



PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ

ANDRÉ LUIZ RUFINO CORDEIRO

**APLICAÇÃO DOS MÉTODOS FORM E SORM PARA AVALIAÇÃO DE
DUTOS CORROÍDOS**

**CURITIBA
2009**

ANDRÉ LUIZ RUFINO CORDEIRO

**APLICAÇÃO DOS MÉTODOS FORM E SORM PARA AVALIAÇÃO DE
DUTOS CORROÍDOS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, do Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia, da Pontifícia Universidade Católica do Paraná como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

**Orientador: Prof. Roberto Dalledone Machado,
Dr.**

**CURITIBA
2009**

TERMO DE APROVAÇÃO

ANDRÉ LUIZ RUFINO CORDEIRO

APLICAÇÃO DOS MÉTODOS FORM E SORM PARA AVALIAÇÃO DE DUTOS CORROÍDOS

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica – PPGEM, do Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia, da Pontifícia Universidade Católica do Paraná como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

COMISSÃO EXAMINADORA:

**Prof. Roberto Dalledone Machado, Dr.
Pontifícia Universidade Católica do Paraná**

**Prof. João Elias Abdalla Filho, Ph. D.
Pontifícia Universidade Católica do Paraná**

**Prof. Anselmo Chaves Neto, Dr.
Universidade Federal do Paraná**

Curitiba, _____ de _____ de 2009.

AGRADECIMENTOS

A Deus por me dar saúde e energia para poder desenvolver este trabalho.

À minha mãe Maria Azenir Cordeiro e ao meu pai Damião Pereira Cordeiro pela educação plena, apoio e amor incondicional.

À minha noiva Berta Lia Varaschin pelo seu apoio, amor e compreensão durante o desenvolvimento deste trabalho.

Ao professor Roberto Dalledone Machado pelo apoio, motivação e grande atenção dispensada desde o curso de graduação e ao longo de todo o curso de mestrado como excelente mestre e ser humano.

A todos meus familiares e amigos pelo apoio e compreensão nos momentos de ausência.

Aos professores do curso de mestrado pelo fornecimento de bases sólidas aproveitadas no desenvolvimento desta dissertação.

*"Grandes realizações não são feitas por impulso,
mas por uma soma de pequenas realizações."*

(Vincent Van Gogh)

RESUMO

O objetivo do presente trabalho é desenvolver um procedimento com base na teoria da confiabilidade estrutural aplicando os métodos FORM (“First Order Reliability Method”) e SORM (“Second Order Reliability Method”) para estimar a probabilidade de falha (confiabilidade) de dutos que apresentam defeitos de corrosão. Para a análise são considerados vários parâmetros do duto e da geometria do defeito, tais como: diâmetro e espessura do duto, tensão última e de escoamento do material do duto, comprimento e profundidade do defeito e a pressão interna do duto. Todos estes parâmetros são considerados como variáveis aleatórias, existindo uma distribuição de probabilidade associada a cada um deles. Uma função de falha é definida em termos da pressão interna de falha do duto, com o auxílio dos métodos analíticos semi-empíricos B31G, B31G modificado, RPA e DNV RP-F101 (parte B). Os métodos FORM e SORM são implementados em um programa, utilizando o software MATLAB[®], com o objetivo de avaliar a confiabilidade estrutural de dutos com defeitos de corrosão isolados e interagentes. Foram realizadas análises em exemplos da literatura para a validação do método. Foi também avaliado o fator de importância associado às variáveis aleatórias, definindo aquelas que possuem maior contribuição na probabilidade de falha.

Palavras-Chave: FORM, SORM, Confiabilidade, Dutos, Corrosão.

ABSTRACT

This work intends to develop a procedure based in the structural reliability theory applying methods FORM ("First Order Reliability Method") and SORM ("Second Order Reliability Method") to estimate the failure probability (reliability) of corroded pipelines. For the analysis some parameters of the pipeline and the geometry of the corroded area are considered, such as: diameter and thickness of the pipeline, tensile strength and yield strength of the material, length and depth of the corroded region and the pipeline internal pressure. All these parameters are considered as random variables and each one is represented by a probability density function. The limit state function is defined in terms of the failure pressure prediction of the corroded pipeline assisted by the analytical methods B31G, B31G modified, RPA and DNV RP-F101 (part B). To evaluate the structural reliability of pipeline with isolated and interacting defects caused by corrosion the methods FORM and SORM were implemented in a code using the MATLAB[®] software. Some analyses were performed to validate the method. Also the significance index associated with the random variables was evaluated, defining those that possess greater contribution in the failure probability.

Keywords: *FORM, SORM, Reliability, Pipeline, Corrosion.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Evolução da extensão de dutos em operação no Brasil.....	1
Figura 2.1 – Formação de áreas anódicas e catódicas devido à diferença de resistividade do solo e materiais com potenciais diferentes num duto enterrado	11
Figura 2.2 – Esquema simplificado de um sistema de proteção catódica galvânica	14
Figura 2.3 – Esquema simplificado de um sistema de proteção catódica por corrente impressa	14
Figura 2.4 – PIGs de limpeza	15
Figura 2.5 – PIG geométrico	15
Figura 2.6 – (a) PIG magnético (b) Interpretação de resultados	16
Figura 3.1 – Tensões principais num elemento da parede do duto.....	19
Figura 3.2 – Seção de um tubo pressurizado com comprimento unitário.....	19
Figura 3.3 – Equilíbrio longitudinal	19
Figura 3.4 – Equilíbrio circunferencial	20
Figura 3.5 – Indicação de σ_{flow} num diagrama tensão (σ) x deformação (ϵ) genérico	22
Figura 3.6 – Formas geométricas utilizadas para representar a área de material perdido através da constante α (a) $\alpha = 1$, (b) $\alpha = 2/3$ e (c) $\alpha = 0,85$	23
Figura 3.7 – Determinação das dimensões do defeito	23
Figura 3.8 – Comparação entre fatores de multiplicação para definição de σ_{flow} utilizado no método RPA e adaptado para norma interna Petrobras N-2786	26
Figura 3.9 – Interação entre defeitos longitudinais e circunferenciais.....	29
Figura 3.10 – Interação de defeitos conforme método DNV RP-F101 parte B.....	30
Figura 3.11 – a) Ensaio de ruptura em duto com defeito de corrosão longa.....	31

Figura 3.12 – Exemplo de resultado de análise pelo método de elementos finitos	32
Figura 4.1 – Definição da função de falha	34
Figura 4.2 - Demonstração gráfica da transformação de variáveis e do método FORM	35
Figura 4.3 – Demonstração gráfica da transformação de variáveis e dos métodos FORM e SORM.....	41
Figura 6.1 – Probabilidade de falha versus período de exposição – comparação entre métodos FORM e SORM.....	54
Figura 6.2 – Fator de importância <i>versus</i> período de exposição para cada variável	54
Figura 6.3 – Fator de importância <i>versus</i> período de exposição para cada variável, considerando d , a e Ra como variáveis determinísticas	56
Figura 6.4 – Comparação da probabilidade de falha FORM entre métodos analíticos semi-empíricos	57
Figura 6.5 – Comparação da probabilidade de falha SORM entre métodos analíticos semi-empíricos	57
Figura 6.6 – Comparação do índice de confiabilidade entre os métodos analíticos semi-empíricos	58
Figura 6.7 – Comparação da pressão de falha no ponto de projeto (U^*) entre os métodos analíticos semi-empíricos.....	59
Figura 6.8 – Comparação da pressão de falha, considerando as variáveis como valores determinísticos, entre os métodos analíticos semi-empíricos	59
Figura 6.9 – Comparação da probabilidade de falha SORM entre métodos analíticos semi-empíricos considerando incerteza de modelagem.....	61
Figura 6.10 – Comparação de índice de confiabilidade entre métodos analíticos semi-empíricos considerando incerteza de modelagem.....	61
Figura 6.11 – Comparação do índice de confiabilidade entre métodos com e sem incerteza de modelagem: (a) média dos resultados de índices de confiabilidade entre métodos e (b) coeficientes de variação dos resultados	62
Figura 6.12 – Comparação da pressão de falha no ponto de projeto (U^*) entre os métodos analíticos semi-empíricos considerando incerteza de modelagem.....	62

Figura 6.13 – Comparação da pressão de falha no ponto de projeto U^* entre métodos com e sem incerteza de modelagem: (a) média dos resultados de pressão de falha entre métodos e (b) coeficientes de variação dos resultados	63
Figura 6.14 – Probabilidade de falha SORM para diferentes pressões de operação: (a) $P_{f,0,5}$, (b) $P_{f,0,6}$, (c) $P_{f,0,65}$, (d) $P_{f,0,7}$, (e) $P_{f,0,8}$ e (f) $P_{f,0,9}$	64
Figura 6.15 – Índice de confiabilidade para diferentes pressões de operação: (a) $P_{f,0,5}$, (b) $P_{f,0,6}$, (c) $P_{f,0,65}$, (d) $P_{f,0,7}$, (e) $P_{f,0,8}$ e (f) $P_{f,0,9}$	65
Figura 6.16 – Parâmetros geométricos para duto com defeitos longitudinais múltiplos	67
Figura 6.17 – Gráfico de pressão de falha x distância entre defeitos para os quatro casos analisados por Machado (2007).....	68
Figura 6.18 – Probabilidade de falha pelo método SORM para defeitos interagentes para cada pressão aplicada internamente no duto	69
Figura 6.19 – Comparativo entre o índice de confiabilidade para cada pressão interna do duto	70
Figura 6.20 – Comparativo entre as pressões de falha no ponto de projeto (U^*), DNV RP F-101, e Machado (2007)	71

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Principais especificações ASTM para tubos	9
Tabela 6.1 – Variáveis aleatórias e parâmetros de distribuição	52
Tabela 6.2 – Resultados da probabilidade de falha para o exemplo original	55
Tabela 6.3 – Resultados da probabilidade de falha para o exemplo desconsiderando as variáveis com menor fator de importância	55
Tabela 6.4 – Constantes para o cálculo da incerteza de modelagem com base nos dados de Valentini (2006)	60
Tabela 6.5 – Parâmetros geométricos dos casos analisados por Machado <i>et al.</i> (2007)	67
Tabela 6.6 – Dados para a análise de interação entre defeitos	69

LISTA DE SÍMBOLOS

r	Raio interno;
t	Espessura de parede;
P	Pressão interna do duto;
σ_x	Tensão longitudinal;
F_{x1}	Força atuante na extremidade fechada do tubo;
F_{x2}	Força interna atuante nas paredes do tubo no sentido longitudinal;
F_{y1}	Força atuante nas paredes do tubo projetadas num plano que passa pelo eixo do tubo;
F_{y2}	Força interna atuante nas paredes do tubo;
σ_y	Tensão circunferencial;
σ_{circ}	Tensão circunferencial;
σ_{rup}	Tensão de ruptura do material do duto;
σ_u	Tensão última do material do duto;;
σ_{esc}	Tensão de escoamento do material do duto;
σ_{flow}	Tensão definida entre a tensão de escoamento e a tensão última;
A	Área do defeito no plano longitudinal à espessura do duto;
a	Comprimento axial do defeito;
d	Profundidade do defeito;
A_0	Área da parede do duto no plano longitudinal ao comprimento do defeito;
M	Fator de dilatação de <i>Folias</i> ;
D_e	Diâmetro externo do duto;
P_f	Pressão de falha;
α	Constante adimensional que define a forma geométrica adotada para representar a área de material perdido;
P_{sw}	Pressão de trabalho segura;
F_s	Fator de segurança;
F_1	Fator de segurança de modelagem;
F_2	Fator de segurança utilizado no projeto do duto;
ϕ	Espaçamento angular entre defeitos;
s	Espaçamento longitudinal entre defeitos;

I_{nm}	Comprimento longitudinal de defeitos combinados;
a_i	Comprimento individual de um defeito combinado a outros;
d_i	Profundidade individual de um defeito combinado a outros;
s_i	Espaçamento longitudinal entre defeitos combinados;
N	Número total de defeitos interagentes;
U_i	Variável aleatória com função de densidade de probabilidade qualquer;
\underline{U}	Vetor de variáveis aleatórias U_i ;
μ_i	Média da variável aleatória;
σ_i	Desvio padrão da variável aleatória;
cov	Coeficiente de variação;
C	Confiabilidade;
PF	Probabilidade de falha pelo método FORM;
$G(\underline{U})$	Função de falha no espaço original;
$R(\underline{U})$	Função de resistência;
$S(\underline{U})$	Função de solitação;
$f_u(\underline{U})$	Função de probabilidades conjunta das variáveis aleatórias;
F	Domínio de falha;
V_i	Variável aleatória com função de densidade de normal padrão;
\underline{V}	Vetor de variáveis aleatórias V_i ;
$g(\underline{V})$	Função de falha no espaço reduzido;
V^*	Ponto de projeto no espaço reduzido;
β	Índice de confiabilidade;
Φ	Função de distribuição acumulada normal padrão;
L	Matriz obtida da decomposição de <i>Choleski</i> da matriz de correlação das variáveis aleatórias;
Γ	Inversa da matriz L ;
σ	Matriz diagonal com desvios padrões normal das variáveis U_i ;
\underline{m}	Vetor que contém as médias das variáveis U_i ;
J	Matriz jacobiana;
ρ_{ij}	Coeficiente de correlação entre as variáveis aleatórias;
$\sigma_{u_i}^N$	Desvio padrão da distribuição normal equivalente para variável U_i ;
$\mu_{u_i}^N$	Média da distribuição normal equivalente para variável U_i ;
$Fu_i(U_i^*)$	Função de distribuição acumulada original da variável U_i ;
$fu_i(U_i^*)$	Função distribuição de probabilidade original da variável U_i ;

φ	Função distribuição de probabilidade normal padrão;
$\nabla g(\underline{V}^k)$	Gradiente da função de falha no espaço reduzido no ponto V_k ;
$g(\underline{V}^k)$	Valor da função de falha no espaço reduzido no ponto V_k ;
$\nabla G(\underline{U})$	Gradiente da função de falha no espaço original avaliado no ponto U ;
\underline{V}^{K+1}	Novo ponto de projeto no espaço reduzido;
\underline{U}^{K+1}	Novo ponto de projeto no espaço original;
$\underline{\alpha}^*$	Vetor unitário normal a superfície tangente ao hiperplano no ponto de projeto V^*
I_i	Fator de importância das variáveis aleatórias;
\underline{U}^*	Ponto de projeto no espaço original;
k_i	São as curvaturas principais da superfície de falha no ponto de projeto V^* ;
n	Número de variáveis aleatórias na análise
PF_{SORM}	Probabilidade de falha pelo método SORM;
$D(\underline{V}^*)$	Matriz de derivadas parciais de segunda ordem de $g(V^*)$ no ponto de projeto V^* no espaço reduzido;
$g(\underline{V}^*)$	Função de falha avaliada no ponto de projeto V^* no espaço reduzido;
$D(\underline{U}^*)$	Matriz de derivadas parciais de segunda ordem de $G(U^*)$ no ponto de projeto U^* no espaço original;
$G(\underline{U}^*)$	Função de falha avaliada no ponto de projeto V^* no espaço original
$\sigma(\underline{U}^*)$	Matriz diagonal com os desvios padrões das distribuições normais equivalentes das variáveis aleatórias avaliadas no ponto de projeto U^* ;
$G'(\underline{U}^*)$	Matriz diagonal com as derivadas de primeira ordem da função de falha avaliada no ponto U^* ;
$\sigma'(\underline{U}^*)$	Matriz diagonal com as derivadas dos desvios padrões das distribuições normais equivalentes avaliadas no ponto de projeto U^* .
R_d	Taxa de corrosão radial;
R_a	Taxa de corrosão longitudinal;
Δd	Diferença entre duas medidas de profundidade do defeito;
Δa	Diferença entre duas medidas de comprimento do defeito;
ΔT	Diferença de tempo entre duas medidas ($T - T_0$);
d_0	Valor da profundidade do defeito no tempo T_0 ;
a_0	Valor do comprimento do defeito no tempo T_0 ;
iM	Fator de incerteza de modelagem;

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	OBJETIVOS	3
1.2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2	DUTOS	8
2.1	NORMAS DE FABRICAÇÃO DE TUBOS	8
2.2	CORROSÃO EM DUTOS.....	10
2.3	TAXA DE CORROSÃO	12
2.4	PROTEÇÃO CONTRA CORROSÃO	13
2.5	INSPEÇÃO DE DUTOS EM OPERAÇÃO	14
3	MÉTODOS PARA AVALIAR A RESISTÊNCIA DE UM DUTO.....	18
3.1	MECÂNICA DOS SÓLIDOS.....	18
3.2	MÉTODOS ANALÍTICOS SEMI-EMPÍRICOS	21
3.3	Método ASME B31G (1991).....	23
3.3.1	Método 085dL ou ASME B31G modificado	24
3.3.2	Método RPA ou 085dL modificado	25
3.3.3	Método DNV RP-F101	27
3.4	MÉTODOS EXPERIMENTAIS	30
3.5	MÉTODOS NUMERICOS	32
4	CONFIABILIDADE ESTRUTURAL.....	33
4.1	MÉTODO FORM (FIRST ORDER RELIABILITY METHOD).....	35
4.1.1	Transformação das variáveis	36
4.1.2	Determinação do ponto de projeto.....	38
4.1.3	Fatores de sensibilidade	40
4.2	MÉTODO SORM (SECOND ORDER RELIABILITY METHOD).....	41
5	PROGRAMA DE ANÁLISE DE CONFIABILIDADE UTILIZANDO OS MÉTODOS FORM E SORM.....	46

5.1	FLUXOGRAMA COM PROGRAMA DE ANÁLISE DE CONFIABILIDADE UTILIZANDO OS MÉTODOS FORM E SORM	48
6	APLICAÇÃO DO PROGRAMA FORM/SORM.....	51
6.1	Comparação entre os métodos FORM e SORM através do modelo de Ahammed (1998).....	51
6.2	Comparação entre métodos analíticos semi-empíricos.....	56
6.3	Comparação entre métodos considerando fator de incerteza de modelagem	59
6.4	Comparação da probabilidade de falha entre métodos variando a pressão de operação	63
6.5	Avaliação da probabilidade de falha de defeitos longitudinais interagentes	66
7	CONCLUSÃO	72
8	REFERÊNCIAS	75

1 INTRODUÇÃO

A malha dutoviária de transferência e transporte de combustíveis no Brasil e no mundo tem vital importância na economia. Os dutos oferecem uma opção economicamente interessante no transporte de combustíveis, sendo a opção mais vantajosa para grandes volumes e distâncias.

A diversificação da matriz energética entre derivados de petróleo, biodiesel e álcool, faz com que o Brasil invista ainda mais na construção de novos dutos e na manutenção e aumento de capacidade dos dutos já existentes. O gráfico apresentado na Figura 1.1 mostra a evolução da extensão de dutos em operação nos últimos anos, desconsiderando os dutos de transferência internos às plantas industriais (ANP, 1998), e a tendência de aumento dos últimos três anos, justificada pela política de investimento em infraestrutura do governo em vigor no ano deste trabalho.

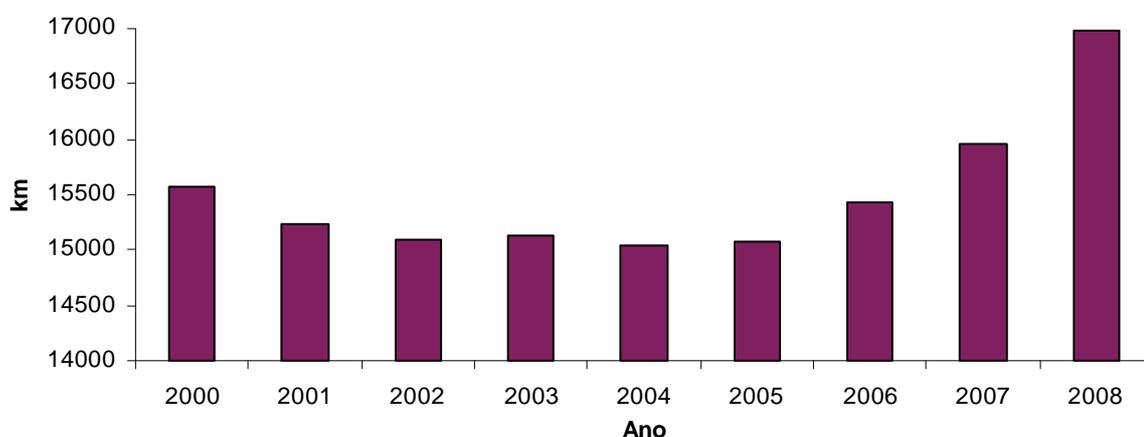


Figura 1.1 – Evolução da extensão de dutos em operação no Brasil
Fonte: ANP (2009)

O crescimento da malha dutoviária no Brasil fez surgir, conseqüentemente, a necessidade de inspeção, manutenção, controle e métodos que garantam a integridade dos dutos com o objetivo de evitar acidentes, vazamentos e paradas não planejadas.

A ruptura de um duto interrompe o processo causando prejuízos, transtornos operacionais, contaminações ambientais e exposição de pessoas ao risco de

contaminações, incêndios e explosões. Considerando as grandes distâncias percorridas, por áreas onde estão sujeitos às atuações físico-químicas, variações térmicas, movimentação do solo e à ação de terceiros, o risco de ruptura é intensificado (Terzian, 2005). Dentre as principais causas de ruptura em dutos está a corrosão, que consiste na deterioração do material do duto pela ação química ou eletroquímica do meio, associada ou não a esforços mecânicos (Nunes, 2007).

A utilização de métodos que identifiquem, monitorem e controlem a perda de massa de um duto pela corrosão é extremamente necessário para garantir sua longevidade e segurança operacional. O estudo de métodos que certifiquem o limite máximo de resistência de dutos que apresentam defeitos de corrosão é importante para se ter um maior controle do momento adequado para a intervenção numa linha, seja realizando sua manutenção, substituição ou alterando parâmetros operacionais.

Com o objetivo de definir a pressão de falha de um duto corroído, foram desenvolvidos vários métodos analíticos semi-empíricos, tais como ASME B31G, B31G modificado ou 085dL, 085dL modificado ou RPA (*Rectangular Parabolic Area*), entre outros. A maioria destes métodos não considera de forma alguma a incerteza associada às variáveis utilizadas nas suas equações, tais como as dimensões do defeito, características geométricas do duto, propriedades mecânicas do material do duto, ou seja, estas variáveis são consideradas como determinísticas. Ao não avaliar a incerteza associada às variáveis, está sendo ignorada a probabilidade de certa configuração de valores destas variáveis ocasionarem uma condição de falha do duto.

Através dos conceitos de confiabilidade estrutural é possível estimar a probabilidade de falha de um duto corroído, considerando assim as incertezas das variáveis envolvidas ao longo da vida útil do duto. Dentre os métodos numéricos associados à estimativa da probabilidade de falha, o método iterativo de primeira ordem, denominado FORM (*First Order Reliability Method*), é o mais difundido, porém existe também o método iterativo de segunda ordem, denominado SORM (*Second Order Reliability Method*) e o Método de Monte Carlo.

A confiabilidade estrutural tem como principal objetivo determinar a probabilidade de ocorrência de um cenário de falha e também permite estimar o grau de importância de cada variável aleatória no resultado da probabilidade de falha (Lopes, 2007).

1.1 OBJETIVOS

O objetivo principal do presente trabalho é aplicar um método de análise de dutos com defeitos causados por corrosão, baseado nos conceitos de confiabilidade estrutural, utilizando os métodos FORM e SORM para avaliar a probabilidade de falha e o grau de importância de cada variável aleatória envolvida na análise.

Para a aplicação da metodologia foram considerados defeitos de corrosão isolados, de forma retangular, sem concentração de tensão localizada, externa ou internamente e afastado das regiões de solda e zona termicamente afetada. Para a avaliação da evolução do defeito de corrosão ao longo dos anos, foram consideradas as taxas de corrosão na direção da profundidade ou radial e da taxa de corrosão na direção do comprimento do defeito ou longitudinal.

Os métodos de análise foram implementados no software MATLAB[®] e aplicados em casos típicos da literatura. Foi utilizado o método B31G e suas variações com o intuito de realizar a comparação entre as funções e resultados obtidos através dos métodos FORM e SORM.

1.2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Encontram-se facilmente na literatura vários estudos referentes à avaliação da resistência de dutos com defeitos causados por corrosão, sendo pioneiro o método ASME B31G (1991). Este método foi baseado numa série de ensaios realizados em dutos retirados de operação, e que apresentavam defeitos causados por corrosão, aplicando pressão internamente até a sua ruptura. Através da análise dos ensaios, foram desenvolvidas expressões matemáticas, baseadas nas relações semi-empíricas da mecânica da fratura, para avaliar os dutos com defeitos causados por corrosão em função da geometria do defeito e da tensão de escoamento do material. Quando a tensão de escoamento real do material em uso for conhecida, esta deverá ser usada para obter uma avaliação mais realista. Se a tensão de escoamento real não for conhecida, deve ser usado o valor mínimo especificado para o material conforme sua norma de fabricação (Escoe, 2006).

O método ASME B31G mostrou-se conservador, sendo modificado por Kiefner e Vieth (1989, *apud* Guimarães, 2005) acrescentando 69 MPa à tensão de

escoamento (valor determinado experimentalmente). A geometria do defeito de corrosão foi aproximada por um formato entre o parabólico e o retangular, através do uso de um fator igual a 0,85 introduzido na formulação, batizando o método de 085dL. Este método foi então implementado num programa denominado RSTRENG[®], sendo então conhecido como método RSTRENG 085dL, 085dL ou B31G modificado (Guimarães, 2005).

A cooperação entre o *Det Norske Veritas* (DNV) e *BG Technology* resultou na prática recomendada DNV RP-F101 (DNV, 2004), inicialmente emitido em 1999 e revisado em 2004. Essa prática recomendada é o resultado da análise do banco de dados de uma série de ensaios realizados em dutos contendo defeitos de corrosão usinados, simulando defeitos isolados, defeitos que interagem entre si e defeitos com geometria complexa, além da análise tridimensional não-linear através do método de elementos finitos. Sua formulação inclui a aplicação de cargas axiais e de flexão, além da pressão interna no duto. Sua estrutura é dividida em parte A, cuja análise considera as incertezas associadas ao dimensionamento do defeito e às propriedades do material do duto, e sua formulação é baseada na metodologia *Load and Resistance Factor Design* (LRFD), e parte B, cujo enfoque é baseado no formato *Allowable Stress Design* (ASD), sendo a pressão de falha do duto com defeito de corrosão calculada e multiplicada por um fator de segurança baseado no fator de segurança original do projeto do duto.

Choi *et al.* (2003) realizaram ensaios experimentais em sete dutos, fabricados de aço API X65, com defeitos retangulares usinados e cantos adoçados, para evitar concentrações de tensões, de modo a simular áreas corroídas, realizando um estudo comparativo entre os resultados experimentais e modelos em elementos finitos sólidos. Os resultados também foram comparados a métodos analíticos, tais como ASME B31G, 085dL e DNV RP-F101. O critério de falha adotado para o modelo de elementos finitos foi definido quando a tensão de *Von Mises* é atingida em toda a seção de menor espessura de parede na região do defeito. As análises dos resultados demonstraram que o método analítico ASME B31G é o mais conservador, priorizando a segurança. Através da análise de regressão nos resultados dos modelos em elementos finitos, foi proposta uma formulação para pressão de ruptura de dutos em aço API X65 com defeitos de

corrosão isolados, demonstrando concordância com os resultados dos ensaios experimentais.

Benjamin *et al.* (2003), com base em ensaios experimentais apresentados em Benjamin *et al.* (2000), desenvolveu um novo método analítico denominado RPA (*Rectangular Parabolic Area*) ou 085dL modificado, pois partiu da análise do método 085dL. Para defeitos curtos, a formulação é exatamente a mesma do método 085L, porém, para defeitos longos, a formulação possui o mesmo formato, alterando-se a expressão da forma geométrica que representa a área corroída e alterando-se a expressão que calcula o fator de *Folias*, que será apresentado mais adiante neste trabalho. Em comparação com dados de ensaios experimentais, o método RPA é adequadamente conservativo, tornando-se mais uma alternativa analítica para avaliação de dutos com corrosão. A metodologia proposta por Benjamin *et al.* (2003) foi incorporada a uma norma interna (N-2786) da principal empresa de petróleo do Brasil, Petróleo Brasileiro S.A. - Petrobras, onde também é feita uma observação em relação à avaliação da integridade futura, considerando o progresso do defeito de corrosão e possíveis interações com defeitos adjacentes (Petrobras, 2006).

Em Cosham *et al.* (2002) é apresentado um manual contendo o histórico da avaliação de defeitos em dutos e em Cosham *et al.* (2007) é indicada as melhores práticas para avaliação de dutos com defeitos de corrosão, inclusive com a comparação de outros métodos que não serão citados no presente trabalho. Neste último trabalho, o método DNV RP-F101 é considerado como moderno e mais exato em comparação aos métodos oriundos do método ASME B31G.

A confiabilidade estrutural está relacionada com o cálculo e predição da probabilidade de violação do estado limite de segurança de um sistema estrutural em qualquer etapa de sua vida (Melchers, 1999). O conceito de confiabilidade estrutural foi criado no final da década de 1940, mas apenas na década de 1980 a confiabilidade estrutural passou a ser utilizada como metodologia no desenvolvimento de projetos e avaliação de estruturas existentes (Vanhazebrouck, 2008).

Sagrilo (1994) apresentou um estudo de confiabilidade estrutural aplicando os métodos analíticos FORM e SORM, através de uma técnica adaptativa da superfície de resposta para a determinação dos gradientes da função de falha. Foi criado um programa computacional (PACONF) para avaliar a confiabilidade

estrutural da estrutura de fixação de plataformas de petróleo, conhecidas como jaquetas. A formulação dos métodos FORM e SORM apresentadas por Sagrilo (1994) foram usadas no presente trabalho. Oliveira (1997) fez uso do programa PACONF para obter dados de confiabilidade estrutural na análise de estruturas planas com trincas.

Ahammed e Melchers (1994) apresentam a análise de confiabilidade de dutos com defeitos de corrosão submetidos à pressão interna e externa. A avaliação de confiabilidade foi realizada através do método FORM e em função do tempo de exposição do duto. Ahammed e Melchers (1996) apresentam um estudo de confiabilidade de dutos sob pressão interna e com defeitos de corrosão utilizando o método FORM e a formulação do ASME B31G.

Ahammed (1997) apresenta uma metodologia para estimar a resistência remanescente de um duto ao longo do tempo com um defeito de corrosão ativo. Esta metodologia aplicou a formulação do ASME B31G modificado e fez uso de valores determinísticos apenas com o intuito de fornecer a pressão máxima de operação do duto com um processo de corrosão ativo. Em Ahammed (1998) é realizado um estudo similar, porém utilizando os conceitos de confiabilidade estrutural através do método FORM, considerando assim a distribuição de probabilidade de cada variável aleatória e avaliando sua influência no índice de confiabilidade. Os dados apresentados neste trabalho serviram de base para validação do presente trabalho.

Caleyo *et al.* (2002) apresenta em seu trabalho um estudo comparativo da probabilidade de falha de dutos com corrosão ativa, utilizando os métodos FORM, integração de Monte Carlo e expansão de primeira ordem da série de Taylor, aplicados às formulações dos métodos ASME B31G, 085dL, Battele e DNV RP-F101. Como resultado das análises, quando a equação de estado limite puder ser transformada numa equação linear e as variáveis de carregamento e resistência tiverem distribuições normais, não haverá diferenças entre os métodos numéricos aplicados à análise de confiabilidade.

Torres (2007) apresenta uma metodologia probabilística para estudar dutos na presença de defeitos de corrosão utilizando o método FORM para conduzir a análise de confiabilidade e a formulação dos métodos B31G, B31G modificado, DNV RP-F101 para obter a função de falha. Sua formulação foi validada através dos resultados apresentados por Ahammed (1998).

Lee (2008) apresenta um estudo de confiabilidade de dutos em polivinilclorido (PVC), apresentando trincas, aplicando os métodos FORM e SORM e implementando um fator de intensificação de tensão que define a magnitude das tensões localizadas ao redor da trinca. Este trabalho serviu de parâmetro comparativo para a diferença encontrada entre a probabilidade de falha calculada pelo método FORM e calculada pelo método SORM.

Vanhazebrouck (2008) apresenta um estudo de confiabilidade estrutural de dutos com defeito de corrosão ativo através do método FORM e faz um comparativo entre vários métodos analíticos, como B31G, 085dL, DNV RP-F101, etc., avaliando o comportamento de cada método ao longo de um período de exposição. No seu trabalho foi criado um programa para análise de confiabilidade pelo método FORM, utilizado como base para este trabalho, e também foi definido um fator de incerteza de modelagem para aproximar os resultados dos métodos analíticos semi-empíricos de valores encontrados em análises numéricas e experimentais.

Outros trabalhos apresentam a aplicação dos conceitos de confiabilidade estrutural para diferentes problemas de engenharia e usam os métodos FORM e/ou SORM, tais como: Hatashita (2007), Rojas (2008), Meallier *et al.* (2009), Lee *et al.* (2005) e Teixeira *et al.* (2008).

2 DUTOS

Duto é a designação genérica de uma instalação constituída por tubos ligados entre si destinados ao transporte ou transferência de fluidos ao longo de grandes distâncias. Podem ser classificados como terrestres, operando em sua maior parte enterrados na terra, e submarinos, operando em sua maior parte submersos no fundo do mar. Os dutos são geralmente a forma mais econômica para o transporte de grandes volumes de fluido, se comparado ao transporte ferroviário, apresenta menor custo por metro cúbico transportado. Quando um duto é utilizado para o transporte de hidrocarbonetos líquidos, são chamados de oleodutos e são chamados de gasodutos quando são destinados a transportar grandes volumes de hidrocarbonetos em fase gasosa.

De acordo com a nomenclatura americana os tubos são chamados de *pipe* e *tube*. Sendo o termo *pipe* atribuído para tubos destinados basicamente a conduzir fluidos e o termo *tube* atribuído para tubos destinados primordialmente a outras funções, como troca de calor (serpentinhas de permutadores de calor, caldeiras e fornos e feixes tubulares), conduzir sinais em instrumentação e atuar como vigas ou elementos estruturais (Telles, 2001).

2.1 NORMAS DE FABRICAÇÃO DE TUBOS

Na indústria petrolífera os dutos são na sua maioria fabricados em aço carbono respeitando critérios definidos em normas específicas para garantir sua qualidade. As normas mais usadas na indústria do petróleo para fabricação de tubos são o API (*American Petroleum Institute*) e o ASME (*American Society of Mechanical Engineers*).

Os processos existentes de fabricação de tubos podem produzir tubos sem costura (sem soldagem), através de processos como laminação, extrusão e fundição, e também pode produzir tubos com costura (com soldagem), através da soldagem helicoidal ou longitudinal. Os tubos fabricados com costura helicoidal são

pré-formados a partir de uma bobina e em seguida são soldados por processo de arco-submerso. Os tubos fabricados com costura longitudinal são conformados através de prensas ou roletes e em seguida soldados por processo de arco-submerso ou resistência elétrica em alta frequência, esta última sem o uso de metal de adição.

A norma API 5L é a mais citada na literatura técnica e é aplicável tanto para fabricação de tubos destinados para oleodutos quanto para gasodutos, estabelecendo dois níveis de especificação de produto (*Product Specification Level – PSL*): PSL 1 e PSL 2. A especificação PSL 2 estabelece critérios mais rígidos em relação a PSL 1. Os requisitos de propriedades mecânicas para o PSL 1 são especificados em termos de valores mínimos e limitados ao material grau L485 ou X70, enquanto para o PSL 2 são especificadas as faixas de valores mínimos e máximos para materiais do grau L245 ou B ao grau L830 ou X120. A numeração indicada no grau do material refere-se à mínima tensão de escoamento do material do tubo, por exemplo, um tubo PSL 2 grau L450 ou X65 possui tensão de escoamento mínima de 450 MPa ou 65300 psi (API, 2009).

As principais especificações de fabricação de tubos para atender as normas ASME da família B31, seguem a especificação ASTM (*American Society for Testing and Materials*), sendo as principais especificações resumidas na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Principais especificações ASTM para tubos

Especificação ASTM	Características
A53	Tubos de qualidade média, com ou sem costura.
A106	Tubos de alta qualidade, sem costura para altas temperaturas
A120	Tubos de qualidade estrutural para serviços não severos
A134	Tubos com costura longitudinal ou helicoidal por arco submerso
A135	Tubos soldados por resistência elétrica para serviços não severos
A333	Tubos com ou sem costura para baixas temperaturas
A671	Tubos com costura por arco submerso para altas temperaturas ambientes
A672	Tubos com costura por arco submerso para altas pressões e temperaturas moderadas

Fonte: Telles, 2001

A norma ASME B31.4 é aplicável ao projeto, construção e montagem de oleodutos (ASME, 2006) e a norma ASME B31.8 é aplicável ao projeto, construção e montagem de gasodutos (ASME, 2007).

2.2 CORROSÃO EM DUTOS

A corrosão consiste na deterioração dos materiais pela ação química ou eletroquímica do meio, podendo estar ou não associada a esforços mecânicos (Nunes, 2007). As ações químicas ou eletroquímicas do meio classificam dois grandes grupos de processos corrosivos capazes de abranger quase todos os casos de deterioração por corrosão: corrosão química (corrosão seca) e corrosão eletroquímica (corrosão aquosa).

A corrosão química é um processo que se realiza na ausência de água, em geral em temperaturas elevadas devido à interação direta entre o metal e o meio corrosivo. Este tipo de corrosão ocorre geralmente em equipamentos que trabalham aquecidos, tais como fornos, caldeiras, unidades de processo, etc. Não é o processo corrosivo aplicável aos dutos.

A característica fundamental do mecanismo eletroquímico é que ele só ocorre com a presença de um eletrólito. A reação de corrosão é composta de duas reações parciais que se processam em pontos distintos, sendo uma reação anódica ou de oxidação, onde são liberados elétrons e conseqüentemente a dissolução do material, e outra reação catódica ou de redução, conduzindo a redução de espécies presentes no meio, sem participação do metal. O mecanismo é traduzido no funcionamento de uma pilha de corrosão, sendo imprescindíveis quatro elementos: uma área anódica – onde se verifica o desgaste; uma área catódica – superfície protegida, onde não há desgaste; um eletrólito – solução condutora em contato com ambas as áreas por onde fluem os íons resultantes de ambas as reações; e uma ligação metálica – por onde fluem os elétrons resultantes da reação anódica.

Os dutos estão sujeitos aos quatro elementos fundamentais que viabilizam a corrosão eletroquímica. O solo, no caso de dutos terrestres, ou o mar, para dutos submarinos, constituem um eletrólito. As áreas catódicas e anódicas, que estão presentes em áreas distintas da própria tubulação e a ligação metálica constituída pelo próprio duto. As áreas anódicas e catódicas (regiões com diferentes potenciais) da tubulação ocorrem devido às heterogeneidades diversas, tanto associadas ao material do duto composição química, por exemplo, quanto em relação às características do solo, que apresenta diferentes resistividades elétricas (Dutra *et al.*, 2006 e Nunes, 2007).

Na Figura 2.1 é mostrada a relação de solos com diferentes resistividades (ρ) e tubos com diferentes potenciais (E_o) na formação de áreas catódicas e anódicas.

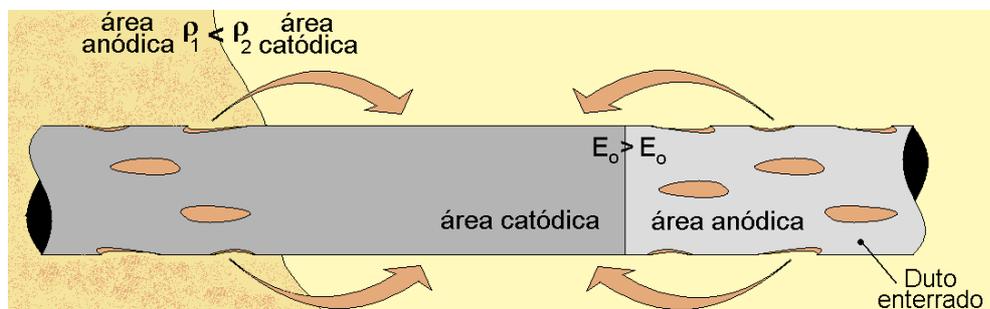


Figura 2.1 – Formação de áreas anódicas e catódicas devido à diferença de resistividade do solo e materiais com potenciais diferentes num duto enterrado

Os principais fatores que aumentam a corrosividade do solo são: a permeabilidade, solos mais permeáveis permitem maior aeração da tubulação e conseqüentemente maiores taxas de corrosão; a presença de bactérias, certos tipos de bactérias podem acelerar os processos corrosivos; e a presença de poluentes. Para a água, os principais fatores que aumentam sua corrosividade são: a velocidade e temperatura da água, o aumento da velocidade e temperatura, de modo geral, aumenta a corrosividade; a presença de bactérias, bactérias de certas famílias, em determinadas condições, podem desencadear um processo de corrosão ou acelerar os já iniciados; e o teor de oxigênio, quanto maior, maiores as taxas de corrosão.

A corrosão eletrolítica é outro processo corrosivo de natureza eletroquímica que também afeta os dutos, consistindo numa corrente elétrica de fluxo contínuo no eletrólito. Tais correntes são denominadas de correntes de interferência ou correntes de fuga. O processo corrosivo ocorre através da passagem do fluxo de corrente utilizando o duto como um meio condutor, entrando num ponto e saindo em outro ponto. No ponto de entrada da corrente tem-se uma área catódica e no ponto de saída uma área anódica, onde ocorre o processo corrosivo. As causas do fluxo de corrente contínuo no eletrólito são diversas, sendo as mais comuns: máquinas de solda, sistemas de trens, bondes ou metrô elétricos, sistemas adjacentes de proteção catódica por corrente impressa. Correntes alternadas de alta densidade também têm influência no aumento da taxa de corrosão de dutos enterrados (Albertini, 2008).

O defeito de corrosão pode ser difícil de ser caracterizado, normalmente apresentará um perfil de profundidade irregular e se estenderá irregularmente no sentido longitudinal e circunferencial. Pode ocorrer isoladamente ou em conjuntos adjacentes, separados por partes da tubulação intacta. A corrosão pode ocorrer sob diversas formas, sendo as mais comuns para corrosão eletroquímica: corrosão uniforme, caracterizado pelo desgaste uniforme de toda a superfície; corrosão alveolar e por pites, caracterizado pelo desgaste irregular, semelhante a perfurações no caso dos pites, com dimensões menores do que três vezes a espessura da parede original do duto (Cosham *et al.*, 2007).

2.3 TAXA DE CORROSÃO

Na análise da probabilidade de falha de uma tubulação, utilizando os fundamentos da confiabilidade estrutural, as variáveis mais importantes envolvidas no cálculo são as taxas de corrosão, sem estes dados a análise se torna comprometida.

As taxas de corrosão expressam o progresso de um defeito de corrosão ao longo do tempo. Os valores das taxas de corrosão são expressos pela redução da espessura do material por unidade de tempo, geralmente em mm/ano , ou em perda de massa por unidade de área por unidade de tempo, por exemplo, $\text{mg}/\text{dm}^2/\text{dia}$ (*mda*).

Para o conhecimento destas taxas, devem ser feitas medições sucessivas ou consultar a bibliografia técnica. As taxas também podem variar ao longo do tempo, principalmente em casos em que há a formação de filmes passivos nos quais, inicialmente, as taxas são altas e com o tempo baixam significativamente. Na corrosão eletroquímica a taxa de corrosão é diretamente proporcional à taxa do fluxo de corrente, sendo esta afetada por diversos fatores, entre eles: resistividade do solo e eficiência do revestimento da tubulação (Nunes, 2007).

Na avaliação da vida útil dos dutos é utilizada a taxa de corrosão para determinar o aumento da profundidade, largura e comprimento dos defeitos de corrosão ao longo do tempo. As taxas de corrosão quando associadas aos métodos tradicionais de avaliação da resistência de dutos com defeito de corrosão e métodos estatísticos, ajuda a compor a avaliação da confiabilidade de um duto, como citado

por Ahammed (1996, 1997 e 1998), Caleyó *et al.* (2002), Torres (2007) e Vanhazebrouck (2008).

2.4 PROTEÇÃO CONTRA CORROSÃO

Dentre os diversos métodos de proteção contra a corrosão, em dutos, a principal proteção é realizada através da associação de dois métodos: o revestimento orgânico e a proteção catódica.

Os revestimentos orgânicos consistem na interposição de uma camada de natureza orgânica entre a superfície metálica e o meio corrosivo. Estes revestimentos devem possuir características específicas para que cumpram sua finalidade, como: boa e permanente aderência ao substrato, baixa taxa de absorção de água, boa resistividade elétrica, resistência à água, vapor e produtos químicos, boa resistência mecânica, estável em relação à variação de temperatura, resistência a acidez, alcalinidade, sais e bactérias do solo, flexibilidade para resistir ao manuseio e dilatações e contrações do duto, facilidade de aplicação, durabilidade e viável economicamente.

Os principais tipos de revestimentos empregados em tubulações enterradas ou submersas são: revestimentos betuminosos (atualmente caindo em desuso devido à insalubridade); fitas plásticas em PVC, poliéster ou polietileno aplicadas helicoidalmente na tubulação sobre uma camada de *primer*; tinta epóxi em pó (*Fusion Bonded Epoxi* – FBE) aplicado pelo processo eletrostático; espuma de poliuretano, usada quando também é desejado isolamento térmico; e polietileno ou polipropileno extrudado (Nunes, 2007).

A proteção catódica é um método de proteção utilizado em conjunto com o revestimento orgânico de modo a inibir o processo corrosivo nos pontos onde existirem falhas no revestimento. A proteção catódica tem como objetivo transformar em catódicas as áreas cujo revestimento apresentarem falhas e transportar a área anódica para uma superfície concebida para este fim (leito de anodos). O mecanismo básico é a injeção de uma corrente elétrica, seja esta corrente proveniente da força eletromotriz existente entre o metal do duto e outro metal escolhido como anodo, conforme a Figura 2.2 (proteção catódica galvânica), ou proveniente de uma fonte geradora de corrente contínua utilizando um leito de

anodos inertes, conforme a Figura 2.3 (proteção catódica por corrente impressa) (Dutra *et al.*, 2006).

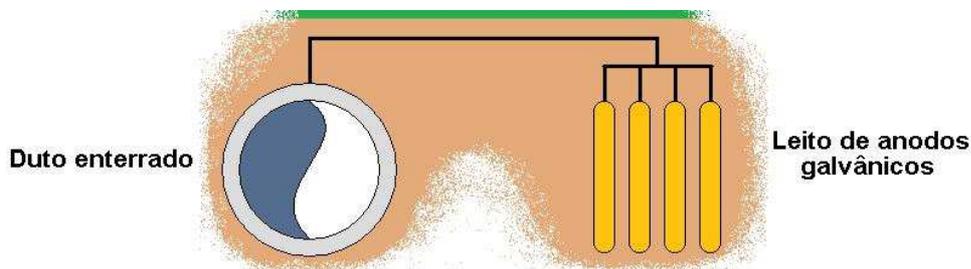


Figura 2.2 – Esquema simplificado de um sistema de proteção catódica galvânica

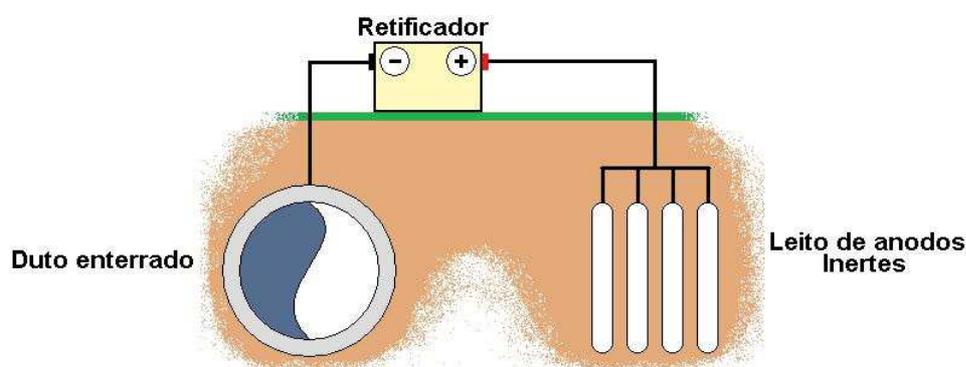


Figura 2.3 – Esquema simplificado de um sistema de proteção catódica por corrente impressa

2.5 INSPEÇÃO DE DUTOS EM OPERAÇÃO

A maior parte de um duto não é acessível para a inspeção externa, pois estão enterrados ou submersos, sendo assim a inspeção é realizada através de dispositivos colocados internamente na tubulação, normalmente se deslocando no interior dos dutos de forma autônoma, impulsionados pelo próprio fluido. Este dispositivo é chamado de “*Pipeline Inspection Gauge*”, mas é conhecido apenas por suas iniciais: PIG.

Existem PIGs projetados para diversas tarefas no interior de um duto, como: limpeza, calibração, separação de produtos, avaliação geométrica e identificação de perda de espessura.

Os PIGs de limpeza são usados com frequência para evitar depósitos indesejáveis no interior da tubulação que, se não forem removidos, podem prejudicar a vazão do duto.



Figura 2.4 – PIGs de limpeza
Fonte: INPIPE (2009)

Os PIGs de calibração possuem um disco metálico, deformável com diâmetro externo menor do que o diâmetro interno do duto, identificando restrições no duto.

Os PIGs de separação de produtos servem para separar fluidos diferentes em poldutos e também remover completamente o fluido do interior de um duto.

Os PIGs de avaliação geométrica são classificados como PIGs instrumentados, pois geralmente possuem uma tecnologia embarcada capaz de registrar as variações dimensionais do duto e indicar sua localização.

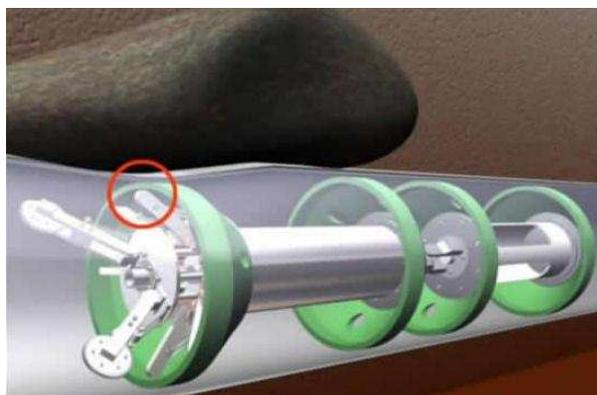
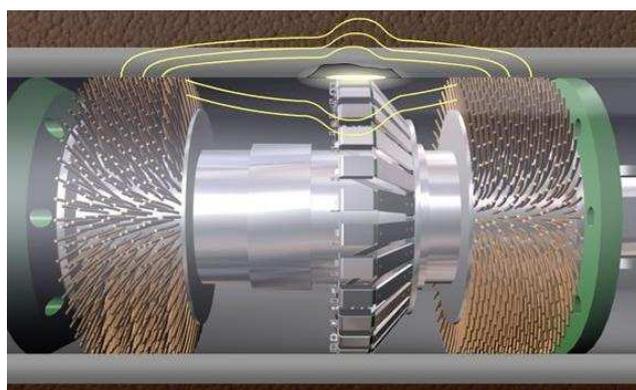


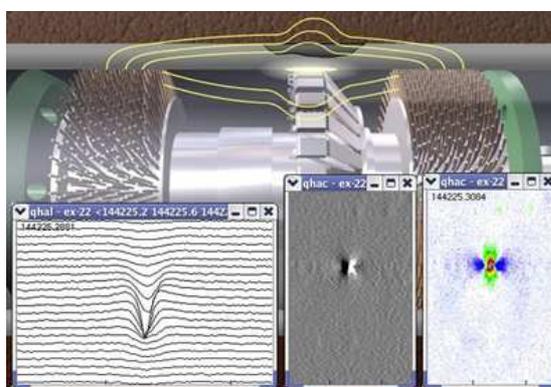
Figura 2.5 – PIG geométrico
Fonte: PIPEWAY(2009)

Os PIGs capazes de identificar a perda de espessura também são classificados como PIGs instrumentados, e são usados para detectar áreas com defeitos de corrosão. Estes PIGs podem ter dois princípios de funcionamento, o *Magnetic Flux Leakage* (MFL), ou vazamento de fluxo magnético, chamado apenas de PIG magnético; e o PIG por ultrassom. Ambos podem identificar desde pequenos defeitos como pites ou trincas até a perda de espessura.

O PIG magnético utiliza um campo magnético aplicado sobre a superfície do duto, através de dois pólos magnéticos, com sensores posicionados na parte central deste campo, conforme a Figura 2.6, monitorando continuamente o fluxo magnético e detectando a fuga do magnetismo devido a descontinuidades volumétricas na parede da tubulação, especialmente as perdas de espessura por corrosão (Tiratsoo, 1992). O método de medição é considerado indireto, pois o resultado depende de interpretação por inspetor qualificado.



(a)



(b)

Figura 2.6 – (a) PIG magnético (b) Interpretação de resultados
Fonte: PIPEWAY (2009)

O princípio de funcionamento do PIG por ultrassom é basicamente um transdutor que emite um pulso que viaja a uma velocidade conhecida. O pulso parte do PIG, choca-se à parede do duto e volta como um eco. Com o tempo total do eco, o PIG calcula o raio interno do duto. A diferença entre o raio interno original do duto e o raio interno calculado é o resultado da profundidade de um possível defeito (Guimarães, 2005).

Os PIGs por ultrassom necessitam de um fluido monofásico para viabilizar sua calibração e posterior leitura dos transdutores. Requerem também alta qualidade

de limpeza interna para proporcionar um acoplamento adequado para realizar as medições, sem perda de eco, e a velocidade de fluxo precisa ser controlada. É uma técnica que não possui limitação de espessura e possui leitura direta.

O PIG magnético é uma ferramenta mais robusta, suporta níveis de limpeza mais baixos, porém sua leitura é indireta e seus sensores podem ser perturbados por locais com alta concentração de defeitos, diminuindo sua precisão, além de possuir limitações de espessura (Oliveira *et al.*, 2002).

3 MÉTODOS PARA AVALIAR A RESISTÊNCIA DE UM DUTO

Os métodos para avaliar a resistência de um duto podem ser analíticos, seguindo os conceitos básicos de mecânica dos sólidos; semi-empíricos, utilizando conceitos da mecânica da fratura associada a ensaios práticos; empíricos, puramente a partir de ensaios práticos; e numéricos, através de simulações numéricas baseada no método dos elementos finitos.

Nenhum destes métodos considera, em sua formulação, a variável tempo, sendo assim os métodos apresentados a seguir fazem a estimativa da pressão de falha de um duto para o momento em que foram realizadas as medições dos defeitos. Sendo a corrosão um processo que evolui com o passar do tempo, a variável tempo se torna importante e será comentada mais adiante neste trabalho.

A seguir será apresentado cada um dos métodos citados.

3.1 MECÂNICA DOS SÓLIDOS

Na análise de tensões e deformações da mecânica dos sólidos freqüentemente são realizadas aproximações para reproduzir um problema físico real. No caso de dutos, como os tubos utilizados para sua construção possuem espessura de parede pequena em relação ao seu raio interno e, segundo Hibbeler (1997), quando a espessura da parede de um tubo for no mínimo dez vezes menor do que o seu raio interno, pode-se considerar o tubo como sendo de paredes finas. Os dutos trabalham pressurizados e suas paredes oferecem pequena resistência à flexão, sendo possível considerar os esforços internos que atuam nas paredes como tangentes à superfície do tubo. As tensões normais resultantes num elemento da parede, de lados paralelos e perpendiculares ao eixo do tubo, são as tensões principais, conforme indicado na Figura 3.1.

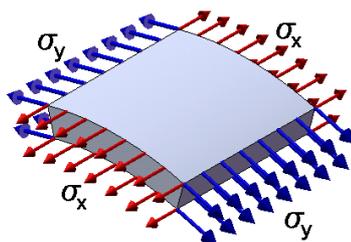


Figura 3.1 – Tensões principais num elemento da parede do duto

Aproximando o tubo como um vaso de pressão cilíndrico de paredes finas e extremidades fechadas, é possível obter uma solução aproximada suficientemente precisa a partir das equações de equilíbrio longitudinal e circunferencial.

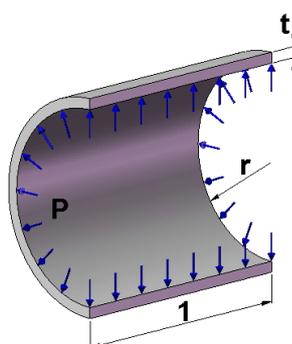


Figura 3.2 – Seção de um tubo pressurizado com comprimento unitário

Considerando um tubo de raio interno (r), espessura de parede (t), contendo um fluido sob pressão (P), conforme a Figura 3.2, para determinar a tensão longitudinal (σ_x), considera-se uma seção do tubo com uma das extremidades fechadas, conforme a Figura 3.3.

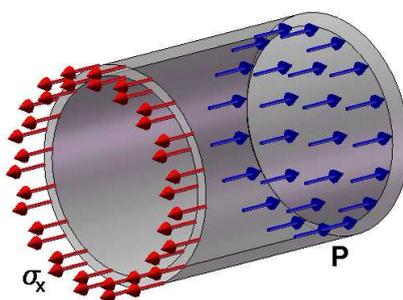


Figura 3.3 – Equilíbrio longitudinal

O equilíbrio longitudinal se dá com o equilíbrio entre a força atuante na extremidade fechada do tubo (F_{x1}) expressa pela Eq. (3.1) e a força interna atuante nas paredes do tubo no sentido longitudinal (F_{x2}), expressa pela Eq. (3.2). Esta expressão é aproximada, porém satisfatória para tubos de paredes finas. Para maior precisão pode ser considerada a Eq. (3.3), que calcula a área atuante da força

interna nas paredes do tubo a partir do ponto médio da espessura do tubo (Beer *et al.*, 1995). Igualando as Eq. (3.1) e (3.2) e isolando a tensão longitudinal tem-se então a Eq. (3.4) e fazendo o mesmo procedimento, porém utilizando a Eq. (3.3), tem-se a Eq. (3.5), com maior precisão.

$$F_{x1} = P\pi r^2 \quad (3.1)$$

$$F_{x2} = \sigma_x 2\pi r t \quad (3.2)$$

$$F_{x2} = \sigma_x 2\pi \left(r + \frac{t}{2} \right) t \quad (3.3)$$

$$\sigma_x = \frac{Pr}{2t} \quad (3.4)$$

$$\sigma_x = \frac{Pr}{2t} \frac{1}{1 + \frac{t}{2r}} \quad (3.5)$$

Considerando agora metade de uma seção transversal ao eixo longitudinal de um tubo, com comprimento unitário, conforme Figura 3.4, o equilíbrio circunferencial se dá pelo equilíbrio entre a força atuante nas paredes do tubo projetadas num plano que passa pelo eixo do tubo (F_{y1}) (Beer *et al.*, 1995), sendo expressa pela Eq. (3.6) e a força interna atuante nas paredes do tubo (F_{y2}) expressa pela Eq. (3.7). Igualando as Eq. (3.6) e (3.7) e isolando a tensão circunferencial (σ_y), tem-se a Eq. (3.8).

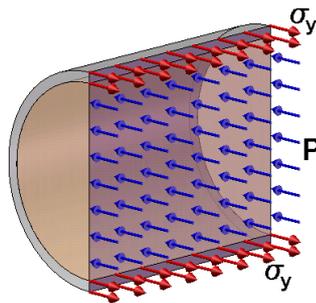


Figura 3.4 – Equilíbrio circunferencial

$$F_{y1} = P 2r \quad (3.6)$$

$$F_{y2} = 2\sigma_y t \quad (3.7)$$

$$\sigma_y = \frac{Pr}{t} \quad (3.8)$$

Comparando as Eq. (3.4) e (3.8), nota-se que a tensão circunferencial é o dobro da longitudinal. Por esta razão, quando se deseja saber a pressão de operação segura de um tubo é utilizada a Eq. (3.8), isolando a pressão e substituindo o valor da tensão circunferencial pela tensão de escoamento do material do tubo, conforme Eq. (3.9), podendo ainda ser associada a um fator de segurança. Na norma API 5L, a pressão de teste hidrostático de algumas especificações de tubos utiliza esta equação e aplica um fator multiplicador, que varia de 0,6 a 0,9 sobre a tensão de escoamento do material (API 5L, 2009). A tensão circunferencial apresentada é utilizada na formulação dos métodos analíticos semi-empíricos que serão apresentados a seguir, conforme Eq. (3.10).

$$P = \sigma_y \frac{t}{r} \quad (3.9)$$

$$\sigma_y = \sigma_{circ} \quad (3.10)$$

3.2 MÉTODOS ANALÍTICOS SEMI-EMPÍRICOS

Os métodos analíticos semi-empíricos são baseados em equações da mecânica da fratura, sendo que cada método apresenta sua particularidade na formulação para determinar a pressão de falha de duto com defeito de corrosão.

A formulação básica dos métodos é baseada na equação NG-18 *Surface Flaw Equation*. Segundo Escoe (2006) este nome vem do trabalho anunciado pelo Comitê NG-18 – *Line Pipe Research Committee of the American Gas Association* (AGA):

$$\sigma_{rup} = \sigma_{flow} \left[\frac{1 - \frac{A}{A_0}}{1 - \left(\frac{A}{A_0} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.11)$$

Onde:

σ_{rup} – Tensão de ruptura do material do duto, em MPa;

σ_{flow} – Tensão definida entre a tensão de escoamento (σ_{esc}), em MPa, e a tensão última do material (σ_u): $\sigma_{esc} < \sigma_{flow} < \sigma_u$, conforme Figura 3.5. Cada método usa uma abordagem para definir σ_{flow} , segundo Torres (2007);

A – Área do defeito no plano longitudinal à espessura do duto, em mm^2 , sendo $A = ad$, onde a é o comprimento axial do defeito e d a profundidade do defeito, conforme pode ser visto na Figura 3.7;

A_0 – Área da parede do duto no plano longitudinal ao comprimento do defeito, em mm^2 , sendo $A_0 = at$, onde t é a espessura total da parede do duto;

M – Fator de dilatação de Folias, $M(a, D_e, t)$, adimensional, sendo D_e o diâmetro externo do duto em mm;

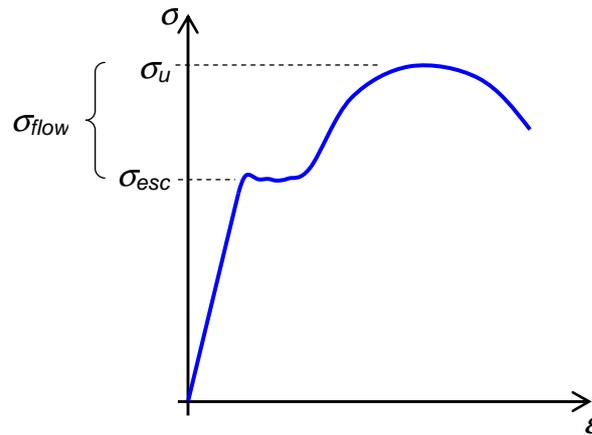


Figura 3.5 – Indicação de σ_{flow} num diagrama tensão (σ) x deformação (ε) genérico

Considerando as formulações da mecânica dos sólidos, conforme exposto no item 3.1, a condição de falha de um duto ocorre quando sua tensão circunferencial (σ_{circ}) atinge a tensão de ruptura do material. Nesta condição a pressão interna pode ser considerada a pressão de falha (P_f), conforme Eq. (3.12).

$$\sigma_{rup} = P_f \frac{D_e}{2t}$$

$$P_f = \sigma_{rup} \frac{2t}{D_e} \Rightarrow P_f = \sigma_{flow} \frac{2t}{D_e} \left[\frac{1 - \alpha \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \alpha \left(\frac{d}{t} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.12)$$

sendo α uma constante adimensional que define a forma geométrica adotada para representar a área de material perdido, conforme Figura 3.6. Cada método utiliza uma definição para esta constante. Conforme Benjamin *et al.* (2003), a área de material perdido é aproximada:

- $\alpha = 1$ para forma retangular (é a geometria mais severa de corrosão);

- $\alpha = 2/3$ para forma parabólica;
- $\alpha = 0,85$ para forma intermediária entre retangular e parabólica.

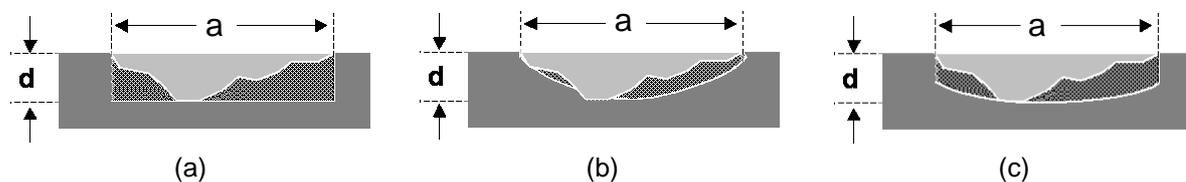


Figura 3.6 – Formas geométricas utilizadas para representar a área de material perdido através da constante α : (a) $\alpha = 1$, (b) $\alpha = 2/3$ e (c) $\alpha = 0,85$

A profundidade do defeito (d) é definida pela maior profundidade medida na região do defeito e seu comprimento leva em consideração toda a extensão do defeito. A Figura 3.7 mostra uma seção de um duto apresentando o defeito e a sua respectiva medição.

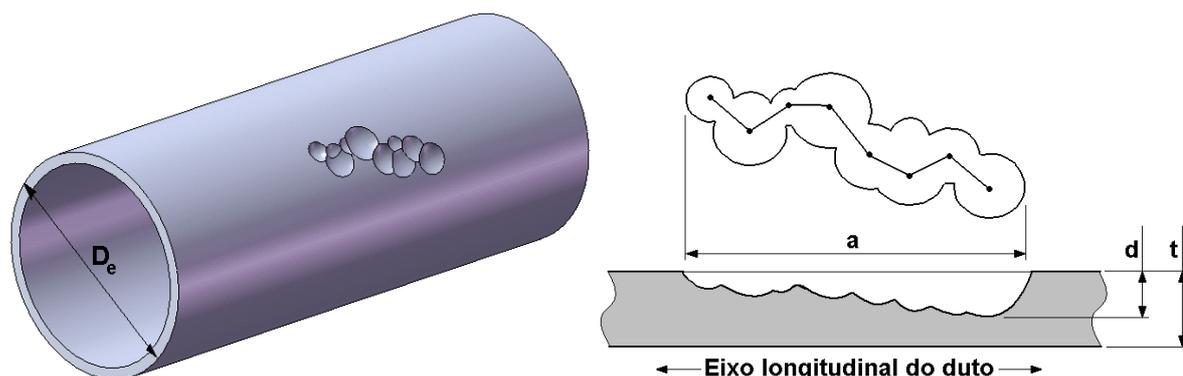


Figura 3.7 – Determinação das dimensões do defeito
Fonte: Adaptado de ASME B31G (1991)

Com base na Eq. (3.12), segue abaixo suas variações para cada um dos métodos mais mencionados na literatura.

3.3 Método ASME B31G (1991)

Este método utiliza o fator $\alpha = 2/3$ (parábola) para defeitos curtos e $\alpha = 1$ (retângulo) para defeitos longos com $\sigma_{flow} = 1,1\sigma_{esc}$, ou seja, considera como a tensão de falha do tubo uma tensão 10% superior à tensão de escoamento do material. O fator de Folias (M) é dado pela Eq. (3.13):

$$M = \left[1 + 0,8 \frac{a^2}{D_e t} \right]^{1/2} \quad (3.13)$$

Para $a \leq \sqrt{20D_e t}$ (defeitos curtos) a pressão de falha é dada pela Eq. (3.14):

$$P_f = 1,1\sigma_{esc} \frac{2t}{D_e} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.14)$$

Para $a > \sqrt{20D_e t}$ (defeitos longos), $M \rightarrow \infty$, ou seja, os defeitos são considerados infinitamente longos, e a pressão de falha é dada pela Eq. (3.15):

$$P_f = 1,1\sigma_{esc} \frac{2t}{D_e} \left(1 - \frac{d}{t} \right) \quad (3.15)$$

Ao valor encontrado da pressão de falha deve ser multiplicado um fator de segurança de acordo com o projeto, por exemplo, ASME B31.4 para oleodutos e ASME B31.8 para gasodutos.

3.3.1 Método 085dL ou ASME B31G modificado

Este método utiliza o fator $\alpha = 0,85$ (formato entre parábola e retângulo) com $\sigma_{flow} = \sigma_{esc} + 69[\text{MPa}]$. A Figura 3.8 ilustra o valor de “+ 69[MPa]” transformado num índice em função da especificação do material, segundo API 5L.

Para $a \leq \sqrt{50D_e t}$ (defeitos curtos), o fator de Folias é dado pela Eq. (3.16):

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \frac{a^2}{D_e t} - 0,003375 \left(\frac{a^2}{D_e t} \right)^2} \quad (3.16)$$

Para $a > \sqrt{50D_e t}$ (defeitos longos), o fator de Folias é dado pela Eq. (3.17):

$$M = 3,3 + 0,032 \frac{a^2}{D_e t} \quad (3.17)$$

A pressão de falha é dada pela Eq. (3.18):

$$P_f = (\sigma_{esc} + 69MPa) \frac{2t}{D_e} \left[\frac{1 - 0,85 \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - 0,85 \left(\frac{d}{t} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.18)$$

Ao valor encontrado da pressão de falha (P_f) deve ser multiplicado um fator de segurança de acordo com o projeto.

3.3.2 Método RPA ou 085dL modificado

Este método foi proposto por Benjamin *et al.*(2003), sendo o significado da sigla RPA: Rectangular Parabolic Area, pois utiliza o fator $\alpha = 0,85$ (formato entre parábola e retângulo) para defeitos curtos e α variável para defeitos longos, dado pela Eq. (3.19), com $\sigma_{flow} = \sigma_{esc} + 69[MPa]$.

Para $a \leq \sqrt{20D_e t}$ (defeitos curtos), o fator de Folias é dado pela Eq. (3.16) e para $a > \sqrt{20D_e t}$ (defeitos longos) o fator de Folias é dado pela Eq. (3.20):

$$\alpha = 1 - 0,15 \frac{(64 \times 10^6)}{\left(\frac{a^2}{D_e t} \right)^6} \quad (3.19)$$

$$M = 2,1 + 0,07 \frac{a^2}{D_e t} \quad (3.20)$$

$$P_f = (\sigma_{esc} + 69) \frac{2t}{D_e} \left[\frac{1 - \alpha \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \alpha \left(\frac{d}{t} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.21)$$

Ao valor encontrado da pressão de falha (P_f), dada pela Eq. (3.21), deve ser multiplicado um fator de segurança de acordo com o projeto.

O método RPA foi incorporado à norma interna da Petrobras, N-2786, com uma pequena variação em relação ao termo $\sigma_{flow} = q \cdot \sigma_{esc}$, sendo o valor q definido em função da tensão de escoamento mínima do material do duto, conforme Eq. (3.22) e (3.23).

Para $\sigma_{esc} > 65000$ [psi]:

$$q = \frac{\sigma_{esc} + \sigma_u}{2\sigma_{esc}} \quad (3.22)$$

Para $\sigma_{esc} < 65000$ [psi]:

$$q = \frac{\sigma_{esc} + 10000}{\sigma_{esc}} \quad (3.23)$$

Para materiais com tensão de escoamento menor do que 65000 [psi] o uso do fator multiplicador q é equivalente a somar 69 [MPa] ao valor da tensão de escoamento, ou seja, $q \cdot \sigma_{esc} = \sigma_{esc} + 69$ [MPa]. Para materiais com tensão de escoamento maior que 65000 [psi] os valores assumidos de q são mais conservadores, ou seja, $q \cdot \sigma_{esc} < \sigma_{esc} + 69$ [MPa].

A Figura 3.8 mostra num gráfico os valores possíveis de q e do fator “+ 69 [MPa]”, este transformado num índice em função do material do tubo, para cada especificação conforme o API 5L (PSL-2).

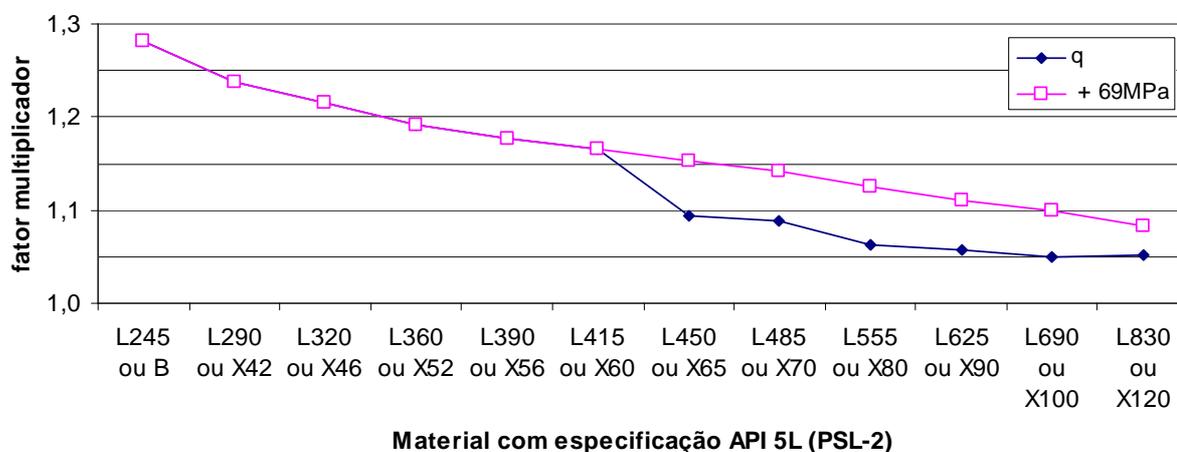


Figura 3.8 – Comparação entre fatores de multiplicação para definição de σ_{flow} utilizado no método RPA e adaptado para norma interna Petrobras N-2786

3.3.3 Método DNV RP-F101

Esta recomendação apresenta duas formas de avaliação da corrosão, sendo chamadas de parte A e parte B. A primeira alternativa, parte A, aplica na sua formulação fatores parciais de segurança baseados nas incertezas associadas ao dimensionamento do defeito, geometria do tubo e das propriedades dos materiais. Estes fatores parciais de segurança são definidos em função do método utilizado para dimensionar o defeito (leitura direta ou indireta) e da classe de segurança do duto (que depende da locação do duto). A segunda alternativa, parte B, é baseada no conceito de tensões admissíveis, sendo aplicado o mesmo fator de segurança do projeto ao valor da pressão de falha encontrado pelo método, ficando a análise das incertezas envolvidas no dimensionamento do defeito e nas propriedades dos materiais a critério do usuário.

Esta recomendação prática teve suas equações validadas através de um grande número de análises por elementos finitos e através de 138 testes de ruptura de dutos em escala real, contendo defeitos reais e usinados. Não são considerados os defeitos com profundidade maior que 85% da espessura nominal da parede do tubo, nem defeitos cuja largura (dimensão no sentido circunferencial) é maior que seu comprimento (dimensão no sentido longitudinal).

No método DNV RP-F101, em ambas as partes, existem formulações para os seguintes casos: duto com corrosão longitudinal isolada e submetido somente a carga de pressão interna; duto com corrosão longitudinal isolada e submetido à combinação de pressão interna e compressão longitudinal; avaliação da interação entre defeitos em duto submetido somente a pressão interna; e avaliação de defeitos complexos em duto submetido somente a pressão interna. As equações foram formuladas aproximando os defeitos para o formato retangular.

A interação entre defeitos é verificada a partir da distância angular (ϕ) e longitudinal (s) entre defeitos. Um defeito pode ser tratado como isolado se ambas as condições impostas pelas Eq. (3.24) e (3.25) forem satisfeitas.

$$\phi > 360 \sqrt{\frac{t}{D_e}} \quad (3.24)$$

$$s > 2 \sqrt{D_e t} \quad (3.25)$$

3.3.3.1 Método DNV RP-F101 – Parte B (defeito isolado e pressão interna)

A parte B do método DNV RP-F101 é a que mais se assemelha com os demais métodos já apresentados. Por este motivo será apresentada a seguir sua formulação para um duto com defeito longitudinal isolado submetido somente à pressão interna.

Este método utiliza o fator $\alpha = 1$ com $\sigma_{flow} = \sigma_u$. Como é aplicado um fator de segurança ao valor de pressão de falha encontrado pelo método, pode-se trabalhar com a tensão última do material do tubo. O fator de Folias e a pressão de falha são calculados pelas Eq. (3.26) e Eq. (3.27), respectivamente:

$$M = \sqrt{1 + 0,31 \frac{a^2}{D_e t}} \quad (3.26)$$

$$P_f = \sigma_u \frac{2t}{(D_e - t)} \left[\frac{1 - \left(\frac{d}{t}\right)}{1 - \left(\frac{d}{t}\right) M^{-1}} \right] \quad (3.27)$$

Ao valor da pressão de falha é multiplicado um fator de segurança (F_s) definido por $F_s = F_1 \cdot F_2$, sendo $F_1 = 0,9$, fator de segurança de modelagem e F_2 normalmente igual ao fator de segurança utilizado no projeto do duto. Sendo assim a pressão de trabalho segura (P_{sw}) é definida pela Eq. (3.28).

$$P_{sw} = P_f F_s \quad (3.28)$$

3.3.3.2 Método DNV RP-F101 – Parte B (interação entre defeitos)

Para a avaliação de colônias de defeitos é necessário verificar se um defeito pode influenciar outro. O método DNV RP-F101 trata desta hipótese. Se o distanciamento entre defeitos adjacentes não respeitam uma das condições indicadas nas Eq. (3.24) e (3.25), deve ser realizada a avaliação considerando a interação entre os defeitos.

Para realizar a análise de interação devem ser projetadas no duto linhas longitudinais espaçadas angularmente por ϕ , conforme Eq. (3.24). Os defeitos

encontrados entre as linhas são projetados sobre as linhas mais próximas, conforme a Figura 3.9. A avaliação passa a ser realizada considerando os defeitos projetados em cada uma das linhas, ou seja, os defeitos são considerados como alinhados longitudinalmente.

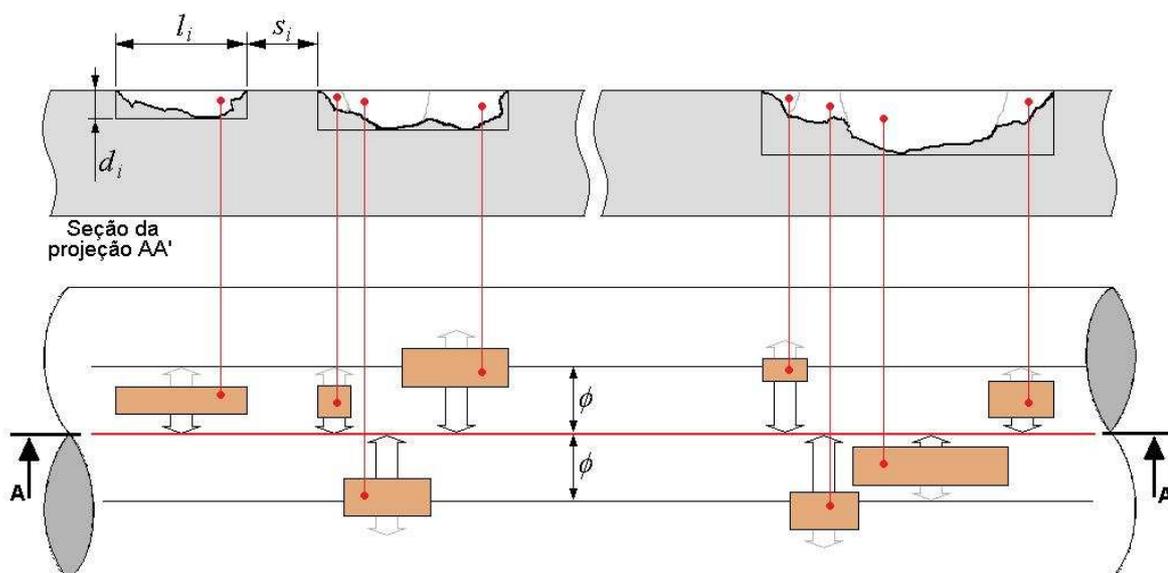


Figura 3.9 – Interação entre defeitos longitudinais e circunferenciais
Fonte: DNV (2006)

Para cada linha projetada, deverão ser avaliadas todas as interações possíveis, primeiramente analisando todos os defeitos isoladamente e, em seguida, todas as combinações entre defeitos adjacentes. Para 3 defeitos (ou combinações de defeitos), numerados de 1 a 3, numa mesma linha de projeção, deverá ser avaliada a pressão de falha para cada combinação: 1, 1-2, 1-2-3, 2, 2-3 e 3.

Considerando os defeitos alinhados longitudinalmente, o comprimento longitudinal equivalente, incluindo o espaço entre eles, é definido de acordo com a Eq. (3.29) e a respectiva profundidade equivalente através da Eq. (3.30), conforme Figura 3.10. A formulação utilizada é a mesma de defeitos isolados e a pressão de falha será a menor pressão encontrada dentre todas as combinações realizadas.

$$l_{nm} = a_{nm} + \sum_{i=n}^{i=m-1} (a_i + s_i) \quad n, m = 1, \dots, N \quad (3.29)$$

$$d_{nm} = \frac{\sum_{i=n}^{i=m} d_i l_i}{l_{nm}} \quad (3.30)$$

onde N é o número total de defeitos interagentes.

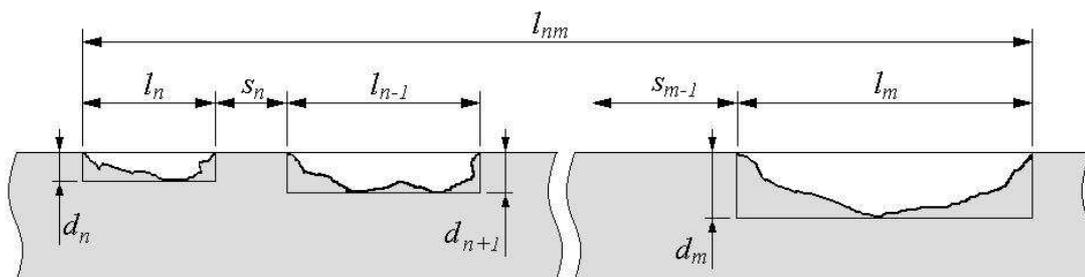


Figura 3.10 – Interação de defeitos conforme método DNV RP-F101 parte B
Fonte: DNV (2006)

3.4 MÉTODOS EXPERIMENTAIS

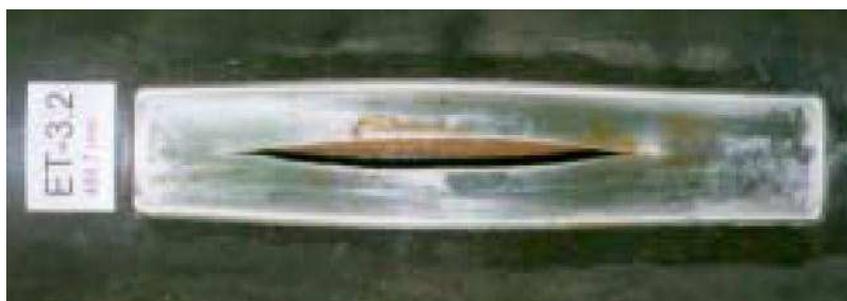
Os ensaios experimentais realizados para determinar a pressão de falha de um duto com defeito de corrosão são chamados de *burst tests*. Estes ensaios são hidrostáticos e realizados em escala real até a ruptura. A ruptura ocorre na região do defeito de corrosão, pela concentração de tensões atuantes no tubo evoluindo para o colapso plástico para os materiais de média a elevada resistência. Os tubos são fechados com tampas soldadas em suas extremidades e pressurizados internamente com água. Os valores de pressão e as deformações são registrados ao longo do ensaio através de manômetros e extensômetros (*strain gages*) distribuídos no tubo e região do defeito.

Os métodos experimentais fornecem um banco de dados extremamente valiosos para a validação de métodos analíticos e numéricos. Em Cosham *et al.* (2002) são relacionados uma série de ensaios realizados em tubos com defeitos de corrosão sujeitos a pressão interna publicados entre os anos 1972 e 2000. Mais recentemente, Benjamin *et al.* (2000, 2002 e 2004) e Choi *et al.* (2003) publicaram outros ensaios que servem de referência para vários outros trabalhos.

A Figura 3.11 diz respeito a dois ensaios experimentais realizados nos laboratórios da Petrobras.



(a)



(b)

Figura 3.11 – a) Ensaio de ruptura em duto com defeito de corrosão longa
b) Detalhe da ruptura na região do defeito
Fonte: Benjamin *et al.* (2000 e 2004)

3.5 MÉTODOS NUMERICOS

Utilizam-se métodos numéricos quando um problema não pode ser adequadamente calculado através de métodos analíticos. Nestes casos a solução através de métodos numéricos se torna uma solução interessante, podendo ser mais simples (de acordo com as hipóteses e simplificações adotadas) e precisa que a analítica. O método dos elementos finitos é o método numérico mais aplicado na avaliação de dutos com defeitos de corrosão, sendo a ferramenta fundamental em vários trabalhos relacionados com este tipo de análise, por exemplo: Choi *et al.* (2003), Cabral (2007), Machado *et al.* (2007), Cervelin (2007), Silva *et al.* (2007) e Chiodo *et al.* (2009).

A Figura 3.12 ilustra um resultado de análise pelo método dos elementos finitos simulando um duto com defeito causado por corrosão.

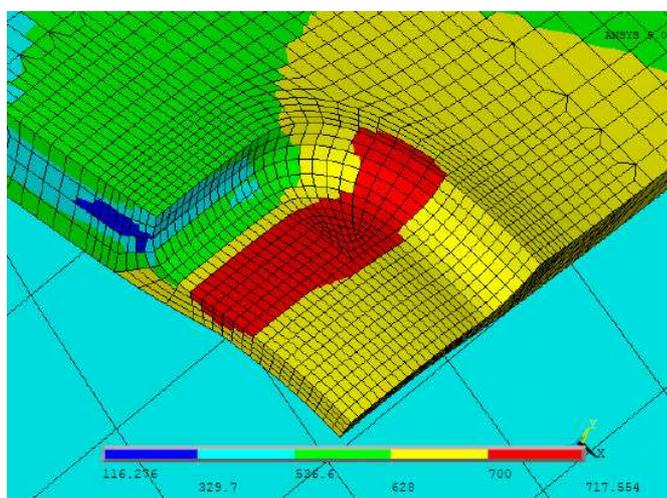


Figura 3.12 – Exemplo de resultado de análise pelo método de elementos finitos
Fonte: Cabral (2007)

4 CONFIABILIDADE ESTRUTURAL

No projeto estrutural normalmente são utilizadas informações de natureza determinística, como as dimensões, as propriedades dos materiais e as cargas atuantes, assim como são realizadas hipóteses simplificadoras do comportamento real de um sistema. Por maior que seja a quantidade de variáveis utilizadas no projeto, é praticamente impossível se ter a certeza absoluta dos valores. Isto ocorre devido às características aleatórias e às incertezas associadas.

A modelagem de sistemas estruturais complexos implica no tratamento de diferentes tipos e níveis de incertezas. Estas incertezas estão geralmente relacionadas à variação dos parâmetros físicos, geométricos, às flutuações nas condições de carregamento, às condições de restrições e também às hipóteses simplificadoras. Todos estes fatores impossibilitam que uma estrutura apresente segurança absoluta, pois certa combinação de valores das variáveis pode resultar numa condição não segura. Desta forma a previsão do desempenho de uma estrutura pode ser dada apenas num sentido de probabilidade.

Segundo Lafraia (2001) a confiabilidade é a probabilidade de um componente, equipamento ou sistema exercer sua função sem falhas, por um período de tempo previsto, sob condições de operação especificadas. Sendo assim, a confiabilidade estrutural leva em consideração a incerteza associada a cada uma das variáveis, componentes do vetor $\underline{U} = (U_1, U_2, \dots, U_n)$, envolvidas no projeto.

Assim, cada uma dessas variáveis aleatórias tem sua variação modelada por uma função chamada função densidade de probabilidade (f.d.p.) com os parâmetros principais: média (μ_i) e desvio padrão (σ_i). No lugar do desvio padrão algumas vezes usa-se uma medida relativa de dispersão especificada pelo coeficiente de variação (cov), definido pela razão entre o desvio padrão e a média, conforme a Eq. (4.1):

$$cov = \frac{\sigma_i}{\mu_i} \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (4.1)$$

A confiabilidade, geralmente representada por C ou R , mede a probabilidade da estrutura não violar um determinado estado limite e em termos estatísticos é definida pelo complemento da probabilidade de falha (PF), ou seja, corresponde à probabilidade do sistema de engenharia desempenhar sua função sem falhas. Sua expressão matemática é:

$$C = 1 - PF \quad (4.2)$$

A função de estado representa o comportamento de uma estrutura, sendo definida, em geral por $G(\underline{U}) = R(\underline{U}) - S(\underline{U})$, onde $R(\underline{U})$ representa a resistência da estrutura e $S(\underline{U})$ representa a solicitação imposta à estrutura. Seu limite $G(\underline{U}) = 0$ define uma superfície que separa o domínio de falha ($G(\underline{U}) < 0$) do domínio de segurança ($G(\underline{U}) > 0$), como mostrado na Figura 4.1.

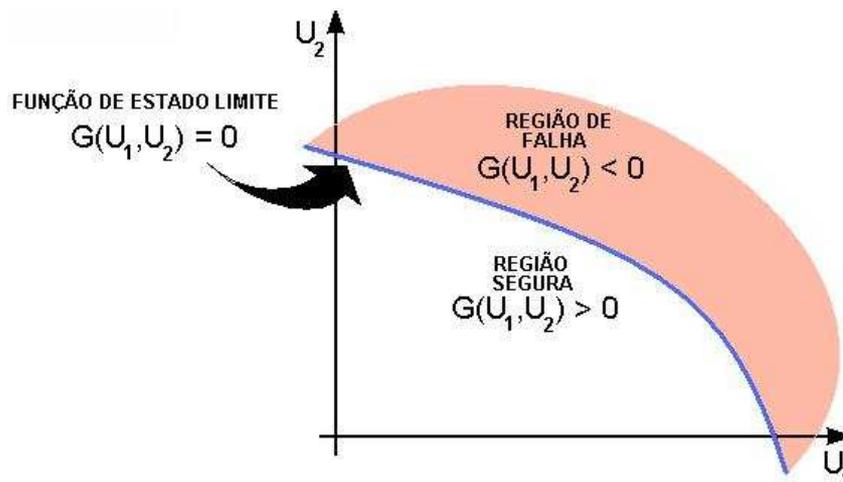


Figura 4.1 – Definição da função de falha

A probabilidade da função de falha assumir valores pertencentes ao domínio de falha, ou seja, a probabilidade da função de estado assumir valores menores que zero, segundo Melchers (1999) é definido por:

$$PF = \int_F f_{\underline{U}}(\underline{U}) d\underline{u} \quad (4.3)$$

onde $f_{\underline{U}}(\underline{U})$ representa a função de probabilidade conjunta das variáveis aleatórias envolvidas no problema e F representa o domínio de falha.

A solução analítica da Eq. (4.3) é geralmente difícil, para isso surgiram alguns métodos para solucioná-la de forma mais simples:

- Método da integração numérica, que consiste em subdividir o domínio multidimensional da integral em pequenos volumes, com a probabilidade de falha sendo calculada pela contribuição dos volumes que pertencem à região de falha. Para isto, é necessário o conhecimento da superfície de falha;
- Técnica de Monte Carlo, que consiste na geração aleatória de amostras para simular artificialmente um experimento através de um grande número de simulações;
- Métodos analíticos FORM e SORM, que serão detalhados no item 4.1.
- Métodos Híbridos ou mistos, que consistem na combinação entre a técnica de Monte Carlo e métodos como FORM e SORM;

4.1 MÉTODO FORM (FIRST ORDER RELIABILITY METHOD)

No método FORM as variáveis aleatórias (U_i) envolvidas na função de falha $G(\underline{U})$ são transformadas do espaço original para o espaço reduzido (normal padrão). Nesta transformação são consideradas as médias e desvios padrões associados a cada variável. A transformação consiste em passar a distribuição de probabilidade original de cada variável para uma distribuição normal padrão estatisticamente independente (V_i), cuja média é nula e o desvio padrão é unitário.

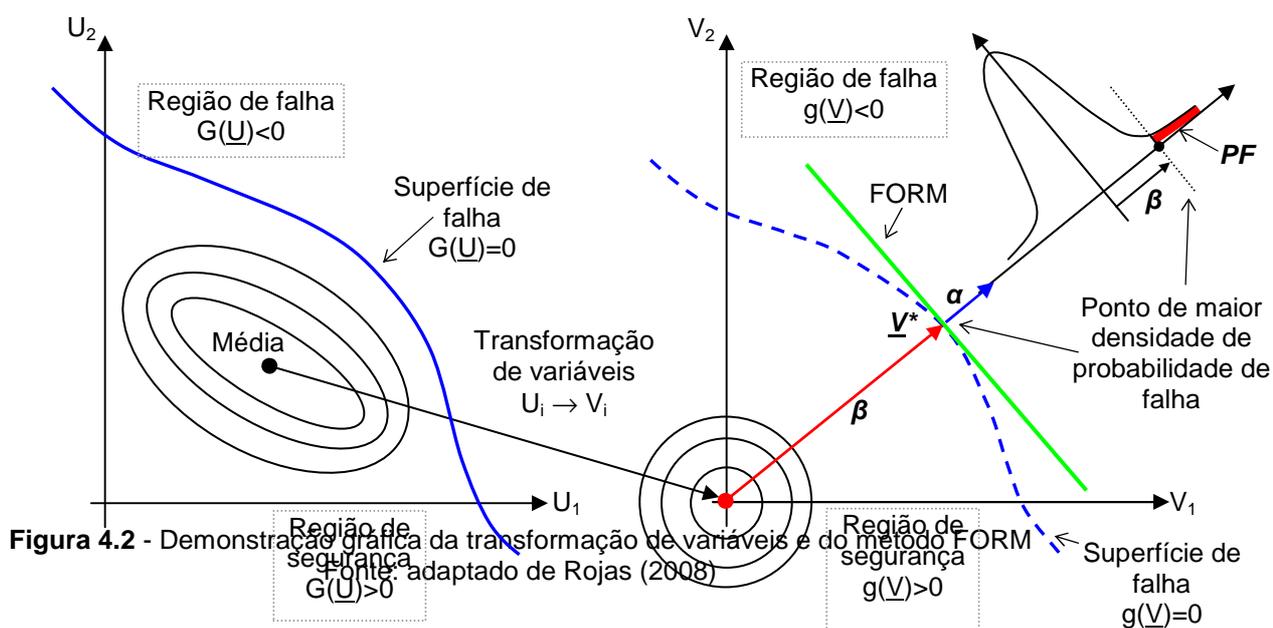


Figura 4.2 - Demonstração gráfica da transformação de variáveis e do método FORM

A função de falha $G(\underline{U})$ passa a ser a função das variáveis reduzidas $g(\underline{V})$, no espaço reduzido. A probabilidade de falha no método FORM é definida através da aproximação de um hiperplano tangente à superfície de falha, conforme Figura 4.2, quando $g(\underline{V})=0$, no ponto de menor distância até a origem. Este ponto é chamado ponto de projeto no espaço reduzido (\underline{V}^*), ponto de maior densidade local de probabilidade, segundo Sagrilo (1994). A busca pelo ponto de projeto V^* é um dos passos fundamentais para obtenção da probabilidade de falha pelo método FORM (Lopes, 2007). Essa busca é realizada por meio de um algoritmo de otimização em que se minimiza $|\underline{V}|$ com a restrição de $g(\underline{V})=0$.

A distância do ponto de projeto (\underline{V}^*) à origem é definida como índice de confiabilidade β e a partir desse índice é estimada a probabilidade de falha.

$$\beta = |\underline{V}^*| \quad (4.4)$$

$$PF = \int_F f_v(\underline{V}) d\underline{v} = \Phi(-\beta) \quad (4.5)$$

onde $\Phi(\)$ é a função de distribuição acumulada da normal padrão.

Segundo Hatashita (2007), as principais dificuldades do método FORM são a transformação das variáveis com distribuição de probabilidade quaisquer para distribuição normal padronizada e a determinação do ponto de projeto no espaço reduzido.

4.1.1 Transformação das variáveis

A transformação das variáveis $\underline{U}=(U_1, U_2, \dots, U_n)$ do espaço original para $\underline{V}=(V_1, V_2, \dots, V_n)$ no espaço reduzido, considerando as variáveis U_i como sendo todas Gaussianas, correlacionadas ou não, é realizada através da transformação de *Rosenblatt* ou *Nataf*. No presente trabalho é considerada a transformação de *Nataf*, segundo Der Kiureghian *et al.* (1986 *apud* Oliveira, 1997), definida pela equação:

$$\underline{V} = \Gamma \sigma^{-1}(\underline{U} - \underline{m}) = J(\underline{U} - \underline{m}) \quad (4.6)$$

onde:

J – É a matriz jacobiana da transformação, definida por:

$$J = \frac{\partial V}{\partial U} = \Gamma \sigma^{-1} \quad (4.7)$$

\underline{m} - Vetor composto pelas médias das variáveis U_i :

$$m = (U_1, U_2, \dots, U_n) \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (4.8)$$

σ - Matriz diagonal que representa a matriz desvio padrão das variáveis U_i :

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \sigma_2 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \sigma_n \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

Γ – Inversa da matriz triangular inferior L obtida da decomposição de *Choleski* da matriz de correlação das variáveis aleatórias:

$$\Gamma = L^{-1} \quad (4.10)$$

Segundo Lopes (2007) os elementos da matriz L , da decomposição de *Choleski*, podem ser definidos através das seguintes equações:

$$\begin{cases} L_{11} = 1 \\ L_{i1} = \rho_{i1} \\ L_{ik} = \frac{1}{L_{kk}} \left(\rho_{ik} - \sum_{j=1}^{k-1} L_{ij} L_{kj} \right) \quad 1 < k < i \\ L_{ii} = \sqrt{1 - \sum_{j=1}^{i-1} L_{ij}^2} \quad i > 1 \end{cases} \quad (4.11)$$

onde ρ_{ij} é o coeficiente de correlação entre as variáveis aleatórias u_i e u_j .

Quando não há correlação entre variáveis, ou seja, as variáveis aleatórias são independentes, a matriz L torna-se uma matriz diagonal unitária ou matriz identidade.

A transformação de *Nataf* é possível desde que as variáveis U_i apresentem distribuição de probabilidade Gaussiana. Quando uma variável apresenta

distribuição de probabilidade não Gaussiana qualquer é necessário fazer anteriormente sua “normalização”, que consiste em substituir cada distribuição de probabilidade não normal por uma distribuição normal equivalente. As Eq. (4.12) e Eq. (4.13) podem ser aplicadas diretamente para distribuições quaisquer não correlacionadas, caso contrário é necessário fazer sua correção com um coeficiente de correlação equivalente entre as variáveis. Em Lopes (2007) é apresentada expressões analíticas para tal coeficiente para um grande número de distribuições de probabilidades.

$$\sigma_{u_i}^N = \varphi \left\{ \frac{\Phi^{-1}(Fu_i(U_i^*))}{fu_i(U_i^*)} \right\} \quad (4.12)$$

$$\mu_{u_i}^N = U_i^* - \sigma_{u_i}^N \Phi^{-1}(Fu_i(U_i^*)) \quad (4.13)$$

onde:

$\sigma_{u_i}^N$ e $\mu_{u_i}^N$ - Desvio padrão e média da distribuição normal equivalente para variável U_i ;

$Fu_i(U_i^*)$ - Função de Distribuição Acumulada (f.d.a.) original da variável U_i ;

$fu_i(U_i^*)$ - Função Distribuição de Probabilidade (f.d.p.) original da variável U_i ;

φ - Função distribuição de probabilidade normal padrão;

Quando as variáveis são estatisticamente independentes a transformação de variáveis é simplesmente calculada para cada uma das variáveis através da Eq. (4.14):

$$V_i = \Phi^{-1}[Fu_i(U_i)] \quad (4.14)$$

4.1.2 Determinação do ponto de projeto

O ponto de projeto, cuja distância à origem no espaço reduzido é a menor possível, pode ser determinado através de um algoritmo de otimização ou programação não linear cuja restrição pode ser expressa por: mínimo $|V|$ com

$g(\underline{V})=0$. Segundo Rojas (2008), o método HLRF (*Hasofer-Lind-Rackwitz-Fiessler*) é suficientemente robusto para aplicações em confiabilidade estrutural, justificando sua aplicação em conjunto com o método FORM. Este método pode ser resumido por:

$$\underline{V}^{k+1} = \frac{1}{|\nabla g(\underline{V}^k)|} \cdot [\nabla g(\underline{V}^k) \cdot \underline{V}^k - g(\underline{V}^k)] \nabla g(\underline{V}^k)^T \quad (4.15)$$

onde:

$\nabla g(\underline{V}^k)$ - Gradiente da função de falha no espaço reduzido no ponto V_k ;

$g(\underline{V}^k)$ - Valor da função de falha no espaço reduzido no ponto V_k ;

O método HLRF considera as seguintes relações como válidas:

$$g(\underline{V}) = G(\underline{U}) \quad (4.16)$$

$$\nabla g(\underline{V}) = (J^{-1})^T \nabla G(\underline{U}) \quad (4.17)$$

onde $\nabla G(\underline{U})$ é o gradiente da função de falha no espaço original avaliado no ponto U .

O critério de convergência do método HLRF é geralmente definido como:

$$\frac{|\underline{V}^k| - |\underline{V}^{k+1}|}{|\underline{V}^k|} \leq Tolerância \quad (4.18)$$

e neste trabalho foi fixado em 10^{-5} .

O ponto de projeto no espaço original é definido pela Eq. (4.19) e após a convergência do método HLRF ser atingida, pode ser calculada a probabilidade de falha através das Eq. (4.4) e Eq. (4.5), considerando o ponto de projeto da última iteração do método.

$$\underline{U}^{k+1} = \underline{U}^k + (J^{-1})^T \cdot (\underline{V}^{k+1} - \underline{V}^k) \quad (4.19)$$

4.1.3 Fatores de sensibilidade

Além da probabilidade de falha o método FORM fornece em sua análise as chamadas medidas de sensibilidade, como fatores de importância, fatores de omissão, fatores de sensibilidade paramétricos, entre outros.

Será apresentado, a seguir, o fator de importância, que permite avaliar qual variável possui a maior contribuição na probabilidade de falha.

O vetor unitário normal a superfície tangente ao hiperplano no ponto de projeto \underline{V}^* é definido como $\underline{\alpha}^*$ e calculado conforme a Eq. (4.20), e a partir deste vetor é possível quantificar o fator de importância (I_i), conforme Eq. (4.21), para cada variável envolvida na análise. Em problemas com muitas variáveis, pode ser um fator usado para substituir as variáveis aleatórias que menos influenciam na probabilidade de falha com valores determinísticos, otimizando assim o uso dos recursos computacionais.

$$\underline{\alpha}^* = -\frac{\nabla g(\underline{V}^*)}{|\nabla g(\underline{V}^*)|} \quad (4.20)$$

$$I_i = \alpha_i^2 \quad (4.21)$$

O fator de omissão para uma variável aleatória é definido como a relação inversa entre o índice de confiabilidade atual e o índice de confiabilidade quando a variável aleatória é substituída por um valor determinístico.

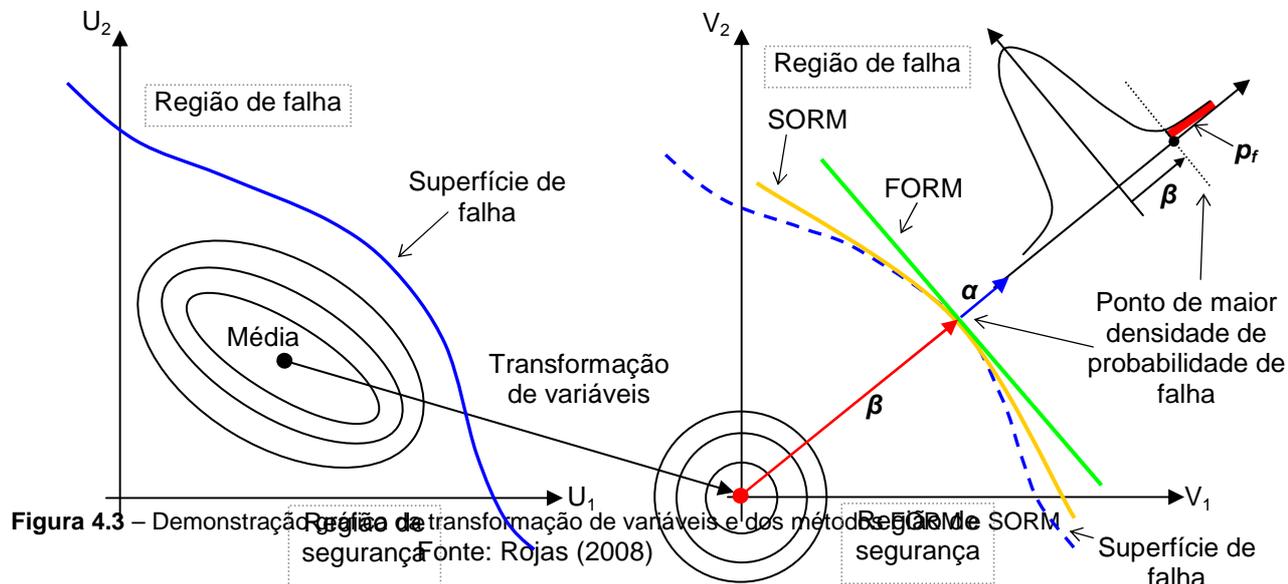
Os fatores de sensibilidade paramétricos fornecem a variação do índice de confiabilidade ou a variação da probabilidade de falha quando ocorrem mudanças nos parâmetros que definem as distribuições de probabilidade das variáveis aleatórias envolvidas no problema.

As medidas de sensibilidade apresentam grande importância, pois auxiliam o engenheiro a determinar quais as variáveis aleatórias que apresentam maior

influência na obtenção do índice de confiabilidade. No presente trabalho utiliza-se o fator de importância como medida de sensibilidade

4.2 MÉTODO SORM (SECOND ORDER RELIABILITY METHOD)

O método SORM estima a probabilidade de falha através de uma aproximação de segunda ordem, conforme Figura 4.3, da função de falha no ponto de projeto V^* . A curvatura da função de falha é aproximada pela segunda derivada desta função em relação às variáveis reduzidas. Desta forma pode-se dizer que o método SORM é um refinamento do método FORM.



Aplicando uma expansão por série de Taylor em torno das variáveis U^* , uma função de falha não linear qualquer pode ser aproximada pela Eq. (4.22), onde as derivadas são avaliadas no ponto de projeto U^* no espaço original. Se as variáveis não são correlacionadas, pode-se efetuar a transformação definida na Eq. (4.23) definida por Fiessler *et al.* (1979 *apud* Rojas, 2008).

$$G(U_i) = G(U_i^*) + \sum_{i=1}^n (U_i - U_i^*) \frac{\partial G(U)}{\partial U_i} + \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n (U_i - U_i^*) (U_j - U_j^*) \frac{\partial^2 G(U)}{\partial U_i \partial U_j} + \dots \quad (4.22)$$

$$V_i = \frac{(U_i - \mu_{u_i}^N)}{\sigma_{u_i}^N} \quad (4.23)$$

Utilizando a aproximação da Eq. (4.23) e uma análise assintótica, Breitung (1984, *apud* Rojas, 2008) propôs outra aproximação através do ajuste de uma curva à função de falha e a determinação de um sistema de eixos ortogonais. O n -ésimo eixo do sistema é escolhido de modo a posicionar o ponto de projeto na origem e os outros eixos são determinados a partir de um procedimento de ortogonalização de *Gram-Schmidt*, assim a probabilidade de falha é definida por uma aproximação assintótica de segunda ordem, conforme a Eq. (4.25).

O teorema de Breitung (1984 *apud* Tvedt, 1990) pode ser implementado se as seguintes condições forem atendidas:

- Um único ponto de projeto V^* ;
- A função de falha deve possuir derivada de segunda ordem no ponto de projeto V^* ;
- As curvaturas principais $k_j \mid j=1:n-1$ da superfície de falha deve respeitar a condição:

$$k_i \beta = K_j - 1, \quad \beta \rightarrow \infty \quad K_j = \text{cttes} \quad (4.24)$$

$$PF_{SORM} = \Phi(-\beta) \prod_{i=1}^{n-1} (1 + \beta k_j)^{-\frac{1}{2}}, \quad \beta \rightarrow \infty \quad (4.25)$$

onde:

k_j – são as curvaturas principais da superfície de falha no ponto de projeto V^* ;

n – número de variáveis aleatórias na análise;

A forma matricial da Eq. (4.25) proposta por Madsen *et al.* (1986 *apud* Sagrilo, 1994) possui a seguinte forma:

$$PF_{SORM} = \Phi(-\beta) [\det(I + 2\beta A)]^{-\frac{1}{2}} \quad (4.26)$$

onde:

I – Matriz identidade com dimensão $n-1$;

A – Matriz cujos elementos são definidos como:

$$A_{ij} = \frac{(HDH^T)_{ij}}{|\nabla g(\underline{V})|}, \quad i, j = 1, 2, \dots, n-1 \quad (4.27)$$

onde H é a matriz que representa a transformação ortogonal para rotacionar o eixo V_n (eixo que representa a n -ésima variável aleatória) na direção do vetor normal $\underline{\alpha}^*$ no ponto de projeto V^* .

A matriz H é obtida através do procedimento de ortogonalização de *Gram-Schmidt* (Bathe, 1982 *apud* Lee *et al.*, 2008) onde a n -ésima linha de H coincide com o vetor normal $\underline{\alpha}^*$, sendo definida através do procedimento apresentado por Lee, *et al.* (2008) e Rojas (2008), utilizando a matriz H_0 definida com o uso de cossenos diretores:

$$H_0 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \alpha_1 & \alpha_2 & \alpha_3 & \dots & \alpha_n \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

As linhas da matriz H são definidas por:

$$\begin{cases} h_n = h_{0n} \\ h_k = h_{0k} - \sum_{j=k+1}^n \frac{h_j \cdot h_{0k}^T}{h_j \cdot h_j^T} \cdot h_j \end{cases} \quad (4.29)$$

onde:

D ou $D(\underline{V}^*)$ – Matriz de derivadas parciais de segunda ordem de $g(\underline{V}^*)$ no ponto de projeto V^* no espaço reduzido;

$g(\underline{V}^*)$ – função de falha avaliada no ponto de projeto V^* no espaço reduzido;

Os elementos da matriz $D(\underline{V}^*)$ são definidos por:

$$D_{ij}(\underline{V}^*) = \frac{\partial^2 g(\underline{V}^*)}{\partial V_i \partial V_j} \quad (4.30)$$

Segundo Sagrilo (1994) a matriz D pode ser definida através da regra da cadeia e a transformação de variáveis apresentada na formulação do método FORM, sendo:

$$D(\underline{V}^*) = (J^{-1})^T [D(\underline{U}^*)\sigma(\underline{U}^*) + G'(\underline{U}^*)\sigma'(\underline{U}^*)]L \quad (4.31)$$

onde:

$D(\underline{U}^*)$ – Matriz de derivadas parciais de segunda ordem de $G(\underline{U}^*)$ no ponto de projeto U^* no espaço original;

$G(\underline{U}^*)$ – função de falha avaliada no ponto de projeto V^* no espaço original,

Os elementos da matriz D podem ser definidos por:

$$D_{ij}(\underline{U}^*) = \frac{\partial^2 G(\underline{U}^*)}{\partial U_i \partial U_j} \quad (4.32)$$

onde:

$\sigma(\underline{U}^*)$ - Matriz diagonal com os desvios padrões das distribuições normais equivalentes das variáveis aleatórias avaliadas no ponto de projeto U^* ;

$G'(\underline{U}^*)$ – Matriz diagonal com as derivadas de primeira ordem da função de falha avaliada no ponto U^* .

$$G'(\underline{U}^*) = \begin{bmatrix} \frac{\partial G(\underline{U}^*)}{\partial U_1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \frac{\partial G(\underline{U}^*)}{\partial U_2} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \frac{\partial G(\underline{U}^*)}{\partial U_n} \end{bmatrix} \quad (4.33)$$

$\sigma'(\underline{U}^*)$ - Matriz diagonal com as derivadas dos desvios padrões das distribuições normais equivalentes avaliadas no ponto de projeto \underline{U}^* :

$$\sigma'(\underline{U}^*) = \begin{bmatrix} \frac{\partial \sigma_{U_1}^N}{\partial U_1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \frac{\partial \sigma_{U_2}^N}{\partial U_2} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & \frac{\partial \sigma_{U_n}^N}{\partial U_n} \end{bmatrix} \quad (4.34)$$

Para variáveis cuja distribuição de probabilidade é normal, a derivada do desvio padrão será igual a 1.

Definida a matriz A através da Eq. (4.27), pode-se então estimar a probabilidade de falha pelo método SORM empregando a Eq. (4.26) ou (4.25).

5 PROGRAMA DE ANÁLISE DE CONFIABILIDADE UTILIZANDO OS MÉTODOS FORM E SORM

A análise de confiabilidade utilizando os métodos FORM e SORM exige o uso de rotinas computacionais para realizar todos os cálculos envolvidos.

Admitindo uma função de falha do tipo $G(\underline{U}) = R(\underline{U}) - S(\underline{U})$, onde $R(\underline{U})$ é a resistência e $S(\underline{U})$ a solicitação, para o qual será aplicado o programa. No caso em estudo, onde se deseja estimar a confiabilidade de dutos com defeitos de corrosão, a variável da resistência do duto pode ser substituída pela pressão de falha definida por um dos métodos analíticos semi-empíricos descritos no item 3.2. A variável da solicitação trata-se da pressão de operação do duto.

Segue abaixo o passo a passo da rotina computacional desenvolvida no software MATLAB[®] com base no trabalho desenvolvido por Vanhazebrouck (2008), onde foi implementado inicialmente o método FORM:

- a) Definida a função de falha, calcula-se o gradiente da função de falha $G(\underline{U})$ de maneira literal, com auxílio das ferramentas de cálculo simbólico do software MATLAB[®];
- b) Verificação das correlações entre as variáveis aleatórias para obtenção da matriz Γ . (Para variáveis estatisticamente independentes esta matriz é uma matriz identidade);
- c) Definição do ponto de projeto inicial como as médias da variável U no espaço original;
- d) Obter as normais equivalentes das médias e desvios padrões no ponto de projeto, conforme item 4.1.1;
- e) Montagem das matrizes σ e m ;
- f) Avaliação da função de falha no espaço original e reduzido, através das equações:

$$G(\underline{U}) = R(\underline{U}) - S(\underline{U}) \quad (4.35)$$

$$g(\underline{V}) = G(\underline{U})$$

- g) Determinação das variáveis aleatórias no espaço reduzido utilizando a Eq. (4.6);
- h) Obtenção da matriz Jacobiana pela Eq. (4.7);
- i) Substituição de valores numéricos no gradiente calculado no item a), para obtenção do gradiente da função no espaço original;
- j) Cálculo do gradiente no espaço reduzido pela Eq. (4.17);
- k) Determinar o novo ponto de projeto no espaço reduzido pela Eq. (4.15);
- l) Determinar o novo ponto de projeto no espaço original pela Eq. (4.19);
- m) Verificação do critério de convergência pela Eq. (4.18).

Caso o critério não seja atendido, retorna-se ao item c) substituindo seu valor pelo calculado no item l) e repete-se do item c) ao m) até que seja atendido o critério.

- n) Determinar o índice de confiabilidade β pela Eq. (4.4), utilizando o valor de V^* calculado no item k);
- o) Determinar a probabilidade de falha pelo método FORM através da Eq. (4.5);
- p) Calcula-se o fator de importância das variáveis aleatórias pela Eq. (4.21);

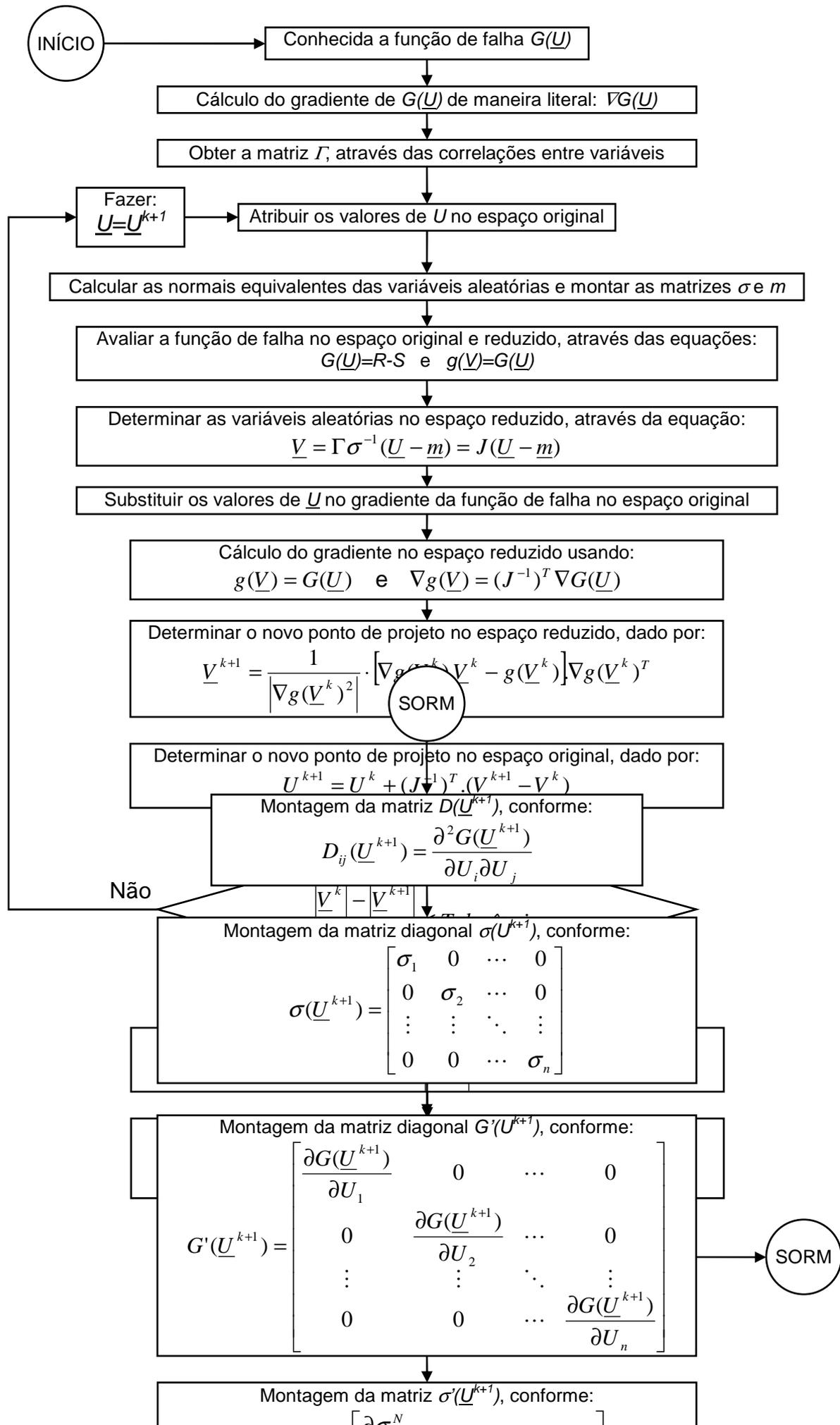
Os próximos itens referem-se ao método SORM:

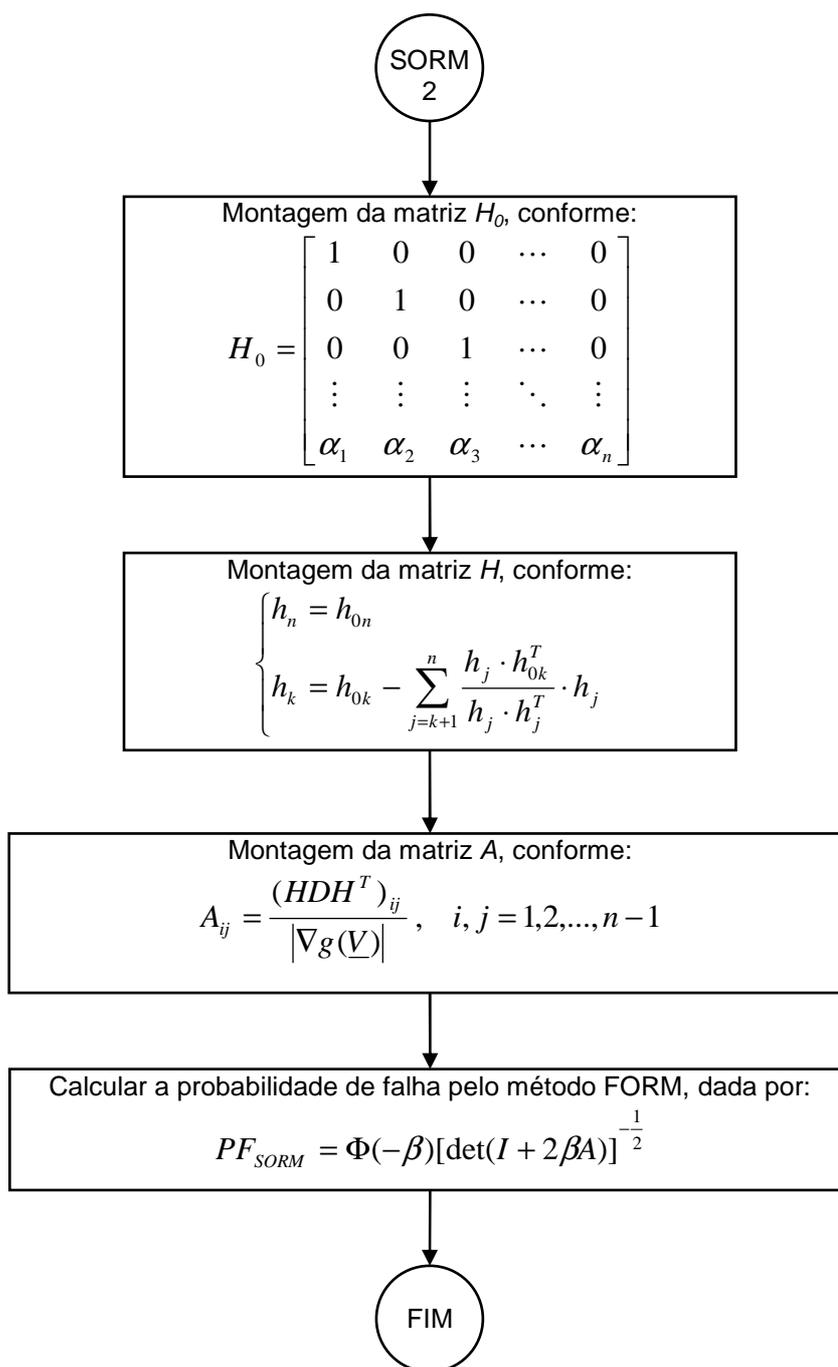
- q) Montagem da matriz $D(\underline{U}^*)$ com as derivadas parciais de segunda ordem de $G(\underline{U})$, avaliadas no ponto U^* definido no item l), conforme Eq. (4.32);
- r) Montagem da matriz diagonal $\sigma(\underline{U}^*)$ com os desvios padrões das distribuições normais equivalentes, avaliadas no ponto U^* definido no item l), conforme Eq. (4.9);
- s) Montagem da matriz diagonal $G'(\underline{U}^*)$ com as derivadas de primeira ordem da função de falha avaliadas no ponto U^* definido no item l), conforme Eq. (4.33);

- t) Montagem da matriz diagonal $\sigma'(\underline{U}^*)$ com as derivadas dos desvios padrões das distribuições normais equivalentes avaliadas no ponto U^* definido no item l), conforme Eq. (4.34);
- u) Obtenção da matriz das derivadas parciais de segunda ordem de $g(\underline{V})$ no ponto de projeto V^* no espaço reduzido, conforme Eq. (4.31);
- v) Montagem da matriz H_0 conforme Eq. (4.28);
- w) Montagem da matriz H conforme Eq. (4.29);
- x) Montagem da matriz A conforme Eq. (4.27);
- y) Determinar a probabilidade de falha pelo método SORM através da Eq. (4.26).

5.1 FLUXOGRAMA DO PROGRAMA DE ANÁLISE DE CONFIABILIDADE UTILIZANDO OS MÉTODOS FORM E SORM

A seguir se encontra um fluxograma que representa as principais etapas do programa gerado no software MATLAB[®].





6 APLICAÇÃO DO PROGRAMA FORM/SORM

A aplicação do programa FORM/SORM será inicialmente realizada em um estudo comparativo entre os métodos FORM e SORM através de um caso apresentado por Ahammed (1998) e já reproduzido em alguns trabalhos como Torres (2007) e Vanhazebrouck (2008). Este estudo comparativo tem também a finalidade de validar o programa elaborado.

Após a validação do programa será apresentado um estudo comparativo entre os métodos semi-empíricos, apresentados no item 3.2, comparando os resultados de probabilidade de falha pelos métodos FORM e SORM, índice de confiabilidade e pressão de falha. Para a comparação entre os métodos será considerado o mesmo exemplo apresentado por Ahammed (1998).

Também será realizada a comparação entre métodos considerando um fator de incerteza de modelagem, com o objetivo de avaliar a sua eficácia em diminuir a variabilidade entre os métodos e aproximar os valores de pressão de falha de análises experimentais e numéricas.

Será apresentada também a influência da pressão de operação nos resultados de probabilidade de falha e finalizando com a avaliação de probabilidade de falha de um duto com defeitos que interagem entre si.

6.1 Comparação entre os métodos FORM e SORM através do modelo de Ahammed (1998)

Para comparar os valores de probabilidade de falha definidos com a aplicação dos métodos FORM e SORM, foi considerado o exemplo adotado por Ahammed (1998) e reproduzido por Torres (2007) e Vanhazebrouck (2008) em seus trabalhos. O modelo adotado consiste em um duto com defeito de corrosão simulado através de usinagem. A função de falha é definida como $G(\underline{U}) = P_f - P$, onde P_f é a pressão de falha definida através do método B31G modificado, Eq. 3.18, porém

adotando $\alpha = 1$, e P é a pressão interna do duto. Desta forma $G(\underline{U}) > 0$ define a condição segura.

Os dados iniciais apresentados por Ahammed (1998), conforme Tabela 6.1, consideram a inspeção realizada no duto após 10 anos de operação. A análise de confiabilidade foi realizada considerando as variáveis como aleatórias, cuja distribuição de probabilidade, médias e coeficientes de variação são dados na Tabela 6.1.

A análise foi realizada considerando a evolução do processo de corrosão com o tempo, através da taxa de corrosão na direção da profundidade do defeito (ou radial) (R_d) e da taxa de corrosão na direção do comprimento do defeito (ou longitudinal) (R_a).

Tabela 6.1 – Variáveis aleatórias e parâmetros de distribuição

Variável	Descrição	Distribuição de probabilidade		
		Tipo	Média	Coefficiente de Variação
d_0	Profundidade do defeito	Normal	3 mm	0,1
D_e	Diâmetro externo do duto	Normal	600 mm	0,03
a_0	Comprimento do defeito	Normal	200 mm	0,05
P	Pressão interna do duto	Normal	5 MPa	0,1
R_d	Taxa de corrosão radial	Normal	0,10 mm/ano	0,2
R_a	Taxa de corrosão longitudinal	Normal	0,10 mm/ano	0,2
σ_y	Tensão de escoamento do material	Log-normal	423 MPa	0,067
t	Espessura da parede do duto	Normal	10 mm	0,05

Fonte: Ahammed (1998)

Estudos sobre corrosão realizados por Southwell (1976, *apud* Vanhazebrouck, 2008), em diversos metais em ambiente atmosférico e marinho, mostraram que após um período inicial onde a taxa de corrosão é inicialmente alta, existe uma tendência de estabilização. Sendo assim, uma aproximação linear para a taxa de progressão da corrosão é uma hipótese razoável.

A taxa de progressão da corrosão pode ser definida conforme as Eq. (6.1) e Eq. (6.2). A variação da profundidade e do comprimento do defeito ao longo do tempo é definida através das Eq. (6.3) e Eq. (6.4).

$$R_d = \frac{\Delta d}{\Delta T} \quad (6.1)$$

$$R_a = \frac{\Delta a}{\Delta T} \quad (6.2)$$

$$\Delta d = d_0 + R_d(T - T_0) \quad (6.3)$$

$$\Delta a = a_0 + R_a(T - T_0) \quad (6.4)$$

onde:

Δd – Diferença entre duas medidas de profundidade do defeito;

Δa – Diferença entre duas medidas de comprimento do defeito;

ΔT – Diferença de tempo entre duas medidas ($T - T_0$);

d_0 – Valor da profundidade do defeito no tempo T_0 ;

a_0 – Valor do comprimento do defeito no tempo T_0 .

Foi desenvolvido um programa através do software MATLAB[®] para comparar os resultados referentes à probabilidade de falha do método FORM com os resultados obtidos através do método SORM.

O cálculo da probabilidade de falha pelo método SORM foi realizada através da formulação matricial, conforme Eq. (4.26), proposta por Madsen *et al.* (1986 *apud* Sagrilo, 1994) e utilizando o teorema de Breitung (1984 *apud* Tvedt, 1990), conforme Eq. (4.25).

A Figura 6.1 apresenta o resultado comparativo entre os métodos FORM e SORM da análise do exemplo citado. Pode ser notada uma pequena variação entre os resultados de cada método apenas quando a probabilidade de falha é superior a 0,1, do contrário pode-se considerar que não há variação significativa entre os métodos.

A diferença encontrada entre os métodos FORM e SORM está de acordo com o esperado em comparação a trabalhos similares, como Lee (2008).

A diferença entre os valores de *SORM matricial* e *SORM Breitung* pode ser atribuída ao fato da segunda formulação ter sido aplicada uma função interna do software MATLAB[®] para cálculo de autovalores o que pode ter ocasionado

pequenas diferenças quanto a arredondamentos. Devido a este fato foi adotada a formulação matricial para os demais estudos apresentados neste trabalho.

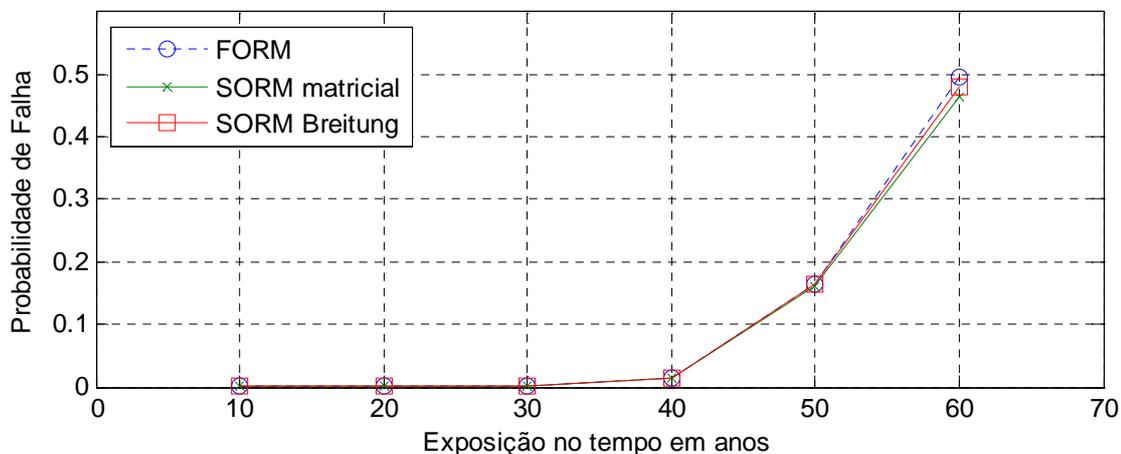


Figura 6.1 – Probabilidade de falha versus período de exposição – comparação entre métodos FORM e SORM

A Figura 6.2 mostra a variação do fator de importância de cada variável em relação ao tempo de exposição. Pode ser visto que as variáveis: diâmetro do duto (D), comprimento inicial do defeito (a) e taxa de corrosão longitudinal (R_a), possuem uma contribuição baixa e, segundo Vanhazebrouck (2008), pode-se dizer que se estas variáveis forem tratadas como determinísticas o resultado final pouco será afetado. Para comprovar esta afirmação foi realizada uma nova análise considerando estas variáveis como determinísticas.

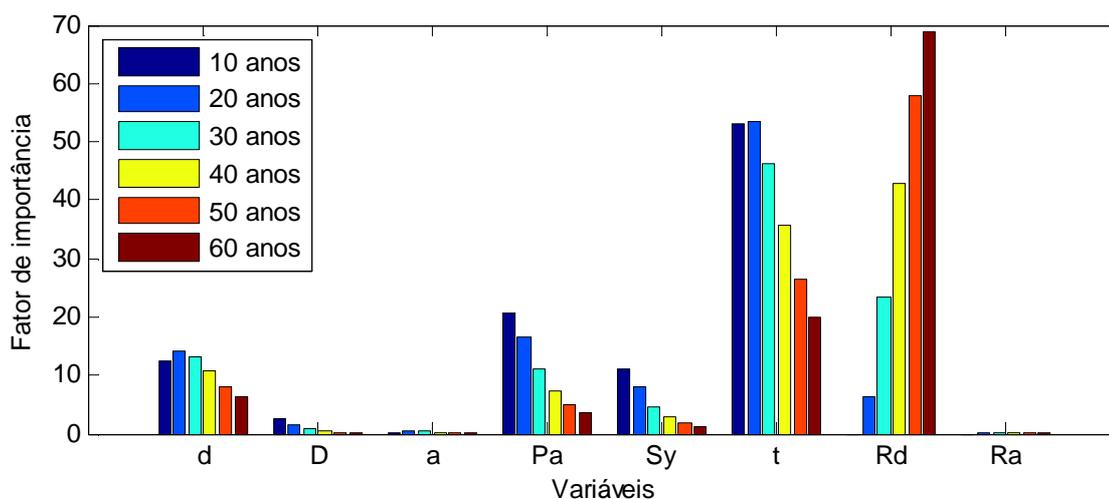


Figura 6.2 – Fator de importância versus período de exposição para cada variável

Ainda analisando a Figura 6.2 é possível notar que as variáveis: profundidade do defeito (d), pressão interna do duto (Pa), tensão de escoamento do material (Sy) e a espessura da parede do duto (t) tem o fator de importância diminuindo com o tempo enquanto apenas a taxa de corrosão radial (Rd) apresenta um aumento significativo com o aumento do período de exposição. A taxa de corrosão radial tem maior importância com o aumento do tempo de exposição por ser a variável que define a perda de espessura do duto, levando para a condição de falha.

Os resultados da análise são apresentados nas Tabela 6.2 e Tabela 6.3. Pode ser observado que há uma variação entre os resultados nas três primeiras décadas de exposição, porém a ordem de grandeza destes valores os torna desprezíveis. A diferença entre os resultados diminui para valores abaixo de 1% nos dois últimos anos de exposição. A análise destes valores comprova que as variáveis com baixo fator de importância podem ser consideradas como determinísticas sem comprometer o resultado final da análise de confiabilidade.

Tabela 6.2 – Resultados da probabilidade de falha para o exemplo original

	10 anos	20 anos	30 anos	40 anos	50 anos	60 anos
FORM	3,6666E-12	2,6359E-08	7,9327E-05	1,3022E-02	0,1652636	0,4947510
SORM Matricial	3,6666E-12	2,6359E-08	7,9325E-05	1,2982E-02	0,1606232	0,4638851
SORM Breitung	3,6666E-12	2,6359E-08	7,9326E-05	1,3002E-02	0,1629086	0,4787591

Tabela 6.3 – Resultados da probabilidade de falha para o exemplo desconsiderando as variáveis com menor fator de importância

	10 anos	20 anos	30 anos	40 anos	50 anos	60 anos
FORM	1,8538E-12	1,9289E-08	7,2083E-05	1,2735E-02	0,1646477	0,4947416
SORM Matricial	1,8538E-12	1,9289E-08	7,2082E-05	1,2694E-02	0,1592241	0,4596887
SORM Breitung	1,8538E-12	1,9289E-08	7,2083E-05	1,2714E-02	0,1618608	0,4757692

Na Figura 6.3 são apresentados os fatores de importância por período de exposição para cada variável aleatória considerada na análise em que as variáveis d , a e R_a foram definidas como variáveis determinísticas. Em ambas as análises, as

variáveis que apresentam maior fator de importância são a espessura do duto (t) e a taxa de corrosão radial (R_d). Comparando a Figura 6.3 em relação à Figura 6.2, pode ser constatado que as variáveis mantiveram seus fatores de importância distribuídos de maneira semelhante, confirmando desta forma que definir as variáveis com pequeno fator de importância como determinísticas, não afetou a distribuição do fator de importância das demais variáveis.

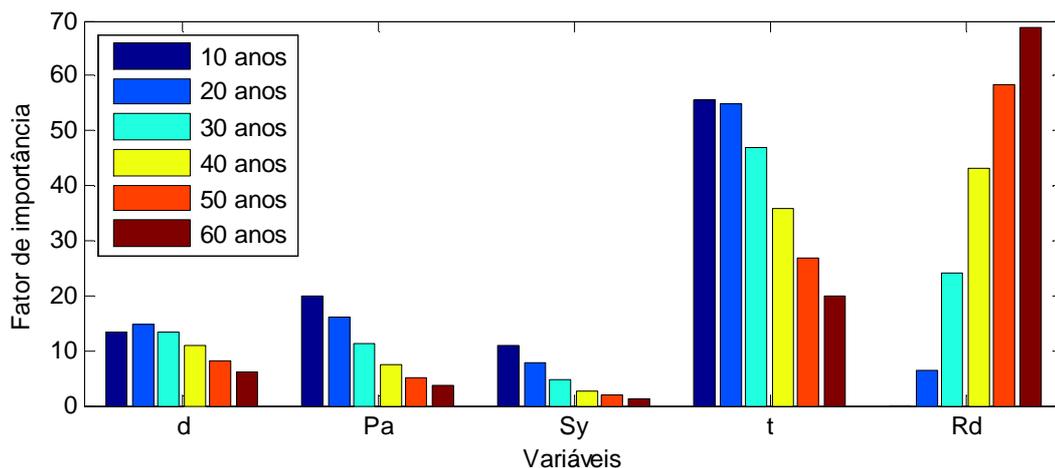


Figura 6.3 – Fator de importância *versus* período de exposição para cada variável, considerando d , a e R_d como variáveis determinísticas

6.2 Comparação entre métodos analíticos semi-empíricos

Uma segunda aplicação do programa para análise de confiabilidade estrutural foi realizada com o intuito de comparar os valores encontrados de probabilidade de falha pelos métodos FORM e SORM, índice de confiabilidade e pressão de falha do duto para cada método analítico semi-empírico.

Neste segundo caso foi considerada a mesma hipótese do caso anterior, sendo utilizados os métodos descritos no item 3.2. Para o método DNV RP-F101 foi utilizado o valor de σ_u igual a 513 MPa, referente ao aço API 5L Grau X52 utilizado no trabalho de Ahammed (1998), com coeficiente de variação igual ao adotado para a tensão de escoamento, com valor de 0,067.

A Figura 6.4 e a Figura 6.5 mostram a variação da probabilidade de falha em relação à exposição do duto ao longo do tempo, considerando os métodos FORM e SORM. Comparando as curvas destas duas figuras é possível perceber que a diferença entre os métodos é evidente a partir da probabilidade de falha de 0,1.

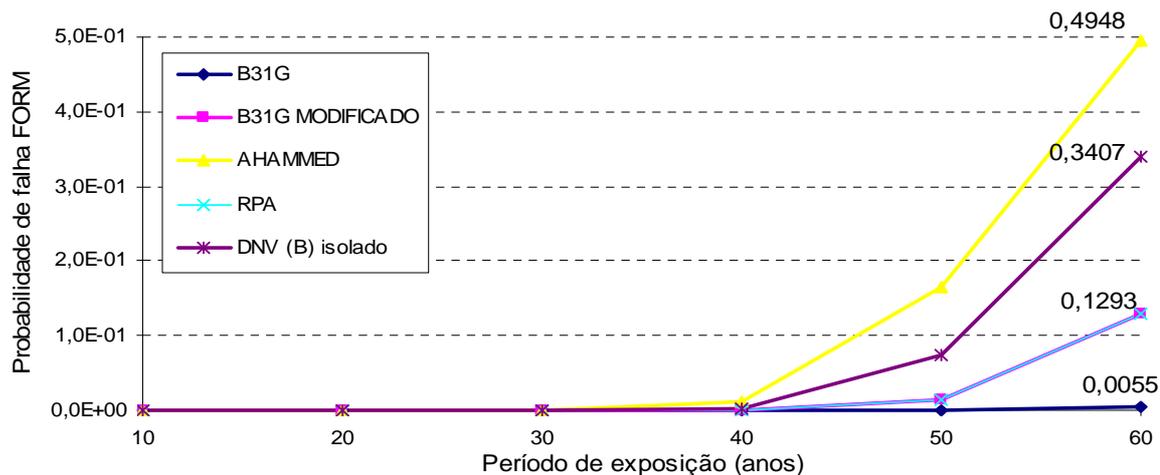


Figura 6.4 – Comparação da probabilidade de falha FORM entre métodos analíticos semi-empíricos

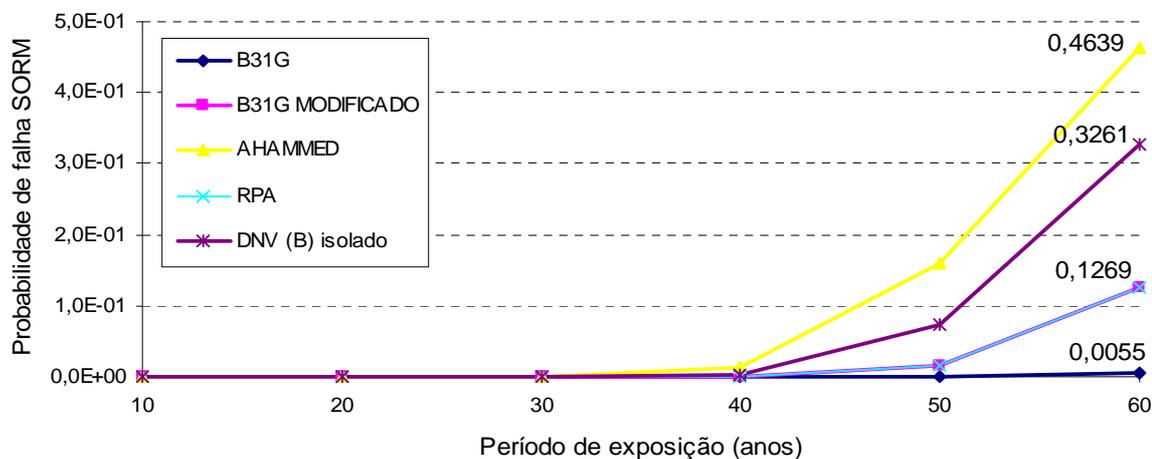


Figura 6.5 – Comparação da probabilidade de falha SORM entre métodos analíticos semi-empíricos

A Figura 6.6 mostra a variação do índice de confiabilidade β para cada método. Valores típicos desejáveis para o índice de confiabilidade são maiores do que 3, segundo Ahammed (1998). Seguindo este critério, pode-se concluir que o duto analisado necessitará de uma interferência de manutenção no tempo igual a 35 anos de acordo com o método usado por Ahammed (1998), e no tempo igual a 55 anos de acordo com o método B31G.

O monitoramento da corrosão nos dutos é realizado em intervalos menores do que o extrapolado como período de exposição nas figuras apresentadas. O conhecimento da probabilidade de falha e do índice de probabilidade é importante para a tomada de decisão para manutenção de um duto ou alteração de parâmetros operacionais com o objetivo de manter sua operacionalidade.

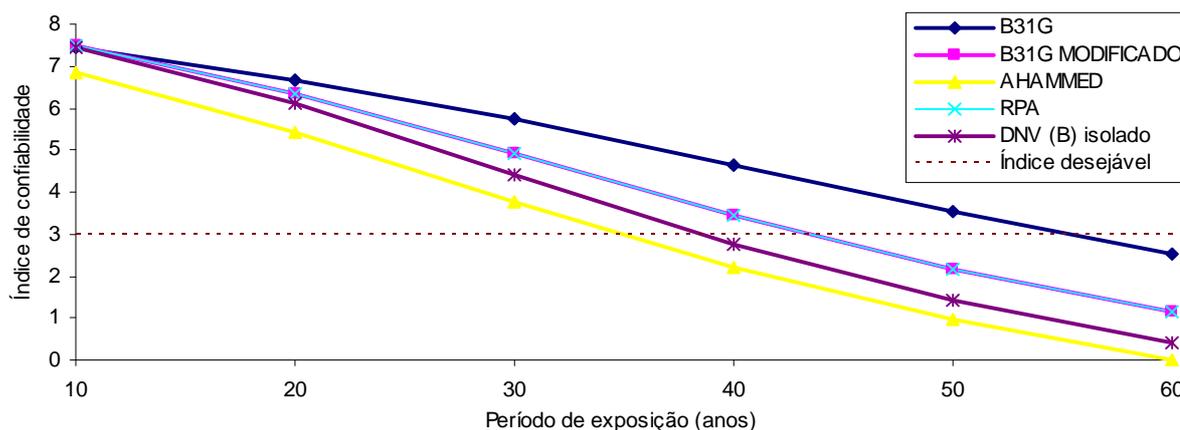


Figura 6.6 – Comparação do índice de confiabilidade entre os métodos analíticos semi-empíricos

Pode ser observado nas Figura 6.4 e Figura 6.5 que a probabilidade de falha do método B31G se mantém pequena ao longo do tempo de exposição. Isto comprova que se trata do método mais conservador, pois com esta análise é possível concluir que a condição imposta pelo método procura trabalhar longe do estado limite da função de falha, ou seja, distante da linha que divide a região de falha da região segura (Figura 4.1).

A Figura 6.8 mostra a comparação entre os métodos considerando todas as variáveis com valores determinísticos.

A Figura 6.7 mostra a comparação entre a pressão de falha no ponto de projeto no espaço original (U^*) para cada método. Conforme esperado todos os métodos mostram a mesma tendência. Isto ocorre devido à diminuição da resistência do duto com o progresso do defeito de corrosão ao longo do período de exposição.

Comparando os resultados de pressão de falha apresentados nas Figura 6.7 e Figura 6.8, na primeira os resultados apresentados são bem menores. Isto ocorre devido à pressão de falha ter sido calculada no ponto U^* , que é o ponto onde a configuração de valores das variáveis aleatórias resulta na menor pressão de falha estatisticamente possível.

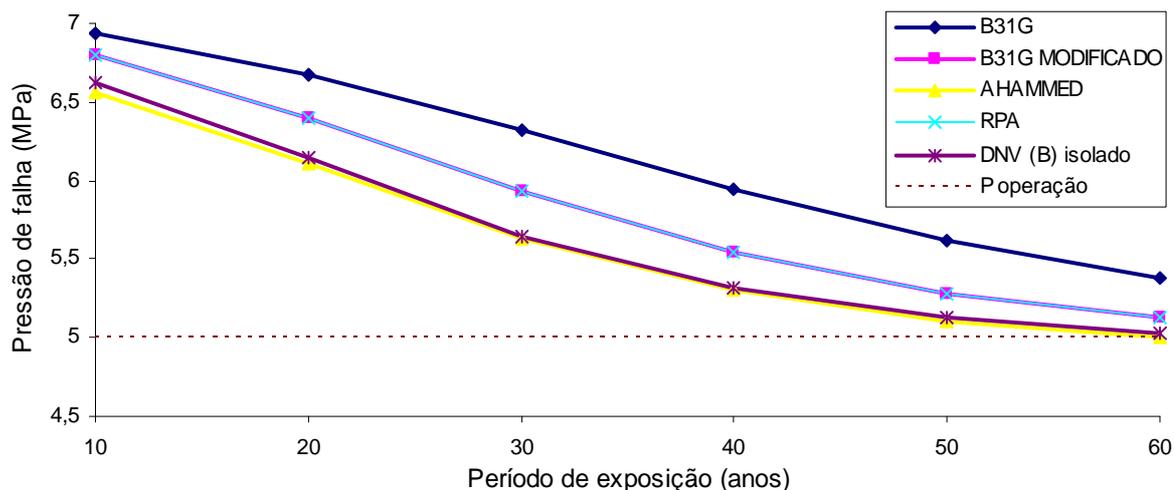


Figura 6.7 – Comparação da pressão de falha no ponto de projeto (U^*) entre os métodos analíticos semi-empíricos

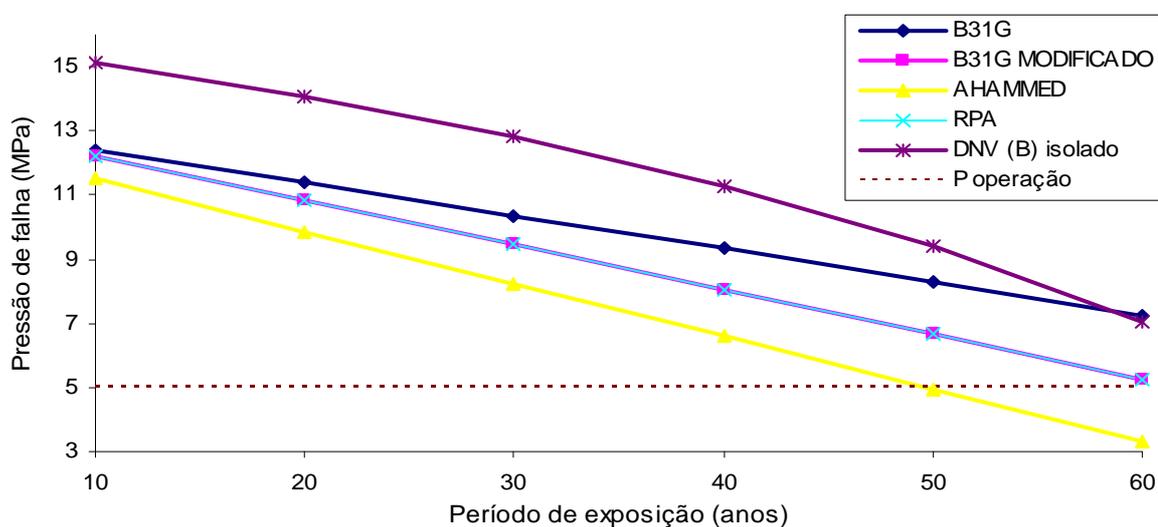


Figura 6.8 – Comparação da pressão de falha, considerando as variáveis como valores determinísticos, entre os métodos analíticos semi-empíricos

6.3 Comparação entre métodos considerando fator de incerteza de modelagem

Outra análise foi realizada comparando os métodos analíticos semi-empíricos utilizando um fator para incerteza de modelagem (iM). O objetivo do fator de incerteza modelagem é diminuir a variabilidade dos resultados encontrados de probabilidade de falha, índice de probabilidade e pressão de falha, aproximando os resultados dos métodos analíticos semi-empíricos dos resultados de análises experimentais e numéricas.

O fator de incerteza de modelagem adotado no presente trabalho foi criado por Vanhazebrouck (2008), através de análise de regressão, a partir da comparação de resultados entre métodos analíticos semi-empíricos, ensaios experimentais realizados por Choi *et al.* (2003) e resultados de análises numéricas, realizadas por Valentini (2006). Através de seu estudo, Vanhazebrouck (2008) concluiu que o fator de incerteza de modelagem baseado nos resultados apresentados no trabalho de Valentini (2006) é o que oferece melhor aproximação dos resultados reais.

O fator de incerteza de modelagem foi implementado no programa criado no presente trabalho através da Eq. (6.5). O fator de incerteza de modelagem é definido através da Eq. (6.6) onde os coeficientes estão definidos na Tabela 6.4.

$$G(\underline{U}) = (iM \cdot P_f) - P \quad (6.5)$$

$$iM = C_1 + C_2 d + C_3 a \quad (6.6)$$

Tabela 6.4 – Constantes para o cálculo da incerteza de modelagem com base nos dados de Valentini (2006)

	B31G	B31G Modificado	AHAMMED	RPA	DNV RP-F101 (parte B)
C ₁	1,16	1,40	1,17	1,17	1,06
C ₂	-5,68E-3	-2,52E-2	1,15E-2	-6,00E-3	-2,33E-3
C ₃	3,76E-4	-2,49E-4	-2,62E-5	1,16E-4	6,90E-5

Fonte: Vanhazebrouck (2008)

A análise foi realizada através do mesmo modelo utilizado no item 6.2, mantendo assim o mesmo parâmetro de comparação. A Figura 6.9 mostra os resultados de probabilidade de falha pelo método SORM. Em relação à análise realizada no item 6.2, Figura 6.4 e Figura 6.5, podem ser notadas a diminuição nos valores de probabilidade de falha para todos os métodos, porém o método adotado por Ahammed (1998) foi o que apresentou maior variação, resultando em valores mais próximos do método DNV RP-F101.

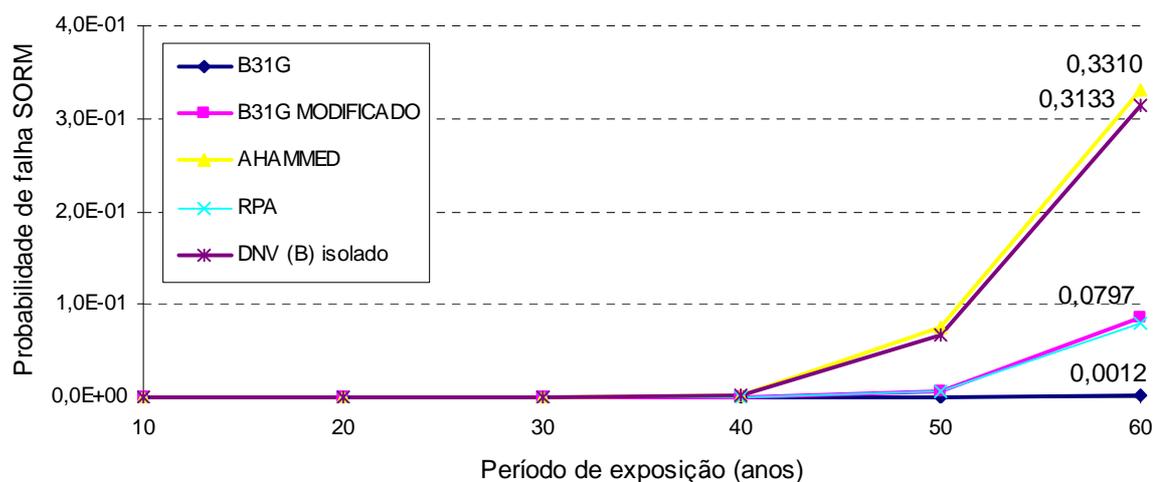


Figura 6.9 – Comparação da probabilidade de falha SORM entre métodos analíticos semi-empíricos considerando incerteza de modelagem

Analisando os resultados de índice de confiabilidade houve uma variação para cima para todos os métodos exceto o método DNV RP-F101, que se manteve praticamente estável. Isto pode estar relacionado ao fato da constante C_1 da Eq. (6.6) para o método DNV ter o menor valor entre os métodos avaliados.

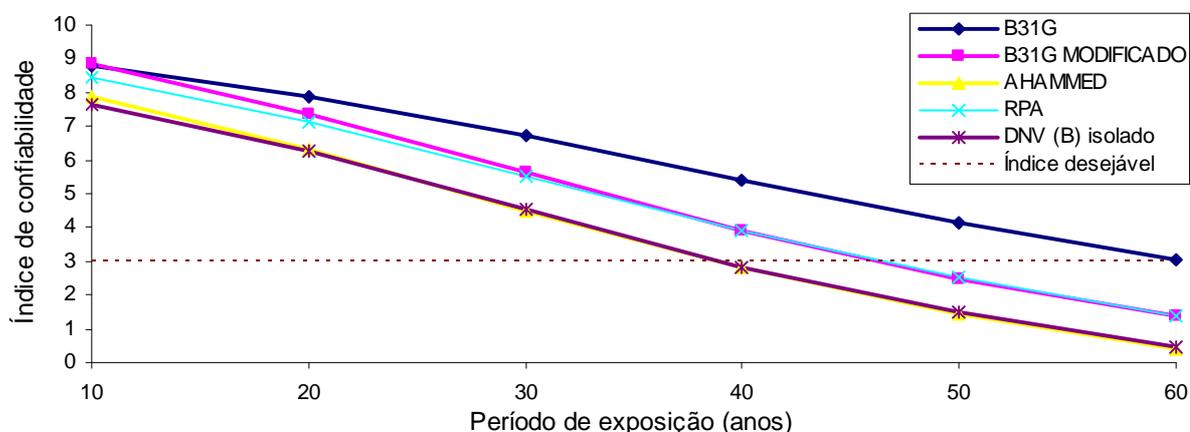


Figura 6.10 – Comparação de índice de confiabilidade entre métodos analíticos semi-empíricos considerando incerteza de modelagem

Para avaliar melhor a influência da incerteza de modelagem nos resultados do índice de confiabilidade, foi analisada a média e o coeficiente de variação dos resultados com e sem a incerteza de modelagem, estando os resultados apresentados na Figura 6.11.

Verificando os resultados pode-se notar que o índice de confiabilidade médio entre os métodos avaliados aumenta quando é considerada a incerteza de modelagem. Por sua vez, o coeficiente de variação entre os métodos mantém-se praticamente o mesmo, considerando ou não a incerteza de modelagem.

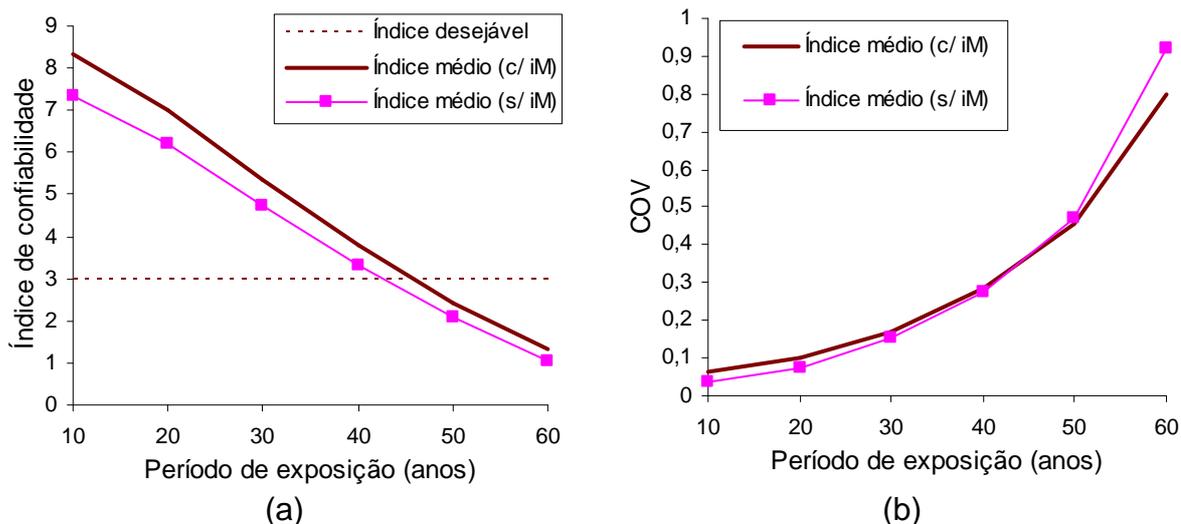


Figura 6.11 – Comparação do índice de confiabilidade entre métodos com e sem incerteza de modelagem: (a) média dos resultados de índices de confiabilidade entre métodos e (b) coeficientes de variação dos resultados

Comparando a Figura 6.12 com a Figura 6.7 não é detectada nenhuma variação relevante na pressão de falha no ponto de projeto (U^*), exceto a pressão de falha do método B31G que mostra uma pequena variação para cima.

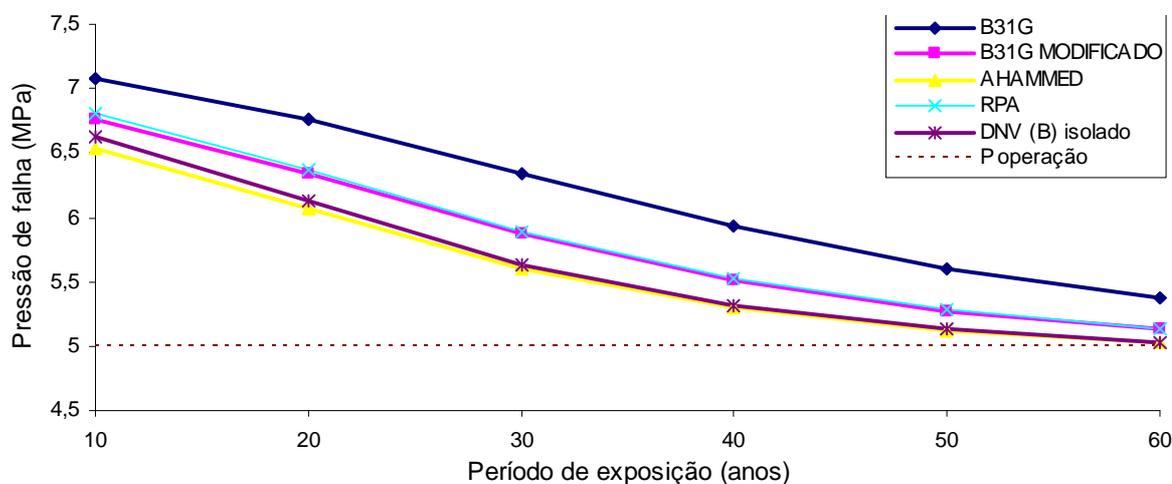


Figura 6.12 – Comparação da pressão de falha no ponto de projeto (U^*) entre os métodos analíticos semi-empíricos considerando incerteza de modelagem

Igualmente ao que foi realizado com o índice de confiabilidade, foram analisados os valores das médias e coeficientes de variação dos resultados de pressão de falha no ponto de projeto U^* para comparar a variação dos resultados ao considerar ou não a incerteza de modelagem. Os resultados desta comparação estão representados na Figura 6.13.

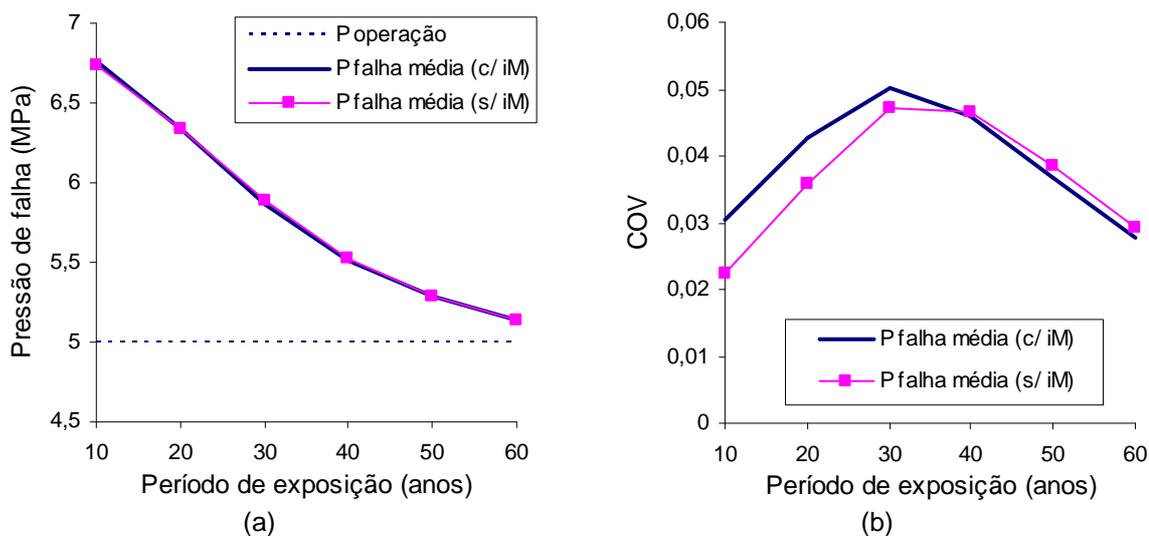


Figura 6.13 – Comparação da pressão de falha no ponto de projeto U^* entre métodos com e sem incerteza de modelagem: (a) média dos resultados de pressão de falha entre métodos e (b) coeficientes de variação dos resultados

Pode-se notar que a média da pressão de falha não variou ao ser considerada a incerteza de modelagem. O coeficiente de variação da pressão de falha sofreu um pequeno aumento até o período de exposição de 30 anos, e manteve-se acompanhando os valores de coeficiente de variação para os demais períodos no caso em que não é considerada a incerteza de variação.

6.4 Comparação da probabilidade de falha entre métodos variando a pressão de operação

O estudo comparativo entre os métodos analíticos semi-empíricos variando a pressão de operação do duto em função de um valor percentual em relação à pressão de falha, determinada pelo próprio método, tem como objetivo demonstrar o comportamento da probabilidade de falha calculada pelo método SORM para diferentes níveis de pressão de operação.

Foi considerado novamente o mesmo modelo utilizado no trabalho de Ahammed (1998), mantendo o mesmo padrão de comparação. Foi calculada a probabilidade de falha variando a pressão de operação (P) em 50%, 60%, 70%, 80% e 90% da pressão de falha calculada pelo respectivo método analítico semi-empírico avaliado. A Figura 6.14 mostra os resultados da probabilidade de falha calculada pelo método SORM e a Figura 6.15 mostra o respectivo índice de confiabilidade.

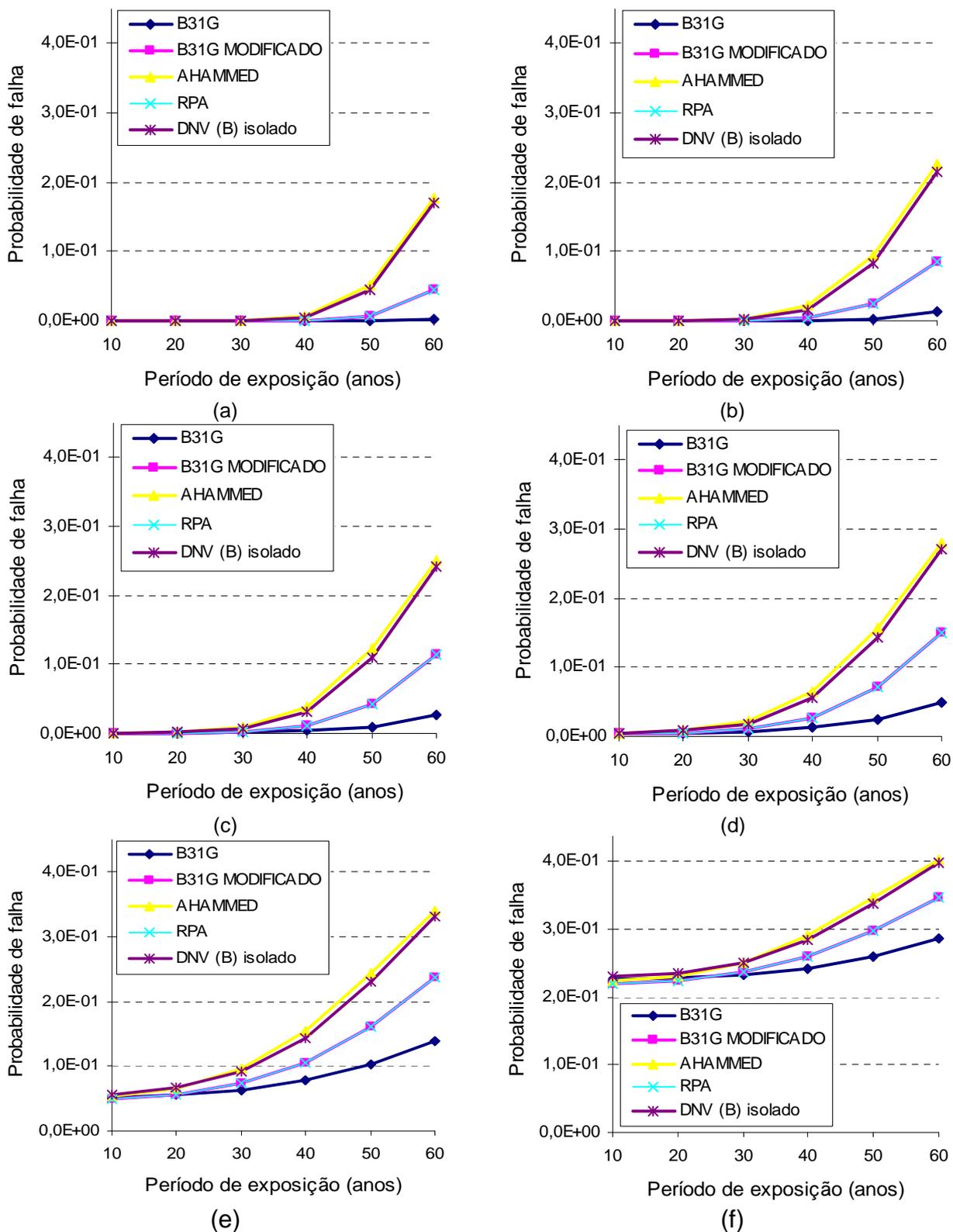


Figura 6.14 – Probabilidade de falha SORM para diferentes pressões de operação: (a) $P_r 0,5$, (b) $P_r 0,6$, (c) $P_r 0,65$, (d) $P_r 0,7$, (e) $P_r 0,8$ e (f) $P_r 0,9$

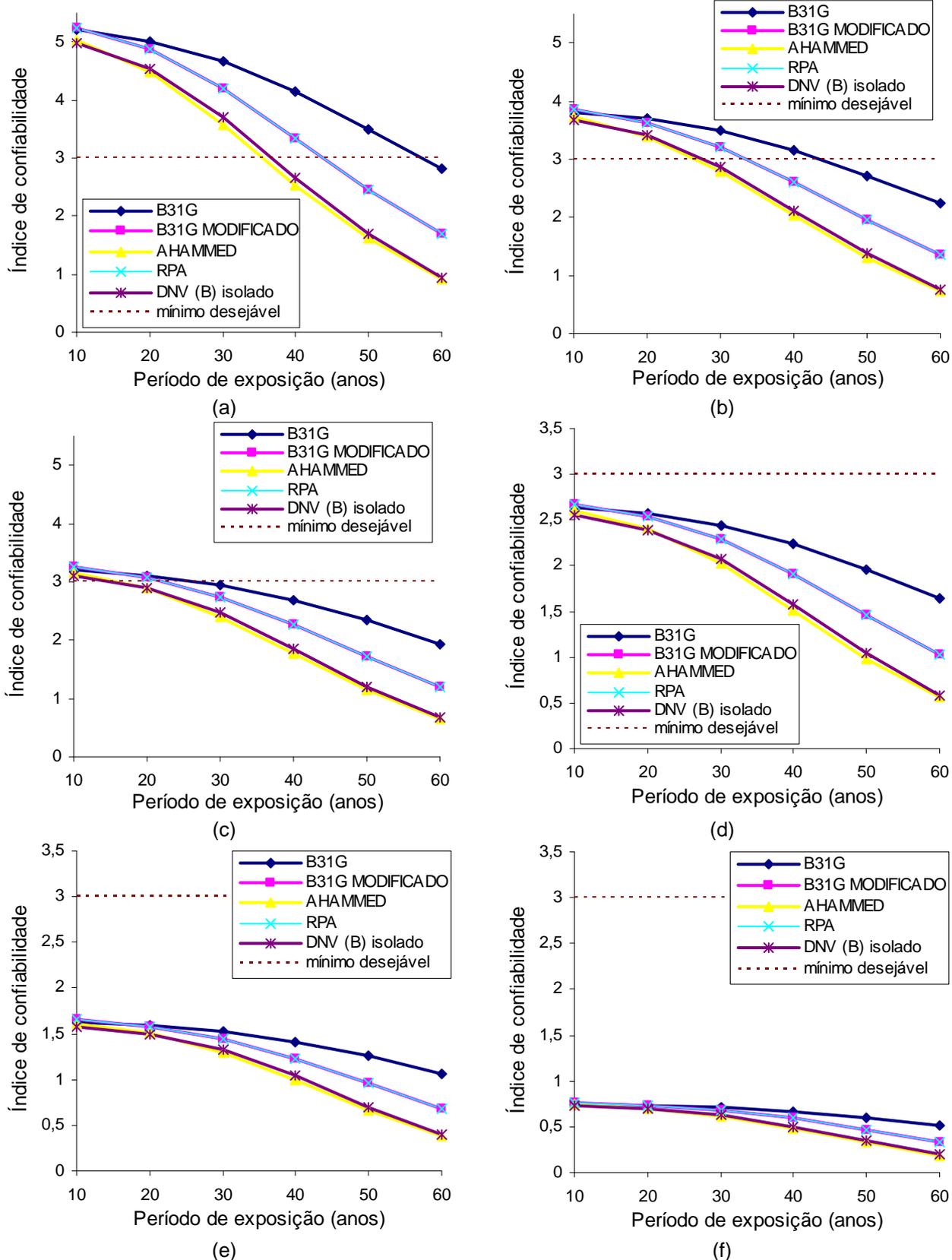


Figura 6.15 – Índice de confiabilidade para diferentes pressões de operação: (a) $P_r=0,5$, (b) $P_r=0,6$, (c) $P_r=0,65$, (d) $P_r=0,7$, (e) $P_r=0,8$ e (f) $P_r=0,9$

Analisando a Figura 6.14 pode-se evidenciar o comportamento da probabilidade de falha para cada relação de pressão de operação. A pressão de operação considerada nos cálculos diminui ao longo do período de exposição devido à diminuição da resistência do duto com o progresso do defeito de corrosão, porém é mantida a relação percentual em relação à pressão de falha calculada por cada método. Para as relações de 50%, 60% e 65% da pressão calculada, a probabilidade de falha no tempo inicial (10 anos) apresenta valores satisfatórios, porém a medida que a pressão de operação se aproxima da pressão de falha calculada, a probabilidade de falha aumenta consideravelmente já no tempo inicial (10 anos).

Analisando a Figura 6.15 confirma-se que quanto maior a pressão de operação, menor é o valor do índice de confiabilidade. Isto significa que o ponto de projeto no espaço reduzido (V^*) fica cada vez mais próximo da origem, aumentando a probabilidade de uma determinada configuração de valores das variáveis aleatórias resultarem numa condição de falha.

Este tipo de análise pode ser realizada com o intuito de definir a relação ideal de pressão de operação em função da pressão de falha e de um critério de probabilidade de falha.

6.5 Avaliação da probabilidade de falha de defeitos longitudinais interagentes

Até o momento as análises realizadas consideraram um duto contendo um defeito isolado. Esta condição pode não ser a mais representativa dos casos encontrados na prática, porém serviu como parâmetro de comparação entre alguns dos métodos analíticos semi-empíricos existentes. Na prática é mais comum se encontrar cadeias de corrosão, ou seja, vários defeitos próximos que podem potencialmente influenciar uns aos outros, ou seja, existe a interação entre os defeitos.

A interação entre defeitos é prevista por alguns métodos de forma simples, como por exemplo, o método RPA, que considera a interação entre defeitos quando determinada distância entre defeitos é atingida, considerando então os defeitos interagentes como um único defeito. O método utilizado para a análise de defeitos que interagem no presente trabalho será o DNV RP-F101, descrito no item 3.3.3.2.

Para realizar a análise serão adotados os modelos utilizados no trabalho de Machado *et al.* (2007), que realizou a análise numérica através do método de elementos finitos para avaliar 4 casos de interação de corrosão num duto API 5L Grau X65. Em seu trabalho foram considerados três defeitos de corrosão com geometria e espaçamento longitudinal entre defeitos iguais, conforme Figura 6.16, sendo que uma das análises realizadas avaliou a relação entre o espaçamento entre os defeitos e a pressão de ruptura para cada um dos casos.

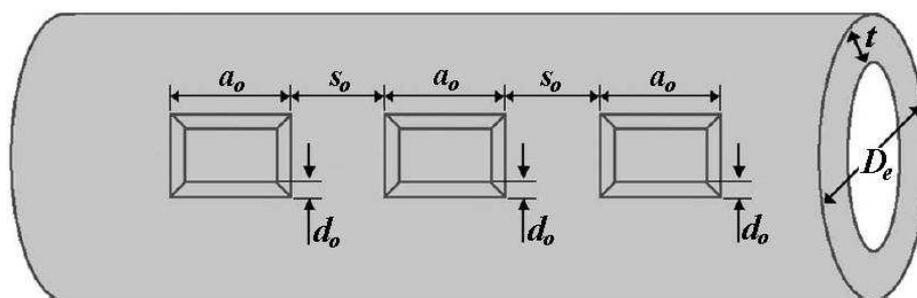


Figura 6.16 – Parâmetros geométricos para duto com defeitos longitudinais múltiplos
Fonte: adaptado de Machado *et al.* (2007)

A Tabela 6.5 mostra os parâmetros geométricos para os casos avaliados por Machado *et al.* (2007). A largura do defeito não está sendo considerada na análise, pois o método adotado não a leva em consideração em sua formulação, porém no trabalho de Machado *et al.* (2007) a largura para todos os casos estudados é de 50mm. A Figura 6.17 mostra um gráfico com a relação da pressão de ruptura do duto para cada caso em função do espaçamento entre defeitos.

Tabela 6.5 – Parâmetros geométricos dos casos analisados por Machado *et al.* (2007)

Variável	Descrição	CASOS			
		1	2	3	4
d_o	Profundidade de cada defeito	13,1 mm	13,1 mm	13,1 mm	8,75 mm
D_e	Diâmetro externo do duto	762 mm	762 mm	762 mm	762 mm
a_o	Comprimento de cada defeito	200 mm	100 mm	300 mm	200 mm
s_i	Espaçamento entre defeitos	variável	variável	variável	variável
t	Espessura da parede do duto	17,5 mm	17,5 mm	17,5 mm	17,5 mm

Fonte: adaptado de Machado *et al.* (2007)

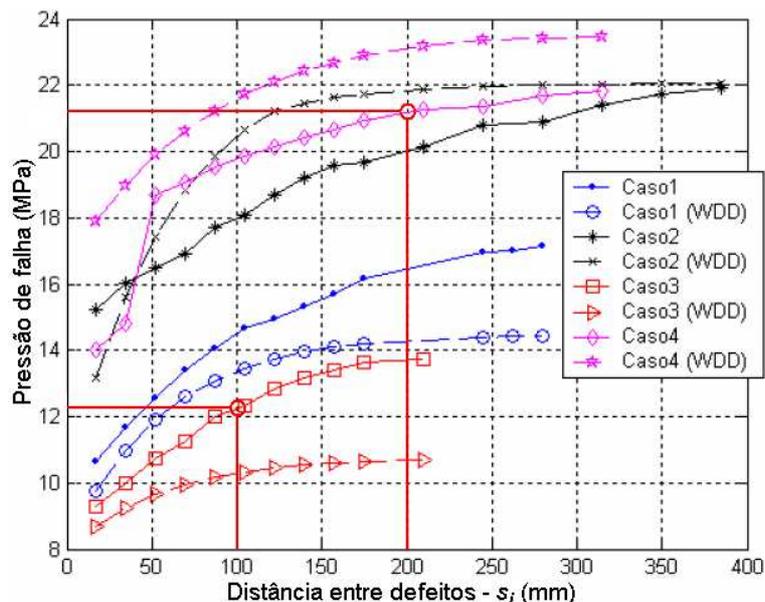


Figura 6.17 – Gráfico de pressão de falha x distância entre defeitos para os quatro casos analisados por Machado *et al.* (2007)
Fonte: Machado *et al.* (2007)

Tendo em vista que a análise de confiabilidade realizada no presente trabalho leva em consideração a evolução da corrosão com o tempo, foram escolhidos parâmetros geométricos que permitissem realizar a correlação com o trabalho de Machado *et al.* (2007). Sendo assim, foram adotados os parâmetros geométricos do Caso 4, conforme a Tabela 6.5, e definidas as taxas de corrosão longitudinal e radial capazes de fornecer no tempo de exposição final (60 anos) um modelo com os parâmetros geométricos do Caso 3, conforme a Tabela 6.5.

A Tabela 6.6 mostra os dados utilizados para a análise de confiabilidade estrutural de três defeitos de mesma geometria alinhados longitudinalmente. Os valores de coeficientes de variação e tipo de distribuição de probabilidade foram mantidos conforme as análises anteriores.

O espaçamento inicial entre os defeitos foi considerado de 200 mm e, com o progresso da corrosão, o espaçamento final entre defeitos é de 100 mm. Conhecidos estes dois valores é possível extrair o valor da pressão de ruptura, para o período de exposição inicial e final da análise, através da Figura 6.17.

Outro parâmetro necessário para a análise é a pressão interna do duto (P). Este parâmetro foi considerado em função da pressão de falha calculada pelo método DNV RP-F101 através de valores determinísticos. Foram realizadas análises

para a pressão interna do duto variando em $0,5.P_f$, $0,6.P_f$, $0,7.P_f$, $0,8.P_f$ e $0,9.P_f$, totalizando cinco hipóteses.

Tabela 6.6 – Dados para a análise de interação entre defeitos

Variável	Descrição	Distribuição de probabilidade		
		Tipo	Média	Coefficiente de Variação
d_o	Profundidade de cada defeito	Normal	3 mm	0,1
D_e	Diâmetro externo do duto	Normal	762 mm	0,03
a_o	Comprimento de cada defeito	Normal	200 mm	0,05
P	Pressão interna do duto	Normal	$0,5.P_f$ a $0,9.P_f$	0,1
R_d	Taxa de corrosão radial	Normal	$0,087 \text{ mm/ano}$	0,2
R_a	Taxa de corrosão longitudinal	Normal	2 mm/ano	0,2
σ_y	Tensão de escoamento do material	Log-normal	450 MPa	0,067
σ_u	Tensão última do material	Log-normal	680 MPa	0,067
t	Espessura da parede do duto	Normal	10 mm	0,05

A Figura 6.18 apresenta a probabilidade de falha para cada hipótese de pressão interna do duto, em função da pressão de falha avaliada. Conforme esperado, a pressão interna do duto quanto mais próximo de $100\%P_f$, maior é a probabilidade de falha SORM.

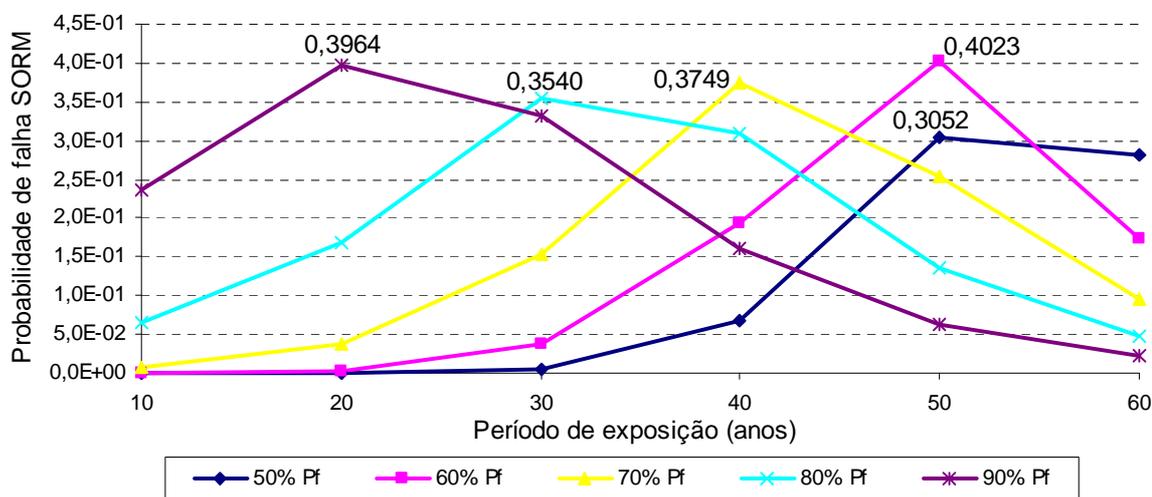


Figura 6.18 – Probabilidade de falha pelo método SORM para defeitos interagentes para cada pressão aplicada internamente no duto

Este tipo de análise pode servir para planejar modificações em parâmetros operacionais do duto com o objetivo de prolongar sua vida. Por exemplo, se o duto estiver operando com a pressão interna igual a $60\%P_f$ no período de exposição de 10 a 20 anos, pode ser prevista a diminuição da pressão para $50\%P_f$ no período de

exposição de 20 a 30 anos, com o objetivo de manter a mesma probabilidade do primeiro período.

Na Figura 6.18 pode ser visto que a probabilidade de falha, em todos os casos, atinge um ponto de máximo e em seguida diminui. Este comportamento ocorre devido ao índice de confiabilidade, que é definido pela distância do ponto de projeto à origem do espaço reduzido, assumir apenas valores positivos (função modular), conforme mostrado na Figura 6.19. Sendo assim, a probabilidade de falha só faz sentido até o ponto de máximo, devendo ser ignorados os valores após este ponto.

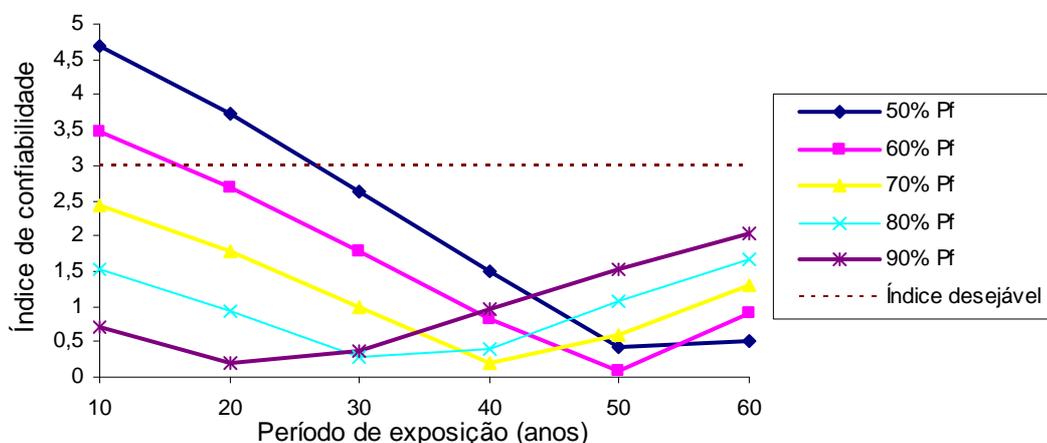


Figura 6.19 – Comparativo entre o índice de confiabilidade para cada pressão interna do duto

Na Figura 6.19 é apresentado o comparativo do índice de confiabilidade entre cada um dos patamares de pressão interna aplicado no duto e pode ser verificado que para o tempo de exposição inicial apenas a pressão interna referente a 50% e 60% da pressão de falha calculada pelo método DNV RP-F101 apresentam valores acima do índice desejável.

Na Figura 6.20 é realizada a comparação entre a pressão de falha calculada pelo método DNV RP-F101 e a pressão de ruptura conforme Machado *et al.* (2007). Esta última foi representada no gráfico através de uma reta que liga o ponto da pressão de falha do Caso 3, para defeitos distanciados em 200mm no período de exposição inicial, e o ponto da pressão de falha do Caso 4, para defeitos distanciados em 100mm no período de exposição final.

Os patamares de pressão interna do duto também foram representados na Figura 6.20. Pode ser visto que a pressão de falha calculada pelo método DNV RP-F101 é superior à pressão determinada numericamente através do método dos elementos finitos no trabalho de Machado *et al.* (2007). A característica do método DNV RP-F101 em apresentar valores contra a segurança para defeitos longos já havia sido destacada em outros trabalhos, como Choi (2003) e Benjamin *et al.* (2003), e novamente esta característica é constatada.

O método DNV RP-F101 de modo geral apresenta valores mais próximos da pressão de ruptura real do duto, mas para ser utilizado com segurança deve ser utilizado em conjunto com fatores de segurança, conforme mencionado no item 3.3.3. No caso apresentado a pressão aplicada de 80% da pressão de falha calculada pelo método DNV RP-F101 resulta num valor próximo à pressão de ruptura do duto a favor da segurança.

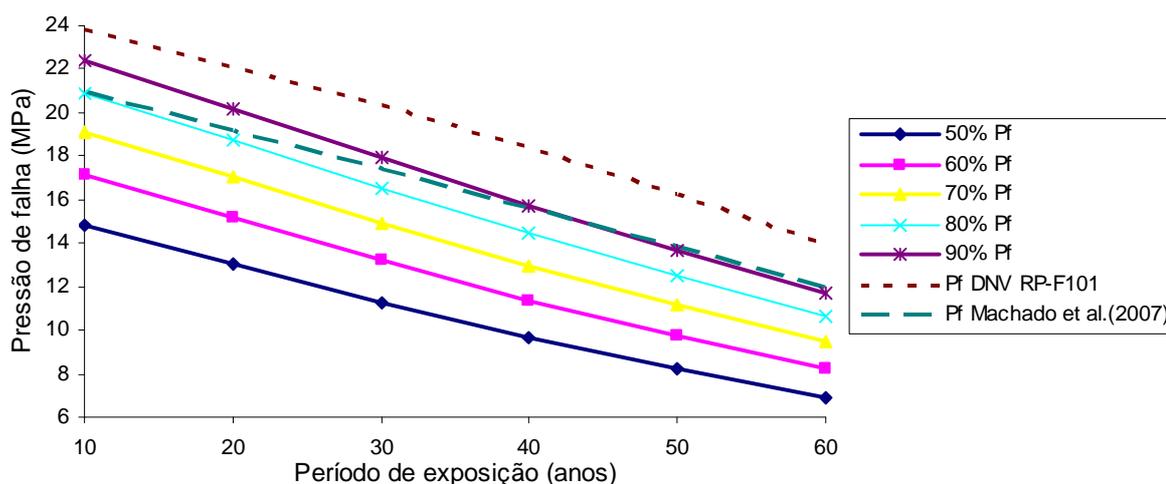


Figura 6.20 – Comparativo entre as pressões de falha no ponto de projeto (U^*), DNV RP F-101, e Machado *et al.* (2007)

Com base no exposto, o método SORM pode ser usado em casos de defeitos interagentes com o objetivo de determinar o momento correto para manutenção de um duto ou apenas a alteração de seus parâmetros operacionais, visando a garantia da operação sem perder confiabilidade.

7 CONCLUSÃO

O transporte de derivados de petróleo a partir de dutos é um meio bastante comum e muito utilizado no mundo inteiro, mas necessita de monitoramento e avaliação constante de sua integridade física. Por mais que sejam tomados cuidados durante o projeto e instalação de um duto, a corrosão sempre será um de seus principais inimigos. O desenvolvimento de metodologias para a avaliação de dutos com defeitos causados por corrosão é muito importante para que se possa determinar com a maior precisão possível a resistência do duto e sua vida remanescente. Com base nisto, a confiabilidade estrutural se torna uma ferramenta eficaz para o planejamento de manutenções e modificações em parâmetros operacionais com o objetivo de manter a operação de um duto num nível de segurança apropriado.

Foi visto que a confiabilidade estrutural de um duto com defeitos de corrosão pode ser calculada através de diferentes métodos. Os métodos FORM e SORM se mostraram uma opção interessante, sendo implementados num programa criado no software MATLAB®.

Através do programa criado, foi realizada a comparação entre os métodos FORM e SORM para o cálculo de confiabilidade estrutural em dutos com defeitos de corrosão. Através do método FORM, foi possível calcular o índice de confiabilidade, a probabilidade de falha “FORM” e o fator de importância de cada variável considerada no cálculo. O método SORM é um complemento ao método FORM e, no presente trabalho, foi possível comprovar uma sensível diferença entre a probabilidade de falha calculada através do método FORM e o método SORM apenas para períodos de exposição superiores a 40 anos. Pode-se notar que a diferença entre o método SORM e FORM começa a aumentar quando a probabilidade de falha é superior a 0,1.

Através da análise do fator de importância foi possível identificar as variáveis aleatórias que apresentam maior e menor influência na caracterização da falha do

duto e, com estes dados, foi possível realizar uma nova análise considerando as variáveis com menor fator de importância como determinísticas. A probabilidade de falha final desta segunda análise apresentou resultados muito próximos ao da análise inicial, que considerou todas as variáveis como aleatórias. Isto comprova que ao analisar o fator de importância é possível otimizar a análise sem comprometer o resultado final.

As diferenças entre o método FORM e SORM apresentados no presente trabalho estão conforme o esperado, considerando os resultados apresentados no trabalho de Lee (2008).

Em todas as hipóteses criadas para aplicar o programa criado, foi considerado o efeito da progressão da corrosão com o tempo, ou seja, a probabilidade de falha aumenta com o tempo de exposição por se tratar de um duto com corrosão ativa.

Como a análise é realizada com base em equações analíticas semi-empíricas, nem todos os valores se igualam aos ensaios práticos. O uso de fatores de segurança é necessário quando se utiliza um método que, em determinadas condições, apresenta valores de pressão de falha contra a segurança, como o caso do método DNV RP-F101. Neste método é assumida a necessidade de aplicar fatores de segurança para determinar a pressão de operação segura.

O uso de fatores para incerteza de modelagem se mostrou interessante no sentido de diminuir a variabilidade entre métodos analíticos semi-empíricos, porém não garante que o resultado do método apresentará resultados adequados quanto às análises experimentais.

O método de análise de confiabilidade estrutural apresentado no presente trabalho pode ser muito útil na área de manutenção de dutos, pois pode promover subsídio para tomada de decisão e planejamento de intervenções diretas, através de manutenção de campo, e indiretamente, através de alterações de parâmetros operacionais.

Este trabalho não esgota o assunto, mas agrega mais informações aos trabalhos já publicados e a futuros estudos de confiabilidade estrutural de dutos

corroídos e, ou mesmo de outras estruturas, tendo em vista que os métodos FORM e SORM podem ser aplicados em outros problemas de resistência estrutural.

Alguns trabalhos que ficam como sugestão de estudos futuros:

- Implementar um procedimento de análise de confiabilidade estrutural de dutos com defeitos de corrosão sujeitos a carregamentos combinados;
- Implementar uma interface gráfica para entrada de dados no programa, assim como banco de dados com propriedades de materiais, distribuições de probabilidade e coeficientes de variação de acordo com resultados experimentais;
- Implementar a análise de confiabilidade de um duto com n defeitos interagentes ou não;
- Aplicação do método de confiabilidade em diferentes problemas da mecânica dos sólidos;
- Implementar um banco de dados com taxas de corrosão para diferentes materiais, sob diferentes condições;
- Realizar análise de confiabilidade em paralelo com análise computacional para aprimorar a incerteza de modelagem e fatores de segurança;
- Implementar no programa a avaliação do índice de importância das variáveis e avaliar a vantagem em considerá-las como determinísticas quando possível.

8 REFERÊNCIAS

AHAMMED, M. Prediction of remaining strength of corroded pressurized pipelines. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v.71, p.213-217, 1997.

AHAMMED, M. Probabilistic estimation of remaining life of a pipeline in the presence of active corrosion defects. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v.75, p. 321-329, 1998.

AHAMMED, M.; MELCHERS, R. E. Reliability estimation of pressurized pipelines subject to localised corrosion defects. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v.69, p.261-272, 1996.

AHAMMED, M.; MELCHERS, R. E. Reliability of underground pipelines subject to corrosion. **Journal of Transportation Engineering: ASCE Manager of Journals**, v. 120, No 6, p.989-1002. 1994.

ALBERTINI, J. A. de C. **Estudo da influência da corrente alternada na corrosão em dutos metálicos enterrados**. São Caetano do Sul – SP: 2008. Dissertação (mestrado), p.95, IMT – CEUN.

ALVES, J L. **Avaliação numérica da capacidade de carga de dutos corroídos**. Rio de Janeiro – RJ: 2005. Dissertação (mestrado). Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

ANP (Agência nacional do petróleo, gás natural e biocombustíveis). **Anuário Estatístico**. Disponível em: <http://www.anp.gov.br/conheca/anuario_estat.asp>. Acesso em: out. 2009.

ANP (Agência nacional do petróleo, gás natural e biocombustíveis). Portaria nº 170, de 26 de novembro de 1998. PANP 170/98, p.3. **Diário Oficial [da] República Federativa do Brasil**, Brasília, DF, 27/11/1998.

API (American Petroleum Institute), **API 5L**: Specification for Line Pipe. Washington D.C., 2008, addendum 2009.

ASME (American Society of Mechanical Engineer) **B31.4**: Pipeline transportation systems for liquid hydrocarbons and other liquids. New York, 2006.

ASME (American Society of Mechanical Engineer) **B31.8**: Gas transmission and distribution piping systems. New York, 2007.

ASME (American Society of Mechanical Engineer) **B31G**: Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines. A supplement to ASME B31 code for pressure piping. New York, 1991.

BEER, F. P.; JOHNSTON JR., E. R. **Resistência do Materiais**. 3ª Ed. Makron books, São Paulo, 1995.

BENJAMIN, A. C. *et al.* Burst tests on pipeline with long external corrosion. In: 2000 INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE. **Anais...** 2000. Volume 2 , ASME.

BENJAMIN, A. C.; ANDRADE, E. Q. Modified method for the assessment of the remaining strength of corroded pipelines. In: 1ST RIO PIPELINE CONFERENCE & EXPOSITION 2003. **Anais...** Rio de Janeiro, 2003. IBP413_03.

BENJAMIN, A. C.; SOUZA, R. D.; FREIRE, J. L. F.; VIEIRA, R. D.; DINIZ, J. L. C. Burst tests on pipeline containing long real corrosion defects. In: 5TH INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE. **Anais...** Calgary, 2004. IPC04-0128.

BENJAMIN, A. C.; VIEIRA, R. D.; FREIRE, J. L. F.; CASTRO, J. T. P. Burst tests on pipeline with nonuniform depth corrosion defects. In: 21ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARTIC ENGINEERING. **Anais...** Oslo, 2002. OMAE2002-28065.

CABRAL, H. L. D. **Desenvolvimento de ferramentas computacionais para modelagem e análise automática de defeitos de corrosão em dutos**. Recife – PE: 2007. Dissertação (mestrado). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Pernambuco.

CALEYO, F.; GONZÁLEZ, J. L.; HALLEN, J. M. A Study on the reliability assessment methodology for pipelines with active corrosion defects. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v.79, p.77-86, 2002.

CERVELIN, D. **Avaliação da integridade estrutural de dutos corroídos com múltiplos defeitos**. Curitiba – PR: 2008. Relatório Final (iniciação científica). Programa institucional de bolsas de iniciação científica, pró-reitoria de pesquisa e pós-graduação da Pontifícia Universidade Católica do Paraná.

CHIODO, M. S. G.; RUGGIERI, C. Failure assessments of corroded pipelines with axial defects using stress-based criteria: Numerical studies and verification analyses. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**. V.86, p.164-176, 2009.

CHOI, J. B. *et al.* Development of limit load solutions for corroded gas pipelines. **International Journal of Pressure Vessels and Piping** v.80, p.121-128, 2003.

COSHAM, A.; HOPKINS, P. The pipeline defect assessment manual. In: INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE. **Anais...** Calgary, Alberta, Canada , 2002. IPC02-27067.

COSHAM, A.; HOPKINS, P.; MACDONALD, K. A. Best practice for the assessment of defects in pipelines: Corrosion. **Science Direct: Engineering Failure Analysis**, v.14, p.1245-1265, 2007.

DNV (Det Norske Veritas), **DNV-RP-F101**: Recommended Practice – Corroded Pipelines, 2004, amended 2006.

DUTRA, A. C. *et al.* **Proteção catódica**: Técnica de combate à corrosão. 4ª ed., Interciência, Rio de Janeiro, 2006.

ESCOE, A. K. **Piping and Pipeline Assessment Guide**. Elsevier Inc, 2006.

GUIMARÃES, A. C. B. **Avaliação simplificada da capacidade de carga de dutos corroídos**. Curitiba – PR: 2005. Dissertação (mestrado). Programa de pós-graduação em Métodos Numéricos em Engenharia, Universidade Federal do Paraná.

HANSELMAN, D.; LITTLEFIELD, B. **Matlab 5**: versão do estudante, guia do usuário. Makron Books, 1999.

HATASHITA, L. S. **Análise de confiabilidade de torres de transmissão de energia elétrica quando sujeitas a ventos fortes via método analítico FORM**. Curitiba – PR: 2007. Dissertação (mestrado). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Paraná.

HIBBELER, R. C. **Mecânica**: Estática. 8ª edição, LTC, 1998.

INPIPE. **Inpipe Products**. Disponível em:

<http://www.inpipeproducts.com/products/pigs_spheres/>. Acesso em: out. 2009.

LAFRAIA, J. R. B. **Manual de confiabilidade, manutenibilidade e disponibilidade**. Qualitymark, 2001.

LEE, O. S. *et al.* Reliability estimation of buried gas pipelines in terms of various types of random variable distribution. **Journal of Mechanical Science and Technology** (KSME International Journal), Vol.19, N°6, p.1280-1289, 2005.

LEE, O. S. Reliability estimation for pvc pipe using probability theory and stress intensity factor. In: 2008 ASME PRESSURE VESSELS AND PIPING DIVISION CONFERENCE. **Anais...** 2008. PVP2008-61307.

LOPES, M. T. de A. **Análise de confiabilidade de estruturas aplicada ao projeto de reforço à força cortante de vigas em concreto armado com compósitos de fibras de carbono**. Rio de Janeiro – RJ: 2007. Tese (Doutorado), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

MACHADO, R. D., ABDALLA F., J. E., SHANG, H. Y. Carregamento limite de duto com complexo e múltiplo defeito. In: RIO PIPELINE CONFERENCE & EXPOSITION 2007. **Anais...** 2007

MACHADO, R. D., ABDALLA F., J. E., SHANG, H. Y. Structural Analysis of Corroded Pipelines Containing Complex Defects. In: CIVIL-COMP PRESS 2008. **Anais...** 2008

MEALIER N, *et al.* Reliability assessment of locking systems. Science Direct, Probabilistic Engineering Mechanics, (doi:10.1016/j.probengmech), 2009.

MELCHERS, R. E. **Structural reliability analysis and prediction**. Second edition. John Wiley & Sons, 1999.

NUNES, L de P. **Fundamentos de resistência à corrosão**. Interciência, IBP e ABRACO. Rio de Janeiro, 2007.

OLIVEIRA, A. H. S. **Análise da confiabilidade de estruturas planas e axissimétricas com trincas**. Rio de Janeiro – RJ: 1997. Tese (doutorado). Universidade Federal do Rio de Janeiro.

OLIVEIRA, C. H. F. O.; CAMERINI, C. S. PIG instrumentado da Petrobras: resultados e perspectivas In: XXI CONGRESSO NACIONAL DE ENSAIOS NÃO DESTRUTIVOS. **Anais...** Salvador, 2002. 11p.

PETROBRAS. **N-2786**: Avaliação de defeitos e modos de falha em oleodutos e gasodutos terrestres e submarinos rígidos em operação. Norma interna, Contec, 2006.

PIPEWAY. **Pipeway International**. Disponível em:
<<http://www.pipewayinternational.com/>>. Acesso em: out. 2009.

ROJAS, J. E. **Méthodologie d'analyse de fiabilité basée sur des techniques heuristiques d'optimisation et modèles sans maillage: applications aux systèmes mécaniques**. Rouen – França: 2008. Tese (doutorado). Institut National des Sciences Appliquées de Rouen.

SAGRILO, L. V. S. **Análise de confiabilidade estrutural utilizando os métodos analíticos FORM e SORM**. Rio de Janeiro – RJ: 1994. Tese (doutorado). Universidade Federal do Rio de Janeiro.

SILVA, R. C. C., GUERREIRO, J. N. C. e LOULA, A. F. D. A study of pipe interacting corrosion defects using the FEM and neural networks **Advances in Engineering Software**, v. 38, p. 868–875, 2007

TEIXEIRA, A. P. *et al.* Reliability of pipelines with corrosion defects. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 85 p.228–237, 2008.

TELLES, P. C. S. **Tubulações Industriais**: materiais, projetos, montagem. 10ª edição, LTC, 2001.

TERZIAN, R. L. **Conceitos e metodologias de gestão de projeto e sua aplicação ao caso da integridade da malha dutoviária**. Rio de Janeiro – RJ: 2005. Dissertação (mestrado). Departamento de Engenharia Industrial, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

TIRATSOO, J. N. H. **Pipeline Pigging Technology**. 2nd Edition, Gulf Professional Publishing, 1992.

TORRES, J. V. S.; AFONSO, S. M. B.; VAZ, L. E. Metodologia probabilística para estudar dutos na presença de defeitos de corrosão. In: RIO PIPELINE CONFERENCE & EXPOSITION, **Anais...** 2007.

TVEDT, L. Distribution of quadratic forms in normal space: application to structural reliability. **Journal of Engineering Mechanics**, v.116, n.6, p.1183-1197, 1990.

VALENTINI, M. D., **Avaliação dos métodos semi-empíricos para análise de dutos corroídos subsidiado pelo método dos elementos finitos**. Curitiba – PR: 2006. Dissertação (mestrado). Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Paraná.

VANHAZEBROUCK, V. M. **Análise de Dutos Corroídos por Meio de Método de Confiabilidade Estrutural**. Curitiba – PR: 2008. Dissertação (mestrado), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Paraná, p.139.