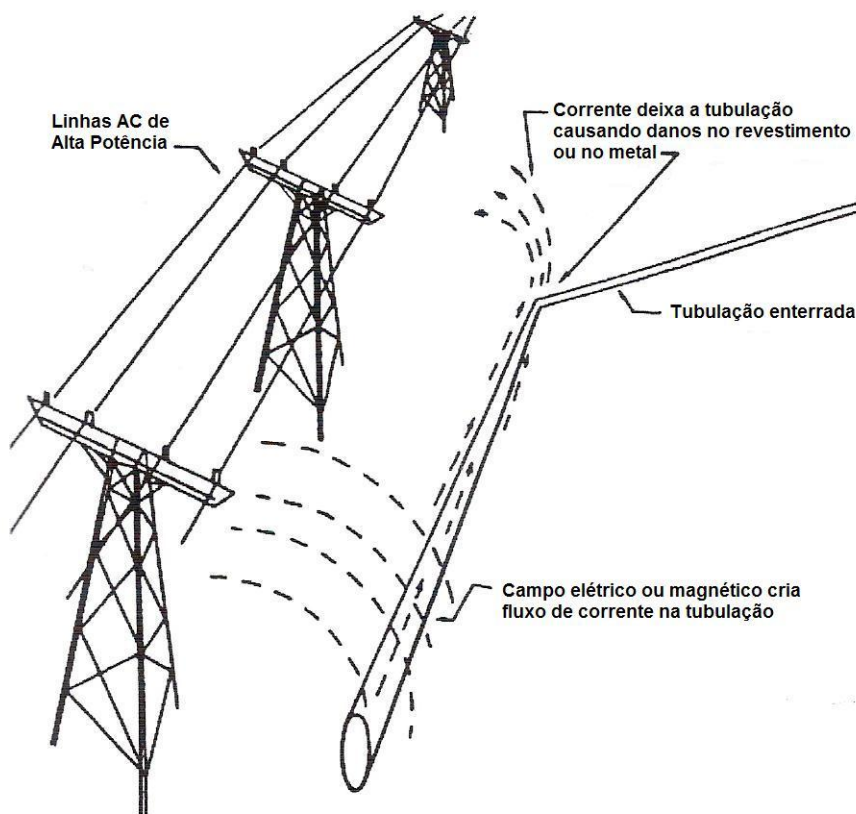


Figura 3.3 - Sistema dutoviário próximo às torres de transmissão de potência AC

Algumas medidas podem ser tomadas para minimizar os efeitos desta interferência, tais como o uso de ânodos distribuídos, juntas de isolamento, escudos elétricos e células de polarização.

### 3.1.2 FALHAS POR FADIGA

A fadiga é uma falha mecânica causada primariamente pela aplicação repetida de carregamentos variáveis, cuja característica principal é causar a geração ou a propagação paulatina de uma trinca, até a eventual fratura da peça. A fadiga é um problema local, que depende muito dos detalhes da geometria e do material do ponto mais solicitado da peça e da carga atuante na mesma, e que gera falhas localizadas, progressivas e acumuladas [13].

As falhas cuja causa primária é o carregamento de serviço são falhas mecânicas causadas pela fadiga. A fadiga é o tipo de falha que geralmente domina a vida útil das estruturas, isso ocorre quando as componentes dinâmicas das cargas de serviço não são desprezíveis quanto às estáticas. O estudo da fadiga é multidisciplinar uma vez que envolve a análise dos micros mecanismos de propagação de trincas (Estes são estudados nas ciências dos materiais e mecânica da fratura) como também depende do projeto estrutural, que é baseado numa análise macro das tensões e das resistências dos materiais que constituem a estrutura [13].

O estudo detalhado das técnicas de dimensionamento e de cálculo de dano no que diz respeito à fadiga se faz necessário uma vez que:

- A maioria das falhas mecânicas que ocorrem na prática é causada por fadiga, mas o trincamento é lento, gradual e aditivo, gerando um dano restrito à região crítica da peça [13];
- A geração e a propagação de uma trinca por fadiga normalmente não provocam mudanças evidentes nem na forma nem no comportamento global da estrutura [13].

A detecção do dano devido à fadiga é trabalhosa e, como de maneira geral não há aviso prévio de falha iminente, pode ocorrer fratura súbita da peça. Assim as falhas por fadiga podem gerar consequências catastróficas e devem ser evitadas a

potencialmente perigosas, através de um plano de garantia de segurança estrutural baseado num programa periódico de inspeção e de avaliações de integridade.

Os principais fatores que influenciam a fadiga em dutos são: a frequência dos acidentes e a magnitude dos parâmetros de processo como: pressão operacional, operações de bombas, compressores, válvulas de controle e agentes limpadores (pigs) são possíveis causas destas variações de pressão e dos ciclos de fadiga no qual está submetido um duto.

### **3.1.2.1 CARACTERÍSTICAS DAS FALHAS POR FADIGA**

Nas peças não trincadas, as falhas por fadiga envolvem a geração (no seu ponto mais solicitado) de uma trinca. Na prática este processo quase sempre ocorre a partir da raiz de um entalhe concentrador de tensão.

Quando as tensões cíclicas que solicitam o ponto crítico são baixas em relação à sua resistência (macroscópica) ao escoamento, a geração da trinca por fadiga é lenta (requer muitos ciclos de carregamento) e é muito influenciada pelas características locais do ponto crítico, ou pelos detalhes das propriedades mecânicas do material, do acabamento superficial, do gradiente das tensões atuantes, do estado de tensões residuais [13].

A resistência do ponto crítico no que diz respeito à fadiga pode ser aumentada com a resistência localizada à ruptura, a melhoria do acabamento superficial, o aumento do gradiente das tensões, a presença das tensões residuais compressivas. Quando estes detalhes do ponto crítico têm menos importância, a carga possivelmente será elevadíssima, induzindo um escoamento cíclico macroscópico, e uma vida de iniciação curta. Deste modo, o principal fator a ser controlado será a ductilidade do material, ao modelar o problema, devem ser quantificadas as tensões e as deformações elastoplásticas que atuam na raiz do entalhe crítico.

é necessário considerar a gama das deformações como a causadora das trincas nos modelos de previsão das vidas de iniciação curtas. A vida de iniciação termina ao se detectar uma pequena trinca gerada pelos ciclos de carga alternada na peça, mas a vida total à fadiga das grandes estruturas pode ser dominada pela propagação da trinca até a fratura final [13].

A propagação das macro-trincas por fadiga pode ser modelada de maneira eficiente usando os conceitos de mecânica da fratura uma vez que esta propagação depende primariamente da intensidade de tensões atuantes no elemento [13].

### **3.2 IDENTIFICAÇÕES DOS POSSÍVEIS CENÁRIOS**

A possibilidade de liberação de gases inflamáveis provenientes de uma falha na tubulação de gás operando numa alta pressão origina uma preocupação quanto ao dimensionamento e a operação de instalações de plantas industriais no que diz respeito aos possíveis cenários e modelagem da dispersão do gás inflamável, principalmente quando se envolve a interação térmica entre o gás e o ambiente.

Os resultados de uma análise são extremamente dependentes das hipóteses levantadas à cerca do problema em si, por consequência uma análise de sensibilidade dos resultados obtidos deve ser executada durante o gerenciamento de dutos, isso para possibilitar uma compatibilidade com os dados do problema. Esta análise identifica a grande influência dos parâmetros no resultado final obtido [14].

#### **3.2.1 CARACTERIZAÇÕES DOS CENÁRIOS DE ACORDO COM O TAMANHO DA RUPTURA NA TUBULAÇÃO**

Após a falha na tubulação, o primeiro cenário que ocorre após a ignição imediata do jato de gás é o desenvolvimento de um jato de fogo. As características do jato de fogo dependem das condições do escoamento externo na superfície dos tubos. A

ncipalmente no tamanho da ruptura da tubulação

como mostrado nos casos seguintes:

- A) Rupturas pequenas, o diâmetro do furo varia de 2 a 10% do diâmetro do duto;
- B) Rupturas médias, o diâmetro do furo varia de 10 a 50% do diâmetro do duto;
- C) Rupturas grandes, o diâmetro do furo varia de 50 a 100% do diâmetro do duto.

Para rupturas com diâmetros maiores que  $0,5d$  a tubulação experimentará uma rápida relação de despressurização, de maneira que a taxa de vazamento do fluido após cerca de dez minutos consegue atingir valores entre 21 e 50% do valor de pico inicial [14].

As taxas de vazamento do fluido dependem do tempo assim pode-se definir a taxa média de liberação da massa do fluido ao longo do tempo [14].

$$Q_h(t)^* = \frac{\int_{T=0}^{60} Q_h(t) dt}{60}$$

Em que:

$Q_h(t)$  é a vazão mássica de dispersão do gás no local do vazamento em  $Kg/s$ .

$Q_h(t)^*$  é a vazão mássica média do escoamento externo do gás em  $Kg/s$ .

As características do jato de fogo são avaliadas de maneira que depem da orientação da ruptura e da área congestionada, o gás poderá se expandir para áreas abertas, atingindo obstáculos, assim diminuindo seu momento através das forças de arrasto e sendo caracterizado por uma pequena interação com o ar devido à congestão. O coeficiente de arrasto  $CD$  deve ser determinado pela interação do jato de fogo com o obstáculo [14].

A princípio a ruptura da tubulação pode ocorrer em qualquer lugar na circunferência da tubulação. Para uma ruptura completa a deflexão da linha central do duto pode ocorrer, assim como as duas extremidades da tubulação; neste caso, é possível que

originando um único jato, conseqüentemente o fogo gerado caso ocorra ignição será bem mais intenso [14].

Para rupturas pequenas a taxa de vazamento do fluido é praticamente constante. Para este caso praticamente nenhum contato direto entre a chama e a parede da tubulação ocorre, sendo que a transferência de calor se dar primordialmente por radiação. A chama pode atingir distâncias de 2 a 9 metros a partir do vazamento do combustível [14].

Para rupturas médias também deve ser levado em conta o mecanismo de transmissão de calor por convecção. Pode ser analisado que, frequentemente ocorre o contato da chama de fogo com a tubulação adjacente ou pode também ocorrer choques do fogo com obstáculos próximos ao encanamento. Para casos especiais quando ocorre uma ruptura desse tipo pode também ocorrer contato do fogo com outras barreiras físicas dependendo do congestionamento da área em que ocorreu a falha.

Para rupturas grandes a modelagem de perigo é mais complexa, uma vez que a possível chama de fogo pode atingir distâncias de 30 a 60 metros ou mais dependendo da gravidade da falha. Vários efeitos podem ocorrer quando se trata de ruptura total do diâmetro da tubulação, sendo que os riscos de danos associados a este tipo de falha são bem maiores [14].

Conhecendo os três principais mecanismos de transferência de calor que regem as interações térmicas de um jato de fogo originado pela queima do metano, é possível calcular as taxas de transferência de calor independentemente da geometria e tamanho do corpo em estudo uma vez que se faça uma análise desta geometria utilizando-se de parâmetros adimensionais como os números de Prandtl, Reynolds, Nusselt e outros fatores. De fato, o processo de transferência de calor entre uma superfície qualquer e o ambiente pode ser descrito quando se faz um balanço energético entre o calor gerado e o calor dissipado por essa superfície, para tubulações de gás natural deve ser disposto um estudo no que tange aos

s escoamentos externos quanto os escoamentos internos.

### 3.3 CONSEQÜÊNCIAS DAS FALHAS

Análises de acidentes reais envolvendo gasodutos revelam que as principais conseqüências relacionadas às falhas são explosões e incêndios. O confinamento de uma nuvem de vapor juntamente com a mistura de ar e gás pode gerar possíveis explosões levando a ocorrência de sobrepressão [5].

As chamas oriundas da ignição do gás podem viajar através desta mistura agravando ainda mais a situação. Caso o ponto de ruptura do gasoduto esteja próximo de edifícios, o gás oriundo do vazamento pode migrar para perto destes e dar início a uma possível e significativa explosão confinada, caso ocorra ignição do gás inflamável. Assim existirá um raio de risco que definirá a área de risco relacionada às possíveis explosões e conseqüências da liberação do gás natural [5].

Quando uma pessoa está exposta tanto à nuvem de vapor quanto a mistura de gás e ar, caso ocorra ignição, a probabilidade de morte desta será a soma das probabilidades relacionadas, respectivamente, com o efeito térmico e a taxa de liberação do gás [5].



## CAPÍTULO IV

### DESENVOLVIMENTOS DAS EQUAÇÕES BÁSICAS UTILIZADAS NOS MODELOS DA TAXA DE LIBERAÇÃO DO GÁS

É de fundamental importância estimar a relação entre a vazão mássica de gás natural sendo transportada à alta pressão e a área de perigo associada a esta, uma vez que a possibilidade de acidentes pode ser diminuída.

Considerando o modelo da taxa de liberação efetiva de gás, referente ao fluxo de massa em regime permanente, o raio de risco relacionado ao vazamento do gás na tubulação é calculado, podendo-se assim estimar a área circular ao redor do furo em que há riscos. Para tanto, iremos determinar neste capítulo as equações básicas que descreverão o comportamento destes fenômenos.

Considere uma tubulação de gás natural conectada por um bocal convergente, o escoamento é regido a partir de um reservatório a pressão  $p_0$ , gás é liberado a partir de um furo como mostrado na Figura 4.1.

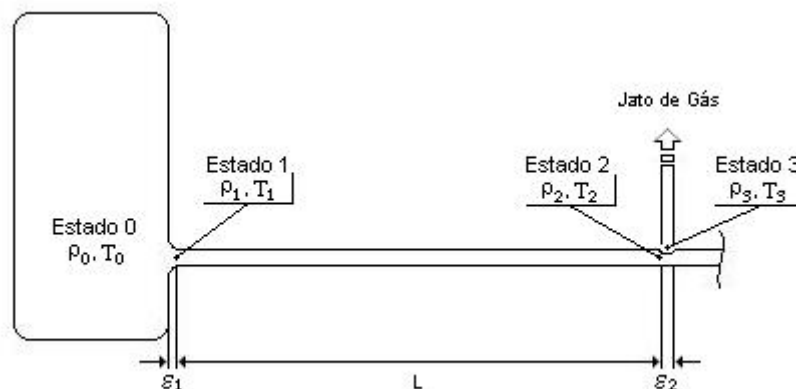


Figura 4.1 - O sistema em estudo.

Para o escoamento de gás à alta velocidade, *pode-se assumir que as hipóteses de escoamento isoentrópico no bocal e no furo são válidas, e é válida também a hipótese de escoamento adiabático ao longo da tubulação.* Os comprimentos do

ito pequenos se comparado com o comprimento da tubulação respectivamente  $(\varepsilon_1, \varepsilon_2, L)$ . Portanto a perda de carga no bocal e no furo é irrelevante em relação à perda de carga total por atrito na tubulação [15].

A vazão mássica na tubulação pode ser estimada através das propriedades de estagnação. A pressão estática ao longo da tubulação é mostrada na Figura 4.2. A pressão estática no movimento do gás é uma propriedade experimental, ela é obtida analisando-se o acompanhamento de um observador que se move juntamente com o gás, medindo-a ponto a ponto. Enquanto que a pressão de estagnação é aquela que pode ser obtida experimentalmente a partir de um observador fixo que analisa o movimento do gás. O subscrito  $t$  refere-se às propriedades de estagnação [15].

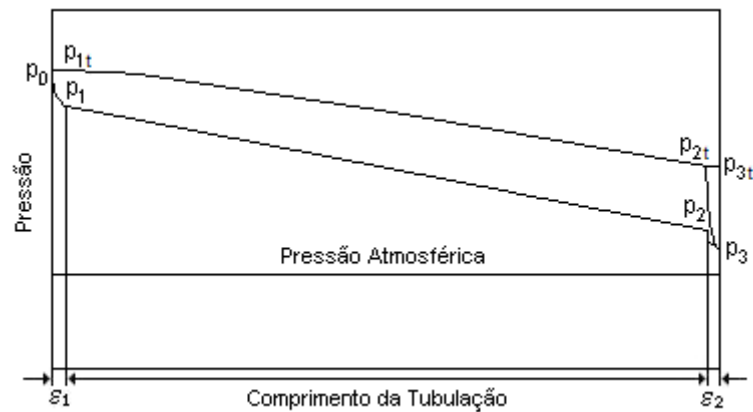


Figura 4.2 . Queda de pressão através do comprimento da tubulação [15].

#### 4.1 CÁLCULO DA VAZÃO DENTRO DO BOCAL

Assumindo as hipóteses já mencionadas anteriormente de escoamento isoentrópico, fazendo o balanço de energia através do bocal, e integrando a equação (2.28), obtida da equação diferencial da quantidade movimento, temos:

$$\int_{p_0}^{p^1} \frac{dp}{\rho} + \frac{1}{2}(V_1^2 - V_0^2) = 0, \quad (4.1)$$

é a velocidade do gás e  $p$  é a pressão estática. O subscrito 0 denota as propriedades no reservatório, e o subscrito 1 denota as propriedades do gás na tubulação logo após o reservatório, mas ainda no bocal. A velocidade do gás no reservatório é zero.

Como visto em 2.3.4 para uma expansão isoentrópica do gás perfeito é possível reescrever as equações (2.16) e (2.17) considerando os subscritos já mencionados, assim:

$$T_1 = T_0 \left( \frac{p_1}{p_0} \right)^{\frac{(K-1)}{K}}, \quad (4.2)$$

$$\rho_1 = \rho_0 \left( \frac{p_1}{p_0} \right)^{\frac{1}{K}}. \quad (4.3)$$

Pela integração da equação (4.1) com os termos das equações (4.2) e (4.3), a velocidade do escoamento no bocal é dada pela equação (4.4) como demonstrado na seção 2.5.

$$V_1^2 = 2 \left( \frac{K}{K-1} \right) \frac{p_0}{\rho_0} \left( 1 - \left( \frac{p_1}{p_0} \right)^{\frac{(K-1)}{K}} \right) = 2 \left( \frac{K}{K-1} \right) \frac{p_0}{\rho_0} \left( 1 - \frac{T_1}{T_0} \right). \quad (4.4)$$

Através do caminho percorrido pelo gás no escoamento e do seu comportamento, a velocidade  $V_1$  pode ser expressa em função do número de Mach ( $M$ ). Uma vez que já foi demonstrado no Item 2.1, que sendo  $c$  a velocidade do som para o escoamento interno do gás natural, aqui considerado como metano, o número de Mach em 1 é dado pela equação (4.5) [15].

$$M_1 = \frac{V_1}{c_1} \Rightarrow M_1^2 = \frac{V_1^2}{c_1^2} \Rightarrow V_1^2 = c_1^2 M_1^2. \quad (4.5)$$

opagação do som no escoamento compressível do metano é uma propriedade termodinâmica, esta pode ser escrita em função das propriedades do gás como (hipótese de gás perfeito):

$$c_1 = (KRT_1)^{1/2}; R = \frac{\bar{R}}{M_w} \Rightarrow c_1^2 = \frac{K\bar{R}T_1}{M_w}. \quad (4.6)$$

Assim, a substituição da equação (4.5) na equação (4.6) nos fornece:

$$V_1^2 = M_1^2 \frac{K\bar{R}T_1}{M_w}. \quad (4.7)$$

Onde  $M_w$  é o peso molecular do gás,  $K$  a razão entre os calores específicos ou coeficiente isoentrópico do gás, e  $\bar{R}$  é a constante universal dos gases. No capítulo V será abordado o resultado do modelo gás perfeito x gás real para aplicação ao regime compressível.

Substituindo  $V_1$  da equação (4.7) na equação (4.4) e usando a lei dos gases perfeitos, encontra-se a temperatura e a pressão no bocal [15]:

$$T_1 = T_0 \left( \frac{2}{(K-1)M_1^2 + 2} \right), \quad (4.8)$$

$$p_1 = p_0 \left( \frac{2}{(K-1)M_1^2 + 2} \right)^{\frac{K}{K-1}} \quad (4.9)$$

A vazão no bocal pode ser calculada pelo uso da equação (4.7):

$$Q_n = \rho_1 A_1 V_1 = \frac{\pi d^2}{4} \rho_1 M_1 \sqrt{\frac{KRT_1}{M_w}} = \frac{\pi d^2}{4} M_1 \sqrt{K\rho_1 p_1}, \quad (4.10)$$

do reservatório [15].

## 4.2 CÁLCULO DA VAZÃO NA TUBULAÇÃO

A vazão dentro da tubulação pode ser estimada pela aplicação da equação de momentum contabilizando forças de atrito agindo sobre o fluido. Ao aplicar o balanço de momento para o estado de equilíbrio do fluxo, vamos obter a equação (2.41), que dividida por  $\rho$ , tem a forma:

$$\frac{dp}{\rho} = -\frac{f}{D} \frac{\rho V^2}{2\rho} dx - \frac{\rho V dV}{\rho} \quad (4.11)$$

Notando que  $p/\rho = RT = c^2/K$ , e  $VdV = d(V^2/2)$ , obtém a forma preliminar da equação (4.12)

$$\frac{dp}{p} = -\frac{f}{D} \frac{KM^2}{2} dx - \frac{K}{c^2} d\left(\frac{V^2}{2}\right)$$

Como  $VdV = d(V^2/2)$ ,

$$\frac{dp}{p} = -\frac{f}{D} \frac{KM^2}{2} dx - \frac{KM^2}{2} d\left(\frac{V^2}{2}\right) \quad (4.12)$$

Para relacionar  $M$  e  $x$ , devemos eliminar  $dp/p$  e  $d(V^2)/V^2$  da equação (4.12). Da definição do número de Mach,  $M = V/c$ , segue que  $V^2 = M^2 c^2 = M^2 KRT$ .

$$\frac{d(V^2)}{V^2} = \frac{dT}{T} + \frac{d(M^2)}{M^2} \quad (4.13)$$

Da equação da continuidade,  $d\rho/\rho = -dV/V$ .

$$\frac{d\rho}{\rho} = -\frac{1}{2} \frac{d(V^2)}{V^2}.$$

Da lei dos gases perfeitos,  $p = \rho RT$ .

$$\frac{dp}{p} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dT}{T}.$$

Combinando essas três equações, obtém-se.

$$\frac{dp}{p} = \frac{1}{2} \frac{dT}{T} - \frac{1}{2} \frac{d(M^2)}{M^2}. \quad (4.14)$$

Substituindo as equações (4.13) e (4.14) na equação (4.12), tem-se a relação;

$$\frac{1}{2} \frac{dT}{T} - \frac{1}{2} \frac{d(M^2)}{M^2} = -\frac{f}{D} \frac{KM^2}{2} dx - \frac{KM^2}{2} \frac{dT}{T} - \frac{KM^2}{2} \frac{d(M^2)}{M^2}.$$

Essa equação pode ser simplificada para:

$$\left( \frac{1+KM^2}{2} \right) \frac{dT}{T} = -\frac{f}{D} \frac{KM^2}{2} dx + \left( \frac{1-KM^2}{2} \right) \frac{d(M^2)}{M^2}. \quad (4.15)$$

Para relacionar  $M$  e  $x$ , devemos obter uma expressão para  $dT/T$  em termos de  $M$ . Tal expressão pode ser obtida prontamente da equação (2.31) para a temperatura de estagnação: Uma vez que a temperatura de estagnação é constante para escoamento da linha de Fanno como demonstrado na seção 2.6;

$$T \left( 1 + \frac{K-1}{2} M^2 \right) = cte.$$

Assim,

$$\frac{dT}{T} + \frac{M^2 \frac{K-1}{2}}{\left(1 + \frac{K-1}{2} M^2\right)} \frac{d(M^2)}{M^2} = 0. \quad (4.16)$$

Substituindo  $dT/T$  na Eq. 4.15, resulta,

$$\frac{M^2 \frac{(K-1)}{2} \left(\frac{1+KM^2}{2}\right)}{\left(1 + \frac{K-1}{2} M^2\right)} \frac{d(M^2)}{M^2} = \frac{f}{D} \frac{KM^2}{2} dx - \left(\frac{1-KM^2}{2}\right) \frac{d(M^2)}{M^2}.$$

Combinando os termos, obtém a equação (4.17)

$$\frac{(1-M^2)}{\left(1 + \frac{K-1}{2} M^2\right)} \frac{d(M^2)}{KM^4} = \frac{f}{D} dx. \quad (4.17)$$

Considerando o sistema em estudo da Figura 4.2, adotemos os termos para diâmetro e comprimento do duto como sendo  $d$  e  $L$  respectivamente.

As curvas traçadas no diagrama de Moody originam-se da correlação empírica dada no APÊNDICE B. Ele nos fornece o fator de atrito de Darcy,  $f$ , em termos do número de Reynolds e da rugosidade relativa. O fator de atrito de Fanning para escoamento em tubo é definido como,

$$F_f = \frac{\tau_w}{\frac{1}{2} \rho \bar{V}^2},$$

Onde  $\tau_w$  é a tensão de cisalhamento na parede do tubo. A relação entre os fatores de atrito de Darcy e de Fanning para escoamento completamente desenvolvido é dada por  $f = 4F_f$  [12]. Assim, a equação (4.17) para todo o comprimento do duto fica na forma.

$$\frac{4F_f KL}{d} = 2 \frac{dM}{M^3} \left[ \frac{1 - M^2}{1 + ((K-1)/2)M^2} \right]. \quad (4.18)$$

A equação (4.18) pode ser integrada do estado 1 até o estado 2 como indicado na figura 4.2, deste modo,

$$\frac{4F_f KL}{d} = \left( \frac{1}{M_1^2} - \frac{1}{M_2^2} \right) + \frac{(K+1)}{2} \ln \left[ \frac{M_1^2 (2 + M_2^2 (K-1))}{M_2^2 (2 + M_1^2 (K-1))} \right], \quad (4.19)$$

Onde o subscrito 2 denota as propriedades no ponto 2 que é aquele antes do gás entrar em contato com as condições atmosféricas. A temperatura no estado 2 pode ser encontrada a partir da equação (4.16) em termos do número de Mach.

$$\frac{T_2}{T_1} = \frac{(2 + M_1^2 (K-1))}{(2 + M_2^2 (K-1))}. \quad (4.20)$$

A relação pressão por número de Mach pode ser calculada a partir da equação (4.11) pela eliminação de  $L$  e de  $V$ ,

$$\frac{dp}{p} = - \frac{dM}{M} \left[ \frac{(1 + M^2 (K-1))}{(1 + M^2 (K-1)/2)} \right]. \quad (4.21)$$

O resultado da integração da equação (4.21) entre os limites  $p_1$  e  $p_2$  nos fornece:

$$\frac{p_2}{p_1} = \frac{M_1}{M_2} \sqrt{\frac{(2 + M_1^2 (K-1))}{(2 + M_2^2 (K-1))}}. \quad (4.22)$$

Assim a vazão mássica  $Q_p$  dentro da tubulação pode ser calculada.

$$Q_p = \frac{\pi d^2}{4} M_2 \sqrt{K \rho_2 p_2} = A_p M_2 p_2 \sqrt{\frac{KM_w}{RT_2}}, \quad (4.23)$$



Onde  $A_p$  é a área da seção transversal da tubulação e  $\rho_2$  é a densidade do gás no estado 2 que pode ser calculada pela Lei dos Gases Perfeitos usando as equações (4.8) (4.9), (4.20) e (4.22).

### 4.3 CÁLCULOS DA VAZÃO NO FURO

Para um gás que se comporte como gás perfeito com o coeficiente isoentrópico constante, a taxa de massa que passa através do furo por onde o gás é liberado pode ser expressa em termos da pressão e temperatura de estagnação [15].

$$Q_h = A_h C_D M_3 p_3 \sqrt{\frac{KM_w}{RT_3}}.$$

Assim,

$$Q_h = A_h C_D M_3 p_{2t} \sqrt{\frac{KM_w}{RT_{2t}} \left( \frac{2}{(K-1)M_3^2 + 2} \right)^{\frac{(K+1)}{(K-1)}}}. \quad (4.24)$$

Além disso, a partir dos valores obtidos para a temperatura de estagnação no estado 2, e do número de Mach no estado 3, conforme figura 4.2, obtém-se a pressão estática e a temperatura no estado 3;

$$T_3 = T_{2t} \left( \frac{2}{(K-1)M_3^2 + 2} \right),$$

$$p_3 = p_{2t} \left( \frac{2}{(K-1)M_3^2 + 2} \right)^{\frac{K}{(K-1)}},$$

Onde o subscrito 3 indica as propriedades justamente antes da passagem do gás da tubulação para a atmosfera, enquanto  $A_h$  é a área do furo e  $C_D$  é o coeficiente de

efetiva e a vazão teórica é a própria unidade em virtude delas serem iguais) [15].

As propriedades no estado 2 estão de alguma forma relacionados com o estado 3, por causa da perda de pressão entre os estados 2 e 3 como mostrado na Figura 4.1 No caso de uma ruptura *full-bore* a vazão mássica pode ser estimada assumindo o coeficiente de descarga  $C_D$  igual a 1, considerando também que a área da seção transversal da tubulação pela área do furo seja igual a 1, ou seja, ao se definir ( $= A_h C_D / A_p = 1$ ) onde  $\alpha$  é a adimensionalização da relação tamanho-furo que está relacionando a área efetiva do furo  $A_h C_D$  pela área da seção transversal da tubulação  $A_p$  [15].

Pelo balanço de massa entre os estados 2 e 3, como mostrado na Figura 4.1, o numero de Mach no estado 2 pode ser resolvido pela seguinte equação,

$$\alpha = \frac{M_2 p_2}{M_3 p_3} \sqrt{\frac{T_3}{T_2}} = \frac{M_2}{M_3} \frac{(2 + M_3^2 (K - 1))^{\frac{(K+1)}{(2K-2)}}}{(2 + M_2^2 (K - 1))}, \quad (4.25)$$

Considerando a seguinte hipótese básica: *Caso o escoamento entre em regime sônico, ou seja,  $M_3$  igual a 1, o número de Mach no estado 2 pode ser simplificado como mostra a próxima equação [15],*

$$\alpha = M_2 \left[ \frac{K + 1}{(K - 1)M_2^2 + 2} \right]^{\frac{(K+1)}{(2K-2)}}. \quad (4.26)$$

A taxa de liberação de massa pode ser calculada pela resolução do número de Mach no estado 3, encontrando seu valor até o estado 1 usando as equações (4.26) e (4.19). Resolvendo as condições de escoamento no bocal usando as equações

ilitado da equação (4.24) fornecerá o valor da vazão

$Q_h$

É válido ressaltar que a vazão mássica  $Q_h$  para o furo possui um desvio em relação ao modelo de gás perfeito adotado para a modelagem, este erro será discutido na seção 4.5.1.

#### 4.4 SIMPLIFICAÇÕES DO MODELO

A queda de pressão total é igual à soma da queda de pressão ao longo do comprimento da tubulação e a queda de pressão devido à expansão isoentrópica do gás.

A taxa de liberação do gás pode ser estimada pelo cálculo da queda de pressão de estagnação ao longo da tubulação para uma expansão isoentrópica no furo, como mostrado na Figura 4.2. A queda de pressão para o escoamento permanente em uma tubulação pode ser estimada, pela equação de Fanning. Assim, como demonstrado na equação (2.42), a relação de Fanning nos dará a queda de pressão no bocal da tubulação como sendo [15],

$$\frac{dp}{dL} = -4F_f \frac{\rho V^2}{2d} \quad (4.27)$$

Onde  $p$  é a pressão dentro da tubulação,  $L$  é o comprimento da tubulação,  $F_f$  o fator de fricção de Fanning, que é função da rugosidade superficial da parede e do número de Reynolds,  $\rho$  é a massa específica do gás,  $V$  a velocidade do gás e  $d$  é o diâmetro da tubulação [15],

A velocidade do gás é determinada pela equação da conservação da massa na tubulação, que é dada por,

$$Q = \frac{V\rho\pi d^2}{4}$$

Então,

$$V = \frac{4Q}{\rho\pi d^2} \quad (4.28)$$

Com a substituição da equação (4.28), da velocidade do gás, na equação (4.27), e integrando, tem-se,

$$\int_{p_0}^{p_{2t}} \rho dp = -\frac{32F_f L Q^2}{\pi^2 d^5} \quad (4.29)$$

O resultado da integração da equação (4.29) com a equação (4.1) fornece a vazão mássica dentro da tubulação que pode ser obtido como aproximadamente em função da pressão, do diâmetro da tubulação e do comprimento desta [15],

$$Q_p \cong A_p \sqrt{\frac{\rho_0 p_0 d}{2F_f \alpha} \left( \frac{K}{K+1} \right) \left( 1 - \left( \frac{p_{2t}}{p_0} \right)^{\frac{(K+1)}{K}} \right)}$$

$$Q_p \cong \frac{\pi d^2}{4} \sqrt{\frac{\rho_0 p_0 d}{2F_f \alpha} \left( \frac{K}{K+1} \right) \left( 1 - \left( \frac{p_{2t}}{p_0} \right)^{\frac{(K+1)}{K}} \right)} \quad (4.30)$$

A relação entre a vazão mássica e a queda de pressão, relacionada diretamente pela expansão livre no furo, pode ser solucionado usando a equação (4.24):

$$Q_h = A_h C_D M_3 \sqrt{K \rho_{2t} p_{2t} \left[ \frac{2}{(K-1)M_3^2 + 2} \right]^{\frac{(K+1)}{(K-1)}}}, \quad (4.31)$$

$$Q_h \cong \frac{\pi d^2}{4} M_3 \alpha \sqrt{K \rho_0 \left( \frac{p_{2t}}{p_0} \right)^{\frac{1}{K}} p_{2t} \left[ \frac{2}{(K-1)M_3^2 + 2} \right]^{\frac{(K+1)}{(K-1)}}}, \quad (4.32)$$

al entre a área efetiva do furo e a área da seção transversal da tubulação ( $C_D = A_h C_D / A_p$ ). A densidade do gás no estado 2 é aproximada e calculada usando-se a hipótese de expansão isentrópica do gás dentro da tubulação [15].

Pela conservação da massa, a vazão mássica dentro do tubo é calculada pela equação (4.30) e é igual à vazão mássica calculada para o furo pela equação (4.31), uma vez que é assumida uma ruptura do tipo *full-bore*. Desta forma a pressão de estagnação no estado 2 é obtida da seguinte equação [15],

$$p_{2t} = p_0 \left( \frac{1}{\eta + 1} \right)^{\frac{K}{K+1}} \quad (4.33)$$

Onde  $\eta$  é um parâmetro adimensional dado por [4],

$$\eta = \alpha^2 M_3^2 \frac{2F_f \alpha}{d} (K+1) \left( \frac{2}{(K-1)M_3^2 + 2} \right)^{\frac{K+1}{K-1}}$$

Se a pressão de estagnação no estado 2 for maior que a pressão crítica, o número de Mach no furo  $M_3$  é igual a 1, assim para  $\frac{p_a}{p_{2t}} \leq \left( \frac{2}{K-1} \right)^{\frac{K}{K-1}}$  a Equação 4.31 pode ser simplificada como mostrado a seguir [15],

$$Q_h = \frac{\left( (\pi d^2 \alpha) / 4 \right) \sqrt{K \rho_0 p_0 (2/(K+1))^{(K+1)/(K-1)}}}{\sqrt{1 + \left( (4\alpha^2 F_f L) / d \right) (2/(K+1))^{2/(K-1)}}} \quad (4.34)$$

Onde  $p_a$  é a pressão atmosférica e  $p_{2t}$  é a pressão de estagnação no estado 2 como indicado na Figura 4.2.

A vazão mássica  $Q_h$  pode ser adimensionalizada de forma que se faça a razão entre o seu valor em um comprimento qualquer da tubulação e o seu valor no comprimento  $L=0$  equação (4.35). O comprimento do duto também pode ser adimensionalizado, basta que se faça o produto entre o comprimento da tubulação a o fator de fricção, posteriormente divide-se o termo obtido pelo diâmetro do duto de gás equação (4.36).

$$\bar{Q}_h = \frac{Q_h}{Q_h|_{L=0}} = \frac{Q_h}{\left(\frac{\pi d^2 \alpha}{4}\right) \sqrt{K \rho_0 p_0 [2/(K+1)]^{(K+1)/(K-1)}}} \quad (4.35)$$

$$\bar{L} = \frac{F_f L}{d} \quad (4.36)$$

Uma vez definido o  $\bar{L}$ , a adimensionalização da vazão pode ser reescrita de uma maneira mais simplificada, como na Equação 4.37 da seguinte maneira:

$$\bar{Q}_h = \frac{1}{\sqrt{1 + 4\alpha^2 \bar{L} [2/(K+1)]^{2/(K-1)}}} \quad (4.37)$$

A vazão mássica em,  $L=0, (Q_h|_{L=0})$ , está de alguma forma relacionada com a relação entre a liberação do gás e o atrito na tubulação.

A adimensionalização da vazão mássica depende da razão do calor específico do gás, da adimensionalização tamanho-furo e da adimensionalização do comprimento da tubulação. Se na equação (4.37) o termo  $\alpha^2 \bar{L}$  for algumas vezes maior que um, a adimensionalização da vazão mássica é inversamente proporcional a adimensionalização tamanho-furo e a raiz quadrada da adimensionalização do comprimento da tubulação [15].

#### 4.5 CÁLCULOS E DISCUSSÃO RELAÇÃO AOS MODELOS PROPOSTOS PARA A LIBERAÇÃO DE GÁS

A vazão mássica adimensional  $\bar{Q}_h$ , diminui com o comprimento adimensional do gasoduto  $\bar{L}$ , especialmente perto do reservatório de gás, mas é influenciado ligeiramente com a variação da razão dos calores específicos como mostrado nas Figuras 4.3 e 4.4. Através do programa Microsoft Office Excel 2003, pode-se obter os valores numéricos destes gráficos, APÊNDICE C e D. Em que  $\alpha$  é a adimensionalização da relação tamanho-furo [15].

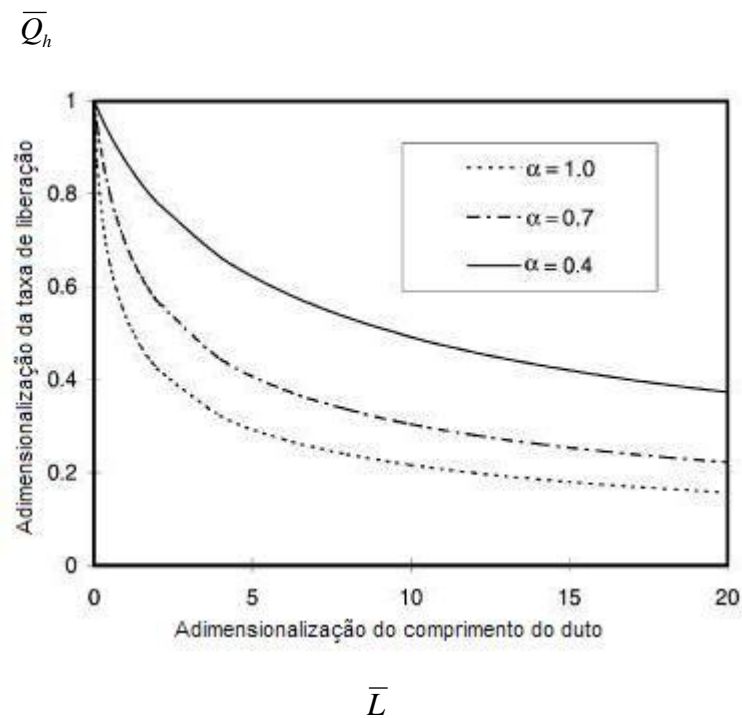


Figura 4.3 . Taxa de liberação variando com o comprimento do gasoduto (K=1,42) [15]

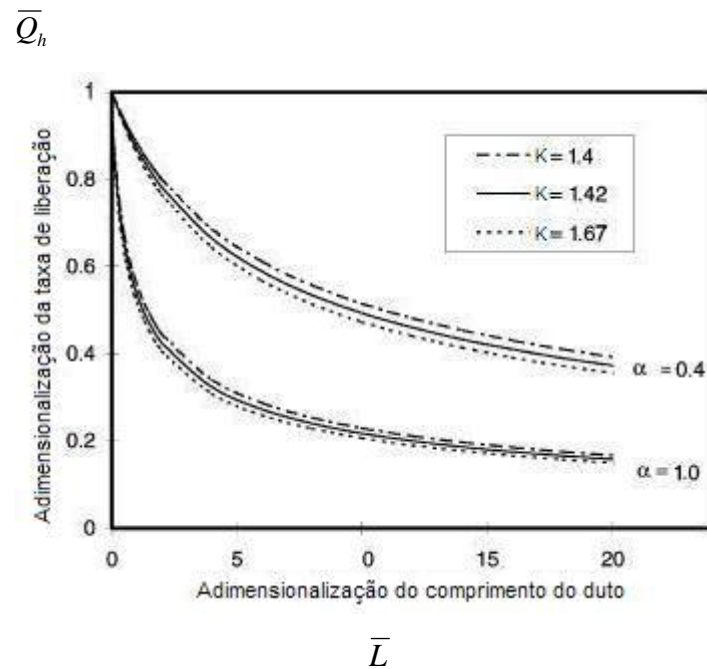


Figura 4.4. Taxa de liberação variando com a razão dos calores específicos [15]

Segundo Jo e Ahn (2003) [15], as hipóteses e simplificações do modelo proposta na seção 4.4, pelo uso da equação de Fanning inserem alguns desvios em relação à solução obtida de maneira teórica pelas equações desenvolvidas na seção 4.3 Isso devido à expansão isentrópica do gás assumida pelo cálculo da densidade do gás e da pressão de estagnação, que é útil para estimar a variação da pressão ao longo do comprimento da tubulação. As hipóteses levantadas para a modelagem sempre superestimam a taxa de liberação, como mostrado na Figura 4.5. A relação entre o máximo desvio entre a simplificação do modelo seção 4.4 e a adimensionalização do comprimento da tubulação é mostrada nas Figuras 4.5 e 4.6.

Segundo Jo e Ahn (2003) [15], o desvio máximo inerente à variação da relação entre calores específicos é tão expressivo quanto à grande variação da relação tamanho-furo obtida. Isso significa que com o aumento da distância do local de vazamento em relação ao reservatório de gás a relação entre o tamanho-furo torna-se maior.



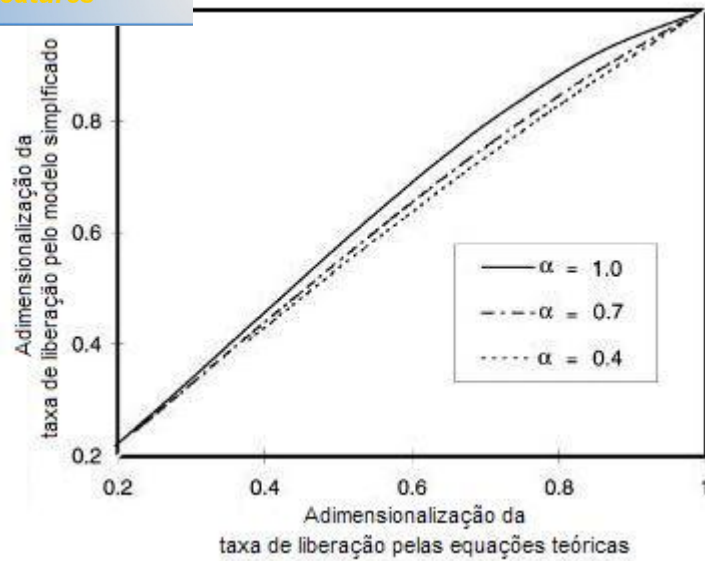


Figura 4.5 . Taxa de liberação por um modelo simplificado e pelas equações teóricas [15]

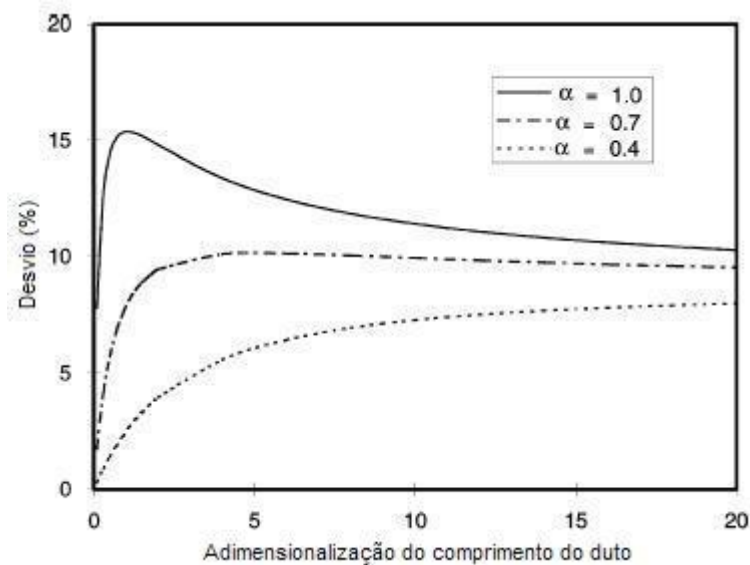


Figura 4.6 . Desvio das equações teóricas (K=1,42) [10]

A razão do calor específico para gases  $K$  geralmente varia de 1 a 1,67. Quando a energia translacional é assumida para compor a energia interna do gás, a aproximação é tão boa quanto os resultados obtidos quando o modelo de gás monoatômico é assumido. Na termodinâmica clássica para gases o calor específico  $c_v$  pode ser dado como,

$$c_v = \frac{3}{2}R. \quad (4.38)$$

Considerando a hipótese de gás perfeito e a equação (4.38) a razão do calor específico  $K$  pode ser avaliada como,

$$K = 1 + \frac{R}{c_v} = 1,67. \quad (4.39)$$

Sabe-se que para uma molécula diatômica a energia interna total a baixa temperatura é  $5/2KT$  em que  $3/2KT$  é referente a energia translacional e  $2/2KT$  é devido a energia rotacional. A razão  $K$  para um gás de molécula diatômica a baixa temperatura é cerca de 1,4. Contudo, quando a temperatura aumenta a energia interna total do gás aproxima-se de  $7/2KT$ , isso acontece devido ao acréscimo da energia vibracional que é estimada em  $2/2KT$ , e a razão  $K$  torna-se próxima de 1,23.

Para alguns gases em processos químicos o valor de  $K$  varia na faixa de 1,1 a 1,5. [3] Entretanto isso não é uma regra, uma vez que o valor de  $K$  pode estar fora dessa faixa como, por exemplo, é o que ocorre numa ruptura de tubulação de tipo full-bore. O erro associado ao raio de risco (distância de risco) devido à simplificação do modelo pode variar entre 8 a 20% acima dos valores reais obtidos quando se trata da liberação do gás, como mostrado na Figura 4.7. Isso se o ponto de liberação de gás não estiver fechado, assim como o reservatório [15].

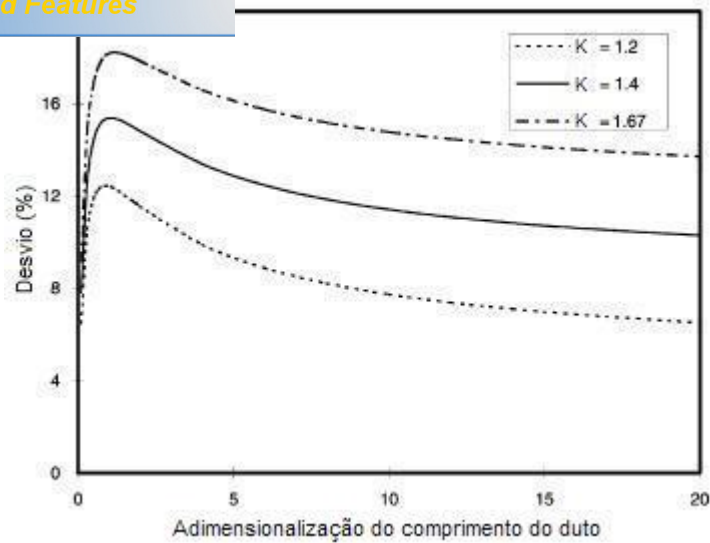


Figura 4.7 . Desvio das equações teóricas para uma ruptura *full-bore* [15].

A distância ou raio de perigo devido à liberação do gás inflamável está diretamente relacionada à taxa de liberação do mesmo através do furo. O tamanho da nuvem do gás perigoso é numa primeira aproximação diretamente proporcional à taxa de liberação. É entendida como sendo a vazão mássica do gás liberada no local de vazamento, isso quando somente o gás é considerado na dispersão [15]. No entanto, baseado na radiação térmica local provida de um jato de fogo originário da combustão do gás, a distância que envolve o raio de risco é proporcional à raiz quadrada da vazão mássica, ou seja, à taxa de liberação de gás.

$$r_{rh} \sim \sqrt{Q} \quad (4.40)$$

Por outro lado à distância radial  $r$ , originária da chama é definida como aquela em que uma típica estrutura de madeira não suportaria a ignição do jato de gás e se queimaria. A intensidade de radiação suficiente para que isso ocorra está por volta de 15KW/m<sup>2</sup>. Esse é um parâmetro médio que serve como referência para estimar o raio de risco em que florestas inteiras dentre outros podem ser consumidas pela intensidade das chamas [15]. Assim conforme o cálculo do fluxo de calor em uma área de risco como proposto pela norma API RP 521 [16].

$$I = \frac{\eta_t \tau_a Q_h H_c}{4\pi r^2}$$

Esta relação será revista no capítulo V, na equação anterior,  $\eta_t$  é a relação entre a radiação térmica total e a radiação térmica devido a cada foco de fogo,  $\tau_a$  é a transmissividade atmosférica,  $Q_h$  é a vazão do gás através do furo,  $H_c$  é o poder calorífico do gás e  $r$  é a distância radial em relação à localização do foco de fogo na área de interesse. Assim conforme proposto por Jo e Anh (2003) [15], a distância de risco inerente à ruptura da tubulação e posterior ignição do jato de gás é estimada teoricamente pela seguinte equação,

$$r_{r_h} = 10,285\sqrt{Q_h} \quad (4.41)$$

Onde nessa equação para o raio de risco dependeremos apenas do conhecimento do valor  $Q_h$  obtido da Equação 4.34.

A simplificação do modelo segundo Jo e Anh (2003) [15] pode ser usada para análise da área de risco, calculando-se de maneira conservadora a vazão do gás através do furo. Caso o segundo termo na raiz quadrada do denominador da Equação 4.34 for maior que a unidade, que é o que ocorre em alguns casos, então, o raio de risco pode ser aproximado pela seguinte equação [3],

$$r'_h = 1512 \frac{p_0^{(1/2)} d^{(5/4)}}{L^{(1/4)}} \quad (4.42)$$

Onde  $p_0$  é a pressão de estagnação no reservatório de gás,  $d$  é o diâmetro da tubulação e  $L$  é o comprimento da mesma.

Considerando a cronologia dos acidentes, a ignição do gás liberado ocorre num intervalo de tempo que pode variar de alguns minutos até algumas horas após a ruptura da tubulação de gás, o jato de fogo pode perdurar por várias horas [15]. Entretanto, enquanto o jato de fogo for sustentado pelo gás liberado do furo na

eu comportamento estimado considerando que a liberação do gás ocorre em regime permanente. A distância estimada pelas equações anteriores é significativamente maior que a distância real atingida pela área de risco onde realmente ocorreram queimadas. É notável que com o uso da equação (4.42), o raio de risco obtido é maior do que aquele obtido da equação (4.41) [15], sem simplificações para o cálculo da vazão na tubulação, como foi desenvolvido na seção 4.4, isso é mostrado na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 . Distância de Risco e Área de Queima [15] [17]

Numero do Acidente	Diâmetro da Tubulação (m)	Pressão de Operação (bar)	Comprimento da Tubulação (km)	Modo da Falha	Distância de Perigo (m)		Área Queimada
					Equações Teóricas	Modelo Simplificado	
1	0,762	51,5	24,5	Ruptura	186	194	213 × 122 (m <sup>2</sup> )
2	0,762	70,7	29	Ruptura	209	218	213 × 152 (m <sup>2</sup> )
3	0,508	55,0	18	Ruptura	123	128	36421 (m <sup>2</sup> )
4	0,700	67,5	18	Ruptura	206	215	200 raio (m)
5	0,355	56,5	16,6	Ruptura	80	83	108 × 74 (m <sup>2</sup> )
6	0,914	68,95	44	Ruptura	235	245	178 raio (m)
7	0,610	54,6	12,8	Ruptura	168	176	55850 (m <sup>2</sup> )

Referências: (1) The National Technical Information Service (Report N. PB 244-547); (2) The National Technical Information Service (Report N. PB 87-916501); (3) The National Technical Information Service (Report N. PB 268-606); (4) The State Government on behalf of the Committee for Economics and Transport of the Bavarian Diet (Erlangen, Bavaria, 25 March 1984); (5) The National Technical Information Service (Report N. PB 202868); (6) <http://www.bst-tsb.gc.ca/eng/reports/pipe/1994/ep94h0036.html>; (7) The National Technical Information Service (Report N. PB 95-16501).

Jo e Ahn (2003) [15] descreve que, numa escala experimental para verificação da liberação de gás natural, próximo ao local da falha, numa tubulação de 76,74 km de comprimento e 914 mm de diâmetro de seção transversal, os resultados obtidos foram analisados e indicam que para uma pressão de aproximadamente 60 bar, ou seja, 6 MPa, a detonação da carga explosiva fez com que houvesse um corte de aproximadamente 12 metros ao longo do comprimento da tubulação. Durante os primeiros 60 segundos naquela região já descrita, a massa total de gás liberada foi de aproximadamente 240 toneladas, 5 minutos depois a condição de regime permanente para a liberação de gás foi atingida e a vazão do gás através do furo ficou por volta de 1,5 toneladas por segundo, que é um valor bem menor do que a vazão do gás através do furo para as condições iniciais, que era de 4 toneladas por segundo em média. Usando as equações descritas anteriormente, a vazão do gás

foi de 14,2 toneladas por segundo, isso para um comprimento da tubulação considerado igual a zero.

O resultado da vazão do gás através do furo em regime estacionário foi de 0,985 toneladas por segundo, considerando esta taxa calculada pelas equações teóricas desenvolvidas na seção 4.3, enquanto com o uso de equações desenvolvidas de maneira simplificada na seção 4.4 foi de 1,072 toneladas por segundo. A velocidade com que o gás é liberado diminui com o passar do tempo, isso faz com que a vazão do gás através do furo caia de 14,2 para 1 tonelada por segundo depois de certo tempo. Valores de dados reais nos revelam que nos primeiros cinco minutos, após a ruptura, os valores obtidos das equações aqui descritas cobrem cerca de 96% dos valores previstos [15].

A vazão do gás através do furo serve para avaliar a área de risco associada com a ruptura da tubulação de gás natural, pode ser explicitamente estimada pelo modelo simplificado, porém esta será maior que a vazão real do gás, isso ocorre devido às simplificações feitas no modelo, em que se adotou o gás como perfeito e foi desconsiderada a variação da sua densidade ao longo da tubulação. Entretanto, a vazão do gás através do furo pode ser utilizada no cálculo da distância de risco na equação (4.41) uma vez que fornecerá um raio de risco maior que o real, assim como o raio de risco dado pela equação (4.42) que será um pouco maior que aquele descrito na equação (4.41), isso pode ser visto comparando os resultados para o raio de risco real como mostrado no incidente número 4 da tabela 4.1 [15].

#### **4.5.1 DESVIOS DE RESULTADOS DEVIDO A MODELAGEM DO GÁS COMO PERFEITO**

Neste tópico será abordada uma comparação do comportamento do gás em sua faixa de temperatura e pressão operacional no que diz respeito ao processo de transporte do gás via tubulação. São feitas análises do comportamento do metano com a variação da temperatura e da pressão operacional afim de que seja verificado como ocorre à interferência nos resultados da área de risco devido à variação dessas propriedades termodinâmicas.

Sabe-se da equação (2.24) que é possível obter a velocidade de propagação do som no meio, mas esta equação depende de  $\partial p/\partial \rho$  que na hipótese de gás perfeito torna-se uma constante, sendo que a velocidade do som pode ser expressa de maneira simplificada como sendo a raiz quadrada do produto entre o coeficiente isoentrópico do gás, a constante do gás e sua temperatura, porém quando  $\partial p/\partial \rho$  não for constante a velocidade do som real intrínseca ao estado termodinâmico do gás não pode ser obtida de maneira tão simples [7]. Assim é preciso saber o comportamento termodinâmico real do gás quando este está submetido a uma alta pressão, fazendo-se uso da equação de estado BWR aplicada ao metano para descrever seu comportamento de maneira mais precisa, de tal que seja possível mensurar os valores de algumas de suas propriedades de maneira real. Portanto, ao se fixar a temperatura em um valor médio operacional de 313 K, ou seja, 40 °C, e variarmos a pressão, da pressão atmosférica 0,1 MPa até uma pressão de 10 MPa, obtemos o gráfico da Figura 4.8 que retrata o comportamento da velocidade do som para o gás.

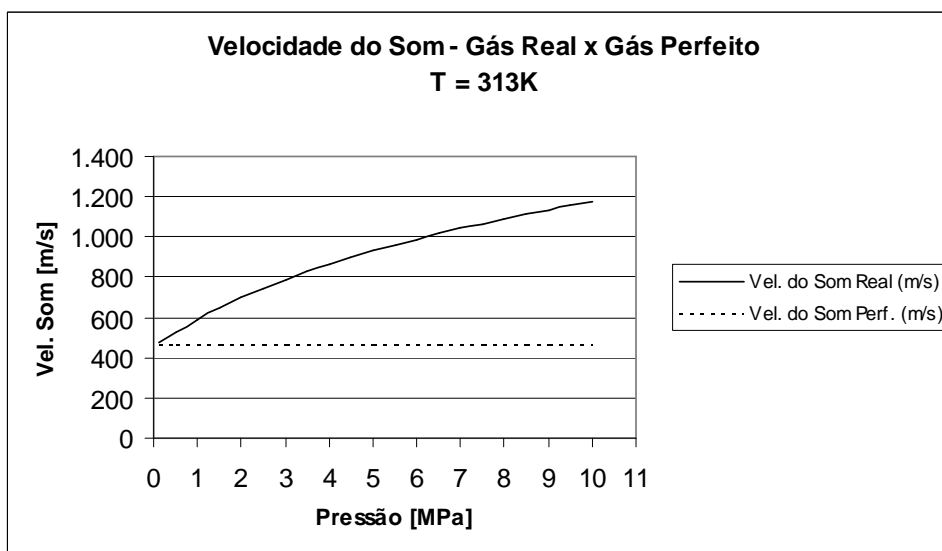


Figura 4.8 . Velocidade do som para gás real e perfeito pela pressão. T = 313K.

Na maioria dos casos do transporte de gás natural por meio de dutos, a pressão média de operação é de 6 MPa. Isso implica que o modelo de gás perfeito insere erros que irão se propagar no posterior desenvolvimento do cálculo do raio e da área

do gás. A partir da análise do gráfico da Figura 4.8, é possível inferir que a velocidade de propagação do som real no escoamento pode ser até três vezes maior que aquela mensurada pela hipótese de gás perfeito, isso para uma pressão operacional suposta de 10 MPa, o que é praticamente inviável de ocorrer para o transporte do gás. Outras propriedades do gás como massa específica e volume específico, também foram mensurados na faixa de pressão descrita anteriormente. O gráfico mostrado na Figura 4.9 relaciona a massa específica real do gás com sua massa específica obtida do modelo de gás perfeito. O gráfico mostrado na Figura 4.10 é o que relaciona o volume específico real do gás com seu volume específico na hipótese de gás perfeito.

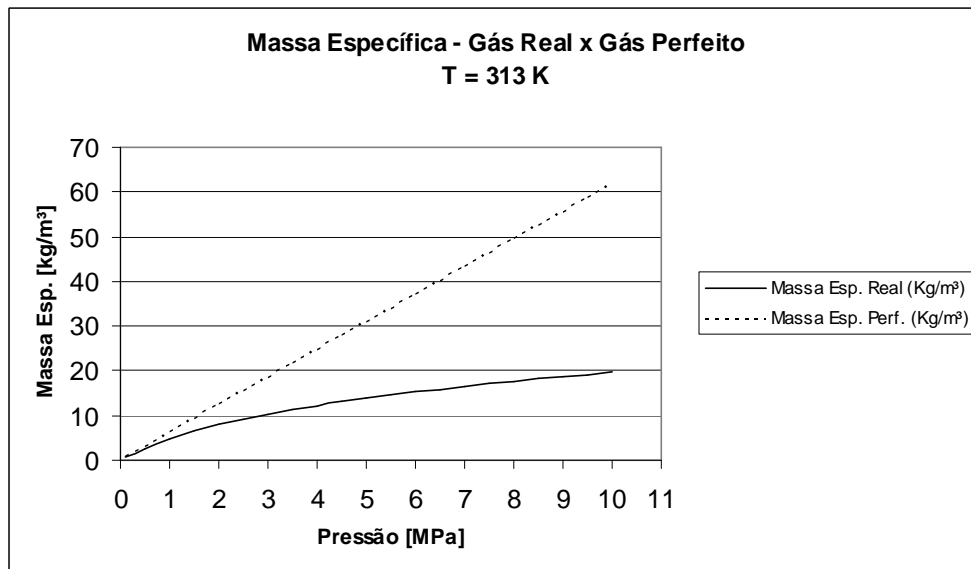


Figura 4.9 . Massa específica para gás real e perfeito pela pressão. T = 313K.

É possível notar do gráfico da Figura 4.9 que existe uma considerável diferença entre a massa específica do gás em seu comportamento real com o aumento da pressão operacional do duto.



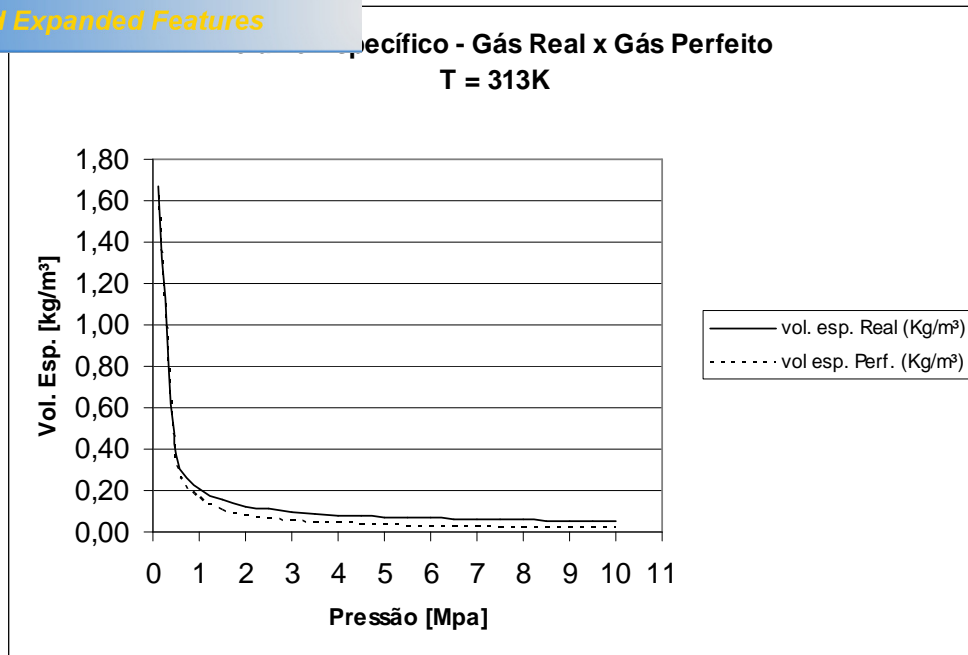


Figura 4.10 . Volume específico para gás real e perfeito pela pressão. T = 313K.

Os dados obtidos do gráfico da Figura 4.10 revelam que para o volume específico essa diferença entre o valor real e perfeito não é tão alta como para a massa específica. Portanto, neste caso, a hipótese de gás perfeito pode realmente cobrir amplas faixas de pressão, uma vez que o comportamento dessa propriedade do gás tanto no modelo real quanto perfeito resulta em valores semelhantes.

Através do programa computacional, MatLab, podemos obter os valores numéricos dos gráficos mostrados nas Figuras 4.8, 4.9 e 4.10. Seguem os dados nos APÊNDICES E, F e G respectivamente.

Os erros inerentes à simplificação do modelo de gás perfeito que foram obtidas pelas equações descritas aqui inserem desvios positivos sendo que devido a esse desvio o raio de risco obtido será maior em relação ao raio de risco real, assim a área de risco obtida na modelagem também será maior que a área de risco real. Isso implica que o modelo de gás perfeito pode ser aplicado uma vez que os resultados obtidos para o cálculo da área de risco são aceitáveis se comparado ao caso do modelo de gás real para o comportamento do metano apesar da pressão operacional da tubulação de gás ser alta se comparada à pressão atmosférica.

## RELAÇÕES ENTRE A VELOCIDADE DO GÁS NO ESCOAMENTO E O NÚMERO DE MACH

O levantamento das propriedades de estagnação em função do número de Mach para o gás Metano e a apresentação das suas propriedades críticas é também relevante, uma vez que é possível obter as variações das propriedades deste em relação aos parâmetros exclusivos do escoamento, parâmetros tais como as relações da variação da massa específica, velocidade do som no escoamento, dentre outros foram analisados de acordo com o número de Mach [7]. O gráfico da variação desses parâmetros é mostrado a seguir, bem como a relação entre a temperatura do gás e sua temperatura crítica e a pressão do gás e a pressão crítica. Veja o gráfico da Figura 4.11, os dados estão no APÊNDICE H, plotados através do software Microsoft Office Excel 2003.

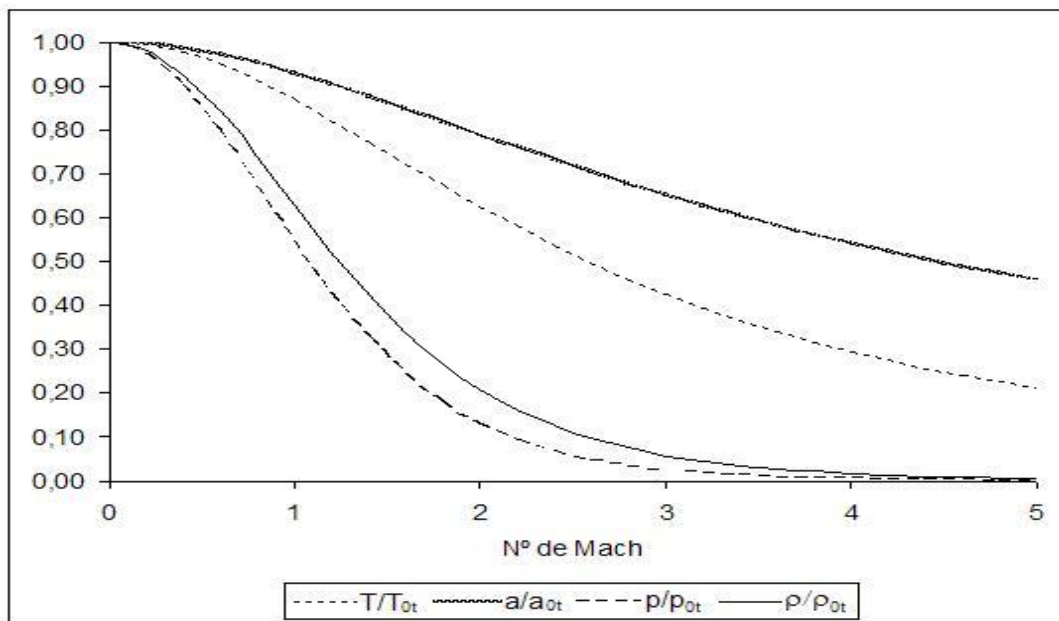


Figura 4.11 - Propriedades de estagnação e críticas do Metano relacionadas ao número de Mach.

Como já foi mencionado no capítulo II, para o número de Mach menor que 0,3 o escoamento pode ser considerado incompressível e as relações acima são próximas de 1,0. Porém isso não acontece quando o número de Mach é maior do que 0,3, como é verificado durante a expansão do gás através do furo no escoamento. Isso implica que serão observadas variações relevantes nas relações desenvolvidas na

...eram simplificações na seção 4.4 deste trabalho, inserindo assim desvios que poderão ser relevantes em relação ao cálculo da vazão mássica obtida na equação (4.34) e sua posterior propagação no cálculo do raio de risco dado pela equação (4.41)

#### 4.5.3 CONSIDERAÇÕES A RESPEITO DO RAIOS DE RISCO

A estimativa da taxa de liberação de gás proveniente de uma ruptura na tubulação é muito importante para análise da área de risco e dos possíveis cenários de perigo que podem acontecer devido à liberação de gás natural no local da falha.

A simplificação do modelo tem sido desenvolvida para que se possa estimar a taxa de liberação de gás proveniente de um furo num duto de gás natural a alta pressão. O raio de risco obtido possui alguns desvios positivos, uma vez que as equações desenvolvidas conseguem estimar um raio de risco 8 a 20% maior que o raio de risco real, isso para os casos em que a ruptura é do tipo full-bore [15].

Os erros inerentes à simplificação do modelo do raio de risco tratado pela equação (4.42) estão acima dos valores obtidos da equação (4.41). Contudo ambos os modelos para o comportamento do gás podem ser aplicados, uma vez que, são úteis para estimar a área de risco associada à falha e serve como referência para auxiliar no gerenciamento de dutos de transporte de gás natural à alta pressão.

## CAPÍTULO V

### **GERENCIAMENTO DOS RISCOS PREDOMINANTES DA FALHA NA TUBULAÇÃO DE GÁS NATURAL**

Segundo o Instituto Americano de Engenheiros Químicos (AIChE . American Institute of Chemical Engineers) [18], a análise de risco consiste no desenvolvimento de uma estimativa qualitativa ou quantitativa do risco de uma determinada instalação com base em uma avaliação de engenharia, utilizando técnicas específicas para a identificação dos possíveis cenários de acidentes, suas freqüências e conseqüências associadas. Os passos para essa análise são mostrados no fluxograma do capítulo III, que pode ser usado para mensurar quantitativamente o risco associado ao transporte de gás natural através de dutos.

No que diz respeito ao gerenciamento de riscos segundo a CMA (Chemical Manufactures Association), este é definido como o programa ou atividade que reúne a aplicação de princípios de gerência e técnicas de avaliação de riscos para ajudar a garantir a segurança das instalações, protegendo os seus funcionários, o público externo, o meio ambiente e o patrimônio da empresa, tudo isso afim de que se evite a interrupção da produção [5].

Segundo o Instituto Americano de Engenheiros Químicos, a aplicação sistemática de gerenciamento, procedimentos e práticas de análise, avaliação e controle de riscos com o objetivo de proteger os funcionários e outros, deverá se proceder para impedir a interrupção de processos industriais essenciais ao desenvolvimento da sociedade [18].

## 5.1 RISCO

O risco devido a uma determinada atividade pode ser entendido como o potencial de ocorrência de conseqüências indesejadas decorrentes da realização da atividade considerada. Os riscos podem ser classificados em duas categorias: riscos aceitáveis e riscos inaceitáveis [5].

1. Riscos aceitáveis: Probabilidade de ocorrência inferior a  $10^{-6}$ ;
2. Riscos inaceitáveis: Probabilidade de ocorrência igual ou superior a  $10^{-6}$ .

Uma característica peculiar dos acidentes maiores, ou seja, aqueles que geram danos de maiores proporções, é a sua baixa probabilidade de ocorrência. Porém, quando ocorrem, geralmente são elevadas as suas conseqüências danosas às pessoas e ao meio ambiente.

## 5.2 PERIGO

Condição inerente de uma substância ou atividade capaz de causar danos às pessoas, as propriedades (fazendas e etc) ou ao meio ambiente. O perigo pode ser considerado como a *fonte de riscos devida algum processo industrial*.

### 5.2.1 PERIGO E AVALIAÇÃO QUANTITATIVA DE RISCO

Definimos quantitativamente o risco como uma função que depende do cenário, da freqüência e da conseqüência de um evento, ou seja,

$$\text{Risco} = f\{\text{cenário, freqüência, conseqüência}\}$$

Risco = {cenário  $i$ ,  $f_i$ ,  $C_i$ } onde  $i = 1,2,3,\dots,n$ .

Tradicionalmente temos:

$$\text{Risco} = \sum f_i \cdot C_i. \quad (5.1)$$

Definimos quantitativamente o risco como uma função que depende do cenário, da frequência e da consequência de um evento, ou seja, o risco pode ser descrito por diferentes formas: risco individual, risco social, máximo risco individual, riscos individuais da população exposta, riscos individuais da população total e razões entre taxa de morte. A forma geralmente apresentada do controle de risco é uma curva do número de frequências [5].

O risco individual é definido como uma probabilidade de mortes em qualquer local particular durante todo o evento. O risco social é definido como uma relação entre a frequência dos incidentes com o número de resultados aleatórios para o evento [5]. Os riscos, do ponto de vista quantitativo, são classificados como [5]:

- I. Riscos Sociais: (a) Risco social médio; (b) Curvas F - N;
- II. Riscos individuais: (a) Risco individual médio; (b) Risco individual máximo; (c) Contornos de risco individual; (d) Curva de risco individual em função da distância.

### 5.2.2 RISCO INDIVIDUAL

Estimar o risco individual em uma localização especificada de uma tubulação é complicado porque a posição da falha é desconhecida e a taxa de falhas deve variar ao longo do comprimento do duto. Pode-se estimar o risco individual pela somatória

trechos do duto que representam perigo numa localização específica, cada integração será correspondente a um cenário de acidente, fazendo-se isso ao longo de toda a extensão do duto, a probabilidade de um acidente multiplicado pela fatalidade no local de todos cenários de acidente pode ser obtido pela seguinte equação:

$$IR = \sum_i \int_{l_-}^{l_+} \varphi_i P_i dL, \quad (5.2)$$

Onde o subscrito  $i$  denota os cenários de acidentes,  $\varphi_i$  é a taxa de falha por unidade de comprimento da tubulação associada com o respectivo cenário de acidente  $i$ ,  $L$  é o comprimento da tubulação,  $P_i$  é a letalidade (taxa de mortes) associada com o cenário  $i$ ,  $l_+$  e  $l_-$  representam os limites de integração em que os acidentes apresentam perigo para a localização especificada [5].

Os cenários de acidentes envolvendo tubulação de gás natural são geralmente explosões e jatos de fogo sustentado pelo vazamento de gás no furo da tubulação. Este furo pode ser pequeno, médio ou grande em relação ao diâmetro do tubo conforme mencionado no capítulo III. Os limites da seção de integração que podem afetar pessoas próximas à área de risco estão relacionados pelo raio de risco dado por;

$$r_h = 10,285 \sqrt{Q_h}, \quad (5.3)$$

Onde  $Q_h$  é a vazão mássica através do furo na tubulação de gás natural.

A equação (5.3) é derivada do raio de risco. Esta equação é proveniente do cenário de comparação entre a distância de risco e a distância em que a possibilidade de fatalidades é maior que 1%. É válido frisar que a transferência de calor devido à radiação térmica é proveniente de um jato de fogo oriundo da ignição do jato de gás.

[Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features](#)

a seção reta da tubulação, que é separada por uma distância específica  $g$  em relação a um ponto específico é estimada através do uso do teorema de Pitágoras [5].

$$l_{\pm} = \pm\sqrt{106Q_h - g^2} . \tag{5.4}$$

A Figura 5.1 mostra as relações geométricas entre a seção de interação do duto com um ponto específico e isso é necessário para obtermos o valor de  $l$  calculado de maneira conservadora. Para isso se faz necessário considerar o pior cenário possível para uma falha no duto que é aquele em que se desenvolve um jato de fogo horizontal, combustão completa do gás, dentre outros fatores. O valor de  $l$  é que define o limite de integração na equação (5.2).

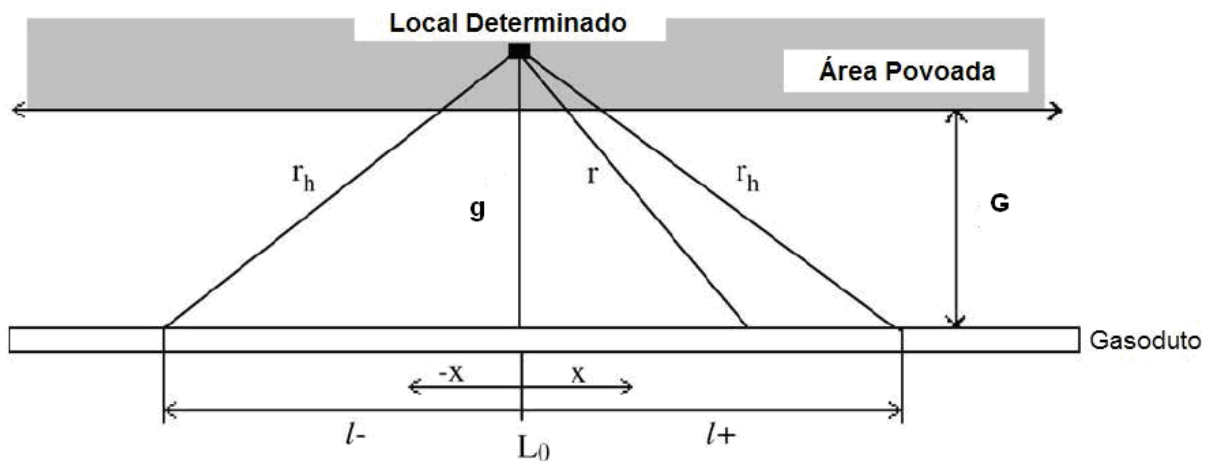


Figura 5.1 - Relação de variáveis [5]

A taxa de falhas da tubulação varia de acordo com as diferenças das condições ao longo da trajetória do gasoduto, condições do solo, condições do revestimento da tubulação, condições de projeto e idade da tubulação; deste modo sempre que estas condições forem alteradas o gasoduto deve ser dividido em seções para posterior análise. Ao assumir que a taxa de falha na tubulação é constante, o risco individual pode ser calculado como [5]:

$$IR = \sum_i \varphi_i \int_{l_-}^{l_+} P_i dL . \tag{5.5}$$



A integração da letalidade depende da pressão operacional, diâmetro da tubulação, distância de um ponto especificado até o ponto de interesse na tubulação, do comprimento da tubulação desde a estação de compressão até o ponto de ruptura e das condições operacionais.

O comprimento fatal significa um comprimento mensurado da tubulação em que um possível acidente terá um efeito fatal em uma pessoa localizada em um ponto específico. Este pode ser estimado com base em sua definição e é obtido como resultado da equação (5.5). Podendo ser expresso da seguinte maneira:

$$IR = \sum L_{FL,i\phi} , \quad (5.6)$$

Onde  $L_{FL,i\phi}$  é o comprimento fatal associado com o cenário  $i$ .

### 5.2.3 RISCO SOCIAL

Em situações extremas em que a falha mecânica de uma tubulação de gás natural pode ter conseqüências com grande quantidade de vítimas, o risco individual não deverá ser considerado, mas sim o risco social, uma vez que este indica o potencial de ocorrência de fatalidades múltiplas [5]. Tradicionalmente, o risco social é expresso em fatalidades por ano, mas sua unidade depende do tipo de abordagem no que diz respeito à sua análise. Para o caso de uma análise quantitativa do risco social, este pode ser expresso como função da freqüência acumulada das falhas e do número médio de mortes originário de um incidente. O resultado da integração do produto entre a letalidade e a densidade populacional na área de risco, fornece o número médio de mortes associado com determinado incidente. Esta relação é dada por,

$$N_i = \int_{A_i} \rho_P P_i dA_i . \quad (5.7)$$

taxa de risco associada com o incidente  $i$  e  $\rho_p$  é a densidade populacional da área de risco como referida anteriormente.

Para melhor modelar as situações de perigo, o comprimento da tubulação deverá ser discretizado, ou seja, será preciso dividi-lo em pequenas seções afim de que se identifiquem as fontes de perigo. Na discretização é conveniente que estas seções sejam suficientes para uma precisa obtenção dos resultados. Para todos os cenários, a frequência acumulada de acidentes com  $N$  ou mais vítimas fatais é determinada pelo somatório do produto entre a taxa de falha associada ao cenário do incidente e o comprimento da seção que resulte em  $N$  ou mais fatalidades, ou seja,

$$F = \sum_i \int_0^L \varphi_i u(N_i \geq N) dL. \quad (5.8)$$

Na equação (5.8),  $u(N_i \geq N)$  será o argumento da função, sendo 1 se  $(N_i \geq N)$  e 0 se  $(N_i < N)$ . Ao se admitir que a taxa de falha dentro de um determinado comprimento da tubulação é constante, o risco social pode ser expresso como função do comprimento fatal acumulado. Assim, a equação (5.8) torna-se,

$$F = \sum_i \varphi_i L_{CFL,i} (N_i \geq N).$$

O comprimento fatal acumulado,  $L_{CFL}$ , significa um comprimento dentro do qual leva a um acidente com  $N$  ou mais fatalidades.

### 5.3 TAXA DE FALHA

A taxa de falha para uma tubulação de gás natural é determinada pela divisão do número de falhas por ano por unidade de comprimento do gasoduto ou oleoduto, supondo que as condições ao longo do comprimento de interesse da tubulação de gás natural sejam uniformes. É um pouco diferente do caso em que existe um ponto

ite, uma vez em que existe um determinado ponto fonte do incidente no qual a taxa de falha se dá como o número de falhas por ano. Para a tubulação de gás natural associada com cada cenário, a taxa de falha pode ser expressa pela seguinte equação:

$$\varphi_i = \sum_j \varphi_{i,j,0} K_j(a_1, a_2, a_3, \dots), \quad (5.9)$$

Onde  $\varphi_i$  é a taxa esperada de falhas por unidade de comprimento do gasoduto, cuja unidade é dada por  $1/(\text{ano.Km})$ ,  $\varphi_{i,j,0}$  é a taxa básica por unidade de comprimento da tubulação, cuja unidade é dada por  $1/(\text{ano.Km})$ .  $K_j$  é a função de correção associada com as prováveis causas de dano na tubulação,  $a_k$  é a variável de correção da função. O subscrito  $i$  denota o cenário do incidente, este cenário pode ser designado em função do tamanho da ruptura em relação ao diâmetro da tubulação e o subscrito  $j$  denota as possíveis causas da falha. Dentre as causas destas podemos destacar a interferência externa de terceiros, fadiga, corrosão, defeitos de fabricação, dentre outras [5].

Como as condições de contorno ao longo da tubulação variam, então, como consequência, a probabilidade de falha também varia ao longo da extensão do duto. Deste modo este deve ser dividido em seções de acordo com as condições de aterramento, pintura, projeto, proteção catódica e idade da tubulação, mas é válido lembrar que a taxa de falha da tubulação depende de inúmeras variáveis e se faz necessário reconhecer as principais, uma vez que é muito difícil reconhecer todas elas.

Em geral, quando se trata de análise de riscos, a taxa de falha de um gasoduto é estimada com algumas variáveis de dados históricos. A taxa de falha para tubulação de gás natural onshore na região ocidental da Europa foi relatada por uma pesquisa da European Gas Incident Data Group (EGIG) [1]. Estes dados estão mostrados na Tabela 5.1. Essa tabela foi obtida com base numa grande experiência vivenciada pelo grupo no que diz respeito ao estudo do gerenciamento de riscos associados à tubulação de gás natural [1]. Isso em uma análise de dados referentes ao

milhões de quilômetros-ano de tubulações que cortam oito países da Europa Ocidental [5].

Tabela 5.1 . Freqüência de Falhas de Acordo com a Causa e o Tamanho do Furo [1].

Causas da Falha	Frequência de Falha (1/ano.km)	Percentual de Falhas (%)	Percentual relacionado ao tamanho do furo (%)		
			Pequeno	Médio	Grande
Interferência Externa	3,0E-04	51	25	56	19
Defeitos de Fabricação	1,1E-04	19	69	25	6
Corrosão	8,1E-05	14	97	3	<1
Movimentação do Solo	3,6E-05	6	29	31	40
Outras Causas	5,4E-05	10	74	25	<1
Taxa Total de Falha	5,8E-04	100	48	39	13

A partir dos dados da Tabela 5.1 é possível inferir que a principal causa de acidentes graves relacionados com rupturas grandes e médias, é interferência externa de terceiros. Assim se faz necessário um estudo mais detalhado dos acidentes causados pela atividade de terceiros. Sabe-se que a medida dos danos causados por essas atividades depende de fatores como o diâmetro da tubulação, espessura da parede do duto, densidade populacional e o método utilizado na manutenção preventiva do duto. Segundo os relatórios da EGIG não foram verificados métodos de prevenção adotados pelos operadores de gasodutos para atenuar os danos causados pela interferência externa de terceiros [1].

Segundo estudos de Jo e Ahn (2005) [5], a taxa de falha causada pela atividade de terceiros pode ser escrita como:

$$\varphi_{i,EI} = \varphi_{i,EI,d} K_{DC} K_{WT} K_{PD} K_{PM} , \quad (5.10)$$

Onde  $\varphi_{i,EI,d}$  é a taxa de falha, que varia de acordo com o diâmetro do duto correlacionado com a interferência externa, e  $K_{DC}$ ,  $K_{WT}$ ,  $K_{PD}$  e  $K_{PM}$  são, respectivamente, os fatores de correção relacionados a profundidade do aterramento da tubulação, espessura da parede do duto, densidade populacional e método de prevenção. Esses fatores podem ser mensurados a partir do uso das Tabelas 5.2 e 5.3, tal como recomendado pelas organizações de regulamentação de tubulações europeias [5].

qüências de Falhas Causadas por Atividades de Terceiros [1]

Fatores	Fator de Correção	Condições
Profundidade da Tubulação	2,54	dc<0,91m
	0,78	0,91m<=dc<=1,22m
	0,54	dc>1,22m
Espessura da Parede	1	t=tmin ou d>0,9
	0,4	6,4mm <t<=7,9mm e 0,15m<d<=0,45m
	0,2	t>tmin
Densidade Populacional	18,77	Zona Urbana
	3,16	Suburbio
	0,81	Zona Rural
Métodos Preventivos	1,03	Sinalizar os Pontos
	0,91	Outros Métodos

Tabela 5.3 . Relação do Diâmetro do Tubo com a Mínima Espessura da Parede [1]

d(mm)	-150	150-450	450-600	600-900	900-1050	1050
tmin (mm)	4,8	6,4	7,9	9,5	11,9	12,7

dc: profundidade da tubulação; d: diâmetro da tubulação; Zona Rural: até 2,5 hab/ha; Subúrbio: área intermediária entre Zona Urbana e Zona Rural; Zona Urbana: cidades; tmin: espessura mínima da parede.

Uma vez que as taxas de falha,  $\varphi_i$ , foram classificadas de acordo com o tamanho da ruptura na tubulação (pequena, média e grande), como mostrado na Tabela 5.1, pode-se através dos dados das Tabelas 5.2, 5.3 e o uso da equação (5.10), calcular  $\varphi_{i,EI,d}$  e classificá-las de acordo com a Tabela 5.4. Sendo adotado  $\varphi_i$  para as taxas provenientes das interferências externas, ou seja,  $\varphi_{i,EI}$ .

Tabela 5.4 . Freqüência de Falha Causada por Intervenção de Terceiros [5]

Diâmetro (mm)	Diâmetro Representativo (mm)	Taxa de Falha (1/1000 km/ano)	Taxa de Falha (1/1000 Km ano)		
			Pequeno	Médio	Grande
0-100	100	0,218	0,044	0,087	0,087
125-250	187	0,18	0,072	0,06	0,048
300-400	350	0,095	0,024	0,071	-
450-550	500	0,043	0,029	-	0,014
600-700	650	-	-	-	-
750-850	800	0,041	-	-	0,041
900-1000	950	-	-	-	-
1000+	1050	-	-	-	-

podemos descrever  $\varphi_{i,EI,d}$  de uma forma genérica por aproximação de uma curva, utilizando o método dos quadrados mínimos. Para que se obtenham as funções de  $\varphi_{i,EI,d}$  classificadas em pequena, média e grande, devemos adotar diâmetros representativos no eixo das abscissas e a taxas de falha classificadas no eixo das ordenadas, obtendo assim as seguintes equações:

$$\varphi_{PEQUENO,EI,d} = 0,001e^{-4,18d-2,18562} \quad (5.11)$$

$$\varphi_{MEDIO,EI,d} = 0,001e^{-4,12d-2,02841} \quad (5.12)$$

$$\varphi_{GRANDE,EI,d} = 0,001e^{-4,05d-2,13441} \quad (5.13)$$

As taxas de falha relacionadas com fatores causadores destas, tais como defeitos de fabricação, corrosão, fadiga e outros, contribuem menos no valor total do risco, isso em relação às interferências externas, mas essas taxas podem ser estimadas com o uso de dados fornecidos pelos relatórios da EGIG. O valor total da taxa de falha da tubulação é a soma de todas as taxas associadas com suas respectivas causas, isso correlacionado com cada tamanho do furo no duto. A probabilidade de ocorrência de um acidente pode ser de maneira conservadora assumida como sendo a taxa total de falha associada ao gasoduto, considerando a ignição total da massa de gás que vaza através do furo na tubulação, isso se levado em conta à área de risco associada com o transporte do gás por meio dos dutos [5].

#### 5.4 EFEITOS TÉRMICOS

A probabilidade de morte oriunda de um acidente, letalidade, pode ser estimada segundo uma distribuição normal de probabilidades conforme a seguinte equação [5]:

$$= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\text{Pr}-5} e^{-s^2/2} ds, \quad (5.14)$$

Onde  $\text{Pr}$  é um parâmetro associado à probabilidade de morte de uma pessoa caracterizando a relação de causa-efeito dos efeitos prejudiciais da pressão, calor, intoxicação e das características prejudiciais relacionadas às possíveis explosões seguidas de mortes ou ferimento de pessoas. Na equação anterior, de acordo com as tabelas de probabilidade para uma distribuição normal, a variância da função deverá ser igual a 1, isso considerando também que num intervalo de 0 à 50% de chance de morte de uma pessoa adote-se o valor da média da função distribuição de probabilidade (fdp) igual a 5. Assim, encontraremos o limite superior da equação (5.14), onde  $\text{Pr}$  será dado como [5]:

$$\text{Pr} = a + b \ln(J), \quad (5.15)$$

Onde os coeficientes  $a$  e  $b$  são constantes empíricas que estão relacionadas a certas características específicas da falha, tal como a carga explosiva, dentre outras, e  $J$  é certa quantidade desta carga para um determinado tempo de exposição. Para a fatalidade de uma pessoa através do efeito térmico, a equação pode ser expressa como [5]:

$$\text{Pr} = -14,9 + 2,56 \ln\left(\frac{tI^{4/3}}{10^4}\right), \quad (5.16)$$

Onde  $t$  é o tempo de exposição da pessoa às chamas e  $I$  é a radiação térmica devido à transferência de calor até o local de interesse. Este fluxo de calor depende obviamente das características do jato de fogo. Um jato de fogo pode ser idealizado como sendo a soma de vários jatos menores espalhados ao longo de certa distância em relação a um ponto específico. Assim, o fluxo total de calor em determinado ponto pode ser obtido pela soma da radiação térmica oriunda de cada ponto que constitui uma fonte emissiva. O fluxo de calor em uma área de risco pode ser obtido como sugerido pela norma API RP 521 [16].

$$I = \frac{\eta_i \tau_a Q H_c}{4\pi r^2}, \quad (5.17)$$

Onde  $\eta_i$  é relação entre a radiação térmica total e a radiação térmica devido a cada foco de fogo,  $\tau_a$  é a transmissividade atmosférica,  $Q$  é a taxa de liberação do gás,  $H_c$  é o poder calorífico do gás e  $r$  é a distância radial em relação à localização do foco de fogo na área de interesse. A relação de radiação  $\eta$  não pode ser estimada de maneira teórica, esta é geralmente obtida de experimentos laboratoriais, sendo que para o metano vários laboratórios revelam que o valor de  $\eta$  é 0,2 [5].

O tempo de exposição de uma pessoa às chamas depende de inúmeros fatores e não existe uma regra clara para estimá-lo, mas segundo Jo e Anh (2005) [5] é recomendado para  $t$  o valor de 30 segundos, isso para as pessoas localizadas em uma área urbana. Considerando que o poder calorífico do gás natural  $H_c$  a temperatura ambiente seja de  $5,002 \cdot 10^7 [J/Kg]$  e a transmissividade atmosférica  $\tau_a$  seja igual a 1, a equação para o parâmetro relacionado a probabilidade de morte pode ser reescrita como:

$$Pr = 16,61 + 3,4 \ln \left( \frac{Q_h}{r^2} \right) \quad (5.18)$$

A equação (5.18), para o parâmetro relacionado à probabilidade de morte de uma pessoa depende apenas do conhecimento do valor  $Q_h$  como foi referido nas seções 4.3 e 4.4.

## 5.5 O COMPRIMENTO FATAL

Segundo Jo e Ahn (2005) [5], o comprimento fatal é definido como o comprimento do gasoduto ponderado pela probabilidade de mortes de um determinado local. Este é avaliado pela integração da probabilidade de morte associada com acidentes hipotéticos ao longo do gasoduto. A probabilidade de morte devido a um jato de



As conseqüências oriundas da falha na tubulação, depende da taxa efetiva de liberação de gás e da distância específica do foco de incêndio em relação a um determinado ponto. Resolvendo as equações (5.14) e (5.18), ela diminui subitamente de um para zero, como mostrado na Figura 5.2, isso numa distância adimensionalizada determinada para o local em questão, dado como  $\bar{r} = r/\sqrt{Q_h}$ . Os valores numéricos do gráfico da Figura 5.2 foram obtidos utilizando o software Matlab e estão impressos no APÊNDICE I.

A integração da letalidade ao longo do gasoduto pode ser aproximada com a adição de comprimentos específicos do duto que deverão ser multiplicados pelos seus respectivos valores de letalidade média nas regiões, ou seja, 1-50, 50-99 e 99-100% da probabilidade de morte de uma pessoa. Para que a probabilidade de morte seja relacionada aos respectivos valores de 99, 50 e 1%, deve-se à partir da tabela de distribuição da função densidade probabilidade (fdp) da curva normal, obter os valores correspondentes ao limite superior da integração da probabilidade de morte, ou seja  $Pr-5$ , de tal forma que encontraremos respectivamente 2,33; 0,0 e -2,33. Assim, os valores de  $Pr$  serão 7,33, 5,0 e 2,67. Os raios obtidos para a correlação com a equação da letalidade são dados pela equação (5.18):

$$r_{i,99} = \sqrt{15,3Q_{h,i}} \quad (5.19)$$

$$r_{i,50} = \sqrt{30,4Q_{h,i}} \quad (5.20)$$

$$r_{i,1} = \sqrt{603Q_{h,i}} \quad (5.21)$$

Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features

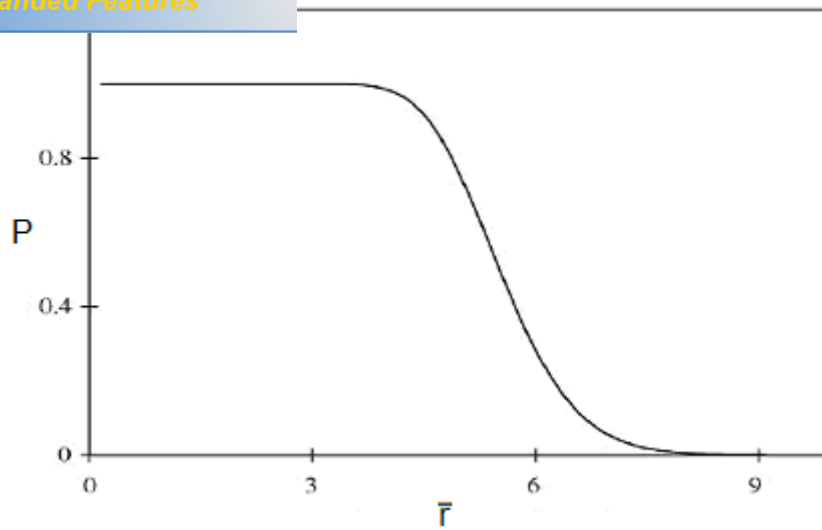


Figura 5.2 . Probabilidade de Morte Devido a Chama de Fogo do Gás Natural

Quando se considera um trecho reto do gasoduto, o comprimento em cada zona é descrito com o limite inferior e superior de  $l$  como mostrado na Figura 5.1. Para tanto, esses valores de comprimento podem ser obtidos através do uso do operador,  $\text{Re}$ . Este operador representa a parte real de um número complexo associado:

$$l_{i,100-99} = 2\sqrt{Q_{h,i}} \text{Re} \left[ \sqrt{15,3 - \bar{g}_i^{-2}} \right], \quad (5.22)$$

$$l_{i,99-50} = 2\sqrt{Q_{h,i}} \text{Re} \left[ \sqrt{30,4 - \bar{g}_i^{-2}} - \sqrt{15,3 - \bar{g}_i^{-2}} \right], \quad (5.23)$$

$$l_{i,50-1} = 2\sqrt{Q_{h,i}} \text{Re} \left[ \sqrt{60,3 - \bar{g}_i^{-2}} - \sqrt{30,4 - \bar{g}_i^{-2}} \right], \quad (5.24)$$

Onde  $\bar{g}_i$  é a distância adimensionalizada dada pela razão entre  $g$  e a raiz quadrada da taxa de liberação do gás ou vazão mássica através do furo, assim:

$$\bar{g}_i = g / \sqrt{Q_{h,i}},$$

gasoduto dentro de um intervalo de  $a$  até  $b\%$  de fatalidades.

A média de mortes correspondentes para cada um dos três casos acima é obtida a partir da análise da Figura 5.2. São dadas por:

$$\frac{\int_0^{\sqrt{15,3}} P d\bar{r}}{\int_0^{\sqrt{15,3}} d\bar{r}} \approx 1, \quad (5.25)$$

$$\frac{\int_{\sqrt{15,3}}^{\sqrt{30,4}} P d\bar{r}}{\int_{\sqrt{15,3}}^{\sqrt{30,4}} d\bar{r}} \approx 0,816, \quad (5.26)$$

$$\frac{\int_{\sqrt{30,4}}^{\sqrt{60,3}} P d\bar{r}}{\int_{\sqrt{30,4}}^{\sqrt{60,3}} d\bar{r}} \approx 0,156. \quad (5.27)$$

Assim, o comprimento fatal pode ser obtido a partir do comprimento do gasoduto dentro de cada uma das zonas especificadas. Este é dado pela seguinte equação,

$$L_{FL,i} = \int_0^L P_i dL \approx l_{i,100-99} + 0,816l_{i,99-50} + 0,156l_{i,50-1} \quad (5.28)$$

Considerando a Figura 5.3 o comprimento fatal em escala (adimensionalizado) é dado pela relação entre o comprimento fatal  $L_{FL,i}$  e a raiz quadrada da vazão mássica que passa através do furo  $Q_h$ . Assim tem-se;

$$\bar{L}_{FL} = L_{FL} / \sqrt{Q_h}. \quad (5.29)$$

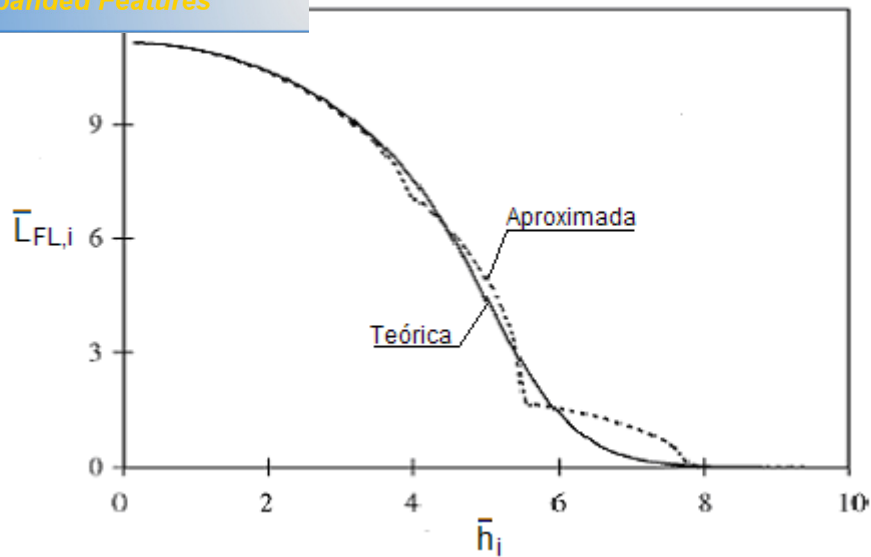


Figura 5.3 . Comprimento Fatal numa Localização Específica [5]

O algoritmo numérico para plotar o gráfico da Figura 5.3 encontra-se disponível no APÊNDICE J, sendo utilizado o software Matlab.

## 5.6 O COMPRIMENTO FATAL ACUMULADO

O comprimento fatal acumulado é definido como aquele comprimento da tubulação em que caso haja uma falha na tubulação esta resultará em  $N$  ou mais fatalidades. O número de fatalidades devido ao acidente é calculado a partir da consideração do número de pessoas e da estimativa da probabilidade média de mortes dentro da área de risco associada. Esta área é obtida através do uso das equações (5.19), (5.20) e (5.21), isso segundo Jo e Ahn (2005) [5]. O número de pessoas dentro de cada uma dessas áreas pode ser estimado simplesmente pelo desenho dos círculos com raios  $r_{99}$ ,  $r_{50}$  e  $r_1$  que estão centrados no ponto do acidente, e em seguida pela contagem do número de pessoas na zona de risco. O número de pessoas também pode ser estimado de uma maneira mais simples que é o resultado da multiplicação da densidade populacional média pela área de risco associada a cada zona de perigo. A letalidade média de cada uma dessas zonas de risco é fornecida pelas equações (5.14), (5.18), (3.34) e (5.19-21). Com o auxílio do Microsoft Office Excel foi possível obtermos os resultados para as médias da probabilidade de morte em

respectivo raio de risco, como mostrado nas equações abaixo, os dados numéricos da probabilidade de morte em função da área estão mostrados no APÊNDICE J

$$\frac{\int_0^{r_{99}} rPdr}{\int_0^{r_{99}} rdr} \approx 1 \quad (5.30)$$

$$\frac{\int_{r_{99}}^{r_{50}} rPdr}{\int_{r_{99}}^{r_{50}} rdr} \approx 0,802 \quad (5.31)$$

$$\frac{\int_{r_{50}}^{r_1} rPdr}{\int_{r_{50}}^{r_1} rdr} \approx 0,145 \quad (5.32)$$

Deste modo o número de mortes decorrentes do acidente pode ser estimado de maneira aproximada pela seguinte equação:

$$N_i = N_{i,100-99} + 0,802N_{i,99-50} + 0,145N_{i,50-1}, \quad (5.33)$$

Onde  $N_{i,a-b}$  é o número de pessoas dentro de um intervalo de  $a$  até  $b\%$  de fatalidades e o subscrito  $i$  está relacionado com o tamanho do furo, este podendo ser pequeno, médio ou grande.

O número de vítimas pode ser calculado usando as equações (5.7), (5.14) e (5.18), isso quando a área povoada estiver situada a uma distância  $G$  do gasoduto, como mostrado na Figura 5.1. O número adimensional de vítimas mortais é dado pela densidade populacional e novamente pela vazão mássica  $\bar{N} = N/(\rho_p Q_h)$ . A distância adimensional da área povoada está relacionada apenas pela raiz quadrada da taxa de liberação,  $\bar{G} = G/\sqrt{Q_h}$ .

o das três regiões desvia-se ligeiramente da curva exata e os erros podem ser ignorados na análise de risco social. Por isso, a aproximação das três regiões pode ser empregada para o cálculo do comprimento fatal acumulado, bem como, o comprimento fatal das transmissões de gás natural.

O comprimento fatal acumulado é determinado simplesmente a partir do perfil das fatalidades. Ele é apenas o comprimento da linha horizontal de N vítimas mortais intersectados pela curva de fatalidade. Esta equação é dada por:

$$L_{CFL,i}(N_i \geq N) = \int_0^L u(N_i \geq N) dL \quad (5.34)$$

O risco individual é estimado pela multiplicação do comprimento fatal com a taxa de falha da tubulação. O comprimento fatal pode ser obtido adicionando juntos três comprimentos do duto multiplicado pelas respectivas médias de letalidade dentro das zonas divididas por raios de 99, 50 e 1% de letalidade. E o raio de cada zona pode ser calculado, por sua vez, substituindo a taxa efetiva de liberação do gás nas equações 5.19 . 5.21 [5].

A taxa de falha da secção do duto pode ser estimada adicionando as taxas de falha causadas por interferências externas, defeitos de fabricação, corrosão e causas desconhecidas. A taxa de falha causada por interferência externa pode ser estimada usando dados da BG Transco e que, por outras causas podem ser estimadas por meio dos dados da EGIG [1] [5]. A curva de risco social pode ser construída através do comprimento fatal acumulado e pela taxa de falha do gasoduto. O comprimento fatal acumulado obtido pela elaboração do perfil do número de vítimas mortais ao longo do comprimento do gasoduto e, depois, medindo o comprimento da tubulação que tem N ou mais fatalidades sobre a curva do perfil [5].

Como exemplo pode-se citar o caso hipotético em que o GASDUC 03 (Gasoduto da TRANSPETRO que transporta o gás natural de Macaé . RJ até a refinaria Duque de Caxias REDUC . RJ com extensão de 183 km) supostamente sofre uma ruptura, a tubulação de gás natural possui 38+ de diâmetro. A falha é caracterizada como full-

cenário mais conservador. Considerando a pressão operacional de 9 MPa e temperatura de 313 K obtém-se a partir da figura 4.9 uma massa específica de 55 kg/m<sup>3</sup>. Considerando também a vazão de 12.000 Mm<sup>3</sup>/d (7638,8 Kg/s), obtêm assim os seguintes resultados:

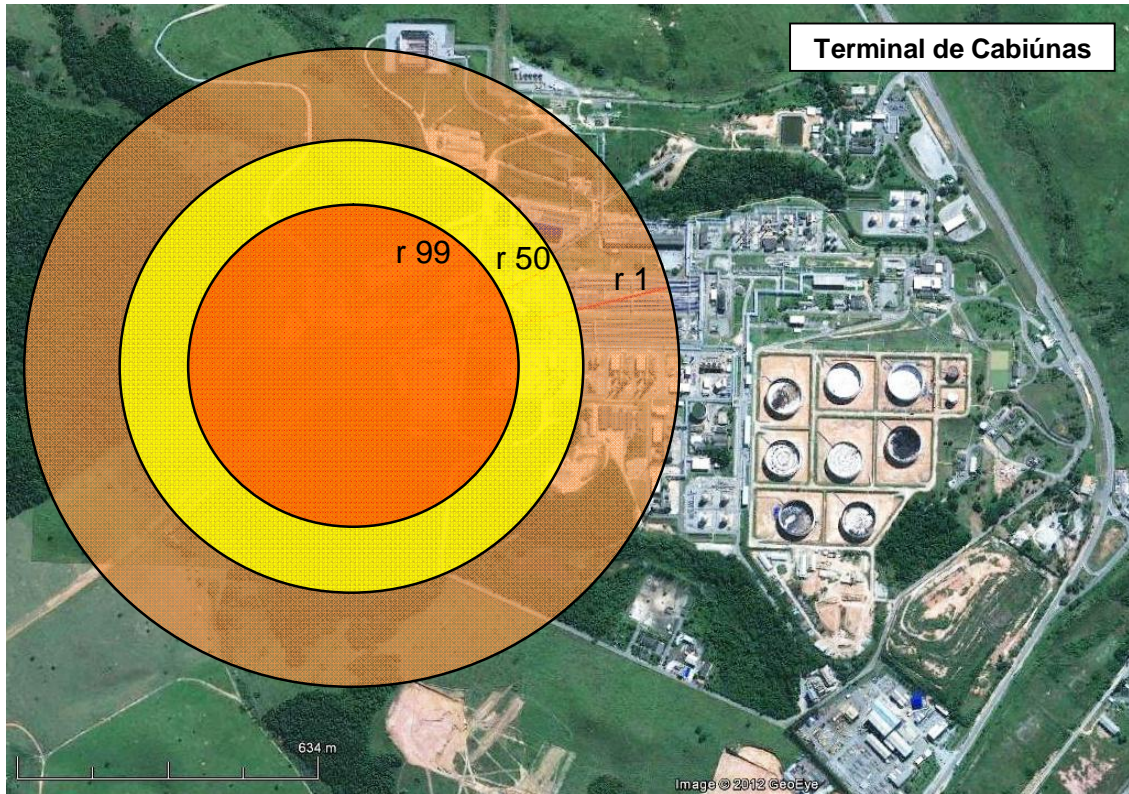


Figura 5.4 . Resultados para o Raio de Risco, área de Risco e Número de Vítimas hipotéticas calculados em simulação para o Termina de Cabiúnas . RJ.

Para os Raios de Risco  $r_{99}$ ,  $r_{50}$ ,  $r_1$  que estão relacionados com a probabilidade de morte de 99%, 50% e 1% respectivamente tem-se:

$$r_{99} = 341,87m$$

$$r_{50} = 481,89m$$

$$r_1 = 678,69m$$

Para as áreas de Risco  $A_{99}$ ,  $A_{50}$ ,  $A_1$  que estão relacionados com a probabilidade de morte de 99%, 50% e 1% e os seus respectivos raios de Risco conforme figura 5.4 tem-se:

$$A_{99} = 367158,54m^2$$

$$A_{50} = 362359,08m^2$$

$$A_1 = 717518,98m^2$$

O número de pessoas dentro de cada uma dessas áreas pode ser estimado simplesmente pelo desenho dos círculos com raios  $r_{99}$ ,  $r_{50}$  e  $r_1$  que estão centrados no ponto do acidente, e em seguida pela contagem do número de pessoas na zona de risco. Deste Modo utilizando a equação 5.33 obtém:

$$N_i = N_{i,100-99} + 0,802N_{i,99-50} + 0,145N_{i,50-1}$$

$$N_i = 642,53 + 0,802 * 634,13 + 0,145 * 1255,66 = 1333,17$$

Estes resultados para o número de fatalidades N será 1334 vítimas advêm com o uso de uma densidade populacional de  $0,00175 \text{ hab/m}^2$ , que é relativamente alta (Esta é a densidade populacional média da cidade de Macaé . RJ), a hipótese de regime permanente para o vazamento do gás deve ser aplicada bem como a hipótese de que o escoamento atingiu o regime sônico após ruptura da tubulação de gás.





**PDF**  
Complete

*Your complimentary  
use period has ended.  
Thank you for using  
PDF Complete.*

[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

## CAPÍTULO VI

### CONCLUSÃO E SUGESTÃO

#### 6.1 CONCLUSÃO

As metodologias propostas para a avaliação da área de perigo e do risco inerentes às falhas mecânicas dependentes do tempo podem ser úteis para empresas do setor de petróleo e gás, com enorme potencial de contribuição para as técnicas utilizadas nos programas de gerenciamento de riscos, uma vez que se faz uma análise dos principais parâmetros que contribuem na determinação de melhores métodos para aumentar a segurança durante as fases de planejamento, construção de um novo gasoduto e modificação do mesmo, fatores causadores da falha na tubulação foram analisados, bem como suas conseqüências e métodos de prevenção.

No que diz respeito à área de perigo foram analisadas as distâncias de risco dadas por relações simplificadas como descritas na seção 4.4, para isso foi necessário todo um desenvolvimento das hipóteses necessárias ao modelo como descrito na revisão bibliográfica, às aplicações destas hipóteses foram feitas nas seções 4.3 e 4.4 do capítulo IV. Isso permitiu obter o raio de risco.

Foram demonstradas também no capítulo IV as conseqüências das hipóteses adotadas no modelo, com isso criticou-se os desvios ou erros associados aos métodos adotados. Na seção 4.5 foi feita a análise do raio de risco que como mostrado pode ser utilizado para mensurar a área de perigo após a ignição do jato de gás proveniente da ruptura na tubulação. Mostrando que o valor numérico para a distancia de risco dependerá principalmente das hipóteses utilizadas na modelagem do escoamento do gás na tubulação.

é menor do que 0,3 o modelo de escoamento incompressível poderá ser aplicado uma vez que as propriedades estáticas do fluido são próximas das propriedades de estagnação do gás, mas quando o número de Mach é maior que 0,3 o modelo de escoamento compressível deverá ser aplicado, este introduz valores mais precisos para a distância de risco do que aquele que foi detalhado com o uso da vazão mássica calculada na seção 4.4.

Uma vez encontrada a área de perigo, o processo de análise quantitativa dos riscos, individual e social, pode ser simplificado através da utilização do comprimento fatal e do comprimento fatal acumulado para dutos que transportam o gás natural. Demonstrou-se que as taxas de falha esperada são altamente incertas no sistema de tubulação, o comprimento fatal e o comprimento fatal acumulado com um acidente hipotético podem ser empregados como uma medida de gerenciamento de segurança. O comprimento fatal pode ser utilizado para mensurar o número de vítimas associadas com acidentes hipotéticos. Já o comprimento fatal acumulado pode ser empregado para prever qual o número aproximado de mortes quando se trata de incidentes envolvendo um número maior de fatalidades.

## 6.2 SUGESTÕES

Uma vez desenvolvida toda uma descrição simplificada dos processos envolvendo os possíveis danos à sociedade devido à falha numa tubulação de gás natural, este trabalho pode abrir caminhos para a pesquisa em várias vertentes contempladas aqui, desde o processo de compressão do gás até a dispersão do mesmo através de um furo na tubulação e suas conseqüências. Assim é produtivo que se analise os possíveis métodos propostos para análise de falha e risco no que se refere ao gerenciamento do transporte de gás natural, a utilização dos parâmetros adotados neste trabalho podem ser úteis principalmente para promover a confecção de programas numéricos de gerenciamento de riscos, pois as falhas têm levado as autoridades de vários países a adotarem normas de segurança buscando o aprimoramento das técnicas de gestão dos seus processos produtivos.



**PDF**  
Complete

*Your complimentary  
use period has ended.  
Thank you for using  
PDF Complete.*

[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

As instalações de gás a utilização de simulações numéricas de explosões deverá ser realizada, isso com o intuito de predizer a distância de perigo e as conseqüências da ignição do jato do gás, deste modo este trabalho pode ser utilizado para o levantamento de mapas de riscos tanto em grandes metrópoles onde existe uma zona densamente povoada quanto na zona rural onde ocorre baixa densidade populacional, em ambos os casos este trabalho poderá ser útil, é válido frisar que caso haja simulações de explosões relacionadas a um furo em tubulação de gás natural geralmente o corpo de bombeiros é acionado, assim este trabalho traz parâmetros que podem contribuir com a ação do corpo de bombeiros para isolar a área de perigo, bem como precaver a população dos riscos em que esta estará exposta.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] **European Gas pipeline Incident data Group (EGIG)** - <http://www.egig.nl/>
- [2] **European Gas Pipeline Incident Data Group, Gas Pipeline Incidents fourth Report 1970ó1998, 1999.**
- [3] **Y.-D. JO; B.J AHN, Analyses of hazard area associated with high-pressure natural-gas pipeline, J. Loss Prev. Process Ind. 15, p. 179 - 182, 2002.**
- [4] **CARTER, DAVID A., Aspects of risk assesment for hazardous pipelines containing flammable substances, 1991.**
- [5] **Y.-D. JO; B.J AHN, A method of quantitative risk for transmission pipeline carrying natural gas. Journal Hazardous Materials A.123, p. 1 - 11, 2005.**
- [6] **FOX, W.R; MCDONALD, A.T., Introdução à mecânica dos fluidos, 5ª Edição, Editora LTC, p. 390 ó 423, 2001.**
- [7] **RAMOS, R; Notas de Aulas, escoamento de Fluidos Compressíveis 2008, DEM ó Departamento de Engenharia Mecânica da UFES.**
- [8] **American Gas Association (AGA) ó [http:// www.aga.org/](http://www.aga.org/)**
- [9] **WYLEN, V; BORGNACKE. S., Fundamentos da Termodinâmica, 6ª Edição, Editora Edgard Blücher, p. 19 ó 233, 2000.**
- [10] **MORAN, M.J; SHAPIRO, H.N., Princípios de Termodinâmica para Engenharia, 4º Edição, Editora LTC, p. 75 - 89, 2000.**
- [11] **MENON, E. SHASHI, piping calculations manual, McGraw-Hill, p. 398, 2004.**
- [12] **FOX, W.R; MCDONALD, A.T., Introdução à mecânica dos fluidos, 5ª Edição, Editora LTC, p. 390 ó 423, 2001.**

OLARO. A., **Fadiga Sob Cargas Reais de**

**Serviço**, p. 5-8, 2004

[14] MAZOLLA, A., **Thermal interaction analysis in pipeline systems a case study**, **J. Loss Prev. Process Ind.** 12, p. 497 - 498, 1999.

[15] Y.-D. Jo, B.J AHN, **Simple model for the release rate of hazardous gas from a hole on high-pressure pipelines**. *Journal Hazardous Materials*, p. 32 - 46, 2003.

[16] API RP 521, **Recommended Practice 521**, Fourth ed., API, Washington, DC, March, 1997, p. 40 -42.

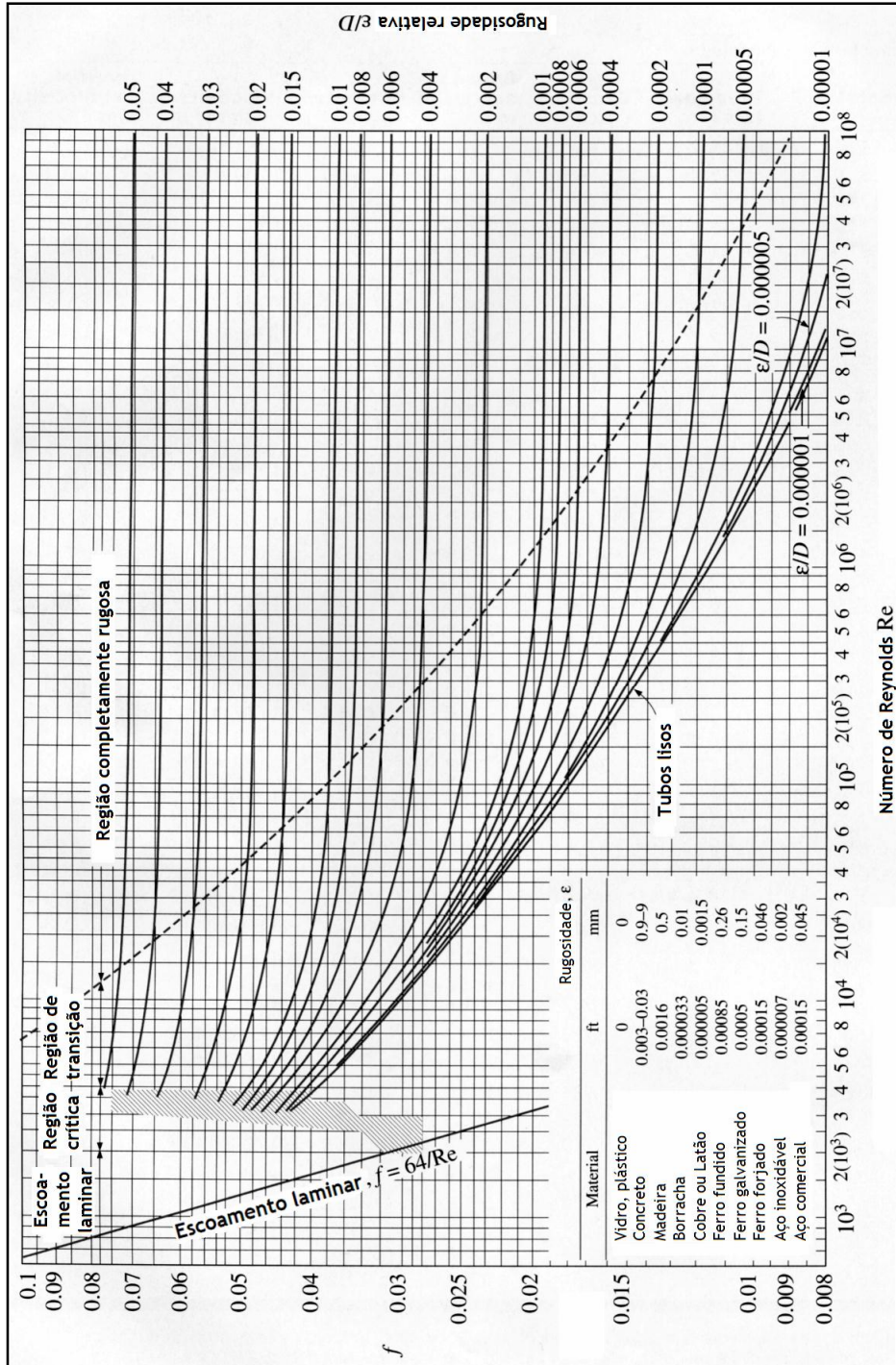
[17] M.R. Acton, G. Hankinson, B.P. Ashorth, M. Sanai, J.D. Colton, **A full scale experimental study of fires following the rupture of natural gas transmission pipelines**, in: *Proceedings of the International Pipeline Conference (ASME)*, vol. 1, 2000, pp. 47652.

[18] **American Institute of Chemical Engineers (AIChE)** - <http://www.aiche.org/>

## APÊNDICE A ó Constantes Empíricas para a Equação de Benedict-Webb-Rubin

Gás	CONSTANTE DO GÁS: $R = 0,08206; T = 273,15 + T ^\circ C$									
	$A_w$	$B_w$	$C_w \cdot 10^{-6}$	$a_w$	$b_w$	$c_w \cdot 10^{-6}$	$\alpha_w \cdot 10^3$	$\gamma_w \cdot 10^2$		
Metano	1,855 00	0,042 600	0,022 570	0,494 00	0,003 380 04	0,002 545	0,124 359	0,600		
Etileno	3,339 58	0,055 683 3	0,131 140	0,259 00	0,008 600	0,021 120	0,178 00	0,923		
Etano	4,155 56	0,062 772 4	0,179 592	0,345 16	0,011 122	0,032 767	0,243 389	1,180		
Propileno	6,112 20	0,085 064 7	0,439 182	0,774 056	0,018 705 9	0,102 611	0,455 696	1,829		
Propano	6,872 25	0,097 313	0,508 256	0,947 70	0,022 500	0,129 00	0,607 175	2,200		
n-Butano	10,084 7	0,124 361	0,992 830	1,882 31	0,039 998 3	0,316 400	1,10132	3,400		
n-Pentano	12,179 4	0,156 751	2,121 21	4,074 80	0,066 812	0,824 17	1,810 00	4,750		
n-Hexano	14,437 3	0,177 813	3,319 35	7,116 71	0,109 131	1,512 76	2,810 86	6,66849		
n-Heptano	17,520 6	0,199 005	4,745 74	10,364 75	0,151 954	2,470 00	4,356 11	9,000		
Nitrogênio	1,192 50	0,045 80	0,005 889 1	0,014 90	0,001 981 54	0,000 548 064	0,291 545	0,750		
Oxigênio	1,498 80	0,046 524	0,003 861 7	-0,040 507	-0,000 279 63	-0,000 203 76	0,008 641	0,359		
Amônia	3,789 28	0,051 646 1	0,178 567	0,103 54	0,000 719 561	0,000 157 536	0,004 651 89	1,980		
Dióxido de Carbono	2,673 40	0,045 628	0,113 33	0,051689	0,003 081 9	0,007 067 2	0,112 71	0,494		

## APÊNDICE B ó O Diagrama de Moody para Escoamento Completamente Desenvolvido em Dutos Circulares





**APÊNDICE C ó Dados do Gráfico da Figura 4.3**

$\alpha$	K	$\bar{L}$	$\bar{Q}$	$\alpha$	K	$\bar{L}$	$\bar{Q}$	$\alpha$	K	$\bar{L}$	$\bar{Q}$
1,0	1,4	0,0	1,0	0,7	1,4	0,0	1,0	0,4	1,4	0,0	1,0
		1,0	0,6			1,0	0,7			1,0	0,9
		2,0	0,5			2,0	0,6			2,0	0,8
		3,0	0,4			3,0	0,5			3,0	0,8
		4,0	0,4			4,0	0,5			4,0	0,7
		5,0	0,3			5,0	0,4			5,0	0,7
		6,0	0,3			6,0	0,4			6,0	0,6
		7,0	0,3			7,0	0,4			7,0	0,6
		8,0	0,3			8,0	0,4			8,0	0,6
		9,0	0,3			9,0	0,4			9,0	0,5
		10,0	0,2			10,0	0,3			10,0	0,5
		11,0	0,2			11,0	0,3			11,0	0,5
		12,0	0,2			12,0	0,3			12,0	0,5
		13,0	0,2			13,0	0,3			13,0	0,5
		14,0	0,2			14,0	0,3			14,0	0,5
		15,0	0,2			15,0	0,3			15,0	0,5
		16,0	0,2			16,0	0,3			16,0	0,4
		17,0	0,2			17,0	0,3			17,0	0,4
		18,0	0,2			18,0	0,3			18,0	0,4
		19,0	0,2			19,0	0,2			19,0	0,4
20,0	0,2	20,0	0,2	20,0	0,4						

[Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features](#)

### APÊNDICE D ó Dados do Gráfico da Figura 4.4

Alfa	K	L	Q	Alfa	K	L	Q	Alfa	K	L	Q
0,4	1,4	0,0	1,0	0,4	1,4	0,0	1,0	0,4	1,7	0,0	1,0
		1,0	0,9			1,0	0,9			1,0	0,9
		2,0	0,8			2,0	0,8			2,0	0,8
		3,0	0,8			3,0	0,8			3,0	0,7
		4,0	0,7			4,0	0,7			4,0	0,7
		5,0	0,7			5,0	0,7			5,0	0,7
		6,0	0,6			6,0	0,6			6,0	0,6
		7,0	0,6			7,0	0,6			7,0	0,6
		8,0	0,6			8,0	0,6			8,0	0,6
		9,0	0,5			9,0	0,5			9,0	0,5
		10,0	0,5			10,0	0,5			10,0	0,5
		11,0	0,5			11,0	0,5			11,0	0,5
		12,0	0,5			12,0	0,5			12,0	0,5
		13,0	0,5			13,0	0,5			13,0	0,5
		14,0	0,5			14,0	0,5			14,0	0,5
		15,0	0,5			15,0	0,5			15,0	0,4
		16,0	0,4			16,0	0,4			16,0	0,4
		17,0	0,4			17,0	0,4			17,0	0,4
		18,0	0,4			18,0	0,4			18,0	0,4
		19,0	0,4			19,0	0,4			19,0	0,4
20,0	0,4	20,0	0,4	20,0	0,4						
Alfa	K	L	Q	Alfa	K	L	Q	Alfa	K	L	Q
1,0	1,4	0,0	1,0	1,0	1,4	0,0	1,0	1,0	1,7	0,0	1,0
		1,0	0,6			1,0	0,6			1,0	0,6
		2,0	0,5			2,0	0,5			2,0	0,5
		3,0	0,4			3,0	0,4			3,0	0,4
		4,0	0,4			4,0	0,4			4,0	0,4
		5,0	0,3			5,0	0,3			5,0	0,3
		6,0	0,3			6,0	0,3			6,0	0,3
		7,0	0,3			7,0	0,3			7,0	0,3
		8,0	0,3			8,0	0,3			8,0	0,3
		9,0	0,3			9,0	0,3			9,0	0,2
		10,0	0,2			10,0	0,2			10,0	0,2
		11,0	0,2			11,0	0,2			11,0	0,2
		12,0	0,2			12,0	0,2			12,0	0,2
		13,0	0,2			13,0	0,2			13,0	0,2
		14,0	0,2			14,0	0,2			14,0	0,2
		15,0	0,2			15,0	0,2			15,0	0,2
		16,0	0,2			16,0	0,2			16,0	0,2
		17,0	0,2			17,0	0,2			17,0	0,2
		18,0	0,2			18,0	0,2			18,0	0,2
		19,0	0,2			19,0	0,2			19,0	0,2
20,0	0,2	20,0	0,2	20,0	0,2						

### APÊNDICE E ó Dados do Gráfico da Figura 4.8

T = 313K		
P (Mpa)	Vel. do Som Real (m/s)	Vel. do Som Perf. (m/s)
0,1	471,4848	459,0799
0,5	524,3037	459,0799
1	588,4950	459,0799
1,5	646,5935	459,0799
2	698,6968	459,0799
2,5	745,7224	459,0799
3	788,5793	459,0799
3,5	827,9700	459,0799
4	864,4812	459,0799
4,5	898,5580	459,0799
5	930,5377	459,0799
5,5	960,7042	459,0799
6	989,2955	459,0799
6,5	1.016,4766	459,0799
7	1.042,4200	459,0799
7,5	1.067,2526	459,0799
8	1.091,0740	459,0799
8,5	1.113,9900	459,0799
9	1.136,0724	459,0799
9,5	1.157,3801	459,0799
10	1.178,0160	459,0799

Velocidade do som para gás real e perfeito pela pressão

### APÊNDICE F ó Dados do Gráfico da Figura 4.9

T = 400K		
P (Mpa)	Massa Esp. Real (Kg/m <sup>3</sup> )	Massa Esp. Perf. (Kg/m <sup>3</sup> )
0,1	0,6003	0,6164
0,5	2,7037	3,0818
1	4,8054	6,1636
1,5	6,5094	9,2454
2	7,9451	12,3271
2,5	9,1903	15,4089
3	10,2939	18,4907
3,5	11,2880	21,5725
4	12,1949	24,6543
4,5	13,0307	27,7361
5	13,8072	30,8179
5,5	14,5335	33,8997
6	15,2168	36,9814
6,5	15,8625	40,0632
7	16,4753	43,1450
7,5	17,0591	46,2268
8	17,6167	49,3086
8,5	18,1510	52,3904
9	18,6642	55,4722
9,5	19,1581	58,5539
10	19,6344	61,6357

Massa específica para gás real e perfeito pela pressão

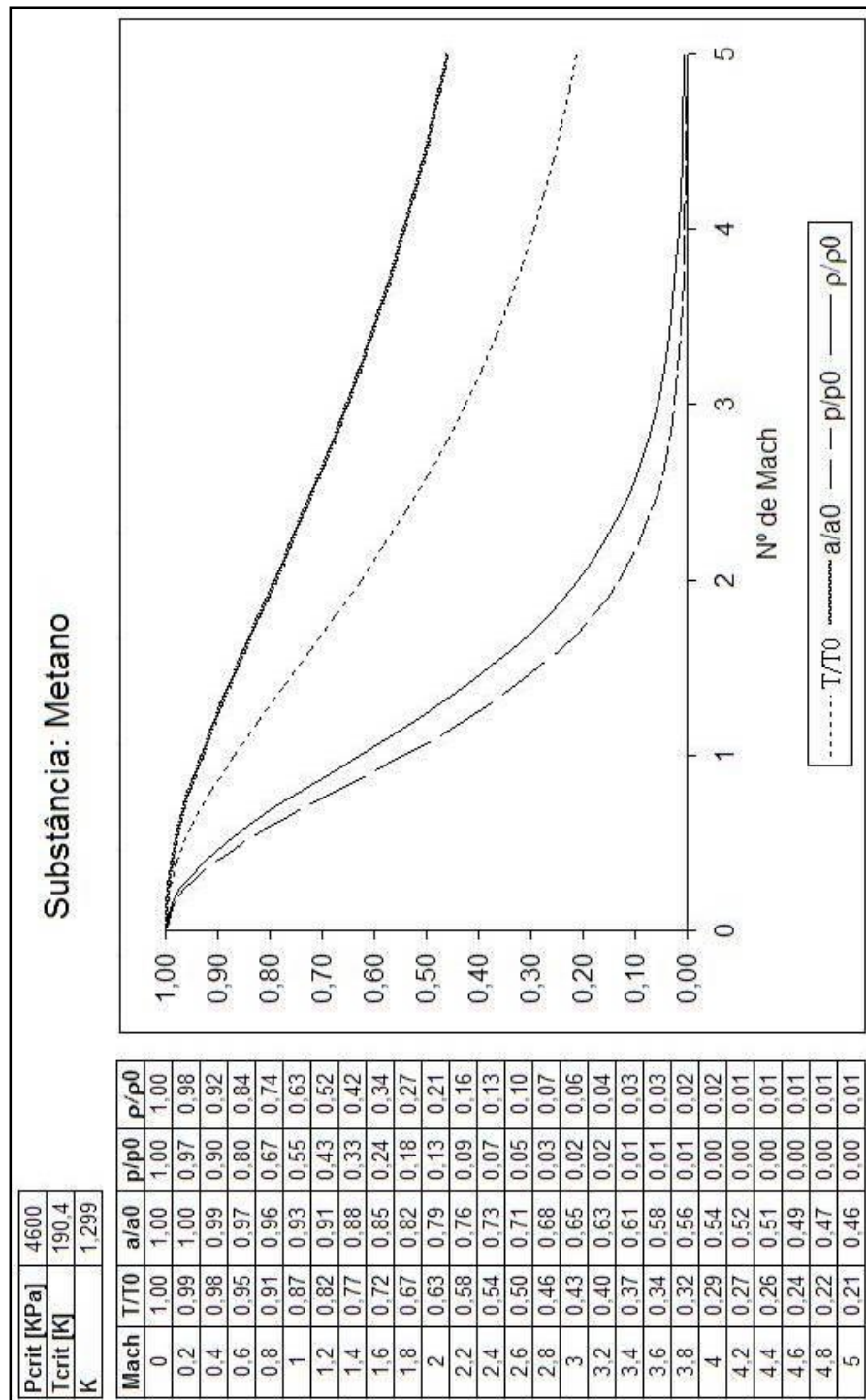
### APÊNDICE G ó Dados do Gráfico da Figura 4.10

T = 313K		
P (Mpa)	vol. esp. Real (Kg/m³)	vol esp. Perf. (Kg/m³)
0,1	1,6658	1,6224
0,5	0,3699	0,3245
1	0,2081	0,1622
1,5	0,1536	0,1082
2	0,1259	0,0811
2,5	0,1088	0,0649
3	0,0971	0,0541
3,5	0,0886	0,0464
4	0,0820	0,0406
4,5	0,0767	0,0361
5	0,0724	0,0324
5,5	0,0688	0,0295
6	0,0657	0,0270
6,5	0,0630	0,0250
7	0,0607	0,0232
7,5	0,0586	0,0216
8	0,0568	0,0203
8,5	0,0551	0,0191
9	0,0536	0,0180
9,5	0,0522	0,0171
10	0,0509	0,0162

Volume específico para gás real e perfeito pela pressão

Click Here to upgrade to Unlimited Pages and Expanded Features

### APÊNDICE H ó Propriedades de estagnação e críticas do metano relacionadas ao número de Mach dados da Figura 4.11





**APÊNDICE I ó Valores numéricos do gráfico da probabilidade de morte x raio adimensionalizado. Gráfico da Figura 5.2**

[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

	rb	P	rb
	1	0,507061	5,5
1	1,1	0,458267	5,6
1	1,2	0,410912	5,7
1	1,3	0,365649	5,8
1	1,4	0,322866	5,9
1	1,5	0,282984	6
1	1,6	0,24623	6,1
1	1,7	0,212755	6,2
1	1,8	0,182547	6,3
1	1,9	0,155578	6,4
1	2	0,131719	6,5
1	2,1	0,110835	6,6
1	2,2	0,092702	6,7
1	2,3	0,077064	6,8
1	2,4	0,063717	6,9
1	2,5	0,05238	7
1	2,6	0,042844	7,1
0,999999	2,7	0,034854	7,2
0,999998	2,8	0,028228	7,3
0,999994	2,9	0,022745	7,4
0,999983	3	0,018251	7,5
0,999955	3,1	0,014577	7,6
0,999892	3,2	0,011595	7,7
0,99976	3,3	0,009187	7,8
0,999496	3,4	0,007249	7,9
0,999003	3,5	0,0057	8
0,998132	3,6	0,004465	8,1
0,996669	3,7	0,003487	8,2
0,994329	3,8	0,002714	8,3
0,990749	3,9	0,002105	8,4
0,985489	4	0,001628	8,5
0,978063	4,1	0,001256	8,6
0,967944	4,2	0,000966	8,7
0,95462	4,3	0,000741	8,8
0,93762	4,4	0,000567	8,9
0,91656	4,5	0,000433	9
0,891175	4,6	0,000329	9,1
0,861393	4,7	0,00025	9,2
0,827262	4,8	0,00019	9,3
0,78907	4,9	0,000143	9,4
0,747231	5	0,000108	9,5
0,70236	5,1	8,16E-05	9,6
0,65509	5,2	6,14E-05	9,7
0,606266	5,3	4,61E-05	9,8
0,556657	5,4	3,46E-05	9,9
		2,59E-05	10

**APÊNDICE J ó Algoritmo numérico (Matlab) do gráfico do comprimento fatal em função da distância adimensionalizada da tubulação até um ponto específico**



[Click Here to upgrade to  
Unlimited Pages and Expanded Features](#)

```
clear
clc
h=0.1:0.1:10;
t=1;
while t<=100
    I100(t) = 2*sqrt(15.3-h(t)^2);
    I50(t) = 2*((sqrt(30.4-h(t)^2)-(sqrt(15.3-h(t)^2)));
    I1(t) = 2*((sqrt(60.3-h(t)^2)-(sqrt(30.4-h(t)^2)));
    L(t)= I100(t) + 0.86*I50(t) + 0.156*I1(t);
    t=t+1;
end
plot(h,L)
```