

PAULO CÉSAR FLORES CERNA

**AVALIAÇÃO DO MÉTODO WDD PARA A ANÁLISE DE DUTOS
CORROÍDOS SUBMETIDOS À PRESSÃO INTERNA**

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.

Orientador: Prof. João Elias Abdalla Filho, Ph.D.

CURITIBA

2011

Este trabalho é dedicado às pessoas que mais amo neste mundo, meus pais, por seu apoio incondicional e exemplo de vida.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar a Deus, base de toda a minha vida.

À minha mãe Flor Cerna Rodriguez e ao meu pai Pablo Flores Jara, pelo incentivo e amor brindado ao longo de minha vida e por me mostrar a importância do estudo desde que eu era criança.

À minha esposa Karen Juliana Crisigiovanni Flores e família, pelo amor, carinho, paciência, incentivo e apoio, sobre tudo nos momentos mais difíceis.

A meus irmãos Juan Carlos e Patrícia Flores Cerna, pelo incentivo e motivação, que são um exemplo a ser seguido para a realização de meus ideais.

Ao meu orientador, Prof. João Elias Abdalla Filho, pela confiança depositada para a realização desta pesquisa o qual originou esta dissertação, pela valiosa orientação recebida ao longo de todo o curso do mestrado. Agradeço a ele especialmente ao final deste trabalho, por ter aceitado ser meu orientador sem me conhecer pessoalmente e me dar à oportunidade de realizar meus estudos de mestrado em um país estrangeiro.

Aos meus demais professores do curso de mestrado, pelos conhecimentos transmitidos.

À Jane Marques da Rocha, secretária do PPGEM, pela ajuda durante todo o curso.

Aos amigos e colegas do Mestrado pela convivência e conversas agradáveis, em especial a Luiz Carlos Winikes e Edgar Della Giustina.

A CAPES, pelo apoio financeiro recebido durante todo o curso.

Em fim, a todos aqueles que de uma forma ou de outra contribuíram para a realização deste trabalho.

“Se você quer resultados diferentes, não faça a mesma coisa”. (Albert Einstein)

RESUMO

Dutos são sistemas amplamente utilizados para o transporte de petróleo e gás. Assim, é importante que operem de forma eficiente e segura. Com o tempo, os dutos são susceptíveis de sofrer danos que podem alterar a sua integridade estrutural e, conseqüentemente, causar prejuízos financeiros às indústrias que os exploram. A corrosão é uma das formas mais comuns de danos em dutos. A estimativa da pressão de falha de dutos corroídos é importante para que ações preventivas possam ser tomadas para evitar carregamentos que excedam a sua capacidade e assim, permitir que eles permaneçam em funcionamento. Atualmente, tanto o original B31G e RSTRENG são os métodos mais usados por operadores de dutos para a avaliação do defeito. Infelizmente, o fator de segurança associado a esses critérios não são bem compreendidos devido à falta de dados experimentais adequados. Além disso, sua aplicação aos defeitos complexos não está bem definida. O objetivo deste trabalho é investigar o grau de acuracidade do método Weighted Depth Difference (WDD), que estima a pressão de falha em dutos com defeitos de corrosão de geometria complexa, e comparar com os métodos de avaliação utilizados e o método dos elementos finitos. A pressão de falha de um duto com um defeito de corrosão pode ser delimitada pela pressão de falha de um duto liso sem defeitos (limite superior) e a pressão de falha de um duto com defeito de corrosão simples que esteja orientado longitudinalmente e com profundidade uniforme (limite inferior). A pressão de falha é estimada pelo método WDD interpolando entre esses limites baseado na geometria da corrosão. Esta técnica de avaliação iterativa é avaliada neste trabalho usando um programa desenvolvido em FORTRAN. Os resultados indicam que o método WDD fornece estimativa mais precisa da pressão de ruptura do que os métodos semi-empíricos de avaliação comumente utilizados (B31G, RSTRENG 0.85dL, DNV-RP-F101 e PCORRC). Adicionar um novo banco de dados experimentais seria desejável para continuar a validação deste novo método de avaliação.

Palavras-chaves: Dutos, Corrosão, Pressão de falha, Método WDD, Métodos semi-empíricos.

ABSTRACT

Pipelines are widely employed system to transport oil and gas. Thus, it is important that these operate efficiently and safely. Over time the pipelines are likely to suffer damage that can alter to its structural integrity and, consequently, financial losses to industries that exploit them. Corrosion is one of the most common forms of damage to pipelines. The predicted failure pressure of corroded pipes is important so that preventive actions can be taken to avoid loads that exceed their capacity and thereby enable them to remain in operation. Currently, both the original and B31G RSTRENG methods are commonly used by pipeline operators to evaluate the defect. Unfortunately, the safety factors associated with these criteria are not well understood due to lack of adequate experimental data. Further, their application to complex defects is not well defined. The goal of this work is to investigate the degree of accuracy Weighted Depth Difference method, which estimates the failure pressure in pipelines with corrosion defects of complex geometry, and compare with the current assessment methods and finite element method. The failure pressure of a pipeline corroded can be bounded by the failure pressure of a plain pipe without corrosion defects (upper limit) and the failure pressure of a pipeline with a simplest corrosion defects shape, oriented longitudinally with uniform depth (limit below). The failure pressure is predicted using the WDD method to interpolate between these limits based on the corrosion geometry. This iterative evaluation technique is evaluated in this work using a program developed in FORTRAN. The results indicate that the WDD method provides more accurate prediction of burst pressure than the semi-empirical methods of evaluation commonly used (B31G, RSTRENG, DNV-RP-F101 and PCORRC). Additional an experimental database would be desirable to continue validation this new evaluation method.

Keywords: Pipeline, Corrosion, Failure pressure, WDD method, Semi-empirical methods.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1- Infraestrutura de produção e movimentação de petróleo	2
Figura 1.2- Infraestrutura de produção e movimentação de gás natural	3
Figura 2.1- Processo de fabricação de tubos API 5L	14
Figura 2.2- Diagrama esquemático de um dispositivo de inspeção interna	20
Figura 2.3- Diagrama esquemático da tecnologia de fuga de fluxo magnético ...	21
Figura 2.4- Diagrama esquemático da tecnologia ultra-sônica	22
Figura 2.5- Tensões em um vaso de pressão submetido à pressão interna	23
Figura 2.6- Estado de tensões em um cilindro de parede espessa submetido à pressão interna	23
Figura 2.7- Parâmetros de corrosão usados na análise	26
Figura 2.8- Distâncias de interação para defeitos de corrosão	29
Figura 2.9- Exemplo de agrupamento de defeitos adjacentes que interagem para encontrar o agrupamento que dá a menor pressão de falha estimada	32
Figura 2.10- Combinação de defeitos interagentes no método DNV	33
Figura 2.11- Malha gerada num tubo para análise do MEF	35
Figura 2.12- Representação do elemento “SHELL43”	36
Figura 2.13- Método Newton-Raphson Padrão	38
Figura 3.1- Deformação correspondente ao ponto de escoamento	41
Figura 3.2- Pontos de referência numa curva tensão – deformação	43
Figura 3.3- Diagrama Tensão – Deformação	46

Figura 3.4- Relação entre n e $S1/S2$	47
Figura 3.5(a)- Comparação das curvas de tensão-deformação de engenharia, verdadeiras e o ajuste do modelo constitutivo de Ramberg – Osgood para o aço X42.....	48
Figura 3.5(b)- Comparação das curvas de tensão-deformação de engenharia, verdadeiras e o ajuste do modelo constitutivo de Ramberg – Osgood para o aço X46.....	48
Figura 3.5(c)- Comparação das curvas de tensão-deformação de engenharia, verdadeiras e o ajuste do modelo constitutivo de Ramberg – Osgood para o aço X52.....	49
Figura 3.5(d)- Comparação das curvas de tensão-deformação de engenharia, verdadeiras e o ajuste do modelo constitutivo de Ramberg – Osgood para o aço X55.....	49
Figura 3.6- Diagrama de corpo livre de um tubo com defeito de corrosão simples	55
Figura 3.7- Elemento infinitesimal de um defeito de corrosão simples	56
Figura 3.8- Pressão de falha vs. profundidade da solução de defeitos simples ..	63
Figura 4.1- Avaliação do parâmetro g para cada ponto analisado no defeito	65
Figura 4.2- Avaliação dos parâmetros de corrosão.....	66
Figura 4.3- Função secante hiperbólica	66
Figura 4.4- Perfil atual de corrosão.....	68
Figura 4.5- Exemplo para a análise de um defeito isolado pelo método WDD ...	70
Figura 4.6- Integral da função secante hiperbólica	71
Figura 5.1- Fluxograma das sub-rotinas do programa WDD.....	73
Figura 5.2- Perfil detalhado de corrosão do espécime BCG-04	74

Figura 5.3- Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes BCG-2,3,4,7	79
Figura 5.4- Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes BCG-5,6,9	80
Figura 5.5- Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes NOV-1,4,6.....	80
Figura 5.6- Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes SOL-2,10,11	81
Figura 5.7- Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes SOL-4,6,12.....	81
Figura 5.8- Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes RLK-1,2,3	82
Figura 5.9- Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes TCP-1,2,3.....	82
Figura 5.10- Detalhe da malha do espécime SOL-10 na região corroída	84
Figura 5.11- Sistema global de coordenadas e as condições de contorno	85
Figura 5.12 Distribuição das tensões efetivas do espécime SOL-11 na região corroída: (a) Elemento “SHELL 43”, (b) Elemento “SOLID 95”	87
Figura 5.13- Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes BCG-5,6,9	90
Figura 5.14- Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes BCG-2,3,4,7.....	91
Figura 5.15- Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes RLK-1,2,3.....	91

Figura 5.16- Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes TCP-1,2,3	92
Figura 5.17- Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes SOL-2,10,11	92
Figura 5.18- Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes SOL-4,6,12	93
Figura 5.19- Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes NOV-1,4,6	93
Figura 5.20- Distribuição de tensões num duto devido à interação entre dois defeitos iguais ao espécime TCP-01	99
Figura 5.21- Interação longitudinal entre dois defeitos iguais ao espécime SOL-12.....	100
Figura 5.22- Interação longitudinal entre dois defeitos iguais ao espécime TCP-01	101
Figura 5.23- Interação longitudinal entre dois defeitos iguais ao espécime BCG-04	101
Figura 5.24- Interação longitudinal entre dois defeitos iguais ao espécime RLK-01	102

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1- Principais acidentes em dutos de petróleo e derivados no Brasil	4
Tabela 2.1- Resumo de algumas diferenças entre tubos PSL 1 e PSL 2	12
Tabela 2.2- Composição química de aços PSL 2.....	13
Tabela 2.3- Requisitos de resistência à tração para tubos PSL 2	15
Tabela 2.4- Requisitos de energia mínima absorvida para tubos PSL 2	16
Tabela 2.5- Principais propriedades dos materiais utilizados	25
Tabela 3.1- Banco de dados experimentais (valores médios) e parâmetros do modelo Ramberg- Osgood	47
Tabela 5.1- Pressões calculadas ao longo do defeito do espécime BCG-04	76
Tabela 5.2- Resultados das pressões de falha calculadas pelos métodos semi- empíricos	77
Tabela 5.3- Resultados das pressões de falha calculadas pelo método WDD	78
Tabela 5.4. Determinação das pressões internas para o espécime SOL-11	88
Tabela 5.5- Resultados das pressões de falha calculadas para cada método e suas respectivas porcentagens de erros	89
Tabela 5.6- Pressões de falha estimadas para defeitos isolados	97
Tabela 5.7- Pressões de falha estimadas por cada método devido à interação entre dois defeitos iguais ao espécime TCP-01	100

LISTA DE SÍMBOLOS

α	Parâmetro do material Ramberg-Osgood
a	deformação radial no defeito “radial bulging”
A	Área projetada longitudinal de um defeito de corrosão
A_0	Área projetada longitudinalmente da parede do tubo
b	Deformação radial na superfície interna inferior não corroída do tubo
d	Profundidade de corrosão numa determinada posição
$d_{\text{avaliação}}$	Profundidade de corrosão num ponto de avaliação
$d_{\text{máx}}$	Máxima profundidade de corrosão
D	Diâmetro externo do duto
D_0	Diâmetro original externo do duto
E	Módulo de elasticidade
ϵ_{eng}	Deformação unitária de engenharia
$(\epsilon_{\text{ult}})_{\text{eng}}$	Deformação última de engenharia
ϵ_v	Deformação verdadeira
ϵ_y	Deformação correspondente à resistência de escoamento
	σ_{YS}
ϵ_{UTS}	Deformação correspondente à resistência última σ_{UTS}
ϵ_0	Deformação residual “Yield Offset”
$\bar{\epsilon}$	Deformação efetiva (equivalente)
$\epsilon_{\theta\theta}$	Deformação na direção circunferencial
ϵ_{aa}	Deformação na direção axial
ϵ_{rr}	Deformação na direção radial
ϵ_{eq}^p	Deformação equivalente plástica
ϵ_{eq}^e	Deformação equivalente elástica
ϵ'_{ij}	Tensor desviador de deformações
ϵ_{Crit}	Deformação crítica na falha
F_{Hoop}	Força na direção circunferencial, por unidade de comprimento, para um defeito longitudinal

F_{Plain}	Força na direção circunferencial, por unidade de comprimento, em tubo não corroído
F_{Long}	Força na direção longitudinal, por unidade de largura
G	Módulo de cisalhamento
g	Fator geométrico do método WDD
K	Módulo de compressibilidade volumétrica (“Bulk Modulus”)
K	Coefficiente de resistência de Hollmon
L	Comprimento do defeito
M	Fator de Folias
Max WDD	Máxima somatória do WDD no defeito com respeito ao ponto atual de avaliação
n	Constante que caracteriza o grau de encruamento do material
ν	Coefficiente de Poisson
Q	Distância longitudinal normalizada de um ponto de avaliação
p	Pressão interna no duto
p_L	Pressão longitudinal de tração
P_{Inst}	Pressão de instabilidade de um tubo não corroído
$P_{\text{Plain Pipe}}$	Pressão de falha de um tubo não corroído
$p_{\text{Long Groove}}$	Pressão de falha de um tubo com defeito simples de corrosão
P_{Falha}	Pressão de falha de um tubo corroído
p_h	Pressão hidrostática
r	raio interno atual do tubo
r_0	raio original interno atual do tubo
S_L	Distância de separação entre defeitos no sentido longitudinal
S_C	Distância de separação entre defeitos no sentido circunferencial
S_{ij}	Componentes do tensor desviador
SMYS	Resistência mínima ao escoamento mínimo
Som WDD	Somatória do WDD no defeito com respeito ao ponto atual de avaliação

σ_{eng}	Tensão de engenharia
$(\sigma_{ult})_{eng}$	Tensão última de engenharia
σ_v	Tensão verdadeira
σ_p	Limite de proporcionalidade
σ_{YS}	Resistência de escoamento do material
σ_{UTS}	Resistência última à tração do material
$\bar{\sigma}$	Tensão efetiva (equivalente)
$\bar{\sigma}_{Mises}$	Tensão equivalente de Von Mises
$\sigma_{\theta\theta}$	Tensão na direção circunferencial
σ_{aa}	Tensão na direção longitudinal
σ_{rr}	Tensão na direção radial
σ_{crit}	Tensão crítica na falha
σ'_{ij}	Tensor desviador
λ	Fator de proporcionalidade
δ_{ij}	Delta de Kronecker
t	Espessura de parede do tubo
t_0	Espessura original de parede do tubo
t_L	Espessura remanescente atual (no ponto mais profundo do defeito)
t_{L0}	Espessura remanescente original (no ponto mais profundo do defeito)
V_H	Força de cisalhamento
w	Largura do defeito
WDD	Weighted Depth Difference
Z	Posição atual de um ponto de corrosão para uma origem arbitrária
$Z_{avaliação}$	Posição do ponto de corrosão para sua avaliação

SUMÁRIO

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO DO PROBLEMA.....	1
1.2. TÉCNICAS DE AVALIAÇÃO ATUALMENTE ACEITAS	5
1.3. MOTIVAÇÃO	9
1.4. OBJETIVO DO TRABALHO	9
1.5. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO.....	9

CAPÍTULO II

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 OS DUTOS.....	11
2.1.1 Definição	11
2.1.2 Especificação API 5L para dutos.....	11
2.1.2.1 Propósito e cobertura	11
2.1.2.2 Composição química	12
2.1.2.3 Processos de manufatura	14
2.1.2.4 Propriedades mecânicas de aços API 5L	15
2.1.3 Corrosão em dutos	16
2.1.3.1 Parâmetros importantes	17
2.1.3.2 Interação e limites	17

2.1.3.3	Medição da corrosão	19
2.2.	COMPORTAMENTO MECÂNICO DE TUBOS SUBMETIDOS À PRESSAO INTERNA	22
2.2.1	Tensões principais em um vaso de pressão de parede fina	22
2.2.2	Tensões principais em vasos de parede espessa	23
2.3	MATERIAIS UTILIZADOS NO PRESENTE TRABALHO	24
2.4	METODOS TRADICIONAIS PARA AVALIAÇÃO DE DUTOS SUBMETIDOS À PRESSÃO INTERNA	26
2.4.1	ASME B31G	26
2.4.2	ASME B31G Modificado (RSTRENG 0.85dL)	28
2.4.3	Prática Recomendada DNV-RP-F101	30
2.4.4	PCORRC	34
2.5	METODO DOS ELEMENTOS FINITOS (MEF)	34
2.5.1	Descrição do método.....	34
2.5.2	Elemento finito utilizado	36
2.5.3	Tipos de análise	36
2.5.3.1	Análise linear	36
2.5.3.2	Análise não-linear.....	37

CAPÍTULO III

PRESSÃO DE FALHA EM TUBOS

3.1.	MODELO DE MATERIAL RAMBERG-OSGOOD	39
3.1.1.	A Equação geral.....	39

3.1.2. A escolha do limite convencional de elasticidade	42
3.1.3. A escolha do segundo limite convencional de elasticidade	42
3.1.4. Exemplo para obtenção das constantes empíricas numa curva $\sigma - \epsilon$	44
3.2. PRESSÃO DE FALHA EM TUBOS NÃO CORROIDOS ($P_{\text{Plain Pipe}}$).....	50
3.2.1. Análise da equação de Svensson.....	50
3.2.1.1 Análise do parâmetro de encruamento.....	50
3.2.1.2 Instabilidade plástica e limite de carga.....	52
3.3. PRESSÃO DE FALHA EM TUBOS COM DEFEITO DE CORROSÃO SIMPLES ($P_{\text{Long Groove}}$)	54

CAPÍTULO IV

MÉTODO WEIGHTED DEPTH DIFFERENCE (WDD)

4.1. INTRODUÇÃO	64
4.2. DESCRIÇÃO DO MODELAGEN DO MÉTODO WDD	65
4.3. ANÁLISE DA EQUAÇÃO DO MÉTODO WDD	69

CAPÍTULO V

ANÁLISES DO MÉTODO WDD REALIZADAS E RESULTADOS

5.1 ANÁLISES DO MÉTODO WDD REALIZADAS.....	72
5.1.1 Estrutura do programa	72
5.1.2 Exemplo de cálculo para a utilização do programa	74

5.1.3 Análises do grau de acuracidade do método WDD	78
5.2 ANÁLISES DE ELEMENTOS FINITOS REALIZADOS	83
5.2.1 Modelo de elemento finito utilizado	83
5.2.2 Condições de contorno e carregamento	85
5.2.3 Critério de ruptura.....	86
5.2.4 Emprego do elemento de casca “SHELL 43”	86
5.2.5 resultados das análises realizadas	88
5.3 ANÁLISES DE DUTOS CORROÍDOS COM DEFEITOS ADJACENTES	
QUE INTERAGEM	95
5.3.1 Metodologia de avaliação	96
5.3.2 Análise detalhada da interação entre dois defeitos igual ao espécime	
TCP-01	98

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

6.1. CONCLUSÕES	104
6.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	106
REFERÊNCIAS	107
ANEXOS.....	112

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Dutos são um meio seguro e eficiente para o transporte de grandes volumes de petróleo e gás. Com o passar do tempo os dutos podem sofrer danos que podem causar prejuízos à sua integridade estrutural e, conseqüentemente, prejuízo financeiro às indústrias que os operam. Uma das formas mais comuns de danos presentes nos dutos é a corrosão. A presença de corrosão interna ou externa se tornou uma das principais causas de acidentes em dutos no mundo. Tem sido demonstrado que a inspeção regular com instrumentos de alta resolução e a reparação de defeitos significativos é muito mais econômica que não inspecionar, evitando-se assim assumir os custos de uma futura falha numa linha (duto). No entanto, o uso dos códigos de avaliação atualmente aceitos pode envolver grandes fatores de segurança, acarretando a remoção ou reparo de dutos defeituosos precocemente.

1.1. CONTEXTUALIZAÇÃO DO PROBLEMA

O transporte de meios fluidos por tubulações ao longo de grandes distâncias vem crescendo nos dias de hoje, especialmente através da malha dutoviária para transporte de óleo e gás natural, devido à segurança, facilidade e baixo custo relativo. No Brasil, o transporte dutoviário teve seu início no ano de 1942, mais precisamente no estado da Bahia, forte na exploração de petróleo, ligando a Refinaria Experimental de Aratu ao Porto de Santa Luzia (Fogliatti, 2004). A atividade petrolífera teve o seu primeiro impulso com a criação do Conselho Nacional do Petróleo (CNP) declarando de utilidade pública e regulando a importação, a exportação, o transporte e a construção de oleodutos, a distribuição e a comercialização de petróleo e seus derivados no território nacional, bem como a indústria de refinação (Petrobrás, 2011).

Em 2009, a infraestrutura dutoviária brasileira era composta de 569 dutos destinados à movimentação de petróleo, derivados, gás natural e outros produtos. Esses dutos somavam 16,9 mil km de extensão, divididos em 12,4 mil km para transporte e 4,5 mil km para transferência. Com extensão de 9,8 mil km, 98 dutos se destinavam à movimentação de gás natural. Para os derivados, havia 402 dutos, totalizando 5 mil km. Outros 32 dutos, com 2 mil km, se destinavam à movimentação de petróleo. E os 76 km restantes, compostos por 37 dutos, eram reservados à movimentação dos demais produtos, tais como etanol e solventes (ANP, 2011).

Os traçados dos dutos encontram-se ilustrados nos cartogramas das **Figuras 1.1 e 1.2**.



Figura 1.1 Infraestrutura de produção e movimentação de petróleo e derivados
 Fonte: ANP (2010)



Figura 1.2 Infraestrutura de produção e movimentação de gás natural
Fonte: ANP (2010)

Segundo dados do Ministério da Ciência e Tecnologia, o Brasil planeja investir, até o ano de 2015, cerca de US\$ 7 bilhões para a construção de mais 6 mil Km em infraestrutura dutoviária.

A PETROBRÁS, maior empresa estatal brasileira, detinha o monopólio para a prospecção, pesquisa e extração do petróleo em território brasileiro em terra ou mar. Com o fim deste monopólio no ano de 1997, outras empresas passaram a participar deste mercado, porém ainda com uma pequena faixa de participação, por se tratar de um mercado de grandes investimentos.

Atualmente, a PETROBRÁS detém a maior parcela do mercado de exploração, pesquisa e prospecção do petróleo em solo e águas pertencentes ao território brasileiro. O controle dos

sistemas de dutos e dutovias da PETROBRÁS são praticados pela TRANSPETRO, subsidiária integral da empresa atuando no transporte e armazenagem de petróleo e seus derivados e gás natural, para construir e operar seus dutos, terminais marítimos e embarcações para transporte dos mesmos. Esta absorção operacional ocorreu a partir de janeiro de 2000 (TRANSPETRO, 2006).

O transporte de petróleo e seus derivados, através de dutos devem receber uma atenção especial, uma vez que atravessam mares, reservas ecológicas, regiões habitadas e qualquer acidente durante o transporte poderiam ocasionar danos ao meio ambiente e à sociedade. A **Tabela 1.1** mostra os principais acidentes em dutos de petróleo e derivados ocorridos no Brasil.

Tabela 1.1: Principais acidentes em dutos de petróleo e derivados no Brasil

Data	Local	Volume (m ³)	Produto derramado
Outubro/83	São Sebastião- Cubatão -SP	2500	Petróleo
Fevereiro/84	Vila Socó – Cubatão - SP	700	Gasolina
Junho/92	Rio Cubatão – Cubatão - SP	10	Petróleo
Mai/94	São Sebastião- Cubatão -SP	2700	Petróleo
Fevereiro/97	Baia de Guanabara - RJ	900-3000	Óleo Combustível
Outubro/98	São Jose dos Campos - SP	1000	Petróleo
Janeiro/00	Baia de Guanabara - RJ	1300	Óleo Combustível
Julho/00	Rio Barigui e Iguazu - PR	4000	Petróleo
Fevereiro/04	São Sebastião- Cubatão -SP	2600	Petróleo

Fonte: http://ambientes.ambientebrasil.com.br/energia/acidentes_ambientais/principais_acidentes_com_petroleo_e_derivados_no_brasil.html

Um dos grandes problemas causadores de falhas nas redes dutoviárias é a corrosão, fenômeno que ataca indistintamente as estruturas e equipamentos metálicos. Quando um duto apresenta um defeito por corrosão, é necessário saber se o mesmo pode continuar sendo operado normalmente ou se ele precisa ser reparado. Para isso, precisa-se de uma informação fundamental: qual carregamento leva a estrutura à falha mecânica. Sendo a pressão interna de fácil controle na operação das linhas, o responsável poderá querer saber a que valor de pressão o duto falhará. Se esse valor for maior ou igual à pressão de serviço original, acrescida de um fator

de segurança adequado, pode-se continuar a operação normalmente. Nesse caso o resultado da análise é muito importante para garantir que a corrosão não irá comprometer o desempenho do duto, sem precisar de nenhum gasto com intervenções. Por outro lado, se o valor da pressão interna admissível para o duto corroído for menor que a pressão de serviço, faz-se necessária uma intervenção. Há duas alternativas. Pode-se reparar o dano, ou diminuir a pressão de serviço com conseqüente baixa na produção. Faz-se o que for mais viável economicamente. Fica clara a importância desse tipo de análise na tomada de decisões quando defeitos de corrosão em tubulações são detectados.

1.2. TÉCNICAS DE AVALIAÇÃO ATUALMENTE ACEITAS

A primeira pesquisa e mais conhecida na avaliação de defeitos de corrosão em dutos foi realizada por Kiefner e Vieth (1973) e resultou no que hoje é conhecido como o critério ASME B31G. A primeira publicação deste código foi em 1984 e suas posteriores revisões em 1991 e 2009. Os códigos de avaliação de defeitos de corrosão no Canadá, Estados Unidos e na Europa estão baseados neste critério. O procedimento contido nesse código está baseado numa série extensiva de testes em dutos com defeitos de corrosão que foram retirados de serviço. Expressões matemáticas para o cálculo da pressão máxima em dutos corroídos foram desenvolvidas com base nos resultados dos experimentos. Essas expressões, embora semi-empíricas, baseiam-se nos princípios da mecânica da fratura e consideram que a ruptura é controlada pela tensão de escoamento do material acrescida em 10%.

No final dos anos 1980, uma grande melhoria para o método B31G foi introduzida por Kiefner e Vieth (1989). Este novo método modificado é iterativo e avalia a pressão falha de defeitos de corrosão usando um programa conhecido como RSTRENG (Kiefner e Vieth, 1989). Novas definições para o fator de folias e tensão de escoamento (acrescida em 69MPa) foram introduzidas para uma análise mais detalhada da forma do perfil de corrosão, reduzindo assim, o conservadorismo do critério B31G original.

Mok (1991), pesquisador da Universidade de Waterloo, publicou uma das primeiras aplicações do Método dos Elementos Finitos (MEF) para a análise de defeitos de corrosão em

duto. Este trabalho foi continuado na Universidade de Waterloo por Chouchaoui (1993) com testes experimentais de ruptura em tubos com defeitos isolados e defeitos em grupos para avaliar suas interações. Defeitos naturais de corrosão de geometria simples também foram considerados. Análises via elementos finitos foram aplicadas com sucesso para a modelagem de defeitos tridimensionais e diversos critérios de falha foram avaliados. Regras de interação para os defeitos também foram propostas com base nos resultados experimentais.

Posteriormente, Grigory e Smith (1996) realizaram ensaios experimentais em treze dutos corroídos em escala real submetidos a esforços combinados de efeito térmico, flexão e pressão interna com o objetivo de avaliar o efeito da geometria da corrosão no modo de falha em dutos. A corrosão foi simulada através do desgaste mecânico.

Roy *et al.*(1997), realizaram simulações numéricas utilizando o método dos elementos finitos cujos resultados foram comparados com os experimentais obtidos por Grigory e Smith (1996). O software utilizado foi ABAQUS versão 4.9, sendo o elemento hexaédrico híbrido de 20 nós utilizado nas análises. Os parâmetros de carregamento que mais influenciaram no enrugamento foram a pressão interna e a compressão axial, e os parâmetros da corrosão relevantes foram a profundidade e a largura.

Numa cooperação entre a *BG Technology* e a *Det Norske Veritas* (DNV) em parceria com diversas empresas, entre elas a PETROBRAS, surgiu o método DNV-RP-F101 (1999). Diversos ensaios experimentais de laboratório de amostras em escala real foram realizados, assim como também, análises não-lineares de modelos 3D por Elementos Finitos. Este método foi desenvolvido para estimar a tensão remanescente de dutos corroídos contendo defeitos simples, defeitos com geometria complexa, além disso, permite avaliar a interação entre os defeitos próximos.

Stephens *et al.*(2000), desenvolveram uma formulação baseada em análises de elementos finitos chamada de PCORRC. Como resultado das pesquisas, foi observado que a pressão de falha em dutos corroídos, feitos de aço de alta resistência, é controlada pela tensão última do material e não pela tensão de escoamento como sugeria o critério ASME B31G.

Cronin e Pick (2002), desenvolveram o método analítico Weighted Depth Difference (WDD) para estimar a pressão de falha em dutos com defeitos de corrosão de geometria complexa. O método WDD estabelece que a pressão de falha de um duto não corroído representa um limite superior (pressão máxima) para o cálculo da pressão de falha de um duto corroído, enquanto que, a pressão de falha num duto com defeito de corrosão simples, defeito orientado longitudinalmente com profundidade uniforme, representa um limite inferior (pressão mínima). O WDD estima a pressão de falha interpolando entre esses limites baseado na geometria da corrosão. Este método foi validado usando ensaios experimentais de 40 amostras de dutos com defeitos de corrosão reais que foram retiradas de serviço (Cronin e Pick, 2000). Os resultados indicaram que este método possui um melhor grau de acuracidade quando comparado com as técnicas analíticas de avaliação comumente empregadas.

A partir de pesquisas realizadas no laboratório da PETROBRAS (Benjamin et. al, 2000), Benjamin e Andrade (2003) desenvolveram o método RPA ou 0.85dL modificado, que é uma adaptação do 0.85dL, no intento de melhorar o resultado quando aplicado em dutos com defeitos longos. O novo fator proposto estabelece que varie de 0.85 para defeitos curtos, simulando corrosão de formato metade retangular e metade parabólico, até 1,0 para defeitos longos com formato retangular. O método 0.85dL original considera, no desenvolvimento de suas equações, um fator de 0.85 para defeitos curtos e longos com formato parabólico de corrosão.

Choi *et al.*(2003), realizaram ensaios experimentais com dutos de aço X65 em escala real, cuja corrosão foi simulada por desgaste mecânico e com formato retangular. Simularam através de elementos finitos análises plásticas tridimensionais. O programa utilizado foi o ABAQUS, fazendo uso do elemento 3D isoparamétrico de 20 nós.

Como pesquisa de dissertação, Guimarães (2005) apresentou continuidade aos estudos de Choi *et al.* (2003). Análises de elementos finitos foram realizadas através do *software* ANSYS. Elementos de casca foram os utilizados em vez de elementos sólidos. Foi desenvolvido um algoritmo para a geração automática das geometrias do duto e corrosão, geração da malha e aplicação das restrições e carregamentos. O estudo paramétrico totalizou 32 casos, variando-se a

geometria do duto e da corrosão retangular utilizada. O critério de ruptura numérico estabelecido após comparações com os ensaios experimentais é a tensão de Von Mises atingir a tensão de referência de 90% da tensão última verdadeira do material no nó mais solicitado. Por análise de regressão foi obtida uma solução analítica, que se aproximou da solução obtida por Choi *et al.* (2003).

Devido a ser o processo de modelagem 3D via elementos finitos de dutos corroídos muito demorado e requerer um treinamento específico, Cabral (2007) desenvolveu um conjunto de ferramentas computacionais para a geração automática de modelos de elementos finitos de dutos com defeitos de corrosão. O programa PIPEFLAW (Cabral, 2007), baseado no software de pré e pós-processamento MSC.PATRAN, permite gerar automaticamente modelo de dutos com defeitos de geometria retangular ou elíptica, situados na superfície interna ou externa do duto e podendo assumir configurações de defeito isolado, múltiplos defeitos alinhados (longitudinalmente ou circunferencialmente) ou múltiplos defeitos situados em posições arbitrárias. Essas ferramentas foram validadas com sucesso por meio de comparação com resultados experimentais, numéricos e semi-empíricos disponíveis na literatura.

De Souza (2008), apresentou continuidade aos estudos de Cabral (2007). Programou funções escritas na linguagem de programação PSL (*Patran Comando Language*) e adicionou ao programa PIPEFLAW (Cabral, 2007), permitindo gerar malhas estruturadas e não estruturadas (malhas mistas) no mesmo modelo. Os principais ganhos foram a simplificação e economia de códigos obtidos, além da redução no tempo computacional na geração da malha e principalmente na análise dos modelos utilizados.

Atualmente, tanto o método B31G original como o RSTRENG são usados pela maioria de operadores de gasoduto e oleodutos para a avaliação de defeitos de corrosão. Infelizmente, o fator de segurança associado a estes critérios não é bem compreendido devido à falta de dados experimentais suficientes.

1.3. MOTIVAÇÃO

Até o presente, o método dos elementos finitos tem sido proposto, e demonstrado por diversas pesquisas, como sendo o método que produz resultados com maior grau de acuracidade para a avaliação da pressão de falha em dutos corroídos. No entanto, só foi validado para geometrias simples de corrosão. Além disso, o custo, a complexidade e a experiência necessária para realizar essas análises limitam a sua utilização para que possa ser aplicado diretamente em campo, em situações onde existam muitos defeitos para serem analisados em pouco tempo. O WDD foi proposto como um método analítico menos conservador que os métodos B31G e RSTRENG (Cronin e Pick, 2002). No entanto, as evidências apresentadas por Cronin e Pick não parecem ser suficientes para validar o método WDD, e, segundo revisão bibliográfica realizada pelo autor desta dissertação, resultados complementares não foram produzidos. Esta escassez de resultados motiva o autor a realizar pesquisa para avaliar a aplicabilidade e acuracidade do método WDD na análise de dutos contendo defeitos de corrosão.

1.4. OBJETIVO DO TRABALHO

O objetivo desta dissertação é investigar o grau de acuracidade do método Weighted Depth Difference (WDD) proposto por Cronin e Pick (2002), que estima a pressão de falha em dutos com defeitos de corrosão de geometria complexa, e compará-lo aos métodos de avaliação semi-empíricos e ao método dos elementos finitos. O banco de dados experimental desenvolvido na Universidade de Waterloo (Cronin e Pick, 2000) é utilizado para estudar o grau de acuracidade dos procedimentos de avaliação, fornecer orientações sobre a sua aplicação aos defeitos de corrosão complexos, e para validar o método WDD. O método WDD é avaliado usando um programa em FORTRAN implementado por este autor.

1.5. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O Capítulo 2 contém aspectos importantes em relação aos dutos como normas, especificações, processos de fabricação, aspectos relativos à inspeção e corrosão, os métodos de avaliação semi-empíricos para determinar a pressão de falha em dutos submetidos à pressão interna e os dados experimentais que serão utilizados nas análises deste trabalho.

O comportamento de deformação e a análise da pressão de falha num tubo não corroído, assim como também, uma solução simplificada para determinar a pressão de falha em tubos com defeitos de corrosão simples serão examinados em detalhe no Capítulo 3. Também será apresentado nesse capítulo, o modelo matemático de Ramberg-Osgood para caracterizar as curvas tensão – deformação verdadeira dos materiais utilizados no presente trabalho.

No Capítulo 4 o método Weighted Depth Difference (Diferença de Profundidade Ponderada) – WDD é descrito. O WDD é o método utilizado nas análises numéricas do presente trabalho para a avaliação da pressão de falha em dutos corroídos.

O Capítulo 5 descreve as análises e os resultados numéricos obtidos, e compara-os aos resultados dos ensaios experimentais da literatura, a resultados obtidos via o método dos elementos finitos e a resultados obtidos via métodos analíticos semi-empíricos.

As conclusões relativas à avaliação dos defeitos de corrosão via o método WDD são apresentadas no Capítulo 6, juntamente com recomendações para trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Serão apresentadas neste capítulo aspectos importantes em relação aos dutos como suas normas, especificações, processos de fabricação, aspectos relativos como inspeção e corrosão, as propriedades mecânicas dos materiais que serão utilizados nas análises deste trabalho e os métodos semi-empíricos de avaliação em dutos submetidos à pressão interna.

2.1 OS DUTOS

2.1.1 DEFINIÇÃO

Um duto (*pipeline*) é uma linha de condução de fluido composto por vários segmentos de tubos, unidos normalmente por soldas circunferenciais. Os dutos se destinam ao transporte de fluidos ao longo de grandes distâncias. O oleoduto ou poliduto é um duto destinado ao transporte de petróleo e seus derivados líquidos, podendo também transportar outras variedades de líquidos, como álcool. O gasoduto, por sua vez, se destina ao transporte de grandes volumes de gases, principalmente o gás natural.

2.1.2 ESPECIFICAÇÃO API 5L PARA DUTOS

A grande maioria de tubos utilizados na indústria de óleo e gás natural é fabricada com aço-carbono sob a norma API 5L (*American Petroleum Institute*). A seguir descrevem-se as principais características.

2.1.2.1 PROPÓSITO E COBERTURA

O propósito desta especificação é prover padrões apropriados para a fabricação de tubos para o transporte de gás, água, petróleo e seus derivados. Esta especificação abrange dutos de aço sem costura (*seamless*) e com costura (*welded*) e estabelece dois níveis de especificação do produto (PSL- *Product Specification Level*): PSL 1 e PSL 2. Essas duas designações determinam

diferentes níveis de requisitos técnicos padrões. O PSL 2 tem requerimentos obrigatórios para o carbono equivalente, resistência à fratura, máxima tensão de escoamento e máxima resistência à tração. Algumas diferenças são apresentadas na **Tabela 2.1**

Tabela 2.1: Resumo de algumas diferenças entre tubos PSL 1 e PSL 2

Parâmetro	PSL 1	PSL 2
Grau	A25 ate X70	B ate X80
Diâmetro (polegadas)	0.405 ate 80	4 ½ ate 80
Tipo de extremidade	Plana, rosca, acoplamento especial	Plana
Costura soldada	Todos os métodos, solda continua limitada para A25	Todos os métodos exceto para solda continua e laser
Solda elétrica	Não tem mínimo	100 kHz mínimo
Tratamento térmico	Requerido para graus > X42	Requerido para todos os graus (B ate X80)
Max. Carbono (C) dutos sem costura	0.28% para graus \geq B	0.24%
Max. Carbono (C) dutos com costura	0.26% para graus \geq B	0.22%
Max. Fósforo (P)	0.30% para graus \geq A	0.025%
Max. Enxofre (S)	0.30%	0.015%
Carbono Equivalente	Maximo para cada grau	Maximo para cada grau
Max. Tensão de escoamento	Nenhum	Maximo para cada grau
Max. UTS	Nenhum	Maximo para cada grau
Resistência à Fratura	Não requerido	Requerido para todos os graus (B ate X80)
Conserto por solda	Permitido	Proibido
Certificação	Quando é especificado pelo usuário	Obrigatório

Fonte: Appendix J Norma API Specification 5L for Line Pipe (2000)

Os materiais PSL 2 são mais caros e seguros. Sua escolha depende de fatores variados conforme a aplicação, como área de localização do duto, produto transportado, etc.

2.1.2.2 COMPOSIÇÃO QUÍMICA

De acordo com a Norma API 5L os aços para fabricação de tubos devem conter como mínimo os seguintes elementos: Carbono (C), Manganês (Mn), fósforo (P), Enxofre (S), Cromo (Cr), Cobre (Cu), Boro(B), Molibdênio (Mo), Níquel (Ni), Nióbio (Nb), Silício (Si), Titânio (Ti)

e Vanádio (V). Se o conteúdo de Boro (B) for menor que 0.001% este pode ser desprezível para o cálculo do carbono equivalente. Outra liga de elementos pode ser adicionada durante a fabricação do aço como desoxidantes. Os requerimentos da porcentagem em peso da composição química de aços PSL 2 usados para a manufatura de tubos são apresentados na **Tabela 2.2**

Tabela 2.2: Composição química de aços PSL 2

Elemento	Sem costura						
	Grau / Porcentagem						
	B	X42	X46-X52-X56	X60	X65	X70	X80
C (máx.)	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240	0.240
S (máx.)	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015
Mn (máx.)	1.20	1.300	1.400	1.400	1.400	1.400	1.400
P (máx.)	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025
Micro-ligas (Nb+Ti+V)	0.15	0.150	0.150	0.150	0.150	0.150	0.150
Elemento	Com costura						
	Grau / Porcentagem						
	B	X42	X46-X52-X56	X60	X65	X70	X80
C (máx.)	0.220	0.220	0.220	0.220	0.220	0.220	0.220
S (máx.)	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015
Mn (máx.)	1.20	1.300	1.400	1.400	1.450	1.650	1.850
P (máx.)	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025
Micro-ligas (Nb+Ti+V)	0.15	0.150	0.150	0.150	0.150	0.150	0.150

Fonte: Norma API Specification 5L for Line Pipe (2000)

Um parâmetro útil para avaliar a soldabilidade dos aços é o Carbono Equivalente (CE) e deve ser calculada de acordo a porcentagem de carbono contida no aço:

- Quando o carbono contido é menor ou igual que 0.12%, o carbono equivalente deve ser calculado com a seguinte expressão:

$$CE = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (2.1)$$

- Se o carbono contido é maior que 0.12%, o carbono equivalente deve ser calculado com a seguinte formula:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Cu + Ni}{15} \quad (2.2)$$

Como regra geral, um aço é considerado soldável se o CE é menor a 0.4%

2.1.2.3 PROCESSOS DE MANUFATURA

A fabricação de um tubo de aço API 5L basicamente consta de três etapas (**Figura 2.1**):

- a) Inicia-se com uma chapa laminada a quente até a espessura desejada.
- b) A placa é dobrada para formar um “U”, e depois é fechada com um conformado contínuo até formar um “O”, consolidando-se o fechamento por meio de um cordão de solda contínuo e longitudinal.
- c) O tubo já formado se expande a frio

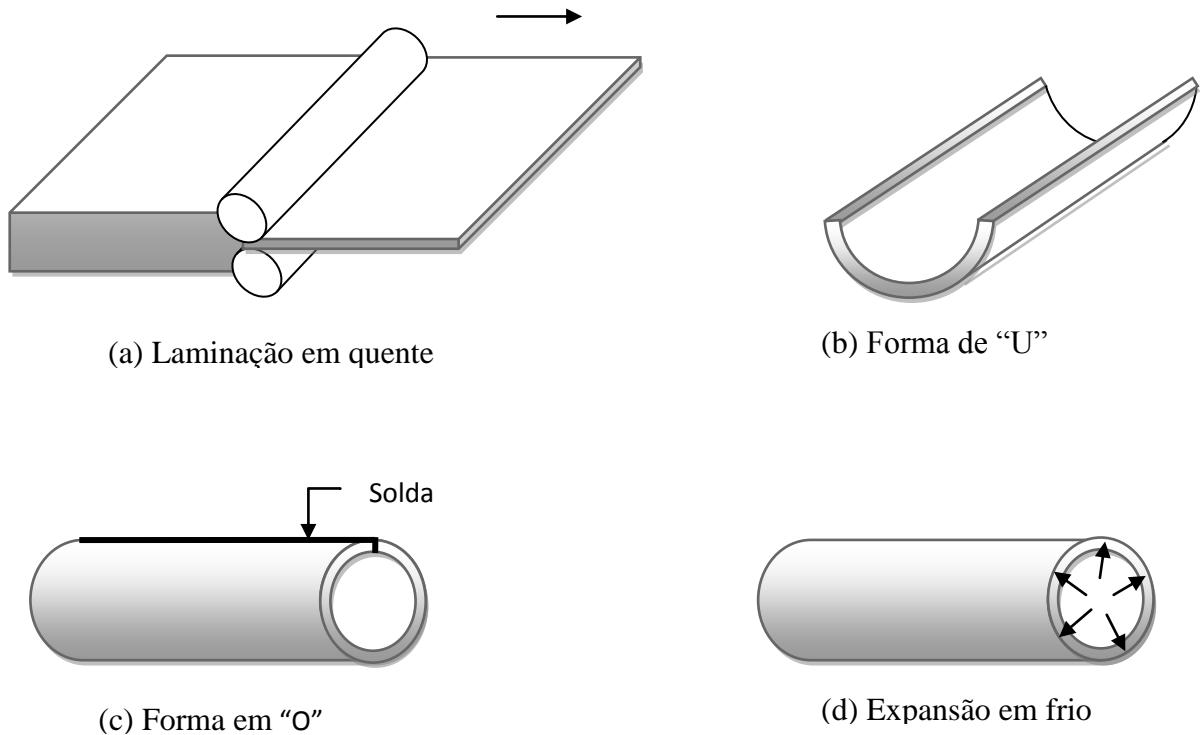


Figura 2.1 Processo de fabricação de tubos API 5L

A norma API 5L especifica que é necessário fazer um tratamento térmico de normalização que consiste em esquentar o aço até sua temperatura de austenitização seguido de um resfriamento no ar até temperatura de ambiente. Este tratamento ajuda produzir um aço mais duro e forte e melhora suas condições de usinabilidade.

2.1.2.4 PROPRIEDADES MECÂNICAS DE AÇOS API 5L

A) Comportamento Mecânico à Tração:

Os testes à tração uniaxial realizam-se de acordo a norma ASTM E 8M, *Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*, e serve para determinar propriedades como a tensão de escoamento (σ_{YS}), tensão última à tração (σ_{UTS}), tensão de ruptura (σ_{RUP}). O procedimento em geral realiza-se à temperatura ambiente, aplicando o carregamento lentamente até a ruptura do material. Os aços PSL2 devem cumprir com as propriedades da **Tabela 2.3**.

Tabela 2.3: Requisitos de resistência à tração para tubos PSL 2

API 5L	Mínima Tensão de Escoamento		Máxima Tensão de Escoamento		Mínima Resistência Última à Tração		Máxima Resistência Última à Tração	
	(kpsi)	(Mpa)	(kpsi)	(Mpa)	(kpsi)	(Mpa)	(kpsi)	(Mpa)
B	35	241	65	448	60	414	110	758
X42	42	290	72	496	60	414	110	758
X46	46	317	76	524	63	434	110	758
X52	52	359	77	531	66	455	110	758
X56	56	386	79	544	71	490	110	758
X60	60	414	82	565	75	517	110	758
X65	65	448	87	600	77	531	110	758
X70	70	483	90	621	82	565	110	758
X80	80	552	100	690	90	621	120	827

Fonte: Norma API Specification 5L for Line Pipe (2000)

B) Propriedades de Impacto:

Para aços API 5L deve-se efetuar os testes de impacto Charpy “V” e os espécimes de prova devem estar de acordo com a norma ASTM A370, *Methods and Definition for Mechanical Testing of Steel Products*. Estes testes de impacto são utilizados para determinar a energia absorvida na fratura do material e é importante por que um material pode-se comportar como dúctil ou frágil dependendo do ambiente, microestrutura e carregamento aplicado ao material. Porém, é importante determinar a temperatura de transição entre uma fratura frágil e dúctil e sua determinação correta será importante para evitar situações nas quais a temperatura de transição seja a mesma com a temperatura de serviço da estrutura ou componente.

Para os tubos PSL 1, o teste de impacto Charpy “V” não é requerido. A **Tabela 2.4** mostra os valores mínimos de energia absorvida para tubos PSL 2.

Tabela 2.4: Requisitos de energia absorvida mínima para tubos PSL 2

Temperatura de prova (°C)	API 5L	Energia absorvida mínima. Media 3 provetas longitudinais (Joules)	Energia absorvida mínima. Media 3 provetas transversais (Joules)
	Grau		
0	B, X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70	41	27
	X80	101	68

Fonte: Norma API Specification 5L for Line Pipe (2000)

2.1.3 CORROSÃO EM DUTOS

A corrosão externa e interna é a maior causa de acidentes em dutos. Segundo o *European Gas Pipeline* no período de 1970 até 2007, 15.4% de todos os acidentes em dutos resultou em uma perda de gás devido à corrosão. Dados sobre acidentes a partir do *Office of Pipeline Safety* dos EUA reportam que durante período de 1991 até 2010, 23.6% de acidentes em oleodutos e 22.8% em gasodutos foram causados por corrosão.

Vários pesquisadores têm procurado soluções para os problemas dos dutos corroídos. Isto tem levado ao desenvolvimento de vários métodos empíricos para a avaliação de sua resistência residual. Entre os métodos existentes pode-se citar alguns como: ASME B31G, RSTRENG 0.85dL, RSTRENG Effective Área, DNV-RP-F101 e método PCOORC. Com exceção da DNV RP-F101, todos os outros quatro métodos são utilizados apenas em dutos submetidos à pressão interna.

Como alternativa aos métodos analíticos existentes, o método Weighted Depth Difference (WDD) foi desenvolvida por pesquisadores da Universidade de Waterloo (Cronin e Pick, 2002) para estimar a pressão de falha em dutos corroídos submetidos à pressão interna. Ele proporciona, geralmente, resultados mais precisos que os obtidos com os métodos citados acima.

No presente trabalho far-se-á uma análise comparativa dos resultados obtidos com o método WDD, com valores experimentais encontrados na literatura, com simulações computacionais via Elementos Finitos e com os métodos analíticos semi-empíricos tradicionais.

2.1.3.1 PARÂMETROS IMPORTANTES

Alguns parâmetros importantes tais como profundidade do defeito de corrosão e resistência do material foram reconhecidos como significativo nos diversos estudos da resistência residual de dutos corroídos, mas a importância relativa de cada parâmetro foi difícil de quantificar. Conforme Stephens e Leis (1997) os parâmetros em ordem de significância são:

- Pressão interna;
- Diâmetro do duto;
- Espessura de parede / profundidade do defeito;
- Tensão última;
- Comprimento do defeito;
- Característica da forma do defeito;
- Tensão de escoamento;
- Largura do defeito;
- Resistência a fratura (Charpy).

Fu e Kirkwood (1995) reportaram resultados similares, mas eles indicaram que a ordem de significância é algo arbitrário. De maneira geral, é aceito que a largura circunferencial do defeito não influi de maneira direta na pressão de falha de dutos corroídos e a resistência a fratura não é considerado um parâmetro importante.

2.1.3.2 INTERAÇÃO E LIMITES

Vários métodos aceitos para avaliar defeitos de corrosão natural de geometria complexa empregam representações geométricas simples. A avaliação correta de dutos corroídos requer a interação dos defeitos considerados desde que a corrosão complexa consiste em profundidades individuais interagindo com geometrias variáveis.

Diversos autores investigaram o efeito da interação dos defeitos de corrosão para reduzir o caráter conservativo das predições de falha. É sabido que a presença de defeitos adjacentes pode reduzir a pressão de ruptura de um defeito em particular.

Um dos problemas associados com a interação de defeitos é que o número de possíveis geometrias é infinito. Como resultado, estudos recentes focaram na interação de defeitos simples assim como ranhuras adjacentes orientadas longitudinalmente. O primeiro trabalho nesta área foi desenvolvido por Coulson e Worthingham (1990) que propuseram dois critérios para defeitos orientados longitudinalmente:

- Defeitos separados por uma distância longitudinal maior que o comprimento do defeito mais curto, não interagem.
- Defeitos separados por uma distância circunferencial maior que a largura do defeito mais estreito, não interagem.

Kiefner (1990) sugere que dutos com defeitos de corrosão com uma profundidade máxima menor que 20% da espessura de parede podem operar de maneira confiável, e defeitos de corrosão que excedem 80% da espessura de parede devem ser removidos ou reparados. Seus critérios de interação são:

- Defeitos separados mais de 1 polegada de material não corroído na direção longitudinal, não interagem.
- Defeitos separados por uma distância de 6 vezes a espessura de parede na direção circunferencial, não interagem.

Os limites para extensão circunferencial (perímetro) de defeitos de corrosão também sugeridos por Kiefner (1990) são:

- Defeitos com profundidade entre 50 e 60% da espessura da parede não devem exceder 1/6 do perímetro do duto.

- Defeitos com profundidade entre 60 e 80% da espessura da parede não devem exceder 1/12 do perímetro do duto.
- Defeitos com profundidade maior que 80% devem ser reparados ou removidos.

Muitos investigadores concentraram-se em identificar tipos de corrosão como um meio de separar técnicas de análise para defeitos específicos. Stephens (1993) sugeriu que os defeitos podem classificar-se em termos de aumento de escala como:

- Curtos e estreitos;
- Longos e estreitos;
- Curtos e largos;
- Longos e largos.

Kiefner e Vieth (1990) sugeriram que os defeitos podem ser classificados de acordo com a interação de defeitos:

- Tipo I, os defeitos estão interagindo na direção circunferencial;
- Tipo II, os defeitos estão no mesmo plano longitudinal e podem interagir na direção longitudinal;
- Tipo III, defeitos são aqueles em que um defeito de corrosão está contido em outro defeito.

2.1.3.3 MEDIÇÃO DA CORROSÃO

A) PIG inteligentes:

São dispositivos de inspeção interna movendo-se através do duto gravando a espessura e morfologia da sua parede com distâncias de até 100 km. Em geral, estes dispositivos dependem de sensores igualmente espaçados ao redor do PIG medindo a variação de espessura de parede do duto. Os dados dos sensores são armazenados e recuperados a partir do PIG quando ele é removido da linha (duto). A precisão destes dispositivos é determinada por três parâmetros:

- Resolução circunferencial, que é determinada pelo número de sensores distribuídos.

- Resolução longitudinal, que é determinada pela velocidade, frequência de medição, e posicionamento do dispositivo.
- A precisão da medição de espessura de parede.

O esquema de um dispositivo de inspeção interna típica simplificada se mostra na **Figura 2.2**.

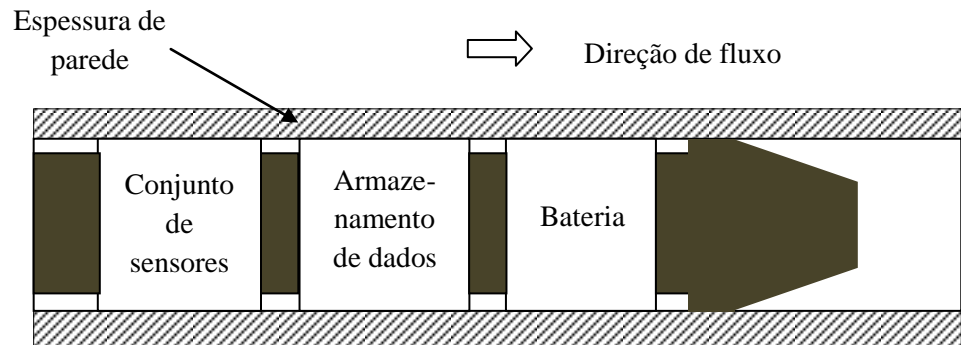


Figura 2.2 Diagrama esquemático de um dispositivo de inspeção interna (PIG inteligente)
Fonte: Duane S. Cronin (2000)

B) Ferramentas de fuga de fluxo magnético:

Esta tecnologia faz uso de fortes ímãs permanentes para magnetizar a parede do tubo. Variações na morfologia e espessura da parede do duto podem ter como resultado fuga de fluxo interno. As fugas podem ser detectadas por ondas de fluxo magnético que viajam através do duto para coletar as medições da espessura de parede. O tamanho dos defeitos detectados de corrosão e a interpretação destes resultados com precisão requer uma quantidade significativa de conhecimentos técnicos. Isto é parcialmente relacionado ao fato de que as tensões residuais e operacionais na tubulação afetam o fluxo de fuga e, conseqüentemente, a medida de profundidade do defeito. Defeitos detectados durante uma varredura (*scan*) são classificados em cinco categorias baseados na profundidade:

1. 20%-29% da espessura de parede
2. 30%-39% da espessura de parede
3. 40%-49% da espessura de parede
4. 50%-59% da espessura de parede
5. Maior que 60% da espessura de parede

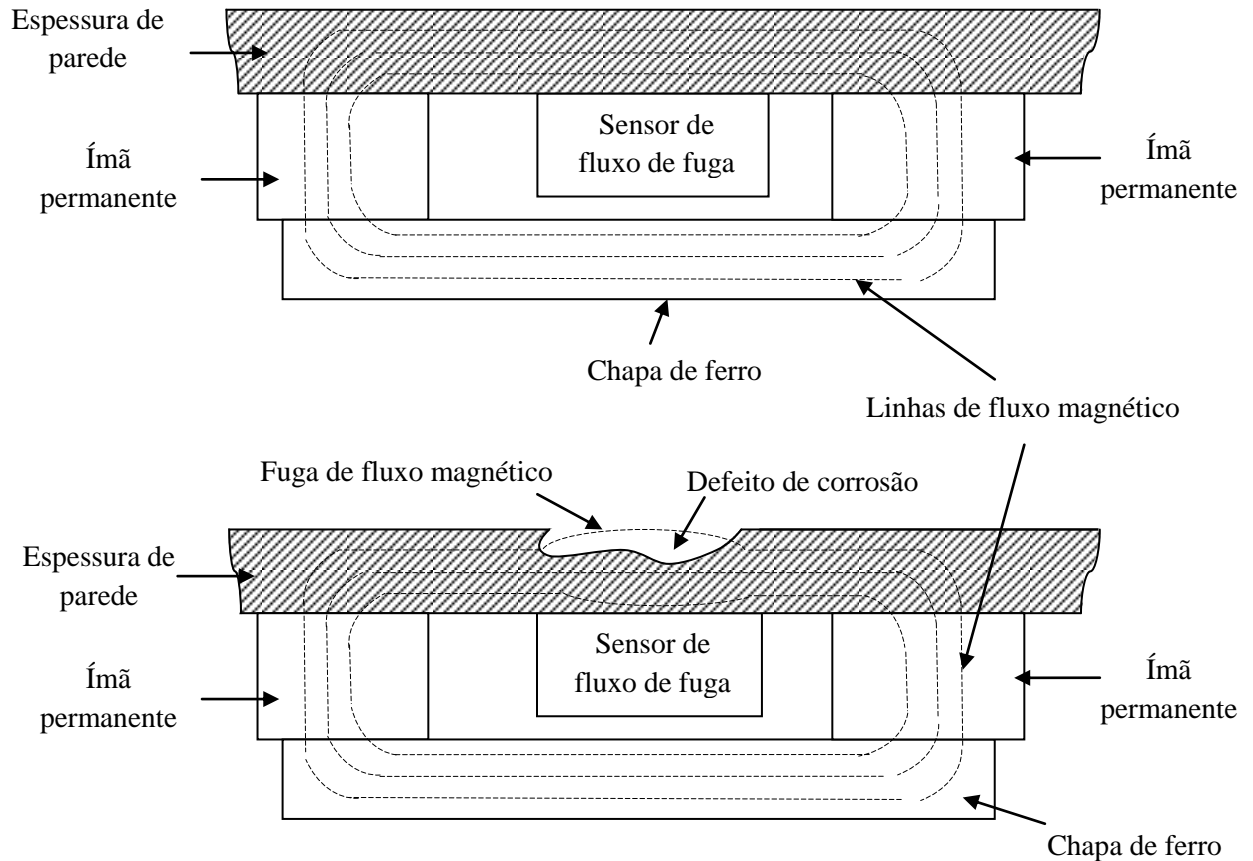


Figura 2.3 Diagrama esquemático da tecnologia de fuga de fluxo magnético
Fonte: Duane S. Cronin (2000)

C) Ferramenta de inspeção ultra-sônica:

Estes dispositivos fazem uso de um sensor ultra-sônico espaçados igualmente ao redor do perímetro de um PIG inteligente. A espessura da parede é determinada pela medição do tempo para a onda ultra- sônica deixar o transmissor e refletir de volta para o receptor. Envolve a medição de duas reflexões, uma a partir da superfície interna do duto e outra da superfície externa. A distância entre o transdutor ultra-sônico para a superfície interna do tubo é conhecido distância *standoff* (**Figura 2.4**). As vantagens desse método são: fornecer uma medida direta da espessura da parede e identificar com precisão a corrosão interna e externa. A desvantagem da inspeção ultra-sônica é que é necessário um acoplamento entre o transdutor e a parede do tubo. Isso não é problema na linha de líquido, onde o produto é utilizado como um acoplador, mas torna a inspeção

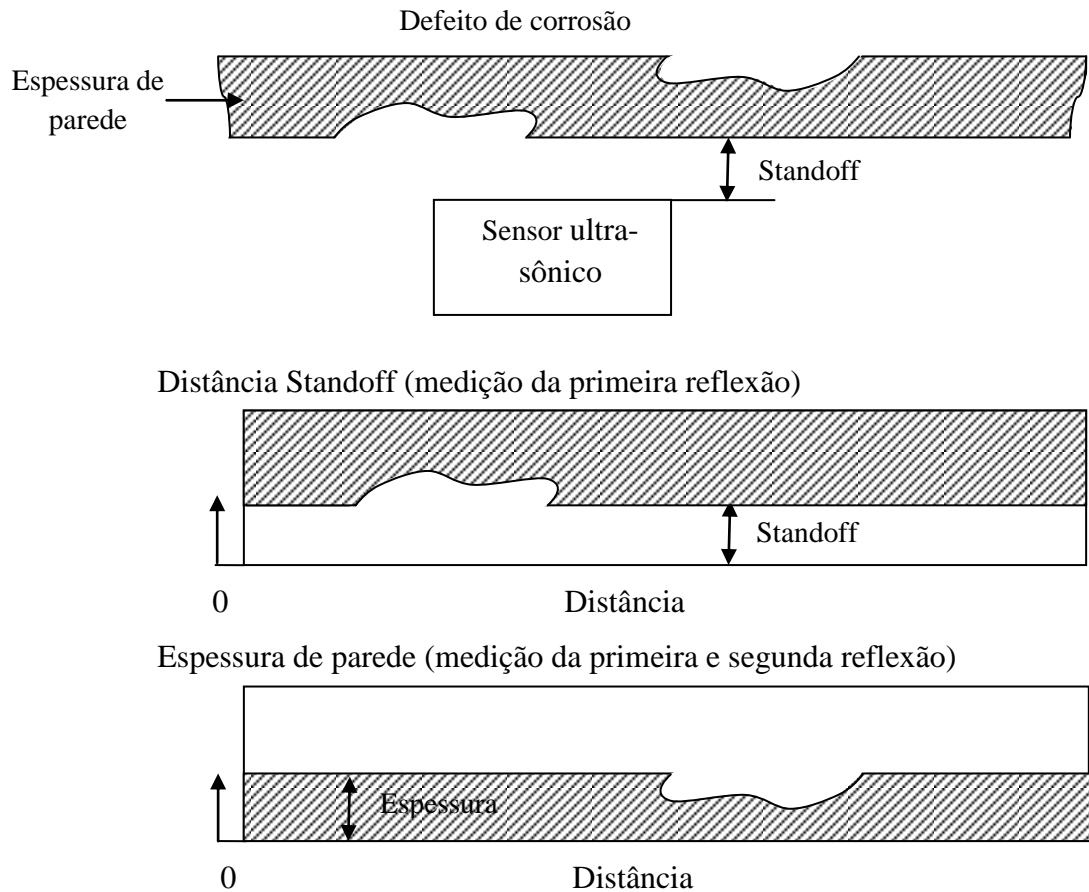


Figura 2.4 Diagrama esquemático da tecnologia ultra-sônica

Fonte: Duane S. Cronin (2000)

2.2. COMPORTAMENTO MECÂNICO DE TUBOS SUBMETIDOS À PRESSÃO INTERNA

2.2.1 TENSÕES PRINCIPAIS EM VASOS DE PAREDE FINA

Os vasos de parede fina constituem uma aplicação importante na análise de tensão plana. Suas paredes opõem pouca resistência de flexão, pode-se supor que as forças internas exercidas sobre uma parte da parede fina são tangentes na superfície do vaso (as tensões resultantes de um elemento da parede estarão num plano tangente à superfície do vaso). No caso de vaso cilíndrico de parede delgada, que possui uma espessura de parede (t) e um raio interno (r), submetido à pressão interna (p), um elemento do vaso está submetido a tensões normais: $\sigma_{\theta\theta}$ na direção circunferencial, σ_{aa} na direção longitudinal e σ_{rr} na direção radial (**Figura 2.5**).

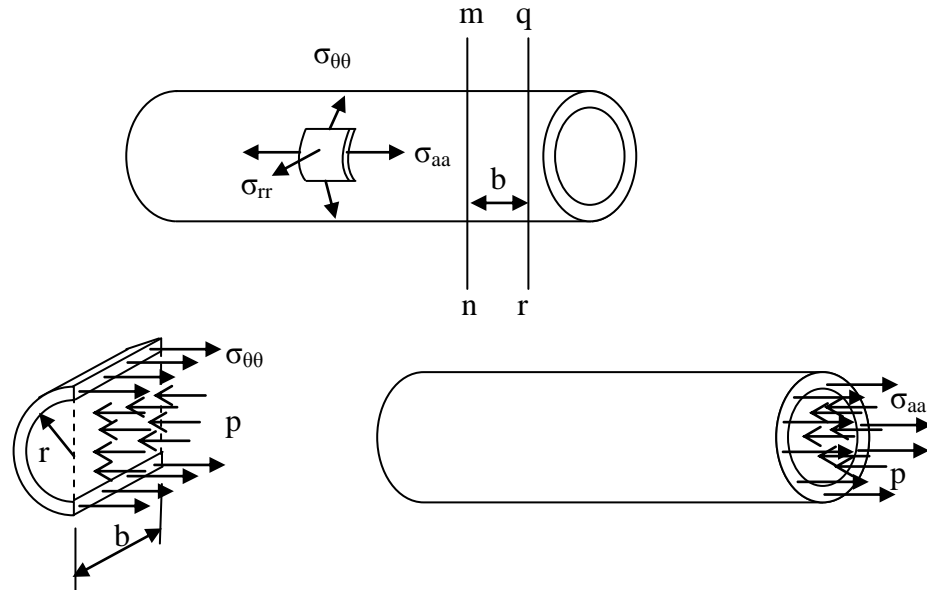


Figura 2.5 Tensões em um vaso de pressão submetido à pressão interna

Onde as tensões se calculam mediante as seguintes expressões:

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{pr}{t} \quad (2.3)$$

$$\sigma_{aa} = \frac{pr}{2t} \quad (2.4)$$

$$\sigma_{rr} = 0 \quad (2.5)$$

2.2.2 TENSÕES PRINCIPAIS EM VASOS DE PAREDE ESPESSA

Quando a espessura de parede (t) é maior em 10% do diâmetro (D) do tubo as equações utilizadas em vasos de parede fina já não são mais válidas, sendo necessário definir novas equações para as tensões principais

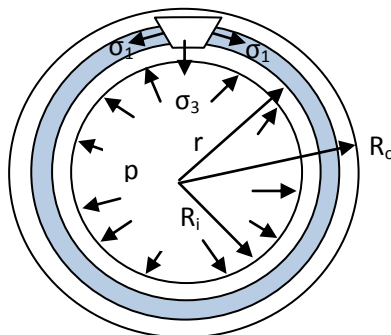


Figura 2.6 Estado de tensões em um cilindro de parede espessa submetido à pressão interna.

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{p}{(m^2 - 1)} \left[1 + \frac{R_o^2}{r^2} \right] \quad (2.6)$$

$$\sigma_{aa} = \frac{p}{(m^2 - 1)} \quad (2.7)$$

$$\sigma_{rr} = \frac{p}{(m^2 - 1)} \left[1 - \frac{R_o^2}{r^2} \right] \quad (2.8)$$

Onde:

$m = R_o/R_i$

$p =$ Pressão interna

$R_o =$ Raio externo do tubo

$R_i =$ Raio interno do tubo

$r =$ Raio onde se deseja fazer a análise

2.3 MATERIAIS UTILIZADOS NO PRESENTE TRABALHO

O WDD foi validado por seus autores usando um banco de dados da Universidade de Waterloo (Cronin and Pick, 2002). Os tubos foram removidos de serviço contendo defeitos de corrosão natural e foram pressurizados com água até a pressão de ruptura. O banco de dados compreende 40 espécimes (tubos) de materiais API-5L-X42, X46, X52 e X55 incluindo diferentes tipos de corrosão tais como: defeitos com profundidade simples, defeitos alinhados longitudinalmente e defeitos de corrosão adjacente ao perímetro de solda. Os diâmetros dos tubos variam de 10 a 34 polegadas. O perfil de corrosão de cada defeito foi medido com um dispositivo laser (scanner) e as propriedades dos materiais foram determinadas em testes de tração uniaxial. Um resumo das principais propriedades dos materiais utilizados nas análises deste trabalho apresenta-se na **Tabela 2.5**.

Tabela 2.5: Principais propriedades dos materiais utilizados

Material Grau	Teste ID	Diâmetro Externo (in)	Espessura (in)	SMYS (PSI)	UTS (PSI)	Pressão Falha (PSI)	Profundidade Máxima Defeito (in)	Comprimento Defeito (in)
X46	SOL-1	12.740	0.335	46000	68062	3635	0	0
	SOL-2	12.730	0.340	46000	68062	3535	0.085	2.5
	SOL-3	12.740	0.340	46000	68062	3545	0	0
	SOL-4	12.720	0.338	46000	68062	3351	0.117	8.0
	SOL-5	12.760	0.336	46000	68062	3627	0	0
	SOL-6	12.720	0.340	46000	68062	3659	0.106	2.4
	SOL-7	12.660	0.328	46000	68062	3258	0	0
	SOL-8	12.740	0.344	46000	68062	3469	0	0
	SOL-9	12.760	0.332	46000	68062	3375	0	0
	SOL-10	12.740	0.339	46000	68062	3471	0.130	5.7
	SOL-11	12.740	0.340	46000	68062	3154	0.105	5.0
	SOL-12	12.720	0.336	46000	68062	3127	0.086	2.0
	SOL-14	12.750	0.340	46000	68062	3556	0	0
	X52	NOR-01	10.750	0.206	52000	72845	2423	0.073
NOR-02		10.750	0.207	52000	72845	2619	0.068	5.5
NOR-03		10.750	0.208	52000	72845	2501	0.000	0
X52	TNG-01	10.75	0.325	52000	69780	3076	0.156	9.5
X52	RLK-01	24.069	0.258	52000	77524	1370	0.130	35.5
	RLK-02	24.116	0.253	52000	77524	1143	0.140	56.4
	RLK-03	24.075	0.252	52000	77524	1423	0.101	54.0
X42	BCG-01	10.760	0.195	42000	65825	1994	0.130	7.2
	BCG-02	10.747	0.184	42000	65825	2000	0.103	1.9
	BCG-03	10.769	0.188	42000	65825	1988	0.064	1.2
	BCG-04	10.752	0.192	42000	65825	2201	0.086	4.0
	BCG-05	10.783	0.194	42000	65825	2174	0.063	1.8
	BCG-06	10.793	0.197	42000	65825	1936	0.085	4.9
	BCG-07	10.805	0.180	42000	65825	1838	0.108	2.6
	BCG-08	10.792	0.196	42000	65825	2147	0.107	1.5
	BCG-09	10.808	0.190	42000	65825	1831	0.083	6.2
X46	ESS-01	12.750	0.200	46000	68512	1412	0.144	3.9
X55	NOV-01	19.950	0.226	55000	85184	1556	0.119	5.2
	NOV02-2	19.880	0.223	55000	85184	1168	0.128	18.2
	NOV03-2	20.000	0.224	55000	85184	1244	0.148	24.4
	NOV-04	20.000	0.226	55000	85184	1434	0.151	21.0
	NOV04-2	20.000	0.226	55000	85184	1582	0.120	16.4
	NOV05	20.010	0.221	55000	85184	1167	0.132	23.5
	NOV-06	20.000	0.222	55000	85184	1669	0.097	6.7
X46	TCP-01	34.000	0.379	46000	73680	1567	0.143	8.4
	TCP-02	34.000	0.373	46000	73680	1531	0.118	7.3
	TCP-03	34.000	0.369	46000	73680	1330	0.182	3.6

Fonte: Duane S. Cronin (2000)

2.4 MÉTODOS TRADICIONAIS PARA AVALIAÇÃO DE DUTOS SUBMETIDOS À PRESSÃO INTERNA

2.4.1 ASME B31G

Este é um método para avaliar a resistência residual de dutos corroídos. É um suplemento do Código ASME B31 para vasos de pressão. O código foi desenvolvido no final dos anos sessenta e início dos anos setenta por *Battelle Memorial Institute* e fornece um procedimento semi-empírico para a avaliação de dutos com defeitos de corrosão. Baseado em uma extensa série de testes em larga escala de diferentes seções, este método estabelece que a dureza do material não é um fator significativo e que a pressão de falha pode ser controlada pela dimensão do defeito de corrosão, pressão interna e pela tensão de escoamento do material.

O código ASME B31G é amplamente utilizado para a avaliação de dutos corroídos, mas possui várias limitações:

- Aplica-se apenas a defeitos que contêm um perfil uniforme.
- Esse método não permite avaliar defeitos de corrosão que estão contidos em soldas longitudinais e circunferenciais.
- O método aplica-se em dutos submetidos somente à pressão interna, e não se pode utilizar quando o duto é submetido a fortes tensões secundárias (flexão).

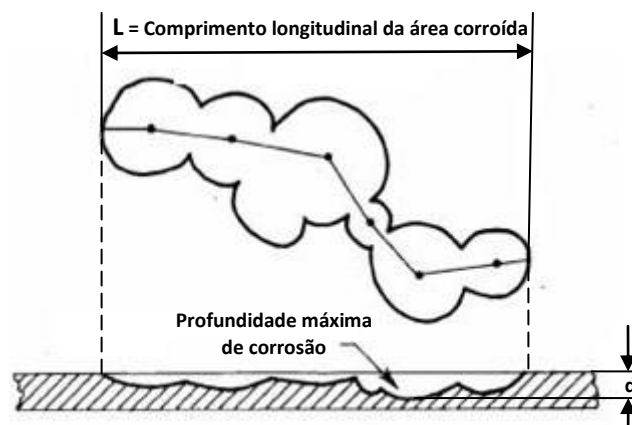


Figura 2.7 Parâmetros de corrosão usados na análise
Fonte: Código ASME B31G (1991)

O procedimento de avaliação considera a profundidade máxima e o comprimento longitudinal da superfície corroída, mas não considera a largura circunferencial. Os parâmetros de entrada estão ilustrados na **Figura 2.7** e incluem o diâmetro externo do tubo (D) e a espessura da parede (t), a resistência ao escoamento mínima especificada ($SMYS$), a pressão de operação máxima admissível ($MAOP$), a extensão longitudinal de corrosão (L) e profundidade do defeito (d).

As equações do Código ASME B31G podem ser resumidas como:

- O comprimento máximo permissível do defeito para uma área corroída é calculada pela equação (2.9). O defeito possui uma profundidade máxima d e está no intervalo de $0.1 < (d/t) < 0.8$

$$L_C = 1.12 B \sqrt{Dt} \quad (2.9)$$

Onde:

L_C = Dimensão axial máxima permissível do defeito

B é expressa como:

$$B = \sqrt{\left[\frac{(d/t)}{1.1 \left(\frac{d}{t}\right) - 0.15} \right]^2 - 1} \quad (2.10)$$

- A área corroída é aproximada, dependendo do comprimento do defeito, com formato retangular para defeitos longos, e, parabólico para defeitos curtos.

$$L \begin{cases} \leq \sqrt{20 Dt} & \text{Área corroída} = 2/3 dL \text{ (defeitos longos)} \\ & (2.11) \\ > \sqrt{20 Dt} & \text{Área corroída} = dL \text{ (defeitos longos)} \end{cases}$$

- A estimativa da pressão de falha pode ser calculada pelas equações (2.12) e (2.13) para defeitos curtos e longos, respectivamente.

$$P_{falha} = \frac{(1.1xS)2t}{D} \left[\frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t}\right) M^{-1}} \right] \quad (2.12)$$

$$P_{Falha} = \frac{(1.1xS)2t}{D} \left(1 - \frac{d}{t}\right) \quad (2.13)$$

Sendo M o fator de Folias definido como:

$$M = \sqrt{1 + 0.8 \left(\frac{L^2}{Dt}\right)} \quad (2.14)$$

Onde:

S = Resistência ao escoamento mínima (SMYS)

L = Comprimento do defeito

d = Profundidade do defeito de corrosão

t = Espessura da parede

D = Diâmetro externo do duto

2.4.2 ASME B31G MODIFICADO (RSTRENG 0.85dL)

Um novo método com melhor critério foi requerido devido ao fato de que a versão inicial do Código ASME B31G era demasiadamente conservadora. As origens do conservadorismo foram identificadas como:

- Não se considera o encruamento por deformação do material;
- O uso de fator de Folias em uma forma aproximada;
- A aproximação parabólica do defeito inteiro.

Outra limitação do critério ASME B31G original é sua incapacidade de considerar interações de defeitos (**Figura 2.8**). As seguintes indicações são sugeridas como referência pelo ASME B31G Modificado para considerar defeitos que possam interagir:

(a) Dois defeitos podem interagir se forem espaçados longitudinalmente ou circunferencialmente um do outro dentro de uma distância de 3 vezes a espessura da parede (3t). A pressão de falha deve ser avaliada como uma única falha combinada de todos os defeitos que interagirem.

(b) A interação entre dois defeitos é desprezível se forem espaçados fora das dimensões acima e devem ser avaliados como falhas separadas.

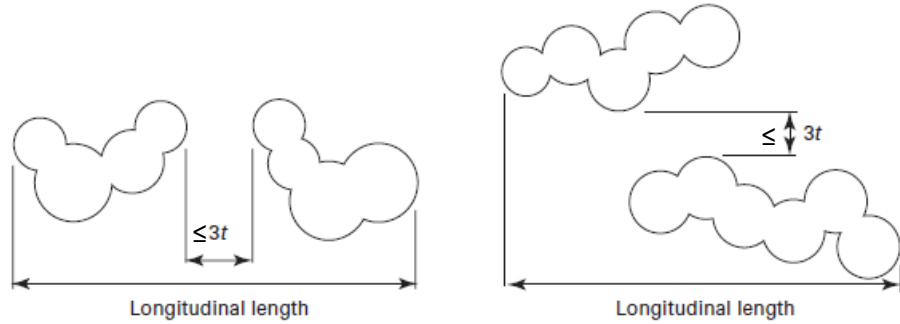


Figura 2.8 Distâncias de interação para defeitos de corrosão
Fonte: Código ASME B31G (2009)

As equações do critério original foram modificadas para incluir a resistência crescente à deformação e para uma definição mais precisa do fator de Folias.

As equações do Código ASME B31G Modificado são:

$$P_{Falha} = \frac{2(S + 69.1)t}{D} \left[\frac{1 - 0.85 \frac{d}{t}}{1 - 0.85 \frac{d}{t} \frac{1}{M}} \right] \quad (2.15)$$

O fator de folias é igual a:

Caso 1: $L \leq \sqrt{50Dt}$

$$M = \sqrt{1 + 0.62756 \frac{L^2}{Dt} - 0.003375 \left(\frac{L^2}{Dt} \right)^2} \quad (2.16)$$

Caso 2: $L > \sqrt{50Dt}$

$$M = 0.032 \frac{L^2}{Dt} + 3.3 \quad (2.17)$$

Onde:

S = Resistência ao escoamento mínima (SMYS)

L = Comprimento do defeito

d = Profundidade do defeito de corrosão

t = Espessura da parede

D = Diâmetro externo do duto

2.4.3 PRÁTICA RECOMENDADA DNV-RP-F101

Este é o primeiro código completo e extenso sobre avaliação de dutos com defeitos de corrosão. Estas recomendações são validas para os dutos corroídos sujeitos a:

- Carregamento de pressão interna;
- Carregamento de pressão interna combinado com tensões de compressão longitudinais.

Esta recomendação prática é baseada em duas alternativas de avaliação da corrosão e a principal diferença entre ambas está no critério de segurança adotado.

A primeira alternativa chamada de Parte A utiliza o critério de segurança adotado na DNV *Offshore Standard OS-F101, Submarine Pipeline System*. As incertezas associadas à espessura da corrosão e às propriedades do material são consideradas especificamente. Utilizam-se equações probabilísticas, juntamente com os fatores parciais de segurança, para se determinar a pressão de operação admissível.

A segunda alternativa, chamada Parte B, é baseada no conceito de tensões admissíveis ASD (*Allowable Stress Design*). Calcula-se a pressão de falha e depois se multiplica a mesma por outro fator baseado no fator de projeto original. As considerações das incertezas em relação ao tamanho da profundidade da corrosão ficam a critério do usuário.

Os tipos de corrosão que podem ser avaliados por esta norma são:

- Corrosão interna e externa no material base;
- Corrosão em soldas;
- Defeitos de corrosão agrupados para interagir.

As combinações de cargas e defeitos que podem ser avaliados por esta norma são:

1. - Carregamentos de pressão interna aplicável as seguintes condições:

- Defeitos isolados;
- Interação entre os defeitos;
- Defeitos de forma complexa.

2. - Carregamentos de pressão interna e compressão longitudinal, aplicáveis a:

- Defeitos isolados.

Para o presente trabalho serão avaliados dutos sob a pressão interna, porém, na seção 7.2 da prática recomendada DNV RP-F101 (Parte B) são apresentadas as equações para a avaliação de defeitos produzidos pela corrosão em dutos submetidos à pressão interna. Para estimar a pressão de falha utilizam-se as seguintes equações:

$$P_{Falha} = \frac{2t(UTS)}{(D - t)} \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} \frac{1}{M}} \right] \quad (2.18)$$

$$M = \sqrt{1 + 0.31 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}} \right)^2} \quad (2.19)$$

Onde:

UTS = Resistência última à tração

L = Comprimento do defeito

d = Profundidade do defeito de corrosão

t = Espessura da parede

D = Diâmetro externo do duto

Este procedimento considera que um defeito de corrosão é avaliado como um único defeito quando ele é isolado ou quando a influência dos defeitos adjacentes para o cálculo da resistência residual é irrelevante. Se a distância entre os defeitos adjacentes é grande o suficiente, o defeito de maior gravidade determina a pressão de falha no tubo analisado e sua avaliação pode ser

calculada usando as equações (2.18) e (2.19). Com a redução dessas distâncias, os defeitos adjacentes podem interagir reduzindo a resistência residual.

No suposto caso em que dois ou mais defeitos adjacentes interajam, o método DNV-RP-F-101 estabelece regras de iteração (**Figura 2.9**) que são estritamente válidas para os defeitos de corrosão em dutos submetidos à pressão interna. As informações mínimas exigidas compreendem:

- A posição angular de cada defeito em torno da circunferência do duto;
- O espaçamento axial entre defeitos adjacentes;
- Se os defeitos são internos ou externos;
- O comprimento de cada defeito individual;
- A profundidade de cada defeito individual;
- A largura de cada defeito individual.

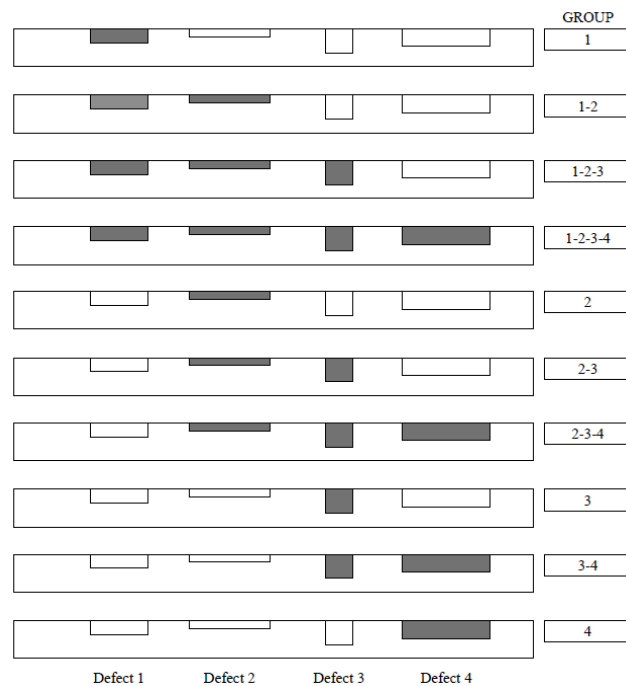


Figura 2.9 Exemplo de agrupamento de defeitos adjacentes que interagem para encontrar o agrupamento que dá a menor pressão de falha estimada
Fonte: Recommended Practice DNV-RP-F101 (2004)

Cada defeito é projetado numa linha longitudinal. As profundidades máximas e os comprimentos projetados de cada defeito representam a perda do metal de acordo com um

modelo retangular. O comprimento total do defeito de cada grupo equivale ao somatório dos comprimentos projetados individualmente, mais as distâncias adjacentes, conforme **Figura 2.10**, e é dado por,

$$L_{nm} = L_m + \sum_{i=n}^{i=m-1} (L_i + S_i) \quad (2.20)$$

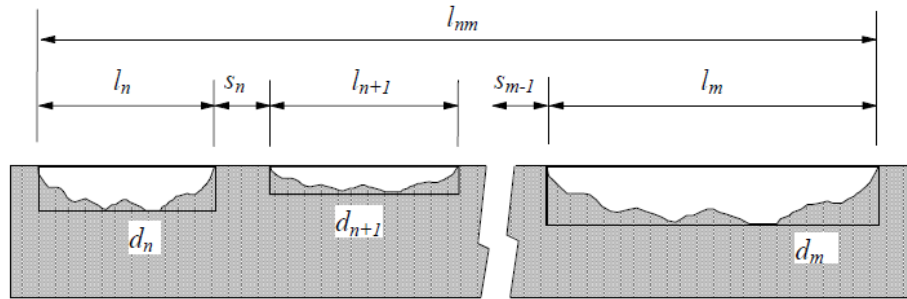


Figura 2.10 Combinação de defeitos interagentes no método DNV
Fonte: Recommended Practice DNV-RP-F101 (2004)

Para calcular a profundidade efetiva do defeito combinado tem-se:

$$d_{nm} = \frac{\sum_{i=n}^{i=m} (d_i L_i)}{L_{nm}} \quad (2.21)$$

As pressões de falha (P_{nm}) para cada combinação de defeitos de n até m são calculadas usando L_{nm} e d_{nm} em vez de L e d nas equações (2.18) e (2.19). O valor mínimo de pressão calculado para todos os defeitos individuais e agrupado é tomado como a pressão de falha para a linha atual de projeção.

De acordo com as regras de interação do método DNV, não há interação se as distâncias longitudinais (S_L) e circunferências (S_C) entre defeitos satisfazem as seguintes condições:

$$S_L > 2.0\sqrt{Dt} \quad (2.22)$$

$$S_C > \pi\sqrt{Dt}$$

Onde D e t são o diâmetro externo e espessura da parede do duto respectivamente.

2.4.4 PCORRC

Nos anos 90, a *American Gas Association* (AGA) contratou o laboratório *Batelle* a fim de realizar uma série de estudos sobre defeitos em dutos causados pelo processo de corrosão. Como resultado deste estudo, observou-se que materiais dúcteis falham basicamente por colapso plástico (excessiva deformação plástica). Concluiu-se também que o colapso plástico é regido pela tensão última, e não pela tensão de escoamento, como descrito em critérios anteriores. Observou-se também que a falha ocorre por mecanismos diferentes, de acordo com a dureza do material.

Como resultado destes estudos, foi desenvolvido um software baseado no método dos elementos finitos denominado PCORR que prevê a falha de defeitos de corrosão sob carregamentos combinados de pressão interna e externa.

Os resultados obtidos pelo PCORR foram comparados com testes experimentais realizados pela BG Technology, e foram usados para desenvolver um modelo matemático, conhecido como PCORRC, que estima a pressão de falha em defeitos de corrosão de dutos com durezas consideradas moderadas e altas (Equação 2.23). A utilização da tensão última reduz o conservadorismo dos resultados, como já comprovado em critérios anteriores.

$$P_{Falha} = \frac{t(UTS)}{r} \left[1 - \frac{d}{t} \left(1 - e^{-0.157 \frac{L}{\sqrt{D/2(t-d)}}} \right) \right] \quad (2.23)$$

Onde:

UTS = Resistência última à tensão

L = Comprimento do defeito

d = Profundidade máxima do defeito de corrosão

t = Espessura da parede

D = Diâmetro externo do duto

2.5. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS (MEF)

2.5.1 DESCRIÇÃO DO MÉTODO

Este método é utilizado em muitos campos da ciência e particularmente para análise estrutural, onde as equações governantes são derivadas da mecânica do contínuo e das teorias de elasticidade e plasticidade. O conceito básico do MEF consiste na discretização de um meio físico contínuo em um número finito de elementos conectados por um número discreto de pontos denominados nós (Cook, 1995). A **Figura 2.11** mostra um exemplo de um tubo discretizado via elementos finitos.

A solução obtida a partir do MEF é uma solução aproximada, ou seja, sempre existe uma diferença em relação a solução exata. Algumas das fontes de erro do MEF são atribuídas ao número de elementos da subdivisão e a precisão da solução das equações algébricas.

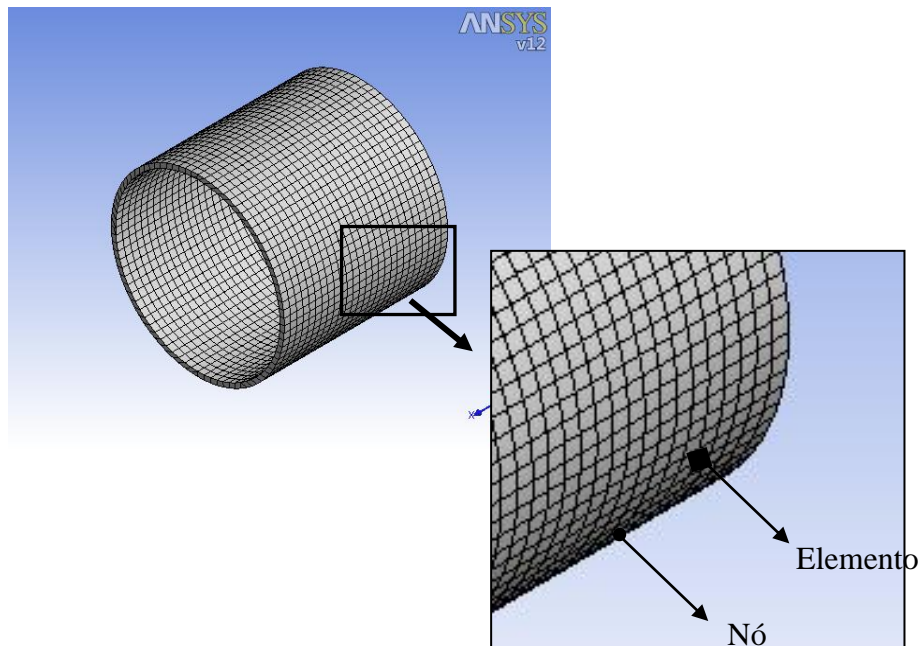


Figura 2.11 Malha gerada num tubo para análise do MEF

As vantagens do MEF em relação aos outros métodos de análise numérica são:

- É aplicável a qualquer tipo de problema: transferência de calor, análise de tensões, campos magnéticos, etc.;
- Não há restrições geométricas. O corpo ou região analisado pode ter qualquer forma;
- Componentes que contém diferentes comportamentos e diferentes descrições matemáticas podem ser combinados. Assim, um modelo em MEF, pode conter vigas, placas, cabos, barras, etc.;

- As propriedades do material podem mudar de um elemento a outro;
- Pode-se melhorar o grau de acuracidade aumentando o número de elementos na malha (refino), mas a capacidade do processamento computacional é o limite em muitos casos.

2.5.2 ELEMENTO FINITO UTILIZADO

O elemento finito “SHELL43” [ANSYS (2003)] é utilizado nas análises do presente trabalho para a modelagem de dutos corroídos. Este elemento de casca possui 4 nós e 6 graus de liberdade por nó (3 translações e 3 rotações), com propriedades plásticas. Os pontos de integração são 2x2 no plano e 5 através da espessura para material não-linear. A **Figura 2.12** ilustra este elemento com seus nós I, J, K e L, seu sistema de coordenadas e a numeração das suas faces.

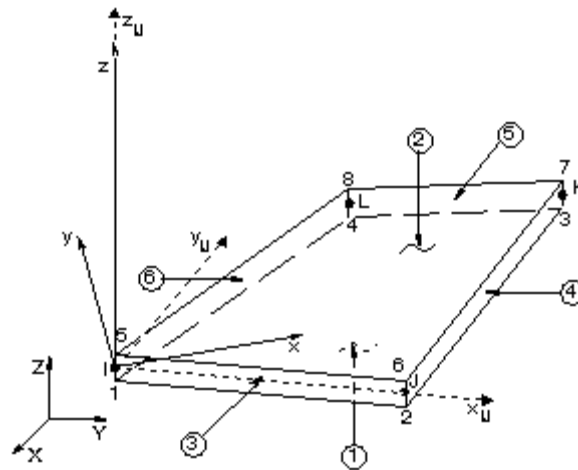


Figura 2.12 Representação do elemento “SHELL43”
 Fonte: ANSYS (2003)

2.5.3 TIPOS DE ANÁLISE

2.5.3.1 ANÁLISE LINEAR

Uma análise linear assume que a relação entre a tensão e deformação é linear. Todas as estruturas reais não se comportam de forma linear a partir de um determinado nível de carga. Para este tipo de análise, o cálculo é realizado pelo MEF a través da solução da equação matricial:

$$[K]\{u\} = \{F^a\} \quad (2.24)$$

Onde:

[K]: Matriz de rigidez

{u}: Vetor de deslocamentos nodais

{F^a}: Vetor de forças nodais

2.5.3.2 ANÁLISE NÃO-LINEAR

Este tipo de análise leva em conta a não-linearidade mecânica, isto é, o comportamento tensão-deformação não-linear dos materiais e a não-linearidade geométrica. A mecânica estrutural inclui os seguintes tipos de não-linearidade:

- Não-linearidade do material, onde as propriedades do material estão em função do estado de tensões. A plasticidade é um exemplo deste tipo de não-linearidade;
- Não-linearidade geométrica, onde o deslocamento é muito grande e as equações de equilíbrio devem estar atualizadas em relação à geometria deformada da estrutura.

O comportamento não-linear torna a resposta estrutural dependente do histórico de cargas. Portanto, para a análise é necessário preceder de forma incremental (passos de carga). A análise não-linear via MEF é um processo iterativo de sucessivas análises lineares, onde se converge para uma solução que satisfaz as condições de equilíbrio, tensão-deformação e compatibilidade. Estas condições comprovam-se num determinado número de iterações, dependendo da discretização, que deve ser o suficiente para garantir que se representa adequadamente a resposta estrutural.

O programa comercial do MEF utilizado para as análises foi o ANSYS 11.0. Este programa usa o método Newton-Raphson para resolver problemas não lineares. Neste método, a carga subdivide-se numa série de incrementos de carga e pode-se aplicar em vários passos como mostra a **Figura 2.13**

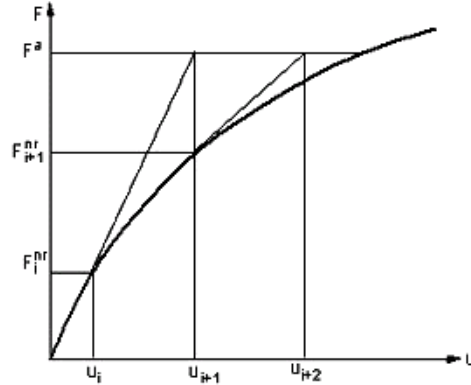


Figura 2.13 Método Newton-Raphson Padrão
Fonte: ANSYS (2003)

Antes de cada solução, o método Newton-Raphson avalia o vetor de carga fora do equilíbrio que é a diferença entre as cargas que correspondem as tensões no elemento e das cargas aplicadas. O programa então executa uma solução linear, usando as cargas fora do equilíbrio e verifica a convergência. Se o critério de convergência não for satisfeito, o vetor de cargas fora de equilíbrio é reavaliado, a matriz de rigidez é atualizada e uma nova solução é obtida.

O método itera até que a diferença entre as tensões no elemento e das cargas aplicadas seja aceitavelmente pequena utilizando a seguinte equação:

$$[K^T]\{\Delta u\} = \{F^a\} - \{F^{nr}\} \tag{2.25}$$

Onde:

$[K^T]$: Matriz tangente de rigidez

$\{\Delta u\}$: Incremento de deslocamentos nodais

$\{F^a\}$: Vetor de forças aplicadas

$\{F^{nr}\}$: Vetor de forças internas calculado pelas tensões no elemento

CAPÍTULO III

PRESSÃO DE FALHA EM DUTOS

Métodos analíticos para a avaliação da pressão de falha em dutos não corroídos, assim como também, uma solução simplificada para calcular a pressão de falha em dutos com defeitos de corrosão simples serão apresentados neste capítulo. Também será explicado o modelo matemático de Ramberg-Osgood para caracterizar as curvas tensão – deformação verdadeira dos materiais utilizados no presente trabalho.

3.3. MODELO DE MATERIAL RAMBERG-OSGOOD

A equação de Ramberg-Osgood foi criada para descrever a relação não linear entre tensão e deformação. É especialmente útil para os metais que endurecem com deformação plástica mostrando uma transição elasto-plástico suave.

3.1.1. A EQUAÇÃO GERAL

Conforme Ramberg e Osgood (1943), Nádai (1939) foi um dos primeiros pesquisadores que sugeriu uma expressão analítica para caracterizar curvas tensão-deformação que é adequado para estudos teóricos:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon &= \frac{\sigma}{E} & , \sigma < \sigma_p \\ \varepsilon &= \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_y \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{\sigma_{YS} - \sigma_p} \right)^n & , \sigma > \sigma_p \end{aligned} \right\} \quad (3.1)$$

Onde:

σ = Tensão

ε = Deformação

ε_y = Deformação correspondente à resistência de escoamento σ_{YS}

σ_p = Limite de proporcionalidade

n = Constante que caracteriza o grau de encruamento do material

Ramberg e Osgood (1943) desenvolveram uma expressão analítica que contém três parâmetros (módulo de Young e duas retas secantes), adequada para representar curvas de tensão-deformação para materiais de aço-carbono, aço inoxidável e liga de alumínio. Uma análise mais aprofundada dessa expressão com dados experimentais confirmou esse ponto de vista para muitos desses tipos de materiais (Ramberg e Osgood, 1943).

A equação matemática proposta em sua forma original é:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + K \left(\frac{\sigma}{E} \right)^n \quad (3.2)$$

Onde os parâmetros K e n , descrevem o comportamento de encruamento do material. A equação de Nadai torna-se a mesma equação (3.2), se:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_p &= 0 \\ K &= \varepsilon_y \left(\frac{E}{\sigma_{YS}} \right)^n \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

O primeiro termo do lado direito da equação (3.2) é a parte elástica da deformação, enquanto o segundo termo representa a parte plástica. Introduzindo a resistência ao escoamento do material (σ_{YS}) é definido um novo parâmetro (α) relacionado com K como:

$$\alpha = K \left(\frac{\sigma_{YS}}{E} \right)^{n-1} \quad (3.4)$$

É conveniente reescrever o termo do lado direito da equação (3.2) como segue:

$$K \left(\frac{\sigma}{E} \right)^n = \alpha \frac{\sigma_{YS}}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{YS}} \right)^n \quad (3.5)$$

Substituindo na equação (3.2), a equação de Ramberg-Osgood pode ser escrita como:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_{YS}}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{YS}} \right)^n \quad (3.6)$$

Nesta última expressão, o modelo de material Ramberg-Osgood estabelece que o comportamento de encruamento de um material depende do mesmo material e suas constantes. Devido à relação direta entre tensão e deformação, o modelo Ramberg-Osgood implica que a deformação plástica está presente até mesmo para níveis muito baixos de tensão. No entanto, para baixas tensões aplicadas, a deformação plástica continua a ser insignificante em comparação com a deformação elástica. Por outro lado, para os níveis de tensão mais elevados do que σ_{YS} , a deformação plástica torna-se progressivamente maior que a deformação elástica.

A expressão $\alpha \frac{\sigma_{YS}}{E}$ da equação (3.6) é conhecido como “yield offset” ou deformação residual (ε_0) como mostra a **Figura 3.1**

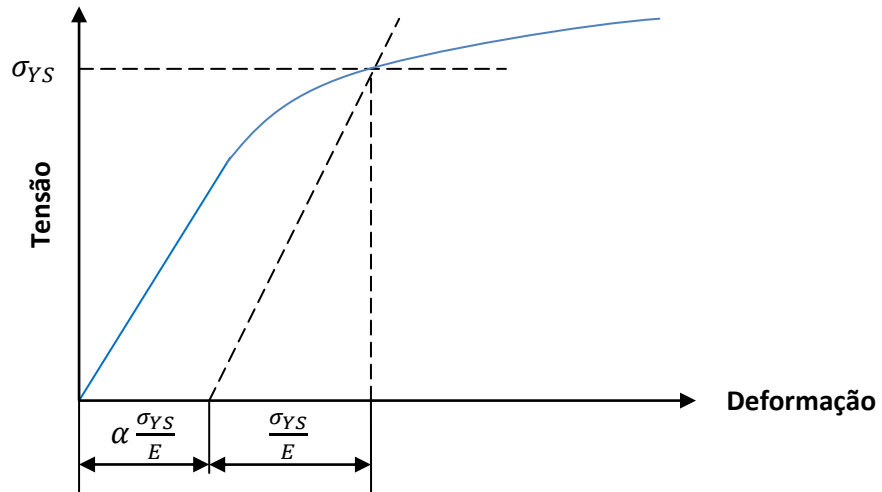


Figura 3.1 Deformação correspondente ao ponto de escoamento

Fonte: Martino *et al.*(1990)

A avaliação do expoente de encruamento n requer a escolha de uma tensão de referência além da tensão de escoamento (σ_{YS}). Assumindo σ_X como a tensão de referência e ε_X o seu correspondente “yield offset”, o expoente n é expresso como:

$$n = \frac{\log\left(\frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_0}\right)}{\log\left(\frac{\sigma_x}{\sigma_{YS}}\right)} \quad (3.7)$$

3.1.2. A ESCOLHA DO LIMITE CONVENCIONAL DE ELASTICIDADE

Segundo Martino *et. al.* (1990), valores comumente usados para n são 5 ou superior, embora valores mais precisos são normalmente obtidas pelo ajuste de dados experimentais de testes à tração (ou compressão). Valores de α também podem ser encontrados por meio de ajustes de dados experimentais, embora para alguns materiais, pode ser fixado de modo a obter um “*yield offset*” igual ao valor aceito de deformação de 0,2%, o que significa:

$$\varepsilon_0 = \alpha \frac{\sigma_{YS}}{E} = 0.002$$

Ou seja:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left[\frac{\sigma}{(\sigma_{YS})_{0.2}} \right]^n \quad (3.8)$$

Onde $(\sigma_{YS})_{0.2}$ é o limite convencional de escoamento definido em $\varepsilon_0 = 0,002$.

3.1.3. A ESCOLHA DO SEGUNDO LIMITE CONVENCIONAL DE ELASTICIDADE

Teoricamente, o parâmetro n pode variar entre 1 (material elástico ideal) e ∞ (elasto-plástico ideal). Valores de n entre 2 e 40 são comumente encontrados para materiais estruturais e, entre 3 e ∞ , para ligas de alumínio e aços inoxidáveis (Martino *et. al.*, 1995).

Entre muitas possibilidades diferentes de escolher o segundo limite convencional de elasticidade em uma curva tensão – deformação parece razoável restringir essas opções para apenas três casos:

(a) A escolha clássica pressupõe $\sigma_x = \sigma_{0,1}$ para um “*yield offset*” igual ao valor aceito de deformação de 0,1%, muito usual para ligas de alumínio.

(b) O limite superior desta escolha corresponde a tomar $\sigma_X = \sigma_{m\acute{a}x}$ que é a resistência à tração no ponto mais alto da curva tensão – deformação.

(c) Outra recomendação é assumir $\sigma_X = \sigma_c$, onde σ_c é um valor médio entre os limites acima.

Essa escolha pode ser justificada do ponto de vista do seu significado físico:

- O caso (a) é comumente adotado quando o modelo matemático é utilizado para analisar os fenômenos na escala de baixa deformação, que envolve $\epsilon_{m\acute{a}x}$, até 1% ou 1.5%.

- O caso (b) pode ser usado na faixa de grandes deformações, quando a parte plástica é solicitada, sem fenômenos de instabilidade.

- O caso (c) representa uma situação intermediária entre os dois casos acima. Os tipos de fenômenos a serem analisados podem dar, portanto, uma orientação para fazer a escolha mais adequada.

Os pontos de referência da escolha do limite convencional de elasticidade são plotados na

Figura 3.2

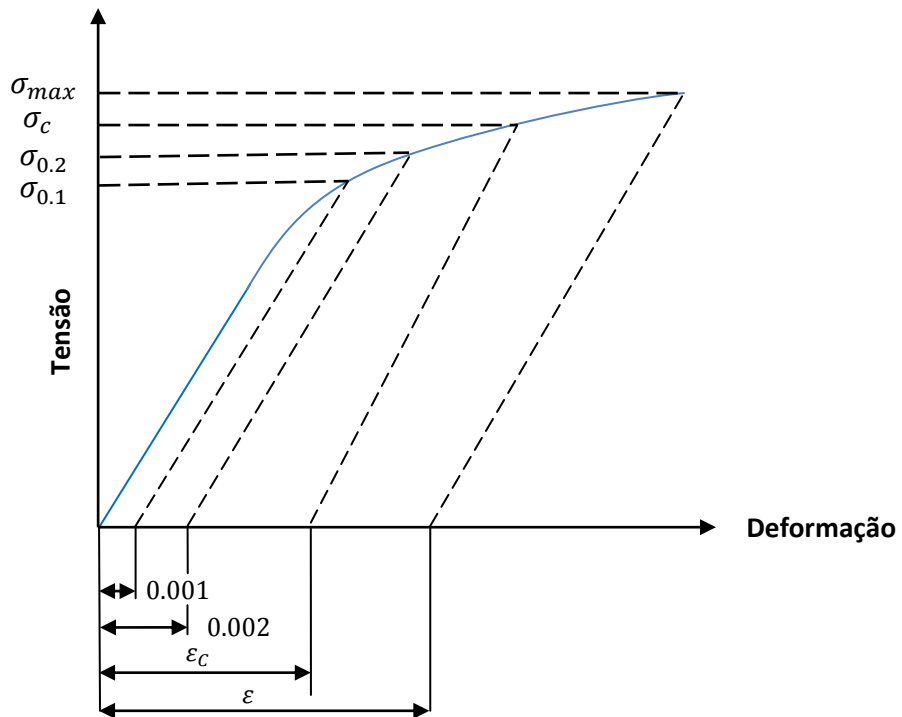


Figura 3.2 Pontos de referência numa curva tensão – deformação

Fonte: Martino *et. al.* (1990)

3.1.4. EXEMPLO PARA OBTENÇÃO DAS CONSTANTES EMPÍRICAS NUMA CURVA $\sigma - \varepsilon$

Ramberg e Osgood (1943) no artigo “*Description of stress – strain curves by three parameters*” fizeram análises para a obtenção das constantes empíricas K e n em uma curva tensão-deformação com dados experimentais. A análise é detalhada abaixo:

A equação (3.2) pode ser escrita em forma adimensional em termos das seguintes variáveis:

$$\left. \begin{aligned} e &= \frac{\varepsilon E}{S_1} \\ S &= \frac{\sigma}{S_1} \end{aligned} \right\} \quad (3.9)$$

Onde $S_1 = m_1 E \varepsilon_1$ é a ordenada da interseção com a curva de tensão-deformação de uma linha secante que passa pela origem com uma inclinação igual a $m_1 E$, sendo m_1 uma constante escolhida entre 0 e 1.

A abscissa do cruzamento numa curva tensão-deformação descrito pela equação (3.2) é:

$$\varepsilon_1 = \frac{S_1}{m_1 E} = \frac{S_1}{E} + K \left(\frac{S_1}{E} \right)^n \quad (3.10)$$

Ou também:

$$K \left(\frac{S_1}{E} \right)^{n-1} = \frac{1 - m_1}{m_1} \quad (3.11)$$

Quando o módulo de elasticidade (E) é conhecido e S_1 foi determinada, é ainda necessário saber o valor do parâmetro n a fim de estabelecer a forma de aproximação da curva de tensão-deformação de acordo com a equação (3.2). O parâmetro n é convenientemente obtido pelo uso de uma segunda linha secante (com ordenada de interseção S_2), correspondente a um segundo módulo secante $m_2 E$, como segue, similar à análise feita na equação (3.10):

$$\varepsilon_2 = \frac{S_2}{m_2 E} = \frac{S_2}{E} + K \left(\frac{S_2}{E} \right)^n \quad (3.12)$$

$$\frac{1}{m_2} = 1 + K \left(\frac{S_2}{E} \right)^{n-1} \quad (3.13)$$

Resolvendo as equações (3.11) e (3.13) para a constante K , obtém-se:

$$K = \left(\frac{1}{m_1} - 1 \right) \left(\frac{S_1}{E} \right)^{1-n} = \left(\frac{1}{m_2} - 1 \right) \left(\frac{S_2}{E} \right)^{1-n} \quad (3.14)$$

De modo que:

$$\left(\frac{S_1}{S_2} \right)^{1-n} = \frac{\left(\frac{1}{m_2} - 1 \right)}{\left(\frac{1}{m_1} - 1 \right)} \quad (3.15)$$

Resolvendo para n , vem:

$$n = 1 + \frac{\log \left(\left[\frac{m_2}{m_1} \right] \left[\frac{1-m_1}{1-m_2} \right] \right)}{\log \left(\frac{S_1}{S_2} \right)} \quad (3.16)$$

É desejável escolher o valor de m_1 de tal forma que S_1 seja próxima à resistência de escoamento (σ_{YS}) do material. Portanto, para alguns materiais utiliza-se um valor aceito de $(S_1)_{0.2}$ para uma deformação residual de 0,2% (“*yield offset*”). Em outras palavras, S_1 deve ser escolhida para um valor aproximado de $m_1 = 0,7$ (Ramberg e Osgood, 1943).

O valor da constante m_2 para a segunda reta secante ($S_2 = m_2 E \epsilon_2$) foi escolhido por Ramberg e Osgood como: $m_2 = 0.85$ (semi-soma entre 0.7 e 1.0), e representa uma descrição adequada para maioria de materiais.

A partir da interseção de duas linhas secantes numa curva tensão-deformação (**Figura 3.3**), as constantes K e n podem ser determinadas, e pela Eq. (3.4) pode-se calcular o valor de α .

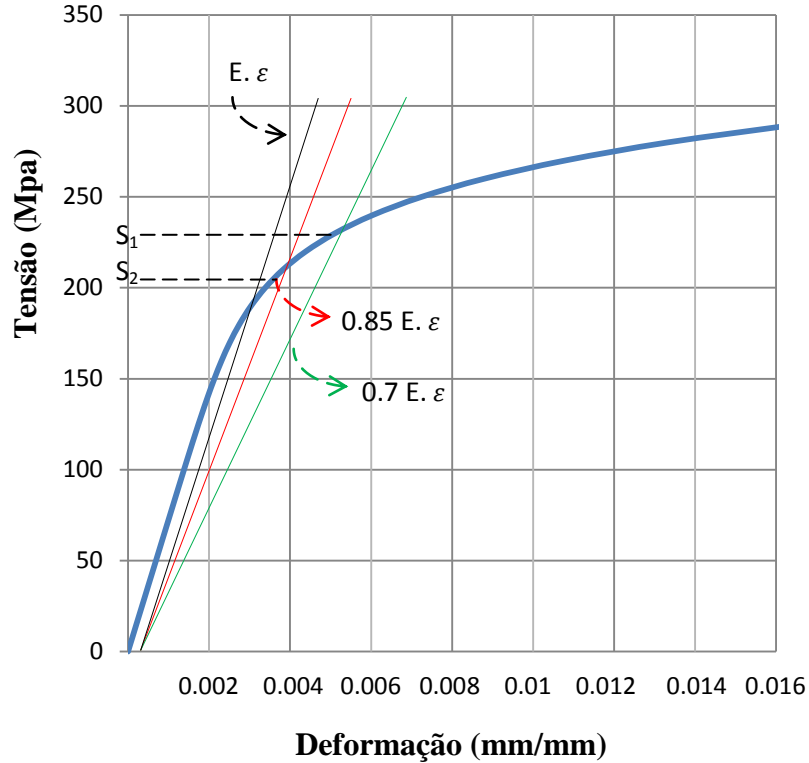


Figura 3.3 Diagrama Tensão – Deformação
Fonte: Ramberg-Osgood (1943)

Substituindo os valores de $m_1 = 0,7$ e $m_2 = 0,85$ na equação (3.16), obtém-se:

$$n = 1 + \frac{\log\left(\frac{17}{7}\right)}{\log\left(\frac{S_1}{S_2}\right)} = 1 + \frac{0.3853}{\log\left(\frac{S_1}{S_2}\right)} \quad (3.17)$$

O gráfico desta relação em escala log-log é dado na **Figura 3.4**

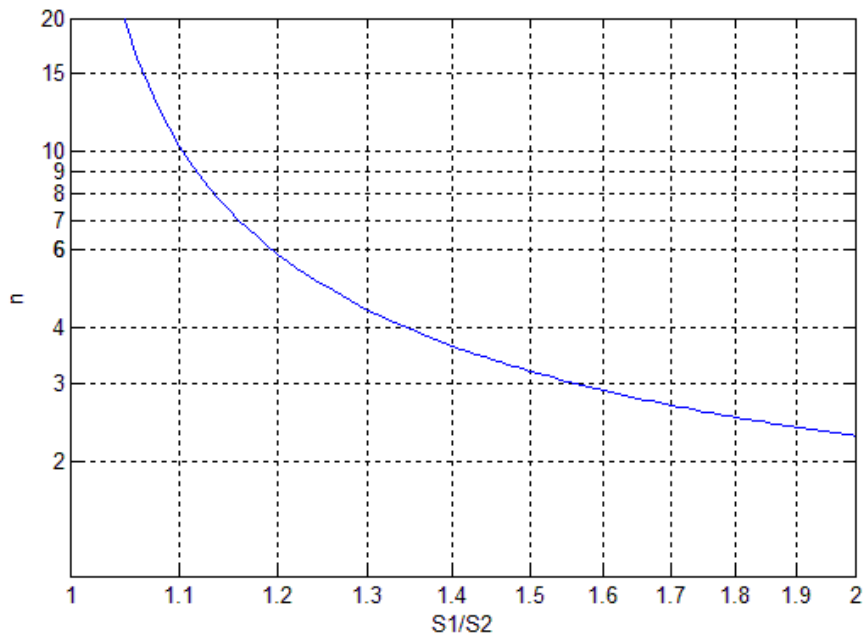


Figura 3.4 Relação entre n e S_1/S_2
Fonte: Ramberg-Osgood (1943)

Um dos pressupostos fundamentais do método proposto (WDD) é que é preciso que as propriedades mecânicas dos materiais utilizados estejam disponíveis em testes de ensaios a tração. A **Tabela 3.1** resume as propriedades dos materiais e os parâmetros α e n que serão analisados no presente trabalho.

Tabela 3.1: Banco de dados experimentais (valores médios) e parâmetros do modelo Ramberg- Osgood

Material		Parâmetro Material Ramberg-Osgood				Tensão Crítica		ϵ Crítico
Grau	ID	σ_{ys}		α	n	(MPa)	(PSI)	
		(MPa)	(PSI)					
X42	BCG	350.9	50852	3.143	8.07	506.2	73367	0.104
X46	SOL	356.7	51689	3.741	7,45	542	78557	0.15
	TCP	400.5	58050	3.007	8.34	568.2	82351	0.115
X52	NOR	389	56376	3.493	7.74	575.8	83450	0.139
	RLK	433.6	62841	1.198	10.97	603.7	87497	0.116
X55	NOV	462.7	67055	2.254	8.65	648.6	93997	0.127

Fonte: Duane S. Cronin (2000)

As **Figuras 3.5 (a), (b), (c) e (d)** mostram as curvas tensão-deformação de engenharia para os aços API -5L-X42, X46, X52 e X55. As respectivas curvas tensão – deformação verdadeiras e o ajuste do modelo Ramberg-Osgood também são mostrados.

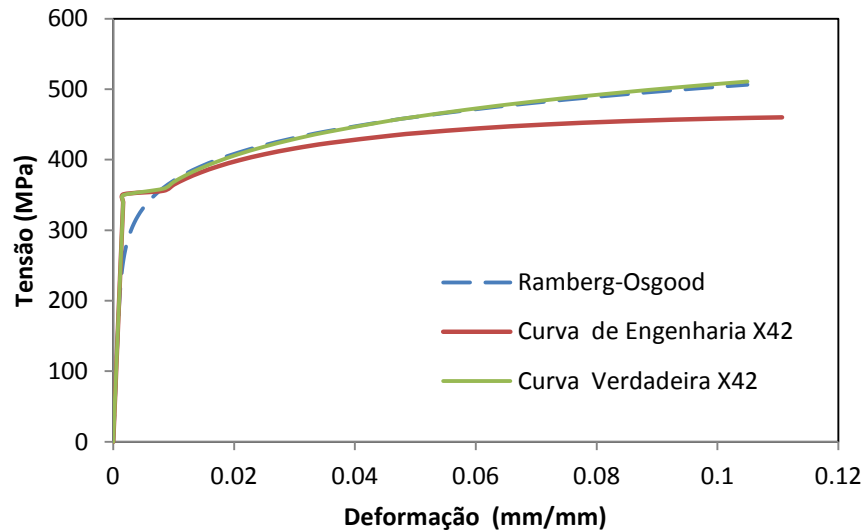


Figura 3.5(a) Comparação das curvas de tensão-deformação de engenharia, verdadeiras e o ajuste do modelo constitutivo de Ramberg – Osgood para o aço X42

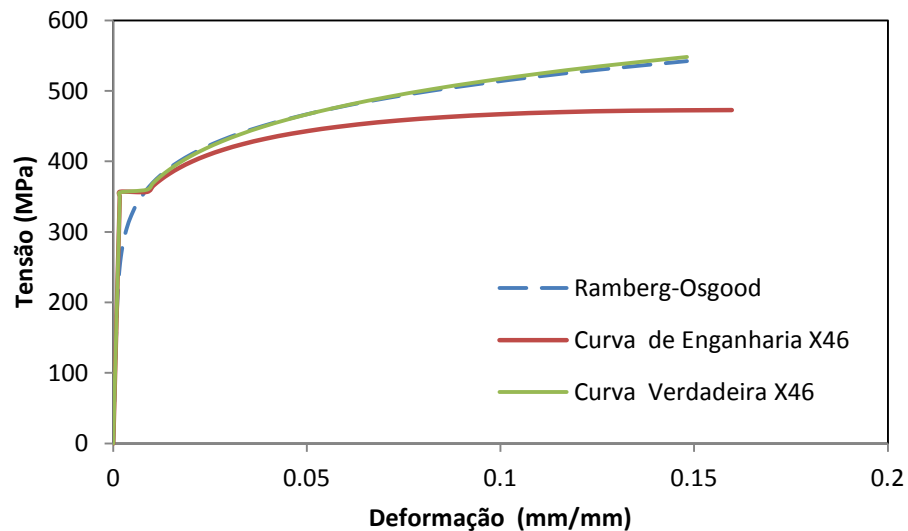


Figura 3.5(b) Comparação das curvas de tensão-deformação de engenharia, verdadeiras e o ajuste do modelo constitutivo de Ramberg – Osgood para o aço X46

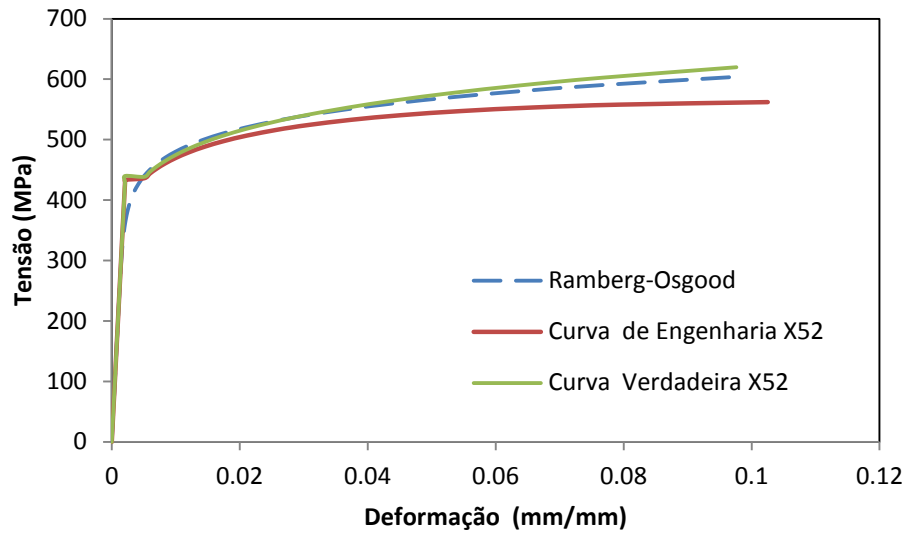


Figura 3.5(c) Comparação das curvas de tensão-deformação de engenharia, verdadeiras e o ajuste do modelo constitutivo de Ramberg – Osgood para o aço X52

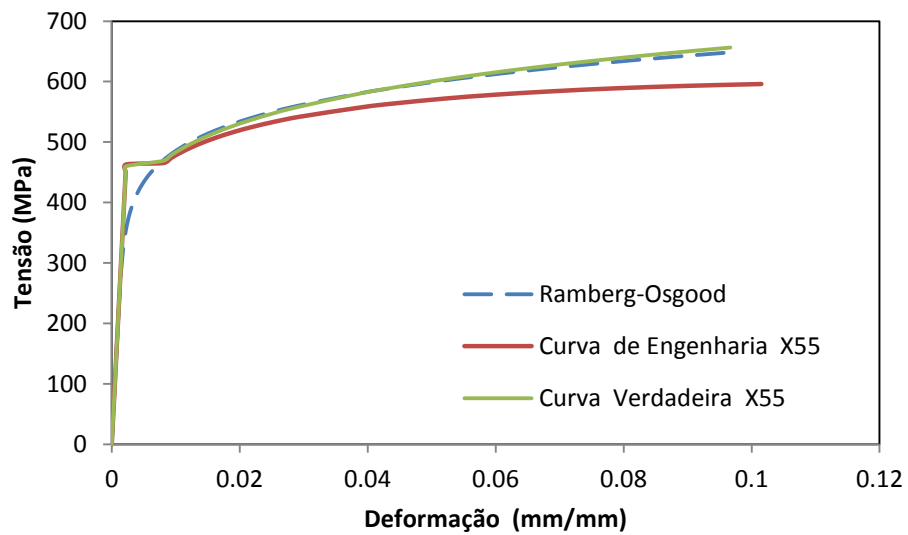


Figura 3.5(d) Comparação das curvas de tensão-deformação de engenharia, verdadeiras e o ajuste do modelo constitutivo de Ramberg – Osgood para o aço X55

3.4. PRESSÃO DE FALHA EM DUTOS NÃO CORROÍDOS ($P_{\text{Plain Pipe}}$)

A pressão de falha num duto liso (sem defeitos de corrosão) é comumente utilizada como limite para normalizar a pressão de falha nos procedimentos de avaliação de dutos com defeitos de corrosão. A resistência residual de dutos corroídos é expressa como uma porcentagem da resistência à ruptura em dutos lisos. Num teste de duto submetido à pressão interna, é freqüentemente assumido que a pressão aumenta linearmente até a pressão de ruptura. Embora tal afirmação possa parecer intuitivamente óbvia, inclui também o pressuposto de que o mecanismo de falha para um duto contendo defeitos de corrosão e duto não corroído é o mesmo.

3.2.1. ANÁLISE DA EQUAÇÃO DE SVENSSON

Svensson (1959) mostrou que tubos homogêneos feito de materiais de alta resistência chegariam a um ponto de instabilidade geométrica antes de chegar a um nível de tensão crítico. Isto é, como resultado da redução da espessura da parede e aumento do raio interno do tubo que leva ao aumento da tensão. Ao aumentar a taxa de tensão, esta supera a taxa de encruamento do material, portanto, a instabilidade ocorre. Ressalta-se que a deformação e tensão neste momento de instabilidade no tubo liso estão abaixo dos valores críticos de um ensaio à tração.

3.2.1.1 ANÁLISE DO PARÂMETRO DE ENCRUAMENTO

A relação tensão-deformação dada na equação de Hollomon ($\sigma_v = K \cdot \epsilon_v^n$) relaciona a tensão e deformação verdadeiras do material. Nos ensaios de tração simples, no entanto, a curva de tensão-deformação do material é geralmente medida em termos de tensão nominal de engenharia e deformação de engenharia.

Antes que a carga máxima seja atingida, o fluxo plástico é grande e uniforme (Harvey, 1985). Nesta região de deformação uniforme, a tensão e deformação verdadeiras estão relacionadas com tensão e deformação de engenharia pelas equações (3.18) e (3.19)

$$\sigma_v = \sigma_{eng}(\varepsilon_{eng} + 1) \quad (3.18)$$

$$\varepsilon_v = \ln(\varepsilon_{eng} + 1) \quad (3.19)$$

Onde:

σ_{eng} e ε_{eng} , são a tensão e deformação de engenharia, respectivamente.

σ_v e ε_v , são a tensão e deformação verdadeiras, respectivamente.

Substituindo as equações (3.18) e (3.19) na equação Hollomon, obtém-se:

$$\sigma_{eng} = K \frac{[\ln(1 + \varepsilon_{eng})]^n}{1 + \varepsilon_{eng}} \quad (3.20)$$

Em geral, a estricção ou deformação localizada começa na carga máxima durante a deformação à tração de um metal dúctil, onde a tensão e deformação de engenharia atingem os valores finais $(\sigma_{ult})_{eng}$ e $(\varepsilon_{ult})_{eng}$, respectivamente. Após o ponto de início da estricção, a tensão de engenharia diminui na medida em que aumenta a deformação de engenharia. Portanto, a condição de instabilidade à tração pode ser simplesmente definida por:

$$\frac{d\sigma_{eng}}{d\varepsilon_{eng}} = 0, \text{ onde } \sigma_{eng} = (\sigma_{ult})_{eng} \quad e \quad \varepsilon_{eng} = (\varepsilon_{ult})_{eng} \quad (3.21)$$

Das equações (3.20) e (3.21), obtém-se:

$$n = \ln[1 + (\varepsilon_{ult})_{eng}] = \varepsilon_{ult} \quad (3.22)$$

onde ε_{ult} é a deformação ultima verdadeira em $(\varepsilon_{ult})_{eng}$.

Se a tensão última verdadeira é denotada por σ_{ult} , então, da equação (3.18) resulta: $\sigma_{ult} = (\sigma_{ult})_{eng} [1 + (\varepsilon_{ult})_{eng}]$. Substituindo esta equação e a equação (3.22) na equação de Hollomon, chega-se a uma nova expressão para o coeficiente de resistência K :

$$K = (\sigma_{ult})_{eng} \left(\frac{e}{n}\right)^n \quad (3.23)$$

onde $e = 2.71828$. Se o expoente de encruamento n é conhecido o coeficiente, de resistência K pode ser calculado pela equação (3.23).

3.2.1.2 INSTABILIDADE PLÁSTICA E LIMITE DE CARGA

Uma solução da instabilidade plástica do limite de carga é proposta por Svensson (1959) para avaliar a influência do comportamento de encruamento de materiais com base na teoria da plasticidade, deformação finita e o critério de Von Mises. A análise é detalhada abaixo:

Considerando um tubo longo de parede fina, sem defeitos, tampado em ambos extremos e submetido à pressão interna, para tal condição, a deformação axial $\varepsilon_{aa} = \varepsilon_z = 0$. Do Capítulo II na análise de vasos submetida à pressão interna, as tensões: $\sigma_{\theta\theta}$ na direção circunferencial, σ_{aa} na direção longitudinal e σ_{rr} na direção radial, determinam-se pelas equações (2.3), (2.4) e (2.5). Utilizando as equações anteriores, a tensão equivalente de Von Mises é:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{(\sigma_{\theta\theta}^2 - \sigma_{\theta\theta}\sigma_{aa} + \sigma_{aa}^2)} = \frac{\sqrt{3} p D}{4 t} \quad (3.24)$$

De acordo com a deformação plástica total, e sendo o material incompressível: $\varepsilon_{\theta\theta} + \varepsilon_{rr} + \varepsilon_{aa} = 0$, portanto, $\varepsilon_{\theta\theta} = -\varepsilon_{rr}$ para tubos longos. A deformação efetiva de Von Mises é:

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}(\varepsilon_{\theta\theta}^2 + \varepsilon_{rr}^2 + \varepsilon_{aa}^2)} = \frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon_{\theta\theta} \quad (3.25)$$

A relação deformação-deslocamento de um tubo de parede fina, resulta:

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \ln\left(\frac{D}{D_0}\right) \quad e \quad \varepsilon_{rr} = \ln\left(\frac{t}{t_0}\right) \quad (3.26)$$

onde D_0 e t_0 são o diâmetro e espessura originais do tubo respectivamente. Das equações (3.25) e (3.26) obtém-se:

$$\frac{t}{D} = \frac{t_0}{D_0} e^{-\sqrt{3}\bar{\varepsilon}} \quad (3.27)$$

Das equações (3.24), (3.26), (3.23) e da equação de Hollomon, obtemos a relação entre a carga aplicada (pressão interna, p) e deformação equivalente como se segue:

$$p = \frac{4}{\sqrt{3}} \frac{t_0 (\sigma_{ult})_{eng}}{D_0} \left(\frac{e}{n}\right)^n \bar{\varepsilon}^n e^{-\sqrt{3}\bar{\varepsilon}} \quad (3.28)$$

A análise de Svensson (1959) foi revisada por Cronin e Pick (2002) para incluir o modelo de material de Ramberg-Osgood, sendo o resultado apresentado na equação (3.31).

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\sigma}}{E} + \alpha \frac{\sigma_{YS}}{E} \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{YS}}\right)^n \quad (\text{Equação 3.6})$$

$$\frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon_{\theta\theta} = \frac{\bar{\sigma}}{E} + \frac{\alpha}{E \sigma_{YS}^{n-1}} \bar{\sigma}^n \quad (\text{Da equação 3.25})$$

$$0 = \frac{\alpha}{E \sigma_{YS}^{n-1}} \left(\frac{\sqrt{3} p D}{4 t}\right)^n + \frac{1}{E} \left(\frac{\sqrt{3} p D}{4 t}\right) - \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{D}{D_0}\right) \quad (3.29)$$

Considerando um duto longo de parede fina ($\varepsilon_{aa} = 0$) e sendo o material incompressível:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\theta\theta} &= -\varepsilon_{rr} \\ \ln\left(\frac{D}{D_0}\right) &= -\ln\left(\frac{t}{t_0}\right) \quad (\text{Da equação 3.26}) \end{aligned}$$

$$\frac{D}{D_0} = \left(\frac{t}{t_0}\right)^{-1}$$

$$t = \frac{t_0 D_0}{D} \quad (3.30)$$

Inserindo a equação (3.30) na equação (3.29), conclui-se que:

$$P_{Inst}^n \left[\frac{\alpha}{E \sigma_{YS}^{n-1}} \left(\frac{\sqrt{3} r^2}{2 r_0 t_0}\right)^n \right] + P_{Inst} \left[\frac{\sqrt{3} r^2}{2 r_0 t_0 E} \right] - \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{r}{r_0}\right) = 0 \quad (3.31)$$

Ambos os pesquisadores mostraram que esta equação é mais facilmente resolvida incrementando o raio e resolvendo numericamente para a pressão, uma vez que a mesma pressão pode corresponder a dois raios diferentes.

Uma investigação mais aprofundada com dados experimentais (Cronin e Pick, 2002), indicou que a pressão de falha num tubo não corroído é aproximadamente 0,86 vezes a pressão de instabilidade calculada pela a equação (3.31). Ou seja, $P_{\text{Plain Pipe}} = 0.86 \times P_{\text{Inst}}$

Desprezando a deformação elástica na equação (3.31), resulta em única solução (equação 3.32) para determinar a pressão de instabilidade como função das propriedades mecânicas do material e sua geometria.

$$P_{2 \text{ Inst}} = \left(\frac{E \sigma_{YS}^{n-1}}{\sqrt{3} \propto n} \right)^{1/n} \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{t_0}{r_0 \left[\exp \left(\frac{1}{2n} \right) \right]^2} \quad (3.32)$$

A equação (3.32) é mais fácil de avaliar. Neste caso, $P_{\text{Plain Pipe}} = 0.90 \times P_{2 \text{ Inst}}$.

3.3. PRESSÃO DE FALHA EM DUTOS COM DEFEITO DE CORROSÃO SIMPLES ($P_{\text{Long Groove}}$)

Um defeito de corrosão na sua forma mais simples é uma ranhura longitudinal alinhada com profundidade uniforme. Embora esses defeitos sejam idealizações, eles fornecem um limite inferior para o entendimento do comportamento da pressão de falha em tubos com defeitos de corrosão natural e no desenvolvimento de um novo procedimento de avaliação. Estes defeitos isolados simples podem ser considerados como defeitos bidimensionais, em que a falha inicia-se simultaneamente em todo o comprimento do defeito (Cronin e Pick, 2002). A análise numérica feita por Cronin (2002) revelou que o início da falha pode ser previsto utilizando uma formulação para a deformação plástica com um critério de falha baseada na tensão. A falha inicia-se quando a tensão equivalente verdadeira no defeito é igual à resistência última à tração do material, expressa como uma tensão verdadeira.

Uma solução simplificada para determinar a pressão de falha em tubos com defeitos de corrosão simples foi desenvolvida por Cronin e Pick (2002). Tanto equilíbrio e compatibilidade foram considerados para o cálculo da tensão no comprimento do defeito em função da pressão interna, geometria inicial e propriedades do material.

Ao aplicar o equilíbrio de uma estrutura, é comum considerar-se uma secção e substituir o restante com as condições de contorno adequadas. No caso de um defeito simples, metade do defeito pode ser analisada (devido à simetria) e o restante é substituído por um momento fletor equivalente (M_H), as forças na direção circunferencial (F_{Hoop} e F_{Plain}) e as forças de cisalhamento (V_H), como mostrado na **Figura 3.6**. A tensão na direção radial tem um valor máximo na superfície interior do tubo igual à pressão interna, que é pequena em comparação com as tensões na direção longitudinal e circunferencial, e, portanto, pode ser desprezada.

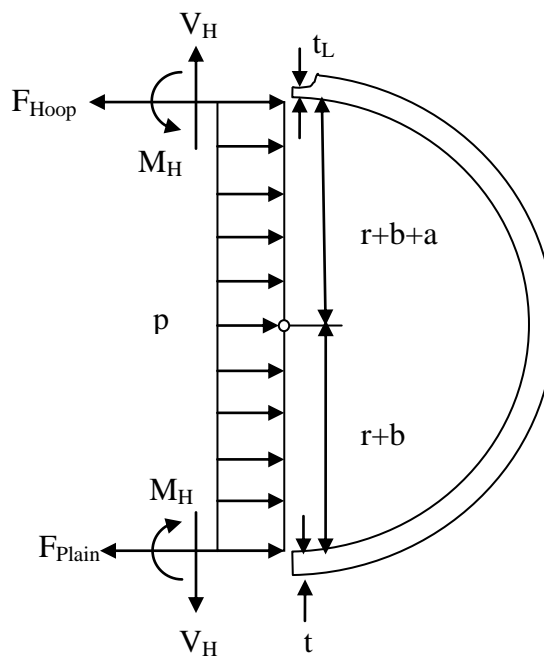


Figura 3.6 Diagrama de corpo livre de um tubo com defeito de corrosão simples
 Fonte D. S. Cronin (2000)

Resultados de elementos finitos indicam que o momento fletor e tensão de cisalhamento tendem a ser muito pequenos e podem ser desprezados (Mok, 1991).

A **Figura 3.7** mostra uma seção da espessura remanescente devido à corrosão no plano de simetria com uma dimensão circunferencial infinitesimal (ds). Neste caso, a espessura é igual à espessura atual (t_L) na parte mais profunda do defeito, a secção tem comprimento w , e é submetida apenas à força longitudinal (F_{Long}) e à força circunferencial (F_{Hoop}).

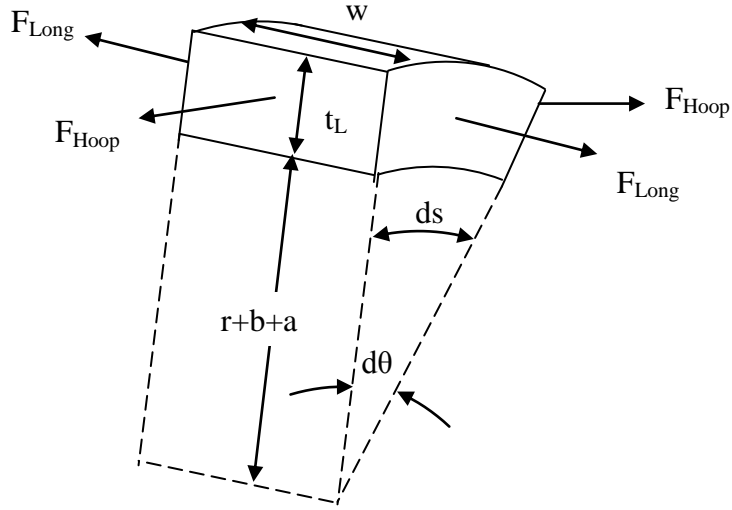


Figura 3.7 Elemento infinitesimal de um defeito de corrosão simples
Fonte D. S. Cronin (2000)

Aplicando o equilíbrio na geometria deformada mostrada na **Figure 3.6**, onde **b** refere-se à deformação radial na parte não corroída (superfície interna) e **a** refere-se à expansão radial no defeito (“*radial bulging*”).

$$F_{Plain} + F_{Hoop} = pw[2(r + b) + a] \quad (3.33)$$

onde, se admite que:

$$\left. \begin{aligned} F_{Plain} &= pw(r + b) \\ F_{Hoop} &= pw(r + b + a) \end{aligned} \right\} \quad (3.34)$$

Considerando o equilíbrio de momentos sobre o centro de pressão:

$$\left[r + b + \frac{t}{2}\right]F_{Plain} = \left[r + b + a + \frac{t_L}{2}\right]F_{Hoop} \quad (3.35)$$

Introduzindo a equação (3.34) e desprezando termos de segundo ordem, obtém-se:

$$a = a_{max} = \frac{(t - t_L)}{4} \quad (3.36)$$

Na falha, a deformação na espessura remanescente devido à corrosão (t_L) é igual à deformação equivalente verdadeira (Von Mises) correspondente à resistência última à tração do material. Assumindo que o material é incompressível. Então: $\varepsilon_{\theta\theta} + \varepsilon_{rr} + \varepsilon_{aa} = 0$, portanto, $\varepsilon_{\theta\theta} = -\varepsilon_{rr}$ para tubos longos.

Das equações (3.24) e (3.26) a deformação equivalente de Von Mises é dada por:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon} &= \sqrt{\frac{4}{3}} \varepsilon_{\theta\theta} = -\sqrt{\frac{4}{3}} \varepsilon_{rr} = -\sqrt{\frac{4}{3}} \ln\left(\frac{t_L}{t_0}\right) \\ \bar{\varepsilon} &= -\sqrt{\frac{4}{3}} \ln\left(\frac{t_L}{t_0}\right) \end{aligned} \quad (3.37)$$

Na falha, a relação tensão- deformação corresponde à resistência última à tração, e a deformação é expressa em quantidades verdadeiras, então:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{UTS} &= -\sqrt{\frac{4}{3}} \ln\left(\frac{t_L}{t_0}\right) \\ t_L &= t_0 \exp\left(-\sqrt{\frac{3}{4}} \varepsilon_{UTS}\right) \end{aligned} \quad (3.38)$$

Considerando o elemento infinitesimal mostrado na **Figura 3.7**, é possível definir as tensões como:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{Hoop} &= \sigma_{11} = \frac{F_{Hoop}}{wt_L} \\ \sigma_{Long} &= \sigma_{22} = \frac{F_{Long}}{dSt_L} \\ \sigma_{Radial} &= \sigma_{33} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (3.39)$$

A componente hidrostática da tensão é:

$$\left. \begin{aligned} p_h &= -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \\ p_h &= -\frac{1}{3}\left(\frac{F_{Hoop}}{wt_L} + \frac{F_{Long}}{dSt_L} + 0\right) \\ p_h &= -\frac{1}{3}\left(\frac{F_{Hoop}dS + F_{Long}W}{wt_LdS}\right) \end{aligned} \right\} \quad (3.40)$$

Assim, as componentes do tensor desviador são:

$$\left. \begin{aligned} S_{ij} &= \sigma_{ij} + p_h \\ S_{11} &= \frac{F_{Hoop}}{wt_L} - \frac{1}{3}\left(\frac{F_{Hoop}dS + F_{Long}W}{wt_LdS}\right) \\ S_{22} &= \frac{F_{Long}}{dSt_L} - \frac{1}{3}\left(\frac{F_{Hoop}dS + F_{Long}W}{wt_LdS}\right) \\ S_{33} &= -\frac{1}{3}\left(\frac{F_{Hoop}dS + F_{Long}W}{wt_LdS}\right) \end{aligned} \right\} \quad (3.41)$$

Onde os índices 1,2 e 3 indicam as direções circunferencial, longitudinal e radial, respectivamente.

Cada componente de deformação plástica total é proporcional o seu respectivo tensor desviador (Hencky,1924) e pode ser escrita como:

$$\varepsilon_{ij}^p = \lambda S_{ij} \quad (3.42)$$

onde λ é um fator de proporcionalidade que depende do comportamento do material que é dada por:

$$\lambda = \frac{3}{2} \frac{\varepsilon_{eq}^p}{\sigma_{eq}} \quad (3.43)$$

Substituindo a equação (3.43) na equação (3.42) obtém-se:

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{\varepsilon_{eq}^p}{\sigma_{eq}} S_{ij} \quad (3.44)$$

Da relação Ramberg-Osgood (equação 3.6): $\varepsilon_{eq} = \varepsilon_{eq}^e + \varepsilon_{eq}^p = \frac{\sigma_{eq}}{E} + \alpha \frac{\sigma_{eq}}{E} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1}$

onde a componente de deformação plástica equivalente é:

$$\varepsilon_{eq}^p = \alpha \frac{\sigma_{eq}}{E} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1} \quad (3.45)$$

Então, a equação (3.44) torna-se:

$$\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \alpha \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1} \frac{S_{ij}}{E} \quad (3.46)$$

Para materiais elásticos isotrópicos (Fung, 2008), a Lei de Hooke estabelece que:

$$\sigma_{kk} = 3K\varepsilon_{kk} = \frac{E}{(1-2\nu)} \varepsilon_{kk} \quad (3.47)$$

$$S_{ij} = \sigma'_{ij} = 2G\varepsilon'_{ij} = \frac{E}{(1+\nu)} \varepsilon'_{ij} \quad (3.48)$$

Onde:

K = Módulo de compressibilidade volumétrica (“*Bulk Modulus*”)

G = Módulo de elasticidade de cisalhamento

ν = Coeficiente de Poisson

σ'_{ij} e ε'_{ij} são o tensor desviador e o tensor desviador de deformações, respectivamente, e estão definidos como:

$$S_{ij} = \sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3}\sigma_{kk}\delta_{ij} \quad (3.49)$$

$$\varepsilon'_{ij} = \varepsilon^e_{ij} - \frac{1}{3}\varepsilon_{kk}\delta_{ij} \quad (3.50)$$

onde δ_{ij} é o tensor unidade (Delta de Kronecker).

Substituindo as equações (3.49) e (3.50) em (3.48) e utilizando a equação (3.48), obtém-se:

$$\varepsilon^e_{ij} = \frac{1}{2G}\sigma_{ij} - \left(\frac{1}{6G} - \frac{1}{9K}\right)\sigma_{kk}\delta_{ij} \quad (3.51)$$

Ou:

$$\varepsilon^e_{ij} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E}\sigma_{kk}\delta_{ij} \quad (3.52)$$

A deformação total pode-se descompor na soma da parte elástica e plástica, escrevendo na sua expressão tensorial:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon^e_{ij} + \varepsilon^p_{ij} \quad (3.53)$$

O tensor de deformações elásticas (ε^e_{ij}) está relacionado com o tensor de tensões (σ_{ij}) pelas equações de Hooke (Equação 3.52) e pode ser escrita como:

$$\varepsilon^e_{ij} = \varepsilon_{ij} - \varepsilon^p_{ij} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E}\sigma_{kk}\delta_{ij} \quad (3.54)$$

Ou:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E}\sigma_{kk}\delta_{ij} + \varepsilon^p_{ij} \quad (3.55)$$

Introduzindo a equação (3.46) em (3.55), obtém-se:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E}\sigma_{kk}\delta_{ij} + \frac{3}{2}\alpha \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{YS}}\right)^{n-1} \frac{S_{ij}}{E} \quad (3.56)$$

Introduzindo a equação (3.49), a relação constitutiva da deformação tridimensional pode ser escrita como:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1 + \nu}{E} S_{ij} - \frac{1 - \nu}{3E} \sigma_{kk} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \alpha \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1} \frac{S_{ij}}{E} \quad (3.57)$$

Considerando o momento fletor e tensão de cisalhamento desprezíveis (**Figura 3.7**) e assumindo que o material é incompressível ($\Delta V/V=0$), ou seja, $1/K = 0$ ou $\nu = 0.5$, então:

$$\left. \begin{aligned} E\varepsilon_1 &= (1 + \nu)S_{11} + \frac{3}{2} \alpha \left(\frac{\sigma_{Mises}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1} S_{11} \\ E\varepsilon_2 &= (1 + \nu)S_{22} + \frac{3}{2} \alpha \left(\frac{\sigma_{Mises}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1} S_{22} \\ E\varepsilon_3 &= (1 + \nu)S_{33} + \frac{3}{2} \alpha \left(\frac{\sigma_{Mises}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1} S_{33} \end{aligned} \right\} \quad (3.58)$$

A suposição de que o material seja incompressível, e que as condições de deformação plana exigem que $\varepsilon_2 = 0$ (tubos longos), então:

$$E\varepsilon_2 = 0 = (1 + \nu)S_{22} + \frac{3}{2} \alpha \left(\frac{\sigma_{Mises}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1} S_{22}$$

Ou:

$$0 = \left[(1 + \nu) + \frac{3}{2} \alpha \left(\frac{\sigma_{Mises}}{\sigma_{YS}} \right)^{n-1} \right] S_2 \quad (3.59)$$

onde a quantidade entre colchetes será sempre um valor positivo, ou zero no caso trivial em que nenhuma carga é aplicada. Isso requer que $S_2 = 0$, portanto, da equação (3.41):

$$S_2 = 0 = \frac{F_{Long}}{dSt_L} - \frac{1}{3} \left(\frac{F_{Hoop}dS + F_{Long}W}{wt_LdS} \right)$$

Ou seja:

$$F_{Long} = \frac{F_{Hoop}}{2} \frac{dS}{w} \quad (3.60)$$

Ou em termos de tensão: $\sigma_2 = \frac{\sigma_1}{2}$

Esse resultado (equação 3.60) corresponde a tensões acima da tensão de escoamento. O tensor desviador de cada componente agora pode ser expresso como:

$$\left. \begin{aligned} S_1 &= \frac{1}{2} \frac{F_{\text{Hoop}}}{wt_L} \\ S_2 &= 0 \\ S_3 &= -\frac{1}{2} \frac{F_{\text{Hoop}}}{wt_L} \end{aligned} \right\} \quad (3.61)$$

A tensão equivalente de Von Mises pode ser expressa em função de F_{Hoop} como:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= \sqrt{\frac{3}{2} (s_1^2 + s_3^2)} \\ \bar{\sigma} &= \sqrt{\frac{3}{2} \left[\left(\frac{1}{2} \frac{F_{\text{Hoop}}}{wt_L} \right)^2 + \left(-\frac{1}{2} \frac{F_{\text{Hoop}}}{wt_L} \right)^2 \right]} \\ \bar{\sigma} &= \sqrt{\frac{3}{4} \frac{F_{\text{Hoop}}^2}{wt_L^2}} \end{aligned} \quad (3.62)$$

Na falha:

$$\bar{\sigma} = \sigma_{\text{UTS}} = \sqrt{\frac{3}{4} \frac{F_{\text{Hoop}}^2}{wt_L^2}}$$

Ou, também:

$$F_{\text{Hoop}} = \frac{\sigma_{\text{UTS}}}{\sqrt{\frac{3}{4}}} wt_L \quad (3.63)$$

Das equações (3.34) e (3.63) a pressão de falha ao longo da ranhura em defeitos simples (considerando $w=1$) pode ser expressa como:

$$p_{\text{Long Groove}} \left[r + b + \frac{(t - t_L)}{4} \right] - \frac{\sigma_{\text{UTS}}}{\sqrt{\frac{3}{4}}} t_{L0} \exp \left(-\sqrt{\frac{3}{4}} \varepsilon_{\text{UTS}} \right) = 0 \quad (3.64)$$

As equações (3.31) e (3.64) devem ser resolvidas em conjunto de forma iterativa. No entanto, supondo que a deformação radial na parte não corroída (*b*) e o “*radial bulging*” (*a*) sejam insignificantes em comparação com o raio do tubo, a equação (3.64) pode ser expressa:

$$p_{Long\ Groove} = \frac{\sigma_{UTS}}{r \left(\sqrt{\frac{3}{4}} \right)} t_{L0} \exp \left(-\sqrt{\frac{3}{4}} \varepsilon_{UTS} \right) = 0, \quad \frac{t_{L0}}{t_0} \geq 0.2 \quad (3.65)$$

Cronin e Pick (2000) constataram que os pressupostos da equação (3.65) são adequados para profundidade do defeito em excesso de 20% da espessura da parede. Abaixo dessa profundidade, tem comportamento não-linear e não é adequadamente modelada pela equação (3.65). Um exemplo típico é mostrado na **Figura 3.8**

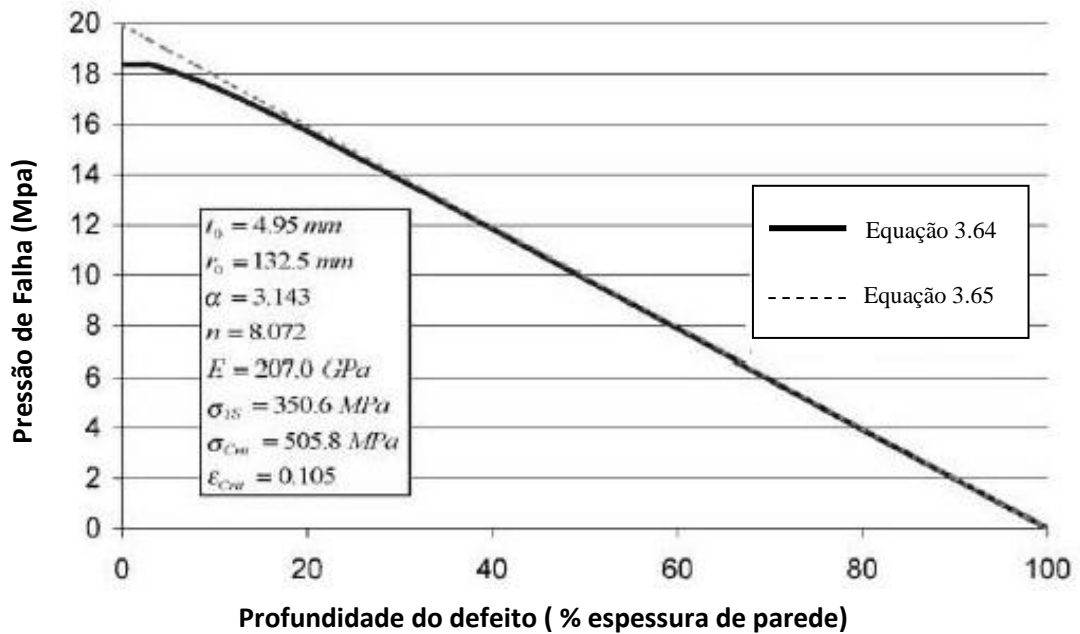


Figura 3.8 Pressão de falha versus profundidade para solução de defeitos simples
 Fonte D. S. Cronin (2000)

CAPÍTULO IV

MÉTODO WEIGHTED DEPTH DIFFERENCE (WDD)

A estimativa da pressão de falha em dutos com defeitos de corrosão natural (geometria complexa) requer medições precisas do perfil de corrosão e disponibilidades das propriedades do material estejam disponíveis na literatura. Neste capítulo, será apresentado o método Weighted Depth Difference (Diferença de Profundidades Ponderadas) que foi desenvolvido por pesquisadores da Universidade de Waterloo (Cronin e Pick, 2002) para estimar a pressão de falha em dutos corroídos de geometria complexa que estejam submetidos à pressão interna. Os dados experimentais apresentados no Capítulo II serão usados para sua avaliação.

4.1 INTRODUÇÃO

A pressão da falha para qualquer duto corroído (**Figura 4.1**) pode ser delimitada pela pressão de falha de um duto não corroído (limite superior) e pela pressão de falha de um duto com defeito de corrosão simples (limite inferior). O WDD estima a pressão de falha interpolando entre esses limites baseado na geometria da corrosão. Com base nesses limites, a pressão de falha ($P_{Failure}$) de um defeito de corrosão pode ser expressa em função das pressões falha do duto não corroído ($P_{Plain Pipe}$) e do um duto com defeito corrosão simples ($P_{Long Groove}$).

$$P_{Failure} = P_{Long Groove} + (P_{Plain Pipe} - P_{Long Groove}) \times g \quad (4.1)$$

O parâmetro g varia de 0.0 a 1.0 e é uma função da corrosão e da geometria do duto. Observações e análise de defeitos de corrosão real sugerem que a função g deveria incorporar algumas características específicas:

- A falha inicia-se em algum ponto que não necessariamente é o ponto com profundidade máxima do defeito. O WDD considera cada ponto do defeito para determinar a local da falha.

- O efeito da corrosão adjacente no ponto de avaliação diminui com o incremento longitudinal de separação até chegar à superfície lisa. Uma vez que o duto é um corpo contínuo, deve-se esperar que o efeito da perda de espessura adjacente seja ponderado de acordo com a distância longitudinal até o ponto de avaliação.

- O defeito de corrosão pode ser considerado como a perda de metal projetado sobre o eixo longitudinal do tubo. Isto é conhecido como o *método de projeção*. Uma vez que o defeito é projetado sobre um plano, todos os cálculos serão realizados em função das áreas e não dos volumes.

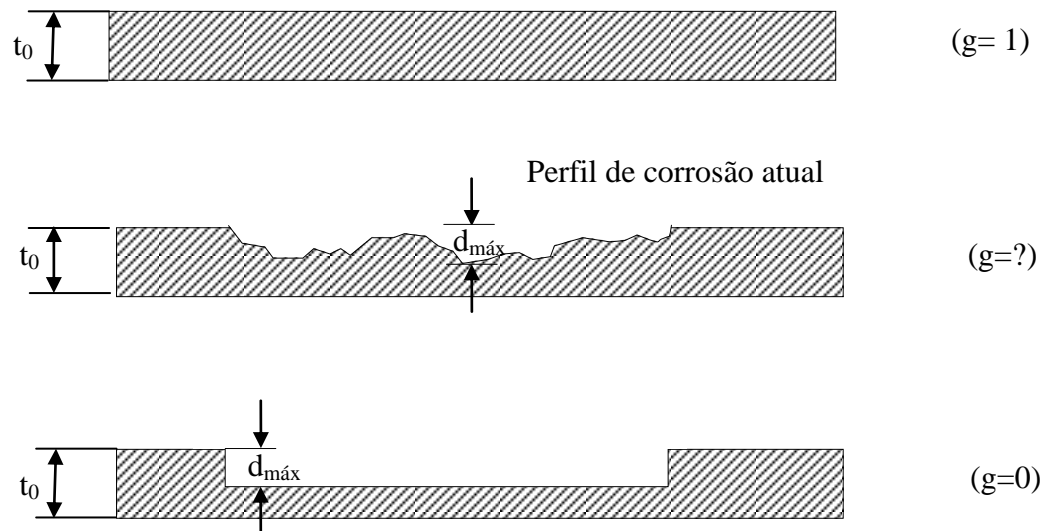


Figura 4.1 Avaliação do parâmetro g para cada ponto analisado ao longo do defeito

4.2. DESCRIÇÃO DA MODELAGEM DO MÉTODO WDD

Faz-se necessário considerar a geometria de corrosão real. Nos métodos B31G e RSTRENG, o efeito da geometria da corrosão aparece como a relação entre a área da espessura remanescente e a área da espessura original. Esta relação é reconhecida como um meio apropriado de quantificar a redução da tensão devido à presença de corrosão e é expressa pela equação (4.2), onde dz é um comprimento infinitesimal na direção longitudinal.

$$\frac{\text{Area espessura remanescente}}{\text{Area espessura original}} = \frac{(t_0 - d)dz}{t_0 dz} = 1 - \frac{d}{t_0} \quad (4.2)$$

Num ponto de avaliação (**Figura 4.2**), a pressão de falha no defeito é influenciada pela corrosão adjacente ponderada pela distância de separação.

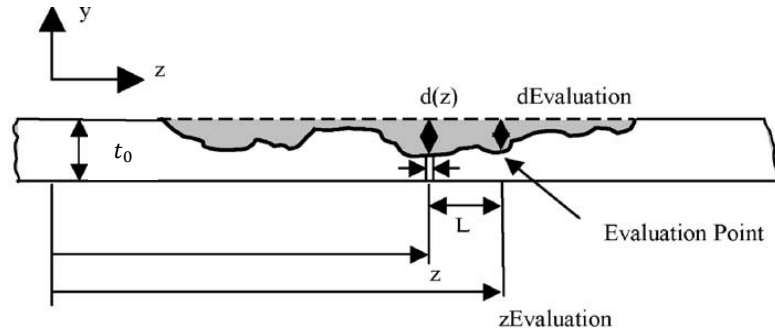


Figura 4.2 Avaliação dos parâmetros de corrosão
Fonte: Cronin e Pick (2002)

O WDD utiliza a função secante hiperbólica para ponderar o efeito de corrosão a uma distância longitudinal normalizada Q. Esta função é adequada, pois ela tem um decaimento exponencial sobre o ponto de avaliação (**Figura 4.3**). Assim, aumentando a distância de separação a um ponto de avaliação, a ponderação diminuiu para as zonas adjacentes de corrosão.

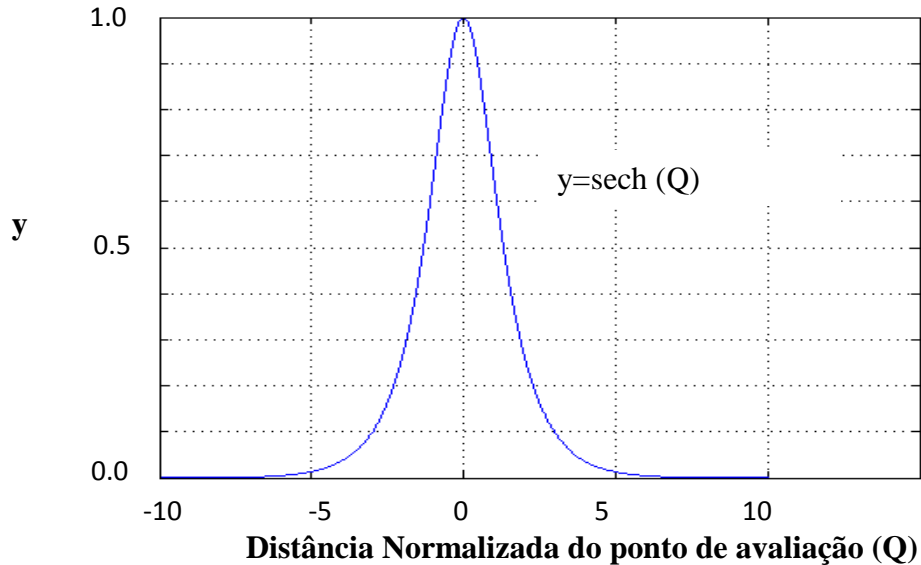


Figura 4.3 Função secante hiperbólica
Fonte: Cronin e Pick (2002)

$$\text{Sech}(Q) = \frac{2}{e^Q + e^{-Q}} \quad (4.3)$$

$$\text{Onde: } Q = \frac{L}{\text{Fator de normalização}} = \frac{Z_{\text{avaliação}} - Z}{\text{Fator de normalização}}$$

Batte (1997) sugeriu que o comprimento pode ser normalizado pelo fator \sqrt{Dt} .

Stephens (1997) usou um fator de normalização $\sqrt{r(t - d_{\text{max}})}$ com base no defeito de profundidade máxima, mas a análise do resultados do MEF demonstram ser mais apropriado considerar o diâmetro e usar um fator de normalização $\sqrt{D(t - d_{\text{max}})}$, então:

$$\text{Sech}(Q) = \text{Sech} \left[\frac{Z_{\text{avaliação}} - Z}{\sqrt{D(t - d_{\text{max}})}} \right] \quad (4.4)$$

O efeito de corrosão adjacente num ponto de avaliação pode ser descrito em termos da diferença da relação da área de espessura remanescente pela área de espessura original entre o ponto de avaliação e o ponto adjacente.

$$\text{Diferença de Profundidade} = \left[1 - \frac{d}{t_0} \right] - \left[1 - \frac{d_{\text{avaliação}}}{t_0} \right] \quad (4.5)$$

Então, o efeito da corrosão a uma distância L do ponto de avaliação pode ser descrita pelo método WDD como:

$$\text{WDD} = \text{Sech} \left[\frac{Z_{\text{avaliação}} - Z}{\sqrt{D(t - d_{\text{max}})}} \right] \left[\left(1 - \frac{d(Z)}{t_0} \right) - \left(1 - \frac{d_{\text{avaliação}}}{t_0} \right) \right] \quad (4.6)$$

onde Z é a posição atual e $Z_{\text{avaliação}}$ é a posição do ponto de avaliação de uma origem arbitrário para Z (**Figura 4.2**). Os defeitos de corrosão podem ser aproximados por mudanças graduais em profundidade, e uma maior precisão da representação do perfil de corrosão dependerá de um aumento do número de medições, similar ao método RSTRENG.

O valor do WDD para o defeito inteiro com respeito ao ponto de avaliação pode-se determinar pela integração de $-\infty$ ate $+\infty$ na direção longitudinal:

$$WDD = \int_{-\infty}^{+\infty} \left\{ \text{Sech} \left[\frac{Z_{\text{avaliação}} - Z}{\sqrt{D(t - d_{\text{max}})}} \right] \left[\left(1 - \frac{d(Z)}{t_0} \right) - \left(1 - \frac{d_{\text{avaliação}}}{t_0} \right) \right] \right\} dZ \quad (4.7)$$

O defeito é caracterizado por uma série de medições de profundidade tomadas em intervalos uniformes (ΔZ) ao longo do defeito (**Figura 4.4**). Para um conjunto de n medidas, pode-se avaliar o defeito de corrosão pela aproximação da integral como uma somatória:

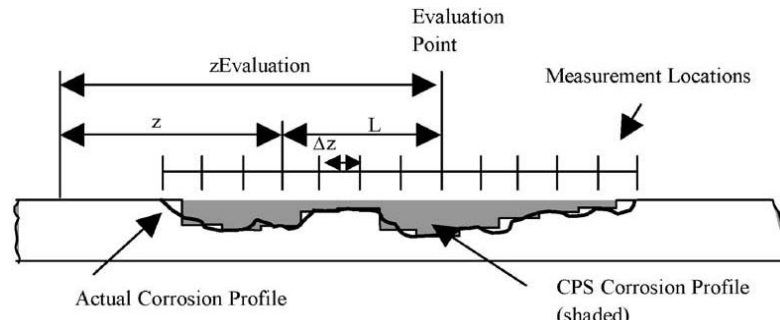


Figura 4.4 Perfil atual de corrosão
Fonte: Cronin e Pick (2002)

$$\text{Som WDD} = \sum_{i=1}^{i=n} WDD = \sum_{i=1}^{i=n} \left\{ \text{Sech} \left[\frac{Z_{\text{avaliação}} - Z_i}{\sqrt{D(t - d_{\text{max}})}} \right] \left[\left(1 - \frac{d_i}{t_0} \right) - \left(1 - \frac{d_{\text{avaliação}}}{t_0} \right) \right] \Delta Z \right\} \quad (4.8)$$

Para defeitos com profundidade uniforme, tal como dutos com defeitos de corrosão simples e dutos lisos (não corroídos), a Som WDD é zero. Para defeitos de corrosão real, a equação anterior pode assumir valores entre 0.0 e algum máximo (Max WDD) que corresponde à diferença ponderada da superfície lisa do duto com relação à profundidade atual do ponto de avaliação. A máxima diferença ponderada é calculada pela equação 4.9, onde o defeito de corrosão real é substituído por um duto liso (profundidade de corrosão zero em todos os pontos) contendo um único ponto de corrosão (ponto de avaliação com sua correspondente profundidade).

$$\text{Max. WDD} = \sum_{i=1}^{i=n} \text{WDD} = \sum_{i=1}^{i=n} \left\{ \text{Sech} \left[\frac{Z_{\text{avaliação}} - Z_i}{\sqrt{D(t - d_{\text{max}})}} \right] \left[\left(1 - \frac{0.0}{t_0} \right) - \left(1 - \frac{d_{\text{avaliação}}}{t_0} \right) \right] \Delta Z \right\} \quad (4.9)$$

Se a função g é definida como a relação entre Som WDD e Max WDD, esta pode variar teoricamente entre 0.0 e 1.0:

$$g = \frac{\text{Som. WDD}}{\text{Max. WDD}} \quad (4.10)$$

Na medida em que a profundidade do defeito diminui, a espessura da parede tende a ficar livre de defeitos (duto liso). Portanto, a solução para dutos com defeitos simples converge para a solução de duto liso. Substituindo a equação 4.10 na equação 4.1, a pressão de falha para um defeito de corrosão pode ser avaliada num ponto específico como:

$$P_{\text{Failure}} = P_{\text{Long Groove}} + (P_{\text{Plain Pipe}} - P_{\text{Long Groove}}) \times \frac{\text{Som. WDD}}{\text{Max. WDD}} \quad (4.11)$$

A equação (4.11) deve ser avaliada em cada ponto do defeito para determinar a posição com a mínima pressão de falha. No caso de defeitos simples, para modelos de defeitos com variação de profundidade, a falha não ocorre necessariamente no ponto de maior profundidade.

4.3 ANÁLISE DA EQUAÇÃO DO METODO WDD

Uma das principais características do método WDD é considerar o defeito inteiro e incluir a interação de defeitos adjacentes. A análise da equação do WDD feita por Cronin e Pick (2002) indicou que o efeito da corrosão adjacente é insignificante a uma distância igual a 10 vezes o comprimento de normalização a partir do ponto de avaliação ($Q=10$). Assim, uma extensão de tubo liso de 10 vezes o comprimento de normalização deve ser adicionada em cada extremidade do defeito de corrosão para garantir que defeitos adjacentes não influenciem no resultado.

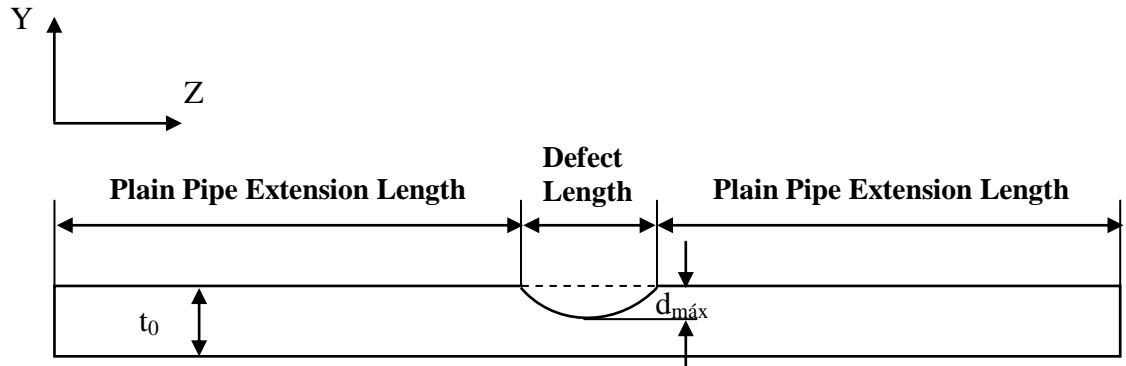


Figura 4.5 Exemplo para a análise de um defeito isolado pelo método do WDD
Fonte: Cronin e Pick (2002)

Demonstração:

A função secante hiperbólica é simétrica em $Q = 0$ e o valor da integral de $-\infty$ a $+\infty$ é igual a duas vezes a integral de 0 a $+\infty$

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \text{Sech}(Q) dZ = 2 \int_0^{+\infty} \text{Sech}(Q) dZ = 2[2\tan^{-1}(\exp(Q))]_0^{+\infty} \quad (4.12)$$

Onde : $Q = \frac{Z_{\text{avaliação}} - Z}{\sqrt{D(t - d_{\text{máx}})}}$

O valor da integral é plotado na **Figura 4.6** e varia de π em $Q = 0$ a 2π em $Q = +\infty$. Além disso, a **Figura 4.6** mostra a porcentagem de diferença entre a integral avaliada numa determinada distância e o valor da integral no infinito. Para uma distância normalizada $Q = 10$, a porcentagem de erro é aproximadamente 0.003%. A equação do WDD pode ser representada com bom grau de acuracidade como:

$$\text{WDD} = \int_{-10}^{+10} \left\{ \text{Sech}(Q) \left[\left(1 - \frac{d}{t_0}\right) - \left(1 - \frac{d_{\text{avaliação}}}{t_0}\right) \right] \right\} dZ \quad (4.13)$$

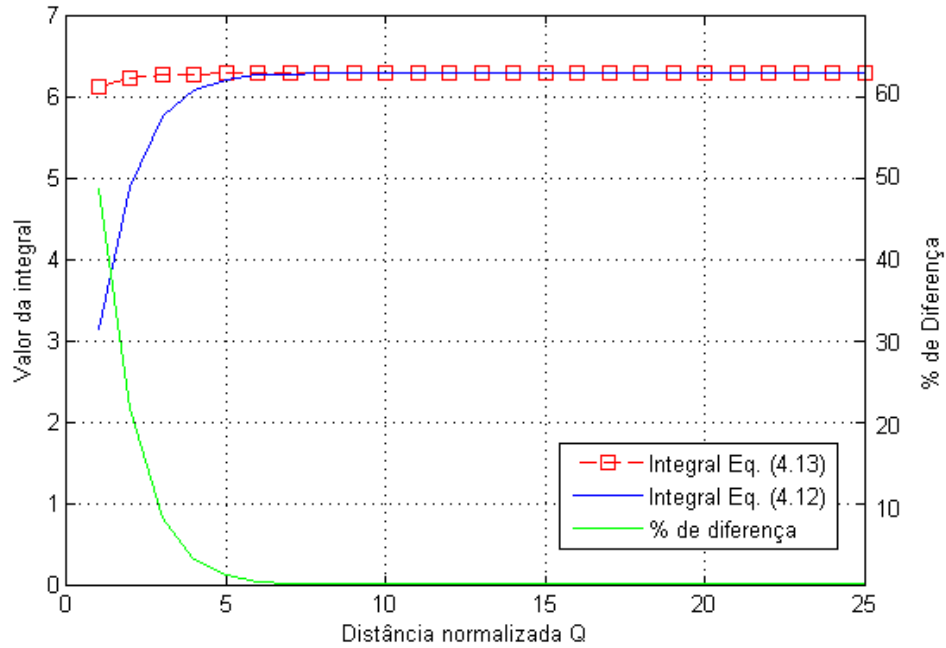


Figura 4.6 Integral da função secante hiperbólica
Fonte: Cronin e Pick (2002)

Para garantir que a soma WDD seja consistente (equações 4.8 e 4.9), um comprimento de tubo liso de $L = 10\sqrt{D(t - d_{\max})}$, ou seja, $Q=10$ é adicionado para cada lado do defeito de corrosão. Isto garante que a integral ou a soma WDD não sejam afetadas pelo tamanho finito do defeito.

CAPÍTULO V

ANÁLISES DO MÉTODO WDD REALIZADAS E RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentados as análises e os resultados numéricos obtidos pelo método WDD, assim como também da simulação computacional via Elementos Finitos. Estes resultados são explicados e comparados aos resultados dos dados experimentais e dos métodos analíticos semi-empíricos. Ao final do capítulo são feitas umas análises com defeitos que interagem entre si.

5.1 ANÁLISES DO MÉTODO WDD REALIZADAS

Para as análises dos dados experimentais (**Tabela 2.5**) desenvolveu-se um programa no FORTRAN, onde as equações do método WDD foram implementadas para o cálculo da pressão de falha. O perfil detalhado de cada defeito de corrosão analisado encontra-se no Anexo 1.

O objetivo das análises é investigar sobre a acuracidade do método WDD, comparando seus resultados com os resultados dos experimentes físicos, dos métodos analíticos e do método dos elementos finitos.

5.1.1 ESTRUTURA DO PROGRAMA

O programa consiste num módulo principal chamado de *program WDD*, um arquivo de dados de entrada que contém o perfil detalhado de corrosão, 7 sub-rotinas: SumWDD, MaxWDD, gWDD, B31G, B31G_MODIFICADO, PCOORC, DNV e um arquivo de dados de saída que vai conter os resultados das pressões de falha calculadas e percentuais de erros. Para a execução do programa, o usuário deve inserir os parâmetros α, n de Ramberg Osgood, o comprimento máximo do defeito, as propriedades mecânicas como o limite de escoamento

mínimo (SMYS), a tensão de escoamento (YS), resistência última à tração (UTS) e as propriedades geométricas do duto.

A **Figura 5.1** mostra um fluxograma simplificado do funcionamento do programa.

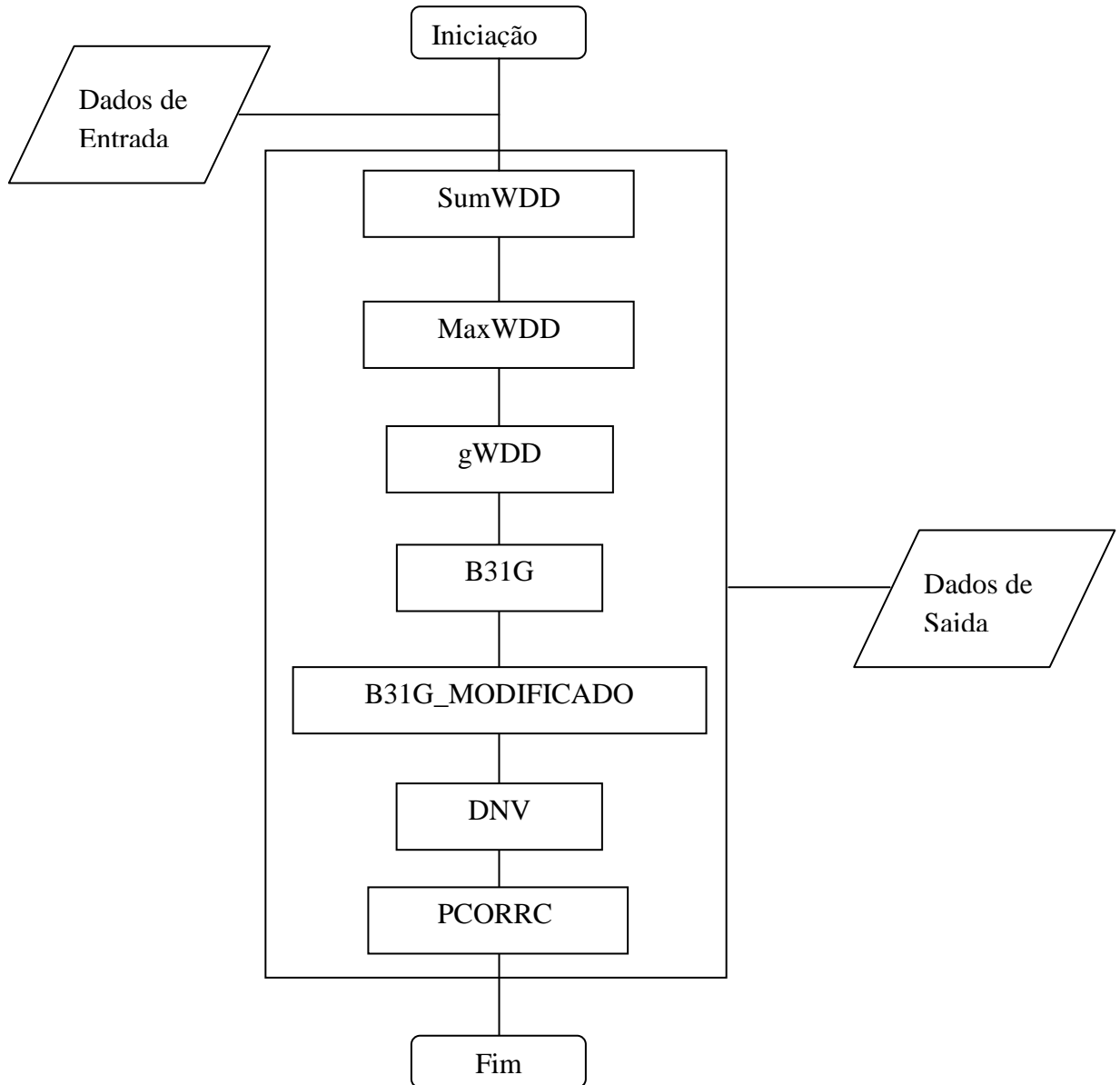


Figura 5.1. Fluxograma das sub-rotinas do programa WDD

5.1.2 EXEMPLO DE CÁLCULO PARA A UTILIZAÇÃO DO PROGRAMA

A fim de apresentar uma explicação clara da utilização do programa, o exemplo do cálculo para o espécime BCG-04 é mostrado a seguir. As propriedades mecânicas, sua caracterização geométrica, assim como também, os parâmetros α, n de Ramberg-Osgood para o espécime analisado, são obtidas das **Tabelas 2.5 e 3.1**.

- Espessura do material : 4.88 mm (0.192 polegadas)
- Diâmetro externo : 273.101 mm (10.752 polegadas)
- Máxima profundidade do defeito : 2.184 mm (0.086 polegadas)
- Comprimento máximo do defeito : 101.6 mm (4 polegadas)
- Tensão de escoamento (YS) : 350.9 MPa (50852 PSI)
- Limite de escoamento mínimo (SMYS) : 289.78 MPa (42000 PSI)
- Resistência última à tração (UTS) : 454.16 MPa (65825 PSI)
- Pressão de falha : 15.19 MPa (2201 PSI)
- Tensão crítica : 506.2 MPa (73367 PSI)
- Deformação crítica : 0.104
- Parâmetro α de Ramberg-Osgood : 3.143
- Parâmetro n de Ramberg-Osgood : 8.07

A profundidade da corrosão ao longo do defeito para o espécime BCG-04 é apresentada na **Figura 5.2**. Para os demais espécimes, encontra-se no Anexo 1

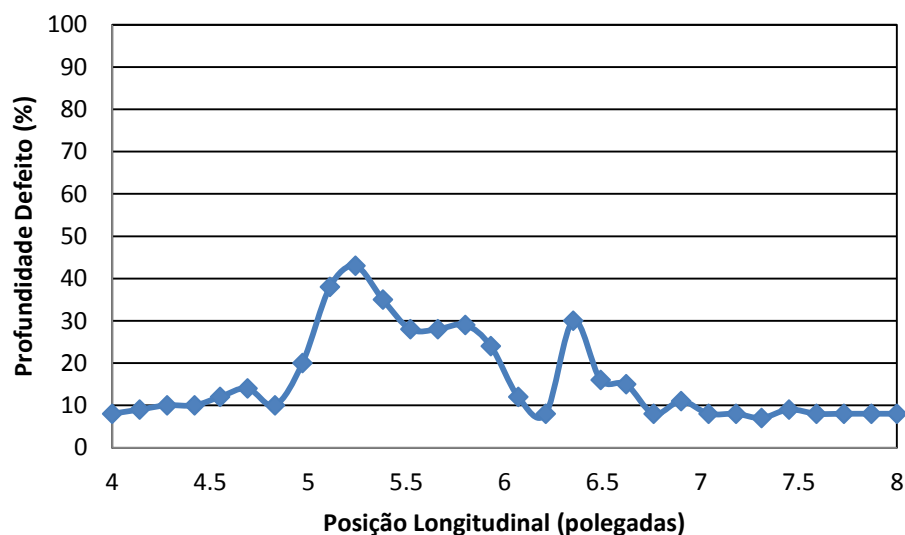
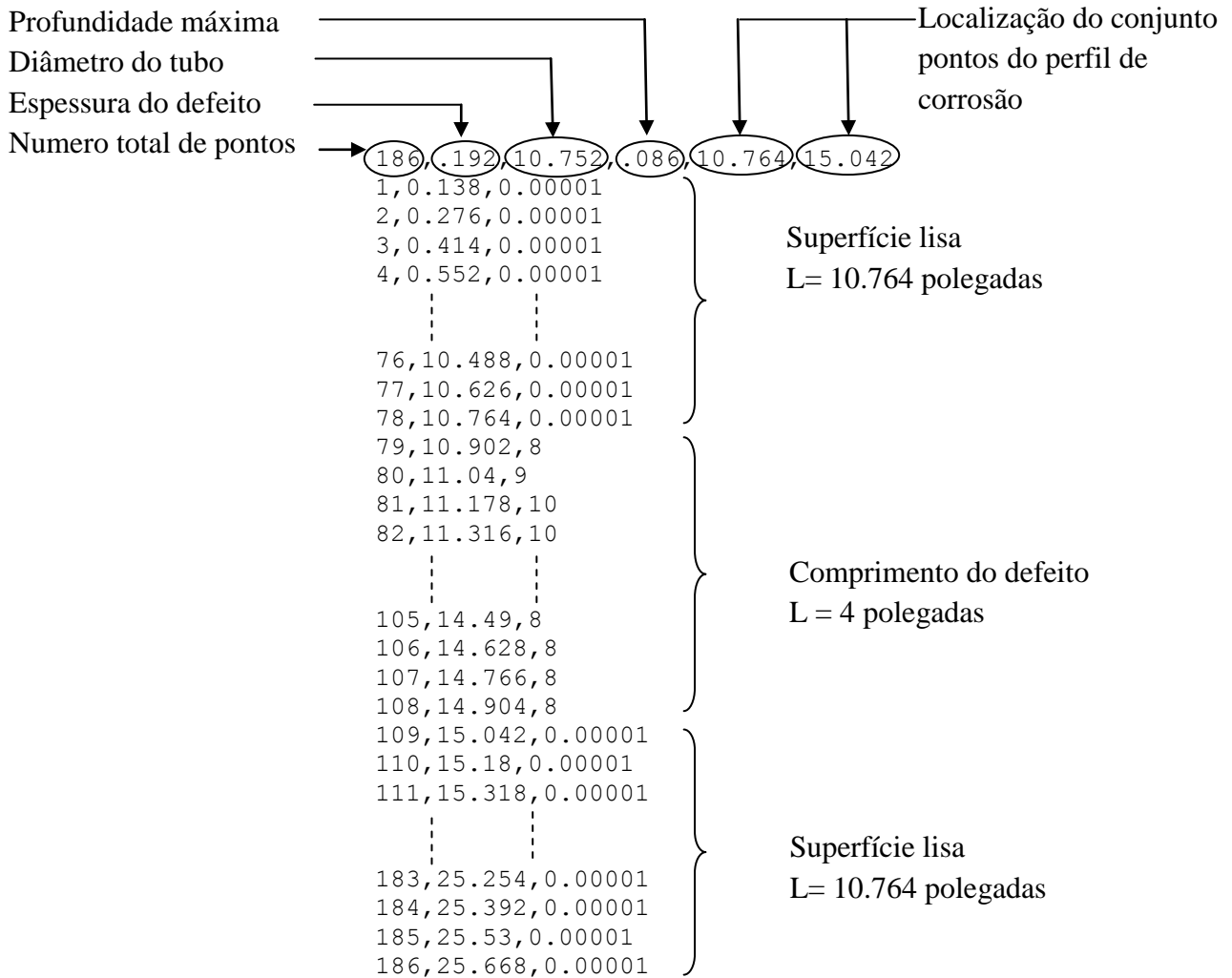


Figura 5.2. Perfil detalhado de corrosão do espécime BCG-04
Fonte: D. S. Cronin (2000)

O defeito tem um comprimento de 4 polegadas (**Figura 5.2**). Foram tomadas medições iguais de $\Delta Z= 0.138$ polegadas ao longo do defeito para um total de 30 pontos. Deve-se adicionar um comprimento mínimo de superfície lisa de $L = 10\sqrt{D(t - d_{\max})} = 10.6377$ polegadas em cada extremidade do defeito. Então, para 78 pontos espaçados em $\Delta Z= 0.138$ polegadas, resultou um comprimento $L= 10.764$ polegadas, totalizando 186 pontos para um comprimento total de $L_T = 2L+4$. Para fins de cálculo no FORTRAN, considerou-se que a profundidade de corrosão na superfície lisa do duto é de 0.00001%. A formação do arquivo de dados de entrada é mostrada a seguir:



Para o caso do espécime BCG-04, o *program WDD* interpola cada ponto do perfil de corrosão com os 185 pontos restantes e calcula a Sum WDD, Máx. WDD, o parâmetro g, pressão

de falha e a porcentagem de erro em todos os pontos avaliados ao longo do defeito, conforme mostra a **Tabela 5.1**. As pressões de falha (convertidas a MPa) e suas porcentagens de erro dos métodos analíticos B31G, RSTRENG 0.85dL, PCORRC e DNV calculadas pelo *program WDD* para o espécime BCG-04 são apresentados na **Tabela 5.2**.

Tabela 5.1. Resultados das pressões calculadas ao longo do defeito do espécime BCG-04

Nº	Localização (Polegadas)	Profundidade (%)	SumWDD	MaxWDD	g	Pressão (PSI)	Erro (%)
79	10.9	8	1.34E-02	1.39E-01	9.66E-02	1650.378	25.017
80	11.04	9	1.02E-02	1.56E-01	6.51E-02	1628.367	26.017
81	11.18	10	7.05E-03	1.74E-01	4.06E-02	1611.361	26.79
82	11.32	10	2.12E-02	1.74E-01	1.22E-01	1668.099	24.212
83	11.45	12	2.01E-04	2.08E-01	9.63E-04	1583.724	28.045
84	11.59	14	2.15E-02	2.43E-01	8.86E-02	1644.758	25.272
85	11.73	10	5.98E-02	1.74E-01	3.45E-01	1823.153	17.167
86	11.87	20	1.03E-01	3.47E-01	2.97E-01	1790.239	18.662
87	12.01	38	4.07E-01	6.59E-01	6.17E-01	2012.803	8.551
88	12.14	43	4.87E-01	7.46E-01	6.52E-01	2037.47	7.43
89	12.28	35	3.43E-01	6.07E-01	5.65E-01	1976.745	10.189
90	12.42	28	2.19E-01	4.86E-01	4.51E-01	1897.513	13.789
91	12.56	28	2.19E-01	4.86E-01	4.51E-01	1897.211	13.802
92	12.7	29	2.38E-01	5.03E-01	4.74E-01	1913.06	13.082
93	12.83	24	1.56E-01	4.17E-01	3.73E-01	1843.182	16.257
94	12.97	12	4.71E-02	2.08E-01	2.26E-01	1740.568	20.919
95	13.11	8	1.09E-01	1.39E-01	7.88E-01	2131.749	3.146
96	13.25	30	2.81E-01	5.21E-01	5.40E-01	1958.87	11.001
97	13.39	16	4.73E-02	2.78E-01	1.71E-01	1701.816	22.68
98	13.52	15	4.02E-02	2.60E-01	1.54E-01	1690.649	23.187
99	13.66	8	7.05E-02	1.39E-01	5.08E-01	1936.68	12.009
100	13.8	11	7.22E-03	1.91E-01	3.78E-02	1609.393	26.879
101	13.94	8	4.79E-02	1.39E-01	3.45E-01	1823.171	17.166
102	14.08	8	3.63E-02	1.39E-01	2.62E-01	1765.322	19.795
103	14.21	7	4.22E-02	1.22E-01	3.47E-01	1824.806	17.092
104	14.35	9	3.98E-03	1.56E-01	2.55E-02	1600.805	27.269
105	14.49	8	2.12E-03	1.39E-01	1.52E-02	1593.665	27.594
106	14.63	8	8.91E-03	1.39E-01	6.42E-02	1627.762	26.044
107	14.77	8	1.96E-02	1.39E-01	1.41E-01	1681.58	23.599
108	14.9	8	3.00E-02	1.39E-01	2.16E-01	1733.568	21.237

Tabela 5.2. Resultados das pressões de falha calculadas pelos métodos analíticos

Espécime	Pressão de Ruptura (MPa)	ASME B31G		ASME B31G MODIFICADO (RSTRENG 0.85dL)		PCORRC		DNV- RP-F101		WDD	
		Pressão (MPa)	Erro (%)	Pressão (MPa)	Erro (%)	Pressão (MPa)	Pressão (MPa)	Pressão (MPa)	Erro (%)	Pressão (MPa)	Erro (%)
BCG-04	15.188	8.986	40.836	9.448	37.793	12.043	12.043	12.043	20.705	14.06	7.43

Na **Tabela 5.1**, para o espécime BCG-04, a mínima pressão de falha calculada ao longo do defeito é de 1583.724 PSI (10.928 MPa) com uma porcentagem de erro de 28.045% correspondente a um ponto com uma profundidade de corrosão de 12% em relação à espessura. Este resultado é muito conservador comparado com os resultados dos métodos analíticos.

Depois de continuar com as análises dos outros espécimes, observou-se que as pressões de falha calculadas continuaram a mostrar resultados conservadores com porcentagem de erros de até 39.1 % (espécime BCG-02). Mas ressalta-se que, em todos os casos analisados as localizações dos pontos que contém a mínima pressão de falha calculada ao longo do defeito, suas profundidades de corrosão são menores em 20% em relação à espessura do duto. Porém, observando a equação (3.65) e **Figura 3.8** para o cálculo da pressão de falha em tubos com defeitos simples ($P_{Long\ Groove}$), essa equação foi desenvolvida para tubos com profundidades que excedam em 20% a espessura da parede do tubo (Cronin e Pick, 2002). Assim, para determinar a mínima pressão de falha ao longo do defeito, o programa não deve considerar pontos menores que 20% de profundidade de corrosão.

Com essas observações, para o espécime BCG-04, conforme a **Tabela 5.1**, a mínima pressão de falha ao longo do defeito, sem considerar pontos menores que 20% de profundidade de corrosão, é de 1790.239 PSI (12.353 MPa) com uma porcentagem de erro de 18.662 %. Este resultado tem um melhor grau de acuracidade comparando-o com os resultados produzidos pelos métodos analíticos (**Tabela 5.2**). Por outro lado, dado que os métodos analíticos atualmente aceitos consideram só a avaliação no ponto de maior profundidade de corrosão, para o caso do espécime BCG-04 a pressão de falha, independente se é mínima ou máxima, no ponto mais profundo de corrosão é de 2037.47 PSI (14.059 MPa) com uma porcentagem de erro de 7.43 % conforme os resultados apresentados na **Tabela 5.1**. O grau de acuracidade deste resultado é

muito melhor quando comparado com os resultados da avaliação dos métodos analíticos (**Tabela 5.2**).

5.1.3 ANÁLISES DO GRAU DE ACURACIDADE DO MÉTODO WDD

Os dados experimentais disponíveis na **Tabela 2.1** contem 40 espécimes, dos quais, 8 amostras (SOL-1,3,5,7,8,9,12 e NOR-3) não contém defeitos de corrosão (ou seja, $g=1$). Neste caso, $P_{Failure} = P_{Plain Pipe}$ (equação 3.32). No Anexo 1, encontra-se em detalhe o perfil de corrosão de 22 das 32 amostras restantes, cujas fontes foram adquiridas de D. S. Cronin (2000). Para investigar o grau de acuracidade do método Weighted Depth Difference (WDD), as 22 amostras disponíveis para avaliação foram analisadas segundo as observações descritas anteriormente, avaliando-se assim, como evolui o grau de acuracidade para cada caso.

Tabela 5.3. Resultados das pressões de falha calculadas pelo método WDD

Grau Material	Espécime	Mínima Pressão (MPa)	Pressão Prof. $\geq 20\%$ (MPa)	Pressão Max Prof. (MPa)	Pressão Ruptura (MPa)	$P_F/P_{Rup.}$
X42	BCG-02	8.405	11.203	13.424	13.80	0.97
	BCG-03	12.748	14.479	14.832	13.72	1.08
	BCG-04	10.928	12.353	14.059	15.19	0.93
	BCG-05	12.957	14.394	14.844	15.00	0.99
	BCG-06	11.632	11.969	13.940	13.359	1.04
	BCG-07	8.096	9.592	13.102	12.68	1.03
	BCG-09	10.972	11.077	13.473	12.635	1.07
X46	SOL-2	23.338	24.022	24.109	24.393	0.99
	SOL-4	20.182	20.678	22.137	23.123	0.96
	SOL-6	21.373	23.149	23.509	25.249	0.93
	SOL-10	19.253	19.388	21.872	23.951	0.91
	SOL-11	21.434	22.588	23.340	21.764	1.07
	SOL-12	22.842	23.676	23.722	21.578	1.09
X46	TCP-01	8.732	8.973	9.925	10.813	0.92
	TCP-02	9.244	9.969	10.214	10.565	0.97
	TCP-03	6.936	8.702	9.369	9.178	1.02
X52	RLK-01	6.913	6.966	8.276	9.454	0.87
	RLK-02	6.084	6.084	7.493	7.887	0.95
	RLK-03	8.084	8.084	8.888	9.819	0.90
X55	NOVO-01	7.574	7.574	10.729	10.737	0.99
	NOV-04	7.389	7.505	10.240	10.916	0.94
	NOVO-06	8.681	9.299	11.427	11.517	0.99

A **Tabela 5.3** mostra os resultados das pressões estimadas pelo método WDD segundo os seguintes critérios: pressão mínima calculada ao longo do defeito, pressão mínima considerando profundidades de corrosão maior ou igual a 20% e pressão calculada no ponto de maior profundidade. Claramente observa-se que a pressão no ponto de maior profundidade de corrosão, o grau de acuracidade do método WDD é muito melhor, dando assim, ótimos resultados quando comparado com a pressão de ruptura do banco de dados.

As **Figuras 5.3 a 5.9** contêm os resultados dos espécimes agrupados conforme o grau do material, e sua similaridade em diâmetro e espessura. Para os três critérios adotados para o cálculo da pressão de falha pelo método WDD (**Tabela 5.3**), observou-se a tendência das pressões calculadas de se aproximar dos resultados da pressão de ruptura do banco de dados. Além disso, o grau de concordância melhora quando a pressão é calculada na parte de maior profundidade do defeito. Portanto, com o aumento da profundidade de corrosão, aumenta o grau de acuracidade do método WDD.

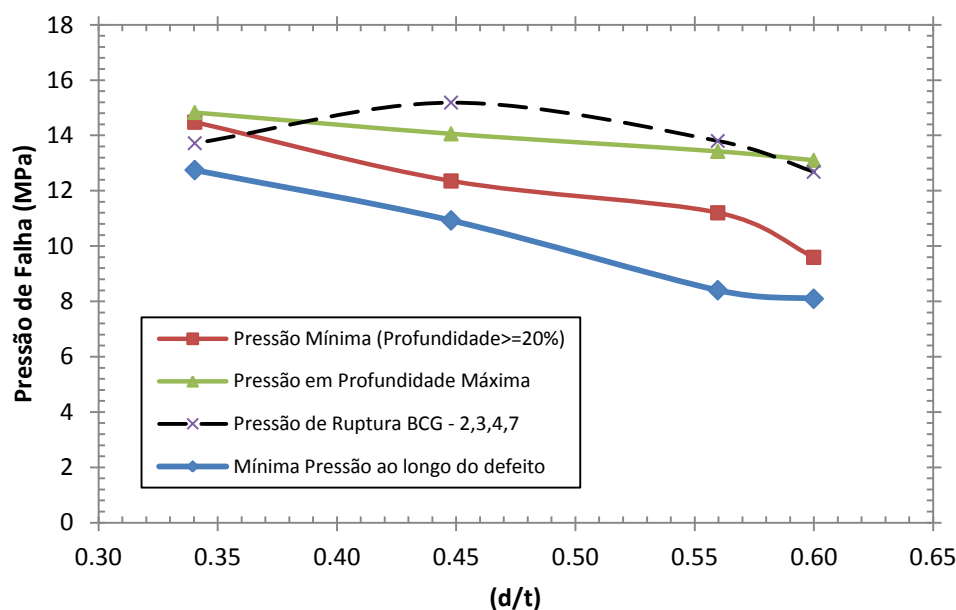


Figura 5.3. Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes BCG-2,3,4,7

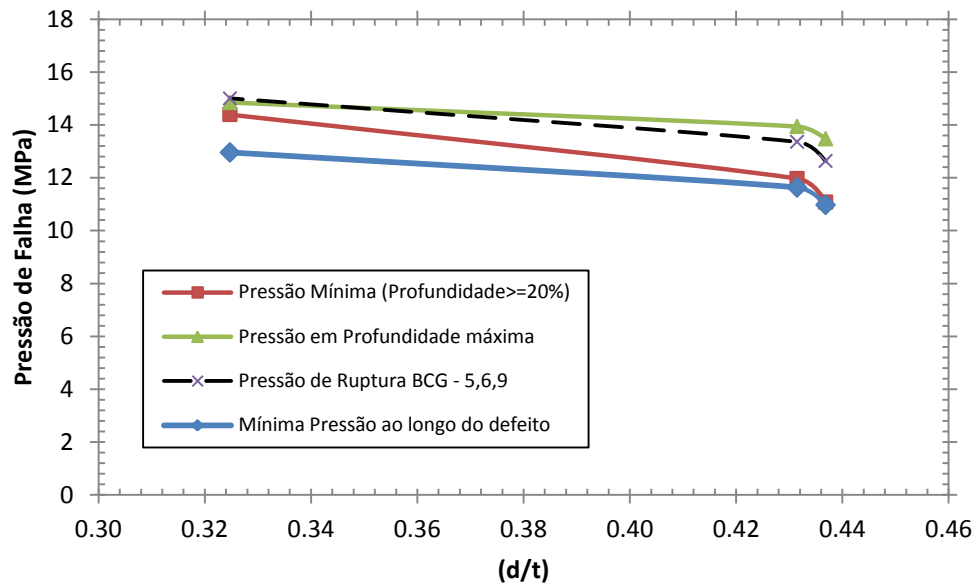


Figura 5.4. Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes BCG-5,6,9

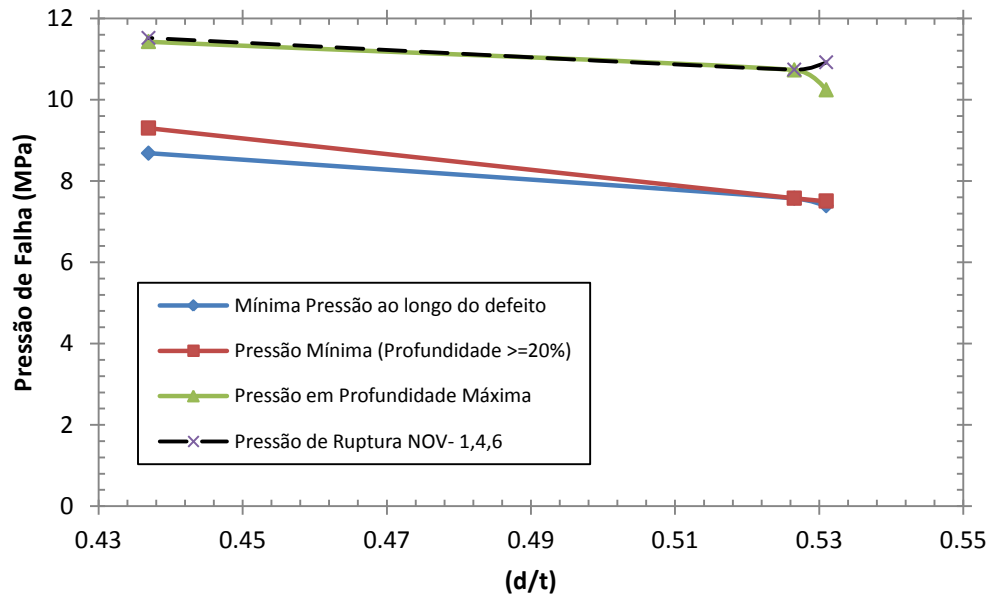


Figura 5.5. Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes NOV-1,4,6

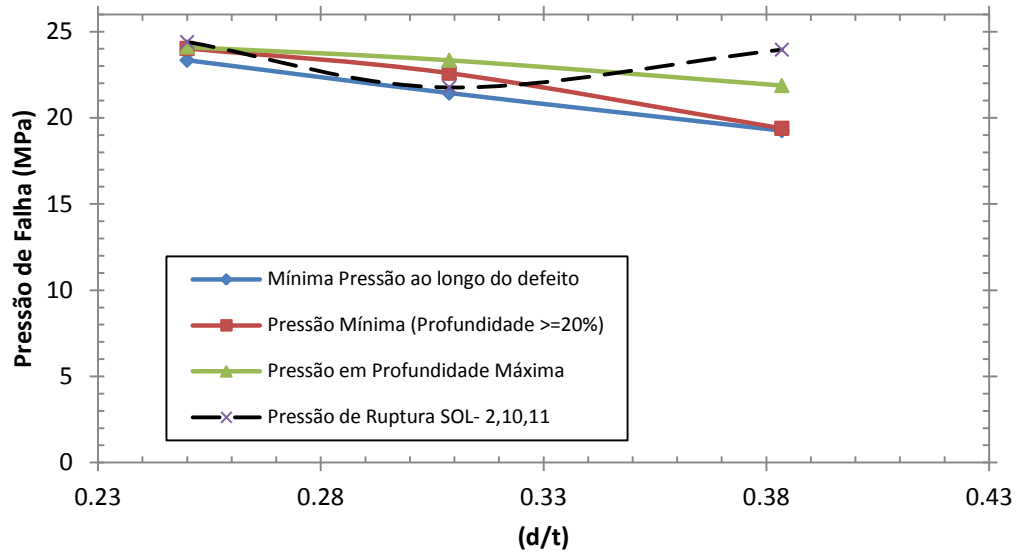


Figura 5.6. Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes SOL-2,10,11

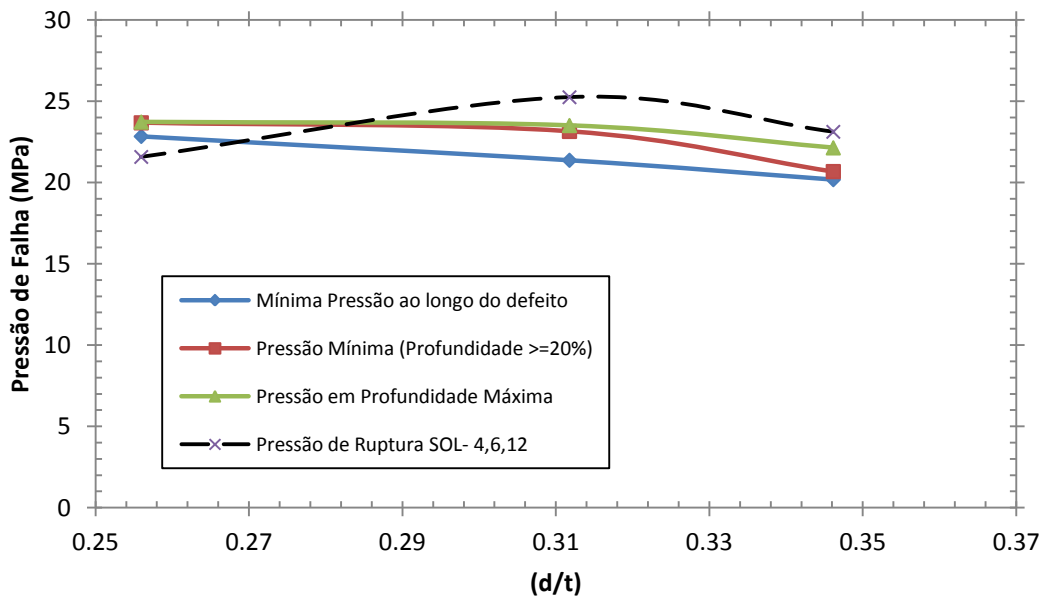


Figura 5.7. Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes SOL-4,6,12

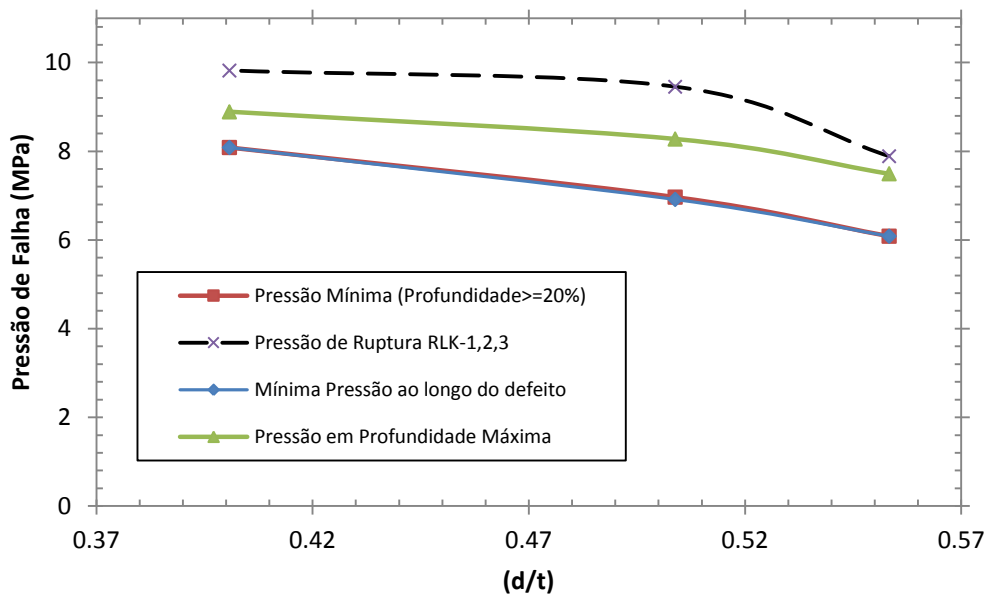


Figura 5.8. Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes RLK-1,2,3

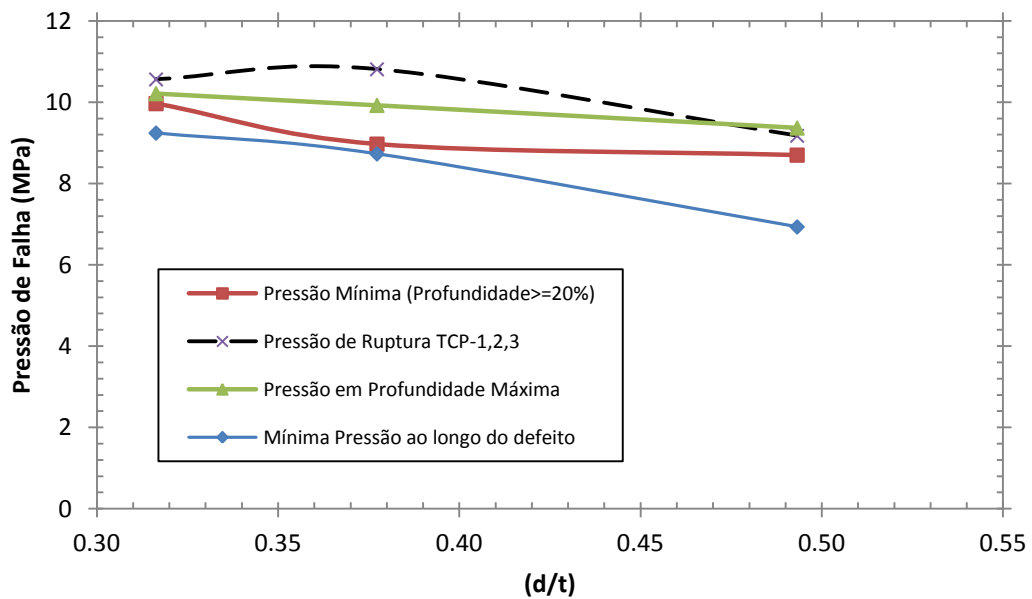


Figura 5.9. Pressão de falha calculada pelo método WDD em diferentes pontos ao longo do defeito para os espécimes TCP-1,2,3

5.2 ANÁLISES DE ELEMENTOS FINITOS REALIZADOS

A pressão de ruptura em dutos corroídos submetidos à pressão interna pode ser estimada por meio de simulações numéricas não-lineares usando o método dos elementos finitos e um critério de falha adequado.

5.2.1 MODELO DE ELEMENTOS FINITOS UTILIZADO

Para as análises de elementos finitos, empregou-se o software comercial ANSYS 11.0. Devido ao comportamento não linear de dutos corroídos, foram considerados para as análises dois fatores principais: não-linearidade geométrica e não-linearidade física (ou de material).

A não-linearidade geométrica é resultante geralmente da influência de grandes deslocamentos sofridos pela estrutura devido às condições de contorno. Para todos os espécimes analisados no presente trabalho, é considerado o efeito da não-linearidade geométrica através do comando “NLGEOM, ON” do ANSYS. Ativando este comando, faz-se que não haja um limite teórico na rotação ou deslocamento sofrido pelo duto.

A não-linearidade física é uma propriedade intrínseca do material que resulta em uma relação não linear entre tensão e deformação. Esta relação não linear entre tensão e deformação é expressa no ANSYS inserindo-se até 20 pontos (como máximo) da relação tensão verdadeira *versus* deformação verdadeira do material, conforme visto no Capítulo III.

Devido às não linearidades físicas e geométricas, a matriz de rigidez da estrutura se modifica na medida em que a estrutura se deforma. Neste tipo de análise, o sistema de equações passa a ser resolvido por incrementos $[K][\Delta u]=[\Delta F]$, onde $[K]$ não é mais constante, passando a depender do estado atual e da história de deformação do material e $[\Delta u]$ e $[\Delta F]$ são os vetores de variação de deslocamento e de força nodais entre o estado atual e o anterior, respectivamente. O método “Full Newton-Raphson” do ANSYS foi utilizado, na qual a matriz de rigidez é atualizada em cada iteração de equilíbrio (Cabral, 2007). Os critérios de convergência são os de força e momento, com tolerância de 0,1% para cada incremento de carga. Outras funções como “line search”, “automatic load step”, Newton-Raphson modificado, entre outras, também podem ser ativadas para auxiliar no problema de convergência e incremento de carga.

Segundo as experiências de Guimarães (2005), Valentini (2006) e Shang (2009) foi utilizado o elemento de casca SHELL 43, que possui 4 nós com 6 graus de liberdade por nó, para realizar as análises não lineares elastoplásticas tridimensionais de nosso banco de dados.

Para a modelagem do duto no ANSYS, foi utilizado um algoritmo desenvolvido por Guimarães (2005) para a geração automática do modelo de duto com corrosão. Cada malha de elementos finitos foi construída, procurando-se ter um refino maior em torno do defeito, sendo essa a região crítica onde haverá concentração de tensões. Os elementos de casca foram estabelecidos no diâmetro médio do duto. A espessura total da corrosão foi modelada como uma redução metade interna e metade externa da parede do tubo. O número de elementos e de nós de cada malha varia de acordo com as dimensões de corrosão de cada espécime, além do nível de refino escolhido. Um detalhe da malha na região de corrosão é apresentado na **Figura 5.10**

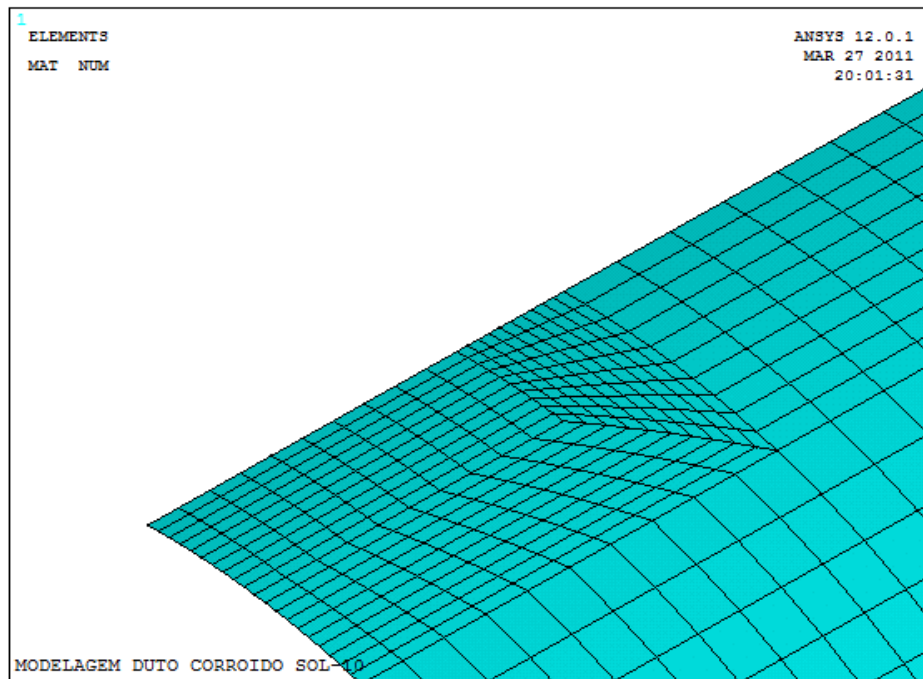


Figura 5.10 Detalhe da malha do espécime SOL-10 na região corroída

5.2.2 CONDIÇÕES DE CONTORNO E CARREGAMENTO

Devido às condições de simetria e carregamento, foi considerado somente um quarto da estrutura do duto. A **Figura 5.11** mostra as condições de contorno e carregamento que foram utilizadas nos modelos apresentados nesta dissertação. As condições de contorno são a restrição dos deslocamentos perpendiculares aos dois planos de simetria, ou seja, a restrição dos deslocamentos em X no plano longitudinal central e a restrição dos deslocamentos em Z no plano transversal do meio do duto, além da restrição do deslocamento na direção Y dos nós que estão situados na borda do modelo a 180 graus da borda em que se encontra o defeito, para evitar o movimento de corpo rígido. O carregamento aplicado nos modelos foi decomposto em dois carregamentos: Pressão interna (p) e a pressão longitudinal de tração (p_L) que é transmitida nas extremidades do duto devido aos tampos usados na vedação dos dutos reais que foram ensaiados em laboratório. A pressão interna (p) é aplicada sempre perpendicular à superfície interna do duto.

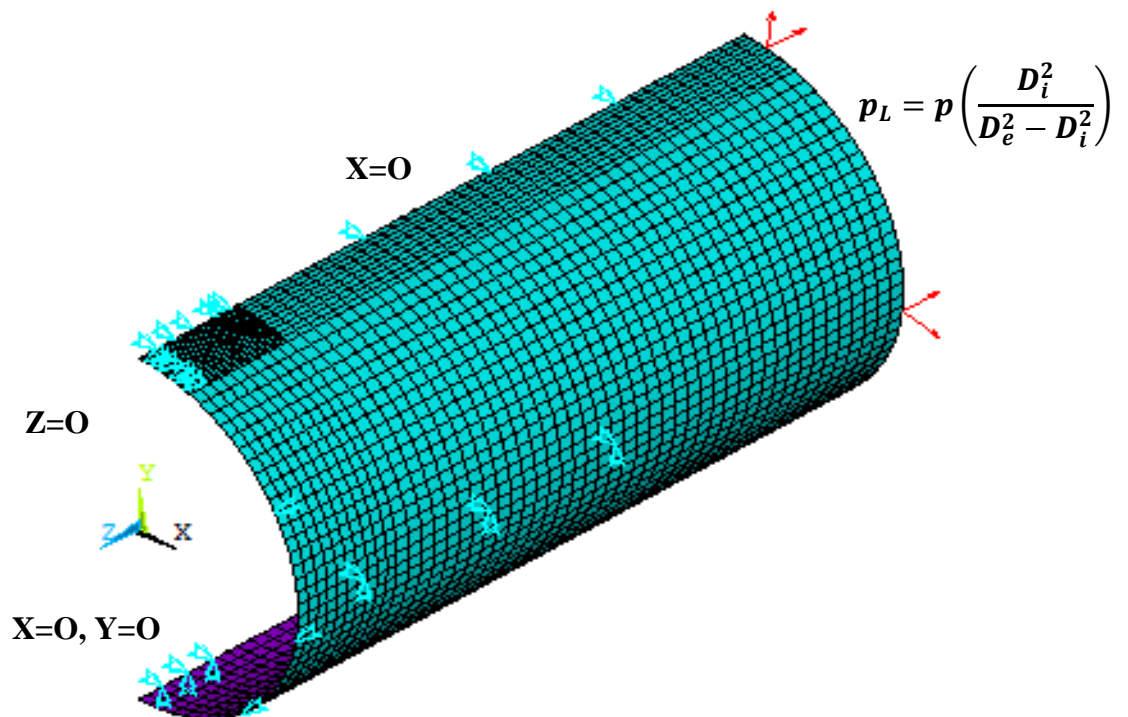


Figura 5.11. Sistema global de coordenadas e as condições de contorno e carregamento

5.2.3 CRITÉRIO DE RUPTURA

O carregamento, constituído pela pressão interna e pela carga na extremidade, é aplicado de forma incremental até o duto atingir a ruptura. Conforme estudos prévios (Guimarães, 2005 e Valentini, 2006), os carregamentos foram divididos em 50 passos de carga (“load step”), pois se mostrou uma aproximação adequada de baixo custo computacional. Então, cada modelo foi executado 50 vezes de forma iterativa. A pressão a cada i -ésimo passo de carga (p_i) é calculada baseada na soma da pressão de passo anterior (p_{i-1}) mais o valor do incremento de pressão (Δp_i) conforme a expressão: $p_i = p_{i-1} + \Delta p_i$. Cada passo de carga é dividido em sub-passos “substeps”. O número máximo de iterações para cada substeps foi limitado a 50 iterações. Caso o problema não convirja dentro do número máximo de iterações pré-definido, ocorre então uma correção (redução) no valor do incremento da pressão (Δp_i) em 50% do valor anteriormente utilizado e, em seguida, corrige-se o valor da pressão com este novo incremento e faz-se novamente a execução da análise daquele passo onde não houve convergência (Cabral, 2007).

O critério de ruptura aqui adotado estabelece que a análise deva ser interrompida quando a tensão de Von Mises em qualquer ponto da região corroída atingir um valor igual à tensão última verdadeira do material.

5.2.4 EMPREGO DO ELEMENTO DE CASCA “SHELL 43”

Foi realizada uma análise comparativa da utilização do elemento de casca “SHELL 43” e o emprego de um elemento sólido para o espécime SOL-11. Foi escolhido o elemento “SOLID 95” que possui 20 nós, com 3 graus de liberdade por nó, com capacidade plástica e de grandes deformações. Para a geração automática do modelo 3D de tubo com corrosão, foi utilizado um algoritmo desenvolvido por Grossl (2009). As condições de contorno, carregamento e o critério de ruptura foram aplicados como na análise de elemento de casca, já explicadas nos itens anteriores.

As **Figuras 5.12 (a)** e **(b)** mostram as distribuições de tensões efetivas de Von Mises na região corroída, na falha, para cada caso. O elemento de casca “SHELL 43” não capta adequadamente a distribuição de tensão ao longo da espessura, assim como também, na

superfície de adoçamento da região corroída. No entanto, ao se tratar de dutos corroídos de parede fina, necessita-se determinar apenas a tensão efetiva no nó mais solicitado da região corroída. Nesse caso, o emprego do elemento de casca leva a resultados suficientemente aceitáveis para uma primeira avaliação da pressão interna admissível em dutos corroídos. A vantagem da utilização do elemento de casca está na simplicidade da modelagem além do baixo custo computacional.

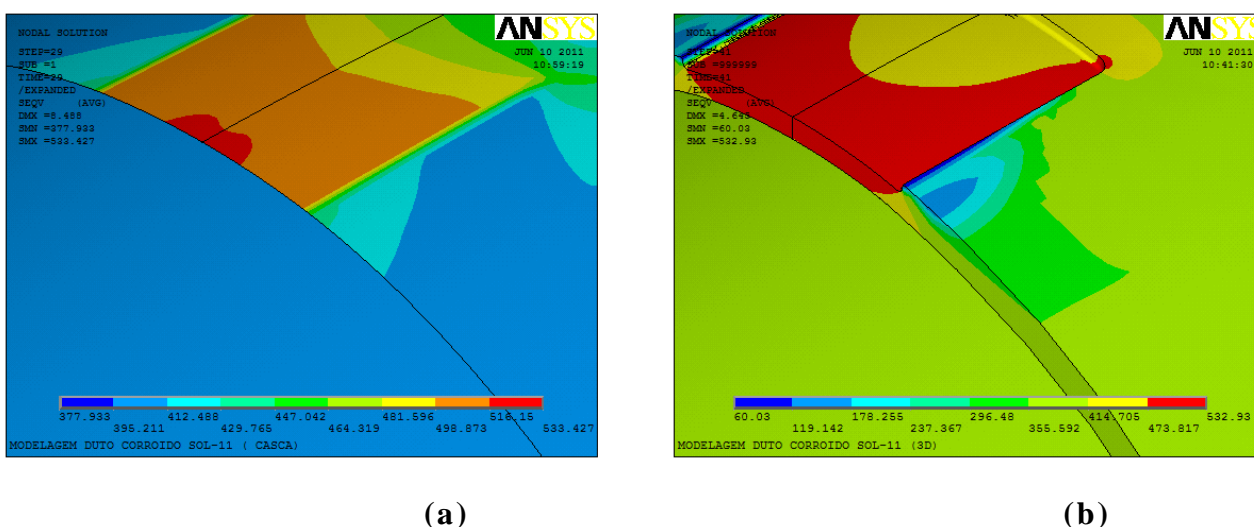


Figura 5.12 Distribuição das tensões efetivas do espécime SOL-11 na região corroída: (a) Elemento “SHELL 43”, (b) Elemento “SOLID 95”.

Para determinar a pressão de falha que leva ao espécime SOL-11, no nó mais crítico, a apresentar tensão de Von Mises equivalente à tensão última verdadeira do material (tensão crítica), os modelos são analisados por médio de 50 passos de carga como descrito anteriormente. A análise inicia-se com uma pressão interna próxima à pressão de ruptura real (**Tabela 2.5**). Depois, compara-se a tensão efetiva de Von Mises com a tensão crítica (**Tabela 3.1**) e se calcula sua porcentagem de erro. Conforme esta comparação seja maior ou menor que a tensão última verdadeira, se diminui ou aumenta a pressão interna no duto, de acordo à porcentagem de erro, e a análise é reiniciada obtendo-se uma nova tensão efetiva de Von Mises.

Finalmente, obtém-se a pressão interna por meio de uma relação linear entre os valores de tensão efetiva de Von Mises mais próximos à tensão crítica.

Tabela 5.4. Determinação das pressões internas para o espécime SOL-11

Referência: Tensão Crítica = 542 Mpa, $P_{Rup} = 21.764$ MPa							
Iteração	Espécime	PRESSÃO INTERNA (MPa)	SHELL 43		PRESSÃO INTERNA (MPa)	SOLID 95	
			σ_e (MPa)	(%)		σ_e (MPa)	(%)
1	SOL-11	20.8	523.848	-3.349	21.8	529.657	-2.277
2	SOL-11	21.200	533.427	-1.582	22.0	532.93	-1.673
3	SOL-11	21.600	544.597	0.479	22.2	544.793	0.515

A **Tabela 5.4** mostra os resultados das análises realizadas para o espécime SOL-11 fazendo uso do elemento de casca “SHELL 43” e o elemento sólido “SOLID 95”. As pressões de falha são obtidas por meio de uma relação linear das duas últimas iterações, sendo de 21.507 MPa e 22.126 MPa, respectivamente. Estes resultados obtidos possuem uma boa aproximação à pressão de ruptura experimental e suas porcentagens de erro foram de 1.18% para o elemento de casca e, -1,665% para o elemento sólido. Ressalta-se que apenas dutos de parede fina (espessura/Diâmetro < 10%) podem ser analisados por meio de elementos de casca obtendo-se resultados suficientemente aceitáveis para uma primeira avaliação.

5.2.5 RESULTADOS DAS ANÁLISES REALIZADAS

A **Tabela 5.5** mostra os resultados das análises realizadas para cada método e suas respectivas porcentagens de erro. Ressalta-se que os resultados obtidos do MEF, fazendo uso do elemento casca “SHELL43”, são mais conservadores quando comparados com os resultados do elemento sólido, “SOLID 95”.

Tabela 5.5. Resultados das pressões de falha calculadas para cada método e suas respectivas porcentagens de erros

Test ID	Pressão de Ruptura (MPa)	ASME B31G		ASME B31G MODIFICADO (0.85dL)		PCORRC		DNV- RP-F101 (PARTE B)		WDD		MEF	
		Pressão (MPa)	Erro(%)	Pressão (MPa)	Erro(%)	Pressão (MPa)	Erro(%)	Pressão (MPa)	Erro(%)	Pressão (MPa)	Erro(%)	Pressão (MPa)	Erro(%)
BCG-02	13.801	8.979	34.941	9.551	30.791	12.387	10.248	12.605	8.667	13.424	2.731	13.689	0.812
BCG-03	13.718	10.509	23.395	11.726	14.520	14.747	-7.504	15.388	-12.172	14.832	-8.119	14.144	-3.106
BCG-04	15.188	8.986	40.836	9.448	37.793	12.118	20.210	12.043	20.705	14.059	7.430	14.627	3.692
BCG-05	15.002	10.508	29.953	11.640	22.406	14.828	1.154	15.331	-2.195	14.844	1.049	14.399	4.016
BCG-06	13.359	9.118	31.746	9.562	28.422	12.087	9.526	12.054	9.772	13.940	-4.351	12.921	3.279
BCG-07	12.683	8.024	36.737	8.225	35.147	10.772	15.064	10.546	16.848	13.102	-3.305	12.757	-0.586
BCG-09	12.635	8.569	32.180	8.904	29.530	10.933	13.467	10.996	12.967	13.473	-6.639	12.110	4.154
SOL-01	25.083	18.362	26.793	20.322	18.981	24.699	1.530	25.366	-1.130	24.004	4.302	23.299	7.112
SOL-03	24.462	18.637	23.814	20.625	15.684	25.068	-2.477	25.755	-5.287	24.382	0.325	23.655	3.300
SOL-05	25.028	18.388	26.528	20.351	18.687	24.734	1.173	25.403	-1.500	24.040	3.948	23.332	6.776
SOL-08	23.938	18.856	21.229	20.868	12.823	25.363	-5.955	26.067	-8.895	24.686	-3.125	23.939	-0.005
SOL-09	23.289	18.170	21.982	20.109	13.656	24.440	-4.942	25.093	-7.745	23.738	-1.928	23.050	1.027
SOL-14	24.538	18.622	24.109	20.609	16.010	25.048	-2.080	25.735	-4.877	24.362	0.716	23.636	3.674
SOL-02	24.393	17.533	28.122	19.219	21.212	23.425	3.969	24.403	-0.039	23.657	3.019	23.806	2.406
SOL-04	23.123	15.254	34.034	16.015	30.739	19.315	16.470	19.633	15.092	22.137	4.263	20.571	11.039
SOL-06	25.249	17.286	31.536	18.883	25.213	23.027	8.797	24.067	4.681	23.509	6.890	23.044	8.730
SOL-10	23.951	15.309	36.085	16.092	32.813	19.823	17.238	20.041	16.327	21.872	8.683	22.913	4.333
SOL-11	21.764	16.208	25.530	17.357	20.249	21.402	1.663	21.840	-0.350	23.340	-7.241	21.507	1.180
SOL-12	21.578	17.565	18.595	19.311	10.503	23.412	-8.502	24.478	-13.443	23.722	-9.940	22.608	-4.775
TCP-01	10.813	6.535	39.565	6.918	36.025	9.272	14.251	9.266	14.302	9.925	8.216	10.442	3.428
TCP-02	10.565	6.724	36.350	7.226	31.601	9.661	8.548	9.742	7.787	10.214	3.319	10.494	0.666
TCP-03	9.178	6.722	26.752	7.237	21.143	9.557	-4.135	9.906	-7.942	9.369	-2.082	8.622	6.049
RLK-01	9.454	4.198	55.592	5.483	41.997	5.755	39.128	6.138	35.069	8.276	12.460	7.962	15.778
RLK-02	7.887	3.699	53.102	4.869	38.267	5.016	36.399	5.296	32.851	7.493	4.998	6.273	20.461
RLK-03	9.819	4.951	49.577	6.015	38.745	6.719	31.576	7.011	28.601	8.888	9.482	8.230	16.185
NOV-01	10.737	7.186	33.074	7.086	34.005	9.487	11.642	9.262	13.742	10.729	0.076	10.184	5.153
NOV-04	10.916	4.425	59.463	6.090	44.214	6.809	37.624	7.165	34.369	10.240	6.201	8.240	24.515
NOV-06	11.517	7.271	36.868	7.281	36.776	9.573	16.879	9.464	17.827	11.427	0.778	10.805	6.183

É sabido que o método WDD calcula a pressão em cada ponto analisado ao longo do defeito. A **Tabela 5.5** mostra a pressão calculada pelo WDD no ponto de maior profundidade. A escolha deste ponto pode ser justificada por dois aspectos. O primeiro é para fins de confronto devido a que os métodos analíticos citados na **Tabela 5.5** avaliam a pressão de falha no ponto de

maior profundidade do defeito. Além disso, as modelagens para análises pelo MEF consideraram um defeito retangular com profundidade uniforme igual à profundidade máxima do defeito. O segundo aspecto, e mais importante, é que se demonstrou anteriormente que nesse ponto de maior profundidade o grau de acuracidade do método WDD é muito melhor, gerando ótimos resultados como mostraram nas **Figuras 5.3 a 5.9**.

Dos resultados dos cinco métodos analíticos, o WDD é o que mais se aproxima, em média, aos valores de elementos finitos e dos dados experimentais. Os métodos DNV e PCORRC apresentam resultados semelhantes, sendo ambos não conservativos. Os métodos ASME B31G e B31G Modificado revelam claramente que foram os mais conservadores com erros de até 59% e 44% respectivamente, podendo ser bastante antieconômicos para as empresas que os empregam.

O confronto das pressões de falha calculadas pelos métodos de avaliação selecionados está representado em forma gráfica nas **Figuras 5.13 a 5.19**. Os espécimes foram agrupados conforme o grau do material, e sua similaridade em diâmetro e espessura. Estes resultados permitem observar o grau de acuracidade para cada método.

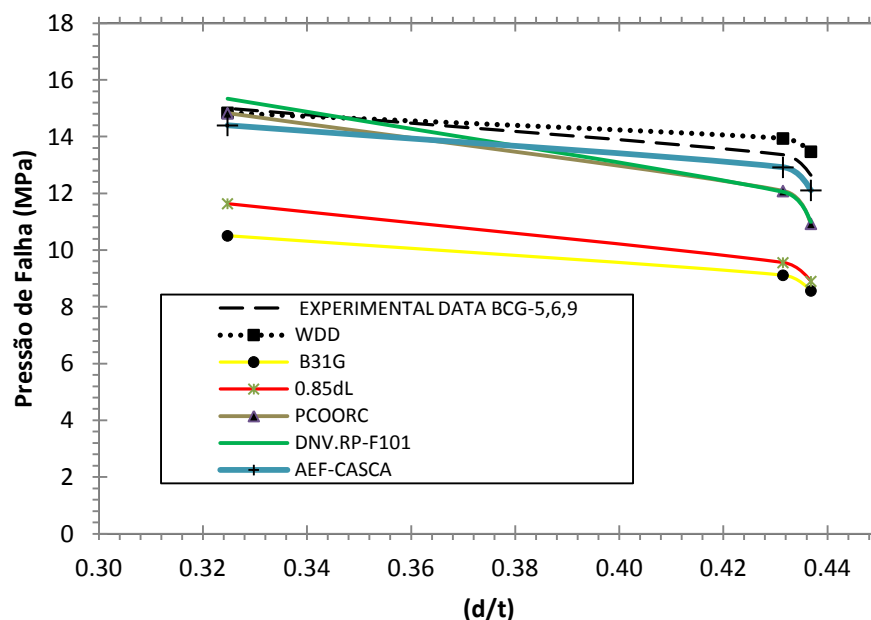


Figura 5.13. Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes BCG-5,6,9

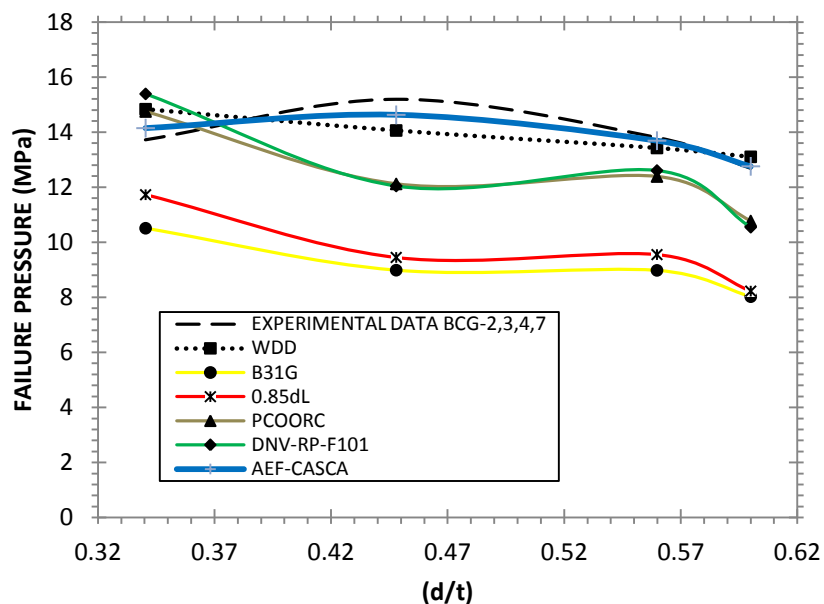


Figura 5.14. Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes BCG-2,3,4,7

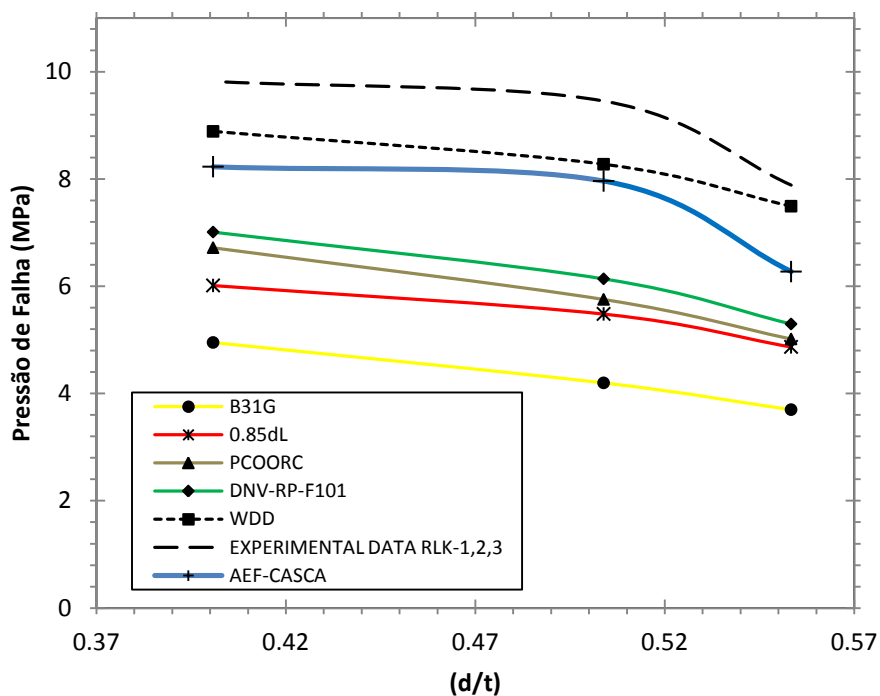


Figura 5.15. Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes RLK-1, 2,3

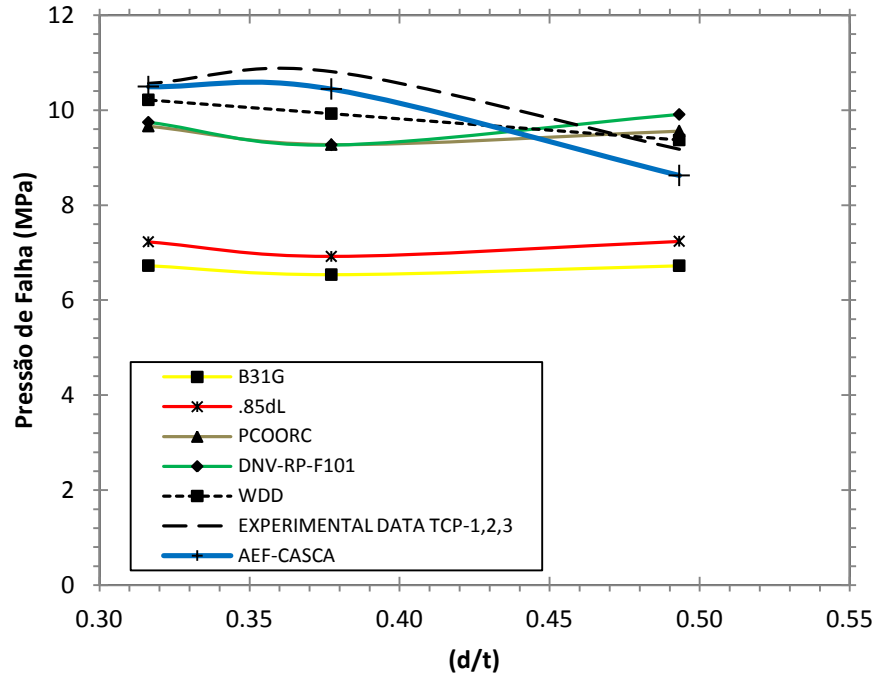


Figura 5.16. Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes TCP-1,2,3

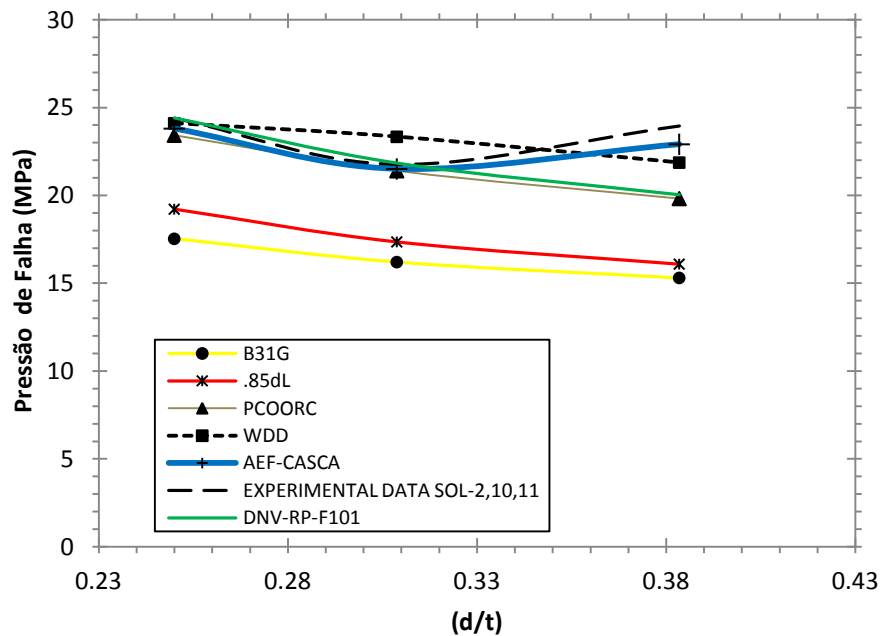


Figura 5.17. Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes SOL-2, 10,11

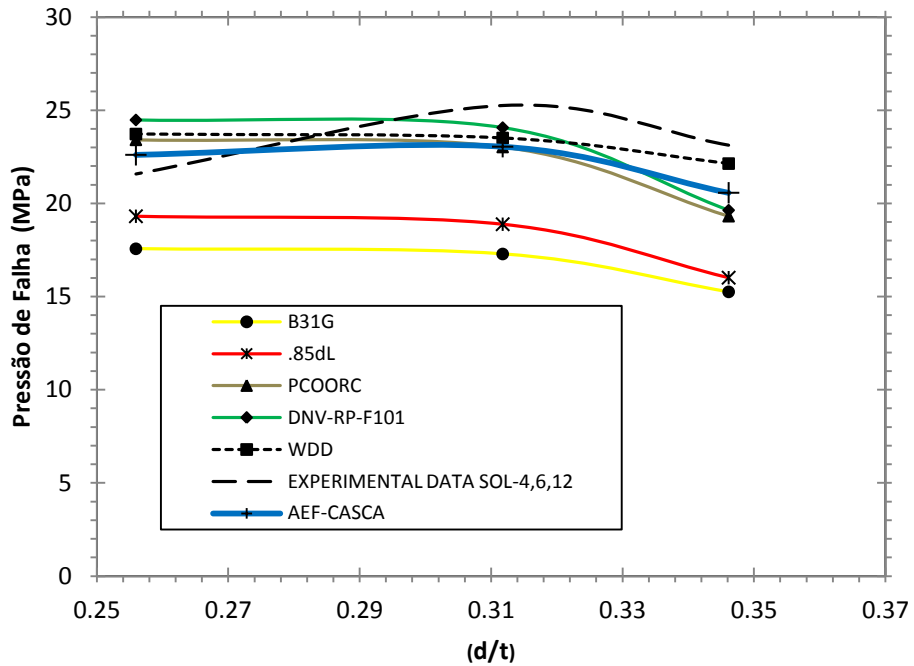


Figura 5.18. Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes SOL-4, 6,12

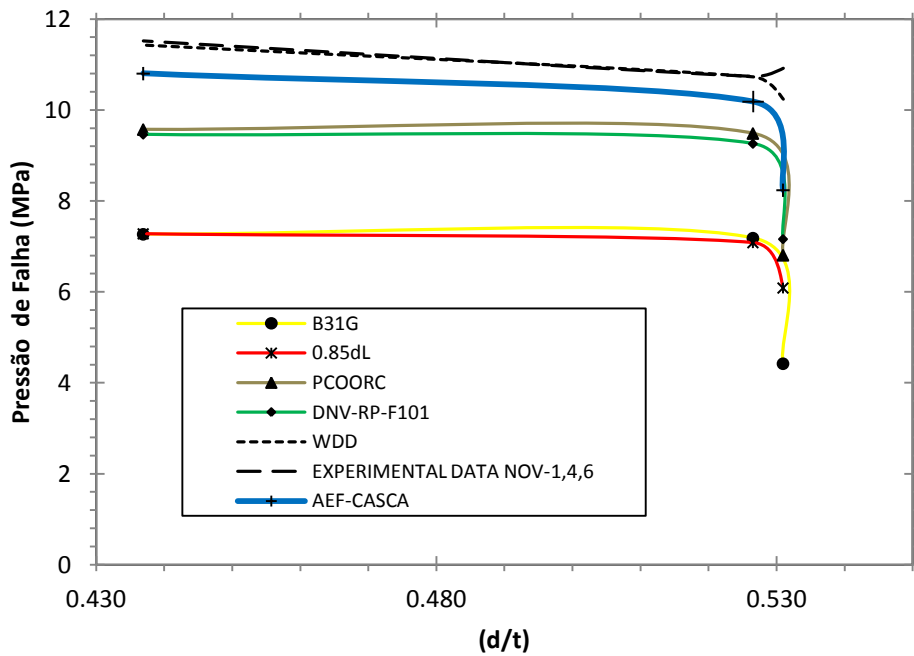


Figura 5.19. Confronto das pressões de falha estimadas pelos métodos B31G, 0.85dL, PCOORC, DNV, WDD e MEF para os espécimes NOV-1, 4,6

O desvio máximo de precisão foi observado no código ASME B31G que é tão alta quanto 60% (espécime NOV-04). Isto é devido ao código não ser recomendado para defeitos longos por ser muito conservador, além de considerar a modelagem do defeito na forma retangular. Observou-se também, conforme aumenta a profundidade de corrosão, o grau de precisão deste código diminui ainda mais. Isto se confirma na **Figura 5.15** que mostra outro exemplo da aplicação do código B31G para defeitos longos (espécimes RLK-1,2,3) com porcentagens de erros até 55.66%. Para defeitos curtos, o código B31G apresenta uma leve melhora. Aqui considera a modelagem do defeito de forma parabólica, mas, ainda continua com um alto grau de conservadorismo comparado com os outros métodos de avaliação.

Nas análises da aplicação do código B31G Modificado em nosso banco de dados, observou-se que esse método remove algum conservadorismo quando comparado ao B31G original, como mostram as **Figuras 5.13 a 5.19**. Ambos os métodos levam o mesmo grau de concordância, mas, ainda continuam com um nível de precisão muito abaixo do requerido. As porcentagens de erros mais altos para o B31G Modificado foram encontradas nos espécimes com defeitos longos NOV-04 (44.214%) e RLK-01 (41.997%), ambos com profundidades de corrosão acima de 50%.

Apesar dos métodos DNV e PCORRC serem conhecidos como os menos conservadores dos métodos analíticos aceitos, os resultados mostraram erros de precisão de até 35.07% e 39.13% respectivamente. Conforme as **Figuras 5.13 a 5.19**, ambos os métodos apresentaram resultados semelhantes com níveis de concordância praticamente iguais. Estes métodos não classificam os defeitos de corrosão em curtos ou longos para sua avaliação, mas observou-se que os erros de precisão mais altos foram alcançados nos espécimes NOV-04 e RLK 1,2,3 que contem os defeitos de maior comprimento com profundidades de corrosão acima de 40% conforme nosso banco de dados. Observou-se também que o grau de acuracidade destes métodos diminui conforme aumenta a profundidade de corrosão.

Das **Figuras 5.132 a 5.19**, observou-se que o resultado do método WDD contém uma boa concordância com os dados experimentais e os resultados do MEF, e tem um melhor grau de acuracidade que os outros métodos analíticos. O erro máximo de precisão foi encontrado no

espécime RLK-1 com 12.46%, mas, este resultado é muito melhor se comparado com os outros métodos analíticos que mostraram resultados acima de 34% para este espécime. Observou-se que, segundo os resultados dos cálculos realizados pelo método WDD, o grau de acuracidade não é afetado de maneira significativa pela profundidade e comprimento do defeito, ao contrário dos outros métodos analíticos, onde se observou que o grau de acuracidade diminui visivelmente conforme aumenta a profundidade e comprimento do defeito, com erros de precisão de até 60%.

Os resultados das pressões de falha calculadas pelo MEF fazendo uso do elemento casca “SHELL 43” mostraram ter um melhor grau de concordância com os resultados experimentais quando comparados aos resultados dos métodos analisados, como mostraram as **Figuras 5.13 a 5.19**. O grau de acuracidade, na maioria das análises, é melhor que a do método WDD, mas ressalta-se que, as análises com elementos de casca são mais conservadoras quando comparadas com um elemento sólido. Portanto, este grau de acuracidade pode ainda aumentar, dando resultados ainda mais precisos comparado com o método WDD e os outros métodos analíticos. Os erros de precisão mais altos foram encontrados nos espécimes RLK 1,2,3 e NOV-04, da mesma maneira que nos outros métodos. O erro máximo de precisão foi de 24.515% (espécime NOV-04) sendo bastante conservador para uma análise no MEF de dutos corroídos. Mas, é importante ressaltar que o banco de dados utilizado foram dutos com defeitos de corrosão natural (geometria complexa) retirados de serviço, e que os resultados da modelagem no MEF podem ser influenciados devido a possíveis fatores desconhecidos nos espécimes (não consideradas na modelagem) como trincas, amostras ligeiramente curvadas devido à flambagem pelo peso do produto transportado, presença de enrugamento, pontos de corrosão, interação de defeitos adjacentes, etc.

5.3 ANÁLISES DE DUTOS CORROÍDOS COM DEFEITOS ADJACENTES QUE INTERAGEM

Até agora as análises feitas no presente trabalho só avaliaram dutos com defeitos de corrosão isolados, mas um duto pode apresentar defeitos de corrosão agrupados que podem interagir. Quando isso acontece, é importante avaliar a influência da presença destes defeitos agrupados na tensão remanescente do duto para garantir a aplicação de uma pressão de operação segura.

Ao longo dos anos, vários pesquisadores tem procurando soluções para este tipo de situação sugerindo regras de iteração para defeitos agrupados, assim como também, o desenvolvimento de equações para o cálculo da pressão de falha.

Kiefner e Vieth (1991), baseados em experimentos, sugerem que defeitos separados circunferencialmente por uma distância maior que 6 vezes a espessura de parede do tubo, e defeitos separados longitudinalmente por uma distância maior que 1 polegada, não interagem.

Conforme as regras de interação do método DNV-RP-F101 (2004), não há interação sem a distância de separação longitudinal (S_l) e circunferencial (S_C) entre defeitos, sendo: $S_l > 2.0\sqrt{Dt}$ e $S_C > 6t$, respectivamente.

Conforme Silva et. at. (2006), no suposto caso em que dois ou mais defeitos adjacentes interagem, eles levam a uma pressão de falha menor do que ocorre quando o duto apresenta só um defeito isolado. Além disso, com o aumento da distância de separação entre defeitos, a interação irá desaparecer e a pressão de falha tende a ser mesma do defeito de maior gravidade.

Nesse contexto, surgem as seguintes perguntas: Em quanto é reduzido a pressão de ruptura por causa da interação entre defeitos? E, qual é a distância mínima entre defeitos que é requerido para evitar sua interação? . Para cada uma dessas perguntas, tem-se que considerar um critério de avaliação, assim como, estabelecer regras de interação.

5.3.1 METODOLOGIA DE AVALIAÇÃO

A relação entre a pressão de falha de um tubo com múltiplos defeitos (P) e de um tubo com defeito isolado (P*) fornece um significado quantitativo dos efeitos da interação. Esta relação (P/P*) tem um limite inferior e atinge seu valor mínimo quando os defeitos estão totalmente interligados representando uma interação completa. Com o aumento da distância de separação, os efeitos da interação tendem a desaparecer e a resistência remanescente do tubo tende a ser a mesma de um tubo contendo um defeito isolado. Nesta situação, a relação (P/P*) tende a seu limite superior que esta perto de um (P/P* \approx 1), indicando pouca ou nenhuma interação.

Neste trabalho, é proposto o método dos elementos finitos e o método DNV para confrontá-los com o método WDD na avaliação de dutos com defeitos de corrosão agrupados que interagem no sentido longitudinal. Foi escolhida uma amostra para cada conjunto de espécimes do mesmo grau de material (**Tabela 5.5**), tendo em conta o aumento da profundidade de corrosão (d/t) e o grau de acuracidade do método WDD.

Inicialmente é calculada a pressão de falha em dutos contendo dois defeitos de corrosão iguais, conforme as amostras escolhidas, alinhados longitudinalmente e separados por diferentes espaçamentos. Depois, para cada configuração do defeito, é calculada a capacidade de pressão relativa no duto (P/P^*) como a razão entre as pressões decorrentes de falhas múltiplas (P) e de defeitos isolados (P^*)

A **Tabela 5.6** mostra as pressões de falha de defeitos isolados obtidas por cada método segundo as amostras escolhidas.

Tabela 5.6 Pressões de falha estimadas para defeitos isolados

Espécime	Pressão Ruptura (MPa)	Profundidade de corrosão		Pressão de falha defeitos isolados P^* (MPa)		
		d (mm)	d/t	AEF (CASCA)	WDD	DNV
SOL-12	21.578	2.18	0.256	22.608	23.722	24.478
TCP-01	10.813	3.63	0.377	10.442	9.925	9.266
BCG-04	15.188	2.18	0.448	14.627	14.059	12.043
RLK-01	9.454	3.30	0.504	7.962	8.627	6.138

A análise numérica para cada amostra foi idealizada de acordo com um modelo retangular para representar a perda de metal devido à corrosão. Múltiplos defeitos de corrosão foram concebidos como dois defeitos iguais alinhados na direção longitudinal. Só um quarto do duto foi modelado devido à simetria, considerando o duto como uma estrutura de casca fina adotando o elemento “SHELL43” do código ANSYS. A pressão interna foi progressivamente aplicada na superfície interna do duto e a falha foi assumida a ocorrer quando a tensão equivalente de Von Mises atingiu a tensão última verdadeira em algum ponto do modelo. A pressão correspondente foi considerada como a pressão de falha no duto.

5.3.2 ANÁLISE DETALHADA DA INTERAÇÃO ENTRE DOIS DEFEITOS IGUAIS AO DEFEITO DO ESPÉCIME TCP-01

Foram feitas as análises numéricas em dutos contendo dois defeitos de corrosão iguais ao defeito do espécime TCP-01 com distância de separação variável. A análise tem por fim observar o comportamento da distribuição das tensões no duto e determinar a pressão de falha (para cada caso) devido à interação entre os defeitos. A **Figura 5.20**, dividida em 8 partes, ilustra o processo de evolução das tensões nas regiões corroídas do duto, quando a tensão efetiva de Von Mises atinge a tensão última verdadeira em algum ponto do modelo, para distâncias de separação entre defeitos de 0 até 270.256mm.

A **Figura 5.20(a)** mostra o duto quando os defeitos estão totalmente interligados, representando uma interação completa ($S_L = 0$). Para este caso, a pressão de falha determinada foi de 9.59 MPa. As **Figuras 5.20(b), (c) e (d)** ilustram que com o aumento da distância de separação entre os defeitos a distribuição de tensões nesta zona vai diminuindo e a pressão de falha vai aumentando rapidamente. A **Figura 5.20(e)** mostra que para uma distância de separação de $S_L = 135.128$ mm, com uma distância longitudinal normalizada de $S_L/\sqrt{D \cdot t} \approx 1.5$, a pressão de falha é 10.43MPa, quase igual a pressão de falha de 10.442 MPa correspondente a um duto contendo um defeito único do espécime TCP-01 (**Tabela 5.6**). Isso indica que a interação entre os defeitos está chegando a seu limite ($P/P^* \approx 1$). As **Figuras 5.20(f), (g) e (h)** mostram que a pressão de falha continua aumentando na medida em que aumenta a distância de separação, mas se observou que, depois que a pressão de falha com os defeitos interagindo atinge a pressão de falha contendo um defeito único e tende a se estabilizar, aumentando muito pouca sem valor para grandes distâncias de separação.

A **Tabela 5.7** mostra as pressões de falha obtidas pelo método dos elementos finitos, e os métodos WDD e DNV devido à interação entre dois defeitos iguais ao espécime TCP-01 para diferentes distâncias de separação. Para uma relação de $P/P^* \geq 0.999$ não há interação. O MEF estima que, para uma distância longitudinal normalizada maior que 1.5 ($S_L = 135.128$ mm), a interação é desprezível. Os métodos WDD e DNV estimam que a interação pode ser evitada quando a distância longitudinal normalizada é maior que 2.96 ($S_L = 270.256$ mm).

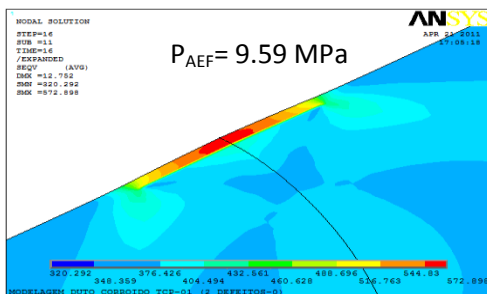


Figura 5.20(a) $S_L = 0 \text{ mm}$

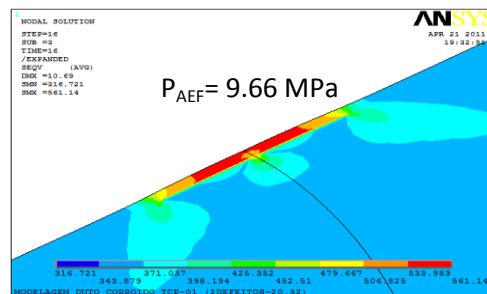


Figura 5.20(b) $S_L = 20.32 \text{ mm}$

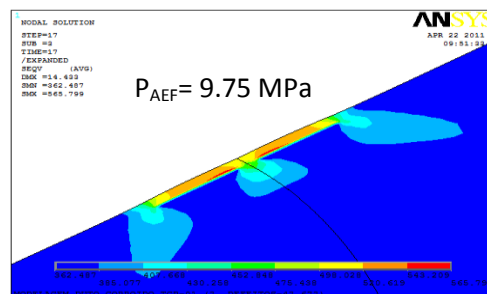


Figura 5.20(c) $S_L = 42.672 \text{ mm}$

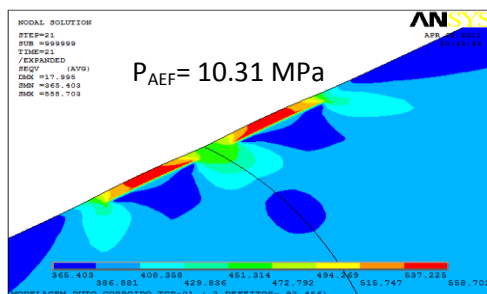


Figura 5.20(d) $S_L = 92.456 \text{ mm}$

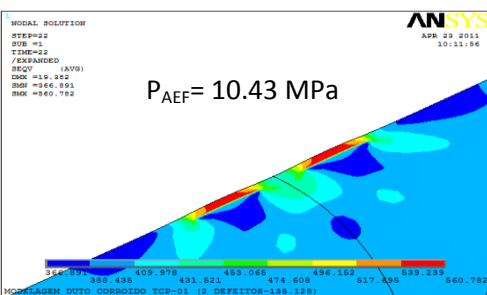


Figura 5.20(e) $S_L = 135.128 \text{ mm}$

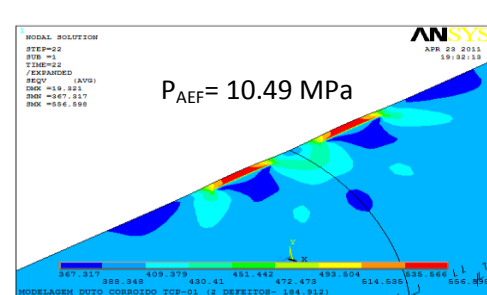


Figura 5.20(f) $S_L = 184.912 \text{ mm}$

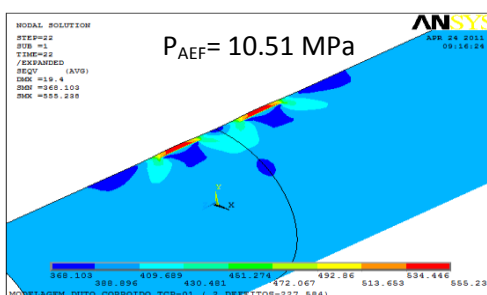


Figura 5.20(g) $S_L = 227.584 \text{ mm}$

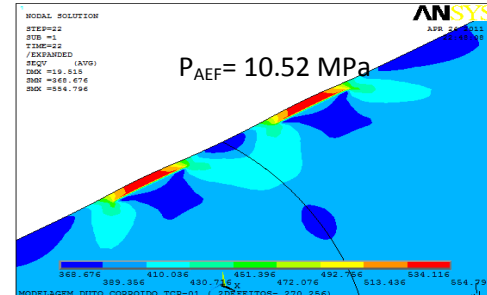


Figura 5.20(h) $S_L = 270.256 \text{ mm}$

Figura 5.20. Distribuição de tensões num duto devido à interação entre dois defeitos iguais ao defeito do espécime TCP-01

Tabela 5.7 Pressões de falha estimadas por cada método devido à interação entre dois defeitos iguais ao defeito do espécime TCP-01

Espécime	S_L (mm)	$\frac{S_L}{\sqrt{Dt}}$	MEF		WDD		DNV	
			P (Mpa)	P/P*	P (Mpa)	P/P*	P (Mpa)	P/P*
TCP-01	0	0	9.594	0.918	9.605	0.967	8.253	0.890
	42.672	0.468	9.753	0.934	9.741	0.981	8.489	0.916
	92.456	1.014	10.312	0.987	9.831	0.990	8.721	0.941
	135.128	1.482	10.430	0.998	9.873	0.994	8.890	0.959
	184.912	2.028	10.491	1.004	9.899	0.997	9.061	0.977
	227.584	2.496	10.516	1.007	9.910	0.998	9.190	0.991
	270.256	2.964	10.526	1.008	9.917	0.999	9.305	1.004

As **Figuras 5.21 a 5.24** ilustram a capacidade de pressão relativa (P/P*), para cada amostra selecionada (**Tabela 5.6**), estimada por os métodos DNV, WDD e MEF com uma distância longitudinal normalizada ($S_L/\sqrt{D \cdot t}$) crescente. Uma linha horizontal correspondente ao limite P/P*=1 também é plotada.

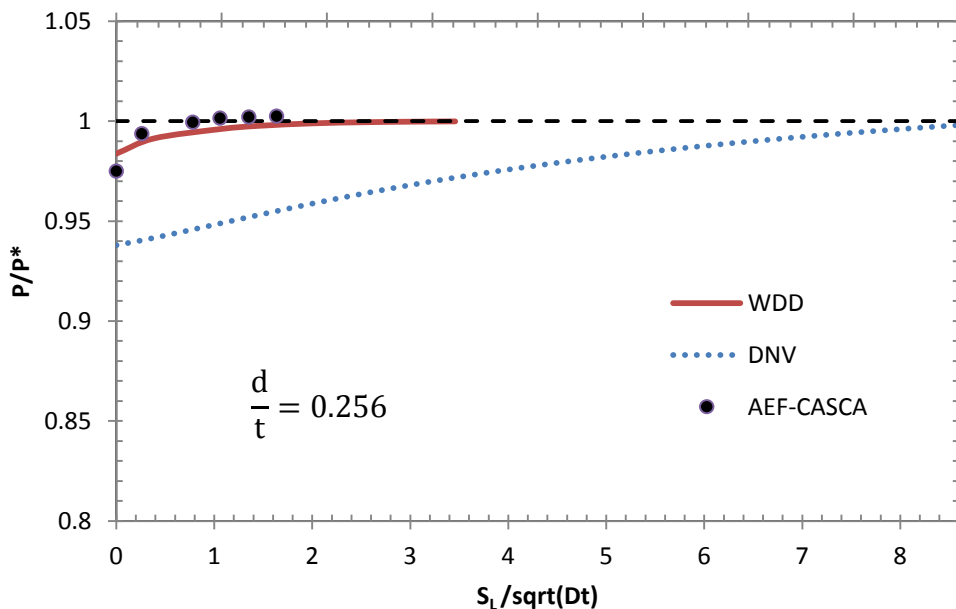


Figura 5.21. Interação longitudinal entre dois defeitos iguais ao defeito do espécime SOL-12

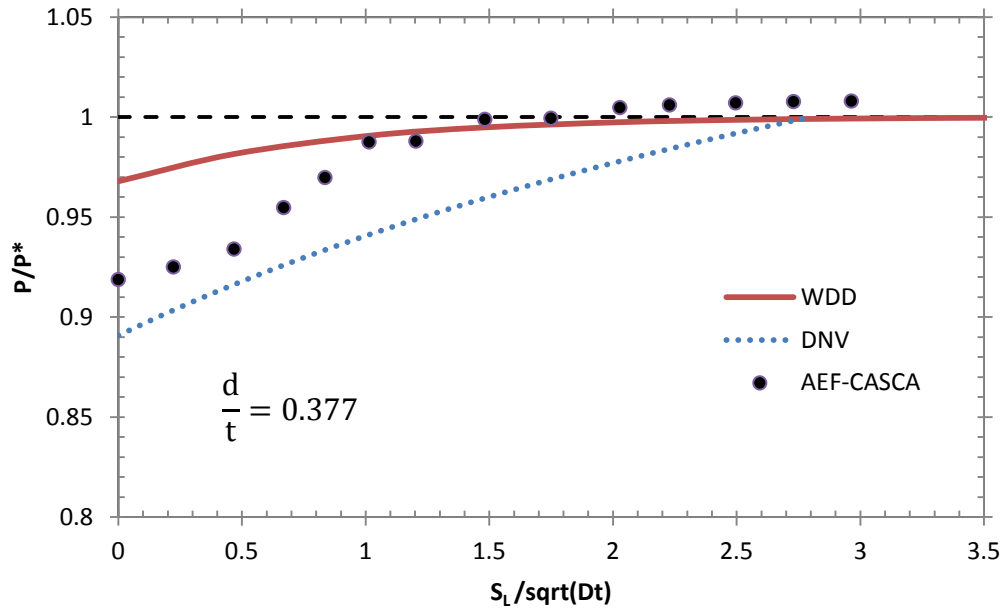


Figura 5.22. Interação longitudinal entre dois defeitos iguais ao defeito do espécime TCP-01

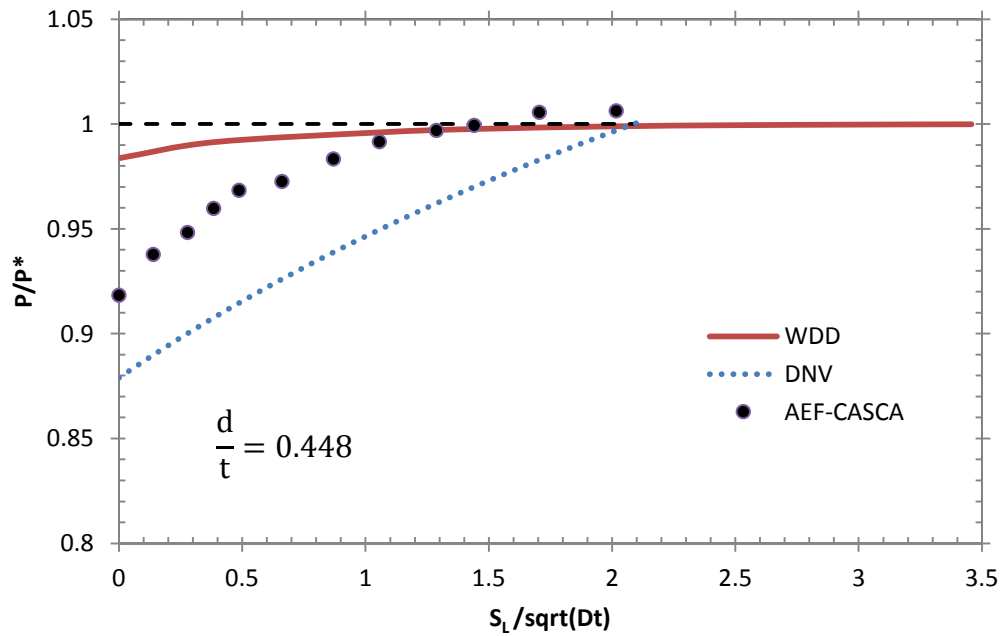


Figura 5.23. Interação longitudinal entre dois defeitos iguais ao defeito do espécime BCG-04

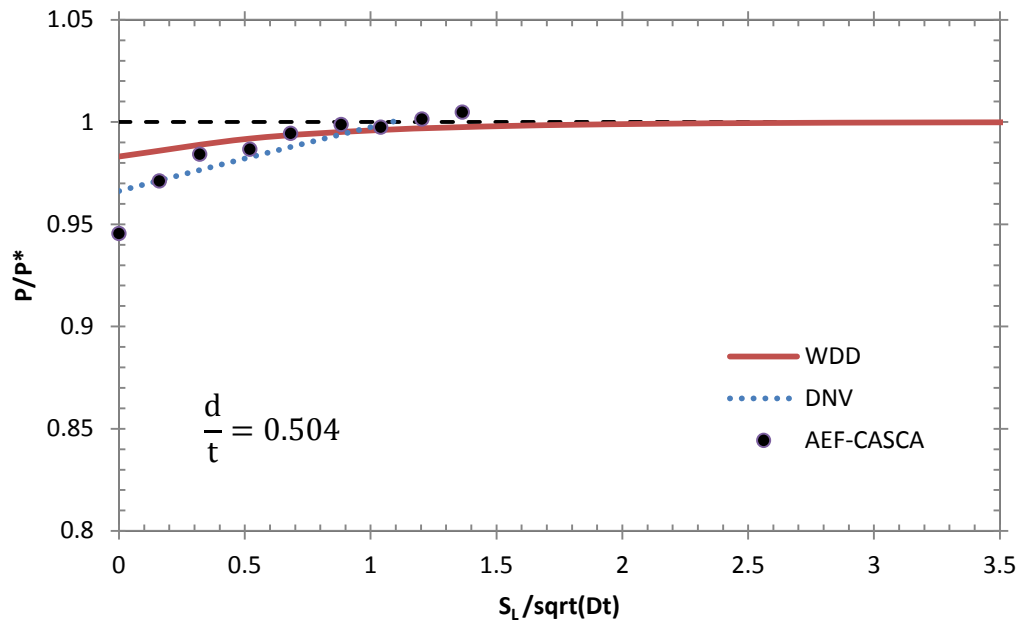


Figura 5.24. Interação longitudinal entre dois defeitos iguais ao defeito do espécime RLK-01

As regras de interação estabelecem a distância mínima entre os defeitos necessária para evitar a interação. Isso significa que, além desta distância crítica, a presença de um defeito adicional não altera a pressão de ruptura no duto. Estas regras de interação estão conforme as regras do método DNV (equação 2.22).

Das **Figuras 5.21 a 5.24** pode-se observar que a relação P/P^* exibem uma clara tendência a aumentar conforme aumenta o espaçamento entre defeitos. Para distâncias de separação pequenas (no início das análises), a redução na relação P/P^* é acentuada com o aumento da profundidade, indicando que os defeitos mais profundos são mais sensíveis aos efeitos da interação. Outra importante observação, é que permite inferir uma regra de interação que relaciona a distância entre dois defeitos adjacentes, alinhados no sentido longitudinal, para uma redução admissível da pressão de operação.

Independentemente da profundidade de corrosão, o MEF estima que a relação P/P^* atinge a linha horizontal superior quando a distância de separação entre os defeitos é aproximadamente

igual a $1.5 \sqrt{D.t}$. Além deste valor, a relação P/P^* é maior que 0.999 indicando uma interação desprezível. Pelo contrário, o método WDD estima, independentemente da profundidade de corrosão, que para uma distância de separação entre os defeitos de $2.0 \sqrt{D.t}$ não há interação.

As relações P/P^* estimadas pelo método DNV para os defeitos interagindo, indicam claramente a influência da profundidade de corrosão para determinar a distância crítica de avaliação para evitar a interação. As **Figuras 5.21 a 5.24** mostram que as distâncias críticas de separação entre dois defeitos iguais aos espécimes SOL-12, TCP-01, BCG-04 e RLK-01 são aproximadamente $8.5 \sqrt{D.t}$, $2.8 \sqrt{D.t}$, $2.0 \sqrt{D.t}$ e $1.1 \sqrt{D.t}$, respectivamente. Este fato contradiz as regras de interação do método DNV, que estabelece que seja independente da profundidade da corrosão, sugerindo que esta regra de interação não é derivada da avaliação do método DNV pelas observações estabelecidas.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

6.1. CONCLUSÕES

Dutos são um meio seguro e econômico para o transporte de gás natural e petróleo. Com o passar do tempo sofrem vários processos danosos devido a diversos fatores que afetam a sua integridade estrutural. A corrosão é um destes processos que pode levar à ruptura do duto causando acidentes de grande magnitude com perdas humanas, financeiras e danos que prejudicam ao meio ambiente. Os procedimentos analíticos de avaliação atualmente aceitos contém elevado grau de conservadorismo, de modo que o benefício da inspeção numa linha não pode ser aproveitada devido ao elevado custo para a remoção ou reparo de defeitos precocemente.

Um novo método para estimar a pressão de falha em dutos corroídos, baseado no modelo Weighted Depth Difference (WDD), tem-se mostrado consideravelmente mais preciso do que as técnicas de avaliação atuais e é de fácil aplicação quando detalhadas medições do perfil de corrosão estão disponíveis. Este método é aplicável a qualquer forma de defeitos de corrosão natural e tipo de material. As soluções da pressão de falha para dutos com defeitos de corrosão simples e dutos não corroídos são utilizadas como limite inferior e superior, respectivamente, para estimar a pressão de falha pelo método WDD.

O foco deste trabalho foi pesquisar o grau de acuracidade do método WDD na avaliação dos defeitos de corrosão em dutos com o objetivo de proporcionar uma compreensão mais completa da falha desses defeitos em cada ponto ao longo da corrosão, e abordar o conservadorismo nos procedimentos de avaliação atualmente aceitas.

Observou-se que quando a pressão é calculada no ponto maior profundidade de corrosão, o grau de acuracidade do método WDD é muito melhor, dando assim, ótimos resultados quando comparado com a pressão de ruptura do banco de dados experimentais.

Neste trabalho também é feita uma aplicação do MEF na modelagem de dutos corroídos submetidos à pressão interna. Mostrou-se que modelos de elementos de casca também podem ser empregados para simular dutos corroídos de parede fina, com resultados aceitáveis, considerando um critério de falha adequado. Em todos os modelos analisados, o critério de falha foi que a análise deve ser interrompida quando a tensão de Von Mises em qualquer ponto da região corroída atinge um valor igual à tensão última verdadeira do material. Tal modelagem, por sua simplicidade, tem um custo computacional menor, em comparação com modelos 3D.

Em relação aos métodos analíticos empregados, os métodos ASME B31G e B31G Modificado revelam claramente que foram os mais conservadores com erros de até 55% e 44% respectivamente, podendo ser bastante antieconômicos para as empresas que os empregam. Os métodos DNV e PCORRC apresentaram resultados semelhantes, sendo ambos não conservadores.

Foram feitas algumas análises em dutos corroídos, com uma configuração idealizada, constituído por um tubo pressurizado contendo dois defeitos de igual forma para interagir, alinhados no sentido longitudinal, tendo distância variável entre eles. Os resultados indicaram que o MEF estabelece independentemente da profundidade de corrosão, que quando a distância de separação entre os defeitos é aproximadamente igual a $1.5 \sqrt{D \cdot t}$ a interação entre eles é nula ou desprezível. Pelo contrario, o método WDD estima, independentemente da profundidade de corrosão, que para uma distância de separação entre os defeitos de $2.0 \sqrt{D \cdot t}$ não há interação. Os resultados do método DNV indicaram claramente a influência da profundidade de corrosão para determinar a distância crítica de avaliação para evitar a interação. Este fato contradiz as regras de interação do método DNV, que estabelece que seja independente da profundidade da corrosão, sugerindo que esta regra de interação não é derivada da avaliação do método DNV pelas observações estabelecidas. A baixa complexidade da aplicação (configuração idealizada) apresentada no presente trabalho não permite sugerir qual método é o mais recomendável para sua aplicação nestes casos devido a que também não existem dados experimentais, mas permite

sugerir uma regra de interação que relaciona a distância entre dois defeitos adjacentes, alinhados no sentido longitudinal, para uma redução admissível da pressão de operação.

6.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir são citadas algumas recomendações para trabalhos futuros.

- O método WDD só foi validado usando os dados experimentais obtidos pela Universidade de Waterloo. No entanto, adicionar um novo banco de dados seria desejável para continuar a validação do método de avaliação proposto.
- Estudar a confiabilidade do método WDD através de métodos estatísticos.
- Desenvolver procedimentos analíticos para a avaliação do método WDD com defeitos de corrosão alinhados no sentido circunferencial.
- Modelagem com elementos finitos sólidos das análises realizadas no presente trabalho.
- Fazer um estudo mais aprofundado da aplicação de método WDD na aplicação de múltiplos defeitos que interagem entre si.
- Desenvolver um programa interface-usuário para sua aplicação direta em campo.

REFERÊNCIAS

ALVES, J. L., “**Avaliação Numérica da Capacidade de Carga de Dutos Corroídos**”, Pós-Graduação em Engenharia Civil, PUC - Rio, Dissertação de Mestrado, 89p., Rio de Janeiro, 2002.

ANP, Agência Nacional do Petróleo. (acessado em janeiro de 2011)

<http://www.anp.gov.br>

ANSYS, “**ANSYS Release 9.0 Documentation**”, 2004.

API, “**Specification for Line Pipe–Specification 5L**”, 42th edition, Washington, 2000.

ASME, “**Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines – A Supplement to ASME B31 Code for Pressure Piping**”, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 1991.

BENJAMIN, A. C.; VIEIRA, R. D.; FREIRE, J.L.F.; CASTRO, J.T.P.; “**Burst Tests on Pipeline with Long External Corrosion**”, 3th International Pipeline Conference, ASME IPC 2000, v.2, p. 793-799,2000.

BENJAMIN, A. C.; ANDRADE, E. Q., “**Modified Method for the Assessment of the Remaining Strength of Corroded Pipelines**”, Rio Pipeline Conference & Exposition 2003, Rio de Janeiro, 2003.

CABRAL, L. D. C.; *et al.*, “**Desenvolvimento de Ferramentas Computacionais para Modelagem e Análise Automática de Defeitos de Corrosão de Dutos**”, Boletim técnico de Produção de Petróleo da Petrobras, Rio de Janeiro – vol. 3, n° 1, p. 141-176.

CHOI, J. B.; GOO, B. K.; KIM, J.C.; *et al.*, “**Development of Limit Load Solutions for Corroded Gas Pipelines**”, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.80, p.121-128, 2003.

CHOUCHAOU, B. A.; PICK, R. J., “**Interaction of Closely Spaced Corrosion Pit in Line Pipe**”, ASME OMAE, vol. V, Pipeline technology, p.203-214, 1993.

CHOUCHAOU, B. A.; PICK, R. J., “**Behavior of Longitudinally Aligned Corrosion Pits**”, Int. J. Pres. Ves. Piping, Ontario, v.67, p.17-35, 1996.

COOK, R. D., “**Finite Element Modeling for Stress Analysis**”, John Wiley & Sons Inc., New York, 1995.

COULSON, K., WORTHINGHAM, R., “**New Guidelines Promise more Accurate Damage Assessment**”, Oil and Gas Journal, p. 41-45, 1990.

CRONIN, D. S.; “**Assessment of Corrosion Defects in Pipelines**”, PhD Thesis, Department of Mechanical Engineering, University of Waterloo, 347p, Canada, 2000.

CRONIN, D. S.; PICK, R. J., “**Prediction of the Failure Pressure for Complex Corrosion Defects**”, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.79, p.279-287, 2002.

DNV, “**DNV Recommended Practice – DNV–RP–F101 - Corroded Pipelines**”, Det Norske Veritas, Norway, 2004.

EIGIG, European Gas Pipeline Incident Data Group (acessado em Abril de 2011)

<http://www.egig.nl>

FOGLIATTI, M. C.; FILIPPO, S.; GOURDARD, B., “**Avaliação de Impactos Ambientais**”, Rio de Janeiro, 2004.

FU, B.; KIRKWOOD, M. G.; “**Prediction Failure Pressure of Corroded Linepipe using the Nonlinear Finite Element Method**”, Pipeline Technology Conference, Belgium, Vol. II, pp 1-9, 1995.

FUNG, Y. C., TONG, P., “**Classical and Computational Solid Mechanical**”, Advanced Series in Engineering Series Vol. I, 2008

GRIGORY, S. C; SMITH, M. Q., **“Residual Strength of 48-Inch Diameter Corroded Pipe Determined by Full Scale Combined Loading Experiments”**, Proc. International Pipeline Conference, ASME, v.1, p.377-386., 1996.

GROSSL, G., **“Interface para geração de modelos computacionais e malha de elementos finitos para análise de dutos corroídos”**, Programa Institucional de Bolsas de Iniciação Científica PIBIC 08/09, PUC-PR, Relatório Final, 27p., Curitiba, 2009.

GUIMARÃES, A. C. B., **“Avaliação Simplificada da Capacidade de Carga de Dutos Corroídos”**, Programa de Pós-Graduação em Métodos Numéricos em Engenharia, UFPR, Dissertação de Mestrado, 107p., Curitiba, 2005.

HARVEY, J. F., **“Theory and Design of Modern Pressure Vessels”**, Van Nostrand Reinhold Company, New York, 1985.

HENCKY, H., **“Zur Theorie Plastischer Deformationen und der Hierdurch in Material Herburgerufenen Nachspannungen”**, Z. Angew Math Mech, 1924.

HOLMQUIST, J. L.; NÁDAI, A., **“ A Theoretical and Experimental Approach to the Problem of Collapse of Deep-Well Casing”**, Paper presented at 20th Annual Meeting, API, Chicago, 1939.

HOSSEINI, S. A., **“Assessment of Crack in Corrosion Defects in Natural Gas Transmission Pipelines”**, Master of Applied Science Thesis, Department of Mechanical Engineering, University of Waterloo, 92p, Canada, 2010.

KIEFNER, J.F.; **“Failure Stress Levels of Flaws in Pressurized Cylinder”**, ASTM STP 536, American Society for Testing and Material, p.461-481, 1973.

KIEFNER, J. F.; VIETH, P. H., **“A Modified Criterion for Evaluating the Remaining Strength of Corroded Pipe”**, Final Report on Project PR3-805, Pipeline Research Committee, American Gas Association, 1989.

KIEFNER, J. F; VIETH, P. H, “**New Method Corrects Criterion for Evaluating Corroded Pipe**”, Oil and Gas Journal, v.6, p.56-59, 1990.

KIEFNER, J. F; VIETH, P. H, “**PC Program Speeds New Criterion for Evaluating Corroded Pipe**”, Oil and Gas Journal, p.91-93, 1990.

KIEFNER, J.F.; VIETH, P.H.; ROYTMAN I., “**Continued Validation of RSTRENG**”, Contract PR218-9304, Pipeline Research Committee, American Gas Association, 1996.

LEE, J. K., et al, “**The Prediction of Failure Pressure of Gas Pipeline with Multi Corroded Region**”, Material Science Forum, vols. 475-479, p. 3323-3326, Korea, 2005

MARTINO, A. D., LANDOLFO, R., MAZZOLANI, F. M., “**The use of the Ramberg-Osgood Law for Materials of Round-House Type**”, Materials and Structures, vol. 23, p. 59.67, 1990.

MOK, D. E. H.; et al, “**Bursting of Line Pipe with Long External Corrosion**”, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.46, p.195-215, 1991.

OPS, Office of Pipeline Safety, EEUU. (acessado em Abril de 2011)

http://primis.phmsa.dot.gov/comm/reports/safety/SigPSIDet_1991_2010_US.html#_ngtrans

PETROBRÁS. (acessado em janeiro de 2011)

<http://www2.petrobras.com.br>

RAMBERG, W., OSGOOD, W. R., “**Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters**”, National Advisory Committee for Aeronautics, Technical Note N° 902, Washington, 1943.

ROY, S.; *et al.*, “**Numerical Simulations of Full-Scale Corroded Pipe Tests with Combined Loading**”, Journal of Pressure Vessel Technology, v.119, p.457-466, 1997.

SILVA, R. C. C.; GUERREIRO, J. N. C.; LOULA, A. F. D. ; “**A Study of Pipe Interaction Corrosion Defects using the FEM and Neural Networks**”, Advances in engineering of software, v.38,p.868-875, 2007.

HSU, Y. S., **“Introdução de Fatores de Concentração de Tensões na Análise não Linear via MEF de Sistemas de Dutos Corroídos”**, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PUC-PR, Dissertação de Mestrado, 138p., Curitiba, 2009.

SHIGLEY, J. E.; MITCHELL, C. R., **“Diseño en Ingeniería Mecánica”**, Mc Graw Hill, 6ta Edición, México, 2002

STEPHENS, D. R., **“Decision Criteria for Acceptance or Repair of Corrosion Defects in Pipelines”**, Pipeline Risk Assessment, Rehabilitation and Repair Conference, Houston, 1993.

STEPHENS, D. R.; LEIS, B. N., **“Material and Geometry Factors Controlling the Failure of Corrosion Defects in Piping”**, PVP, 1997

STEPHENS, D. R.; LEIS, B. N., **“Development of an Alternative Criterion for Residual Strength of Corrosion Defects in Moderate-to High-Toughness Pipe”**, Proc. International Pipeline Conference, ASME, v.2, p.781-792, 2000.

SVENSSON, N. L., **“The Bursting Pressure of Cylindrical and Spherical Vessel”**, ASME, Pressure Vessels and Piping Design, 1959.

TENORIO DE SOUZA, A. H., **“Ferramentas Computacionais para a Análise de Dutos com defeitos de Corrosão”**, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFPE, Dissertação de Mestrado, 82p., Recife, 2008.

TRANSPETRO. (acessado em janeiro de 2011)

<http://www.transpetro.com.br>

VALENTINI, M. D., **“Análise Comparativa dos Métodos Analíticos de Avaliação da Resistência Residual de Dutos Corroídos via o Método dos Elementos Finitos”**, Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PUC - PR, Dissertação de Mestrado, 126p., Curitiba, 2006.

ANEXOS

ANEXO 1. Geometria do perfil de corrosão ao longo de cada defeito (Cronin, D. S., 2000)

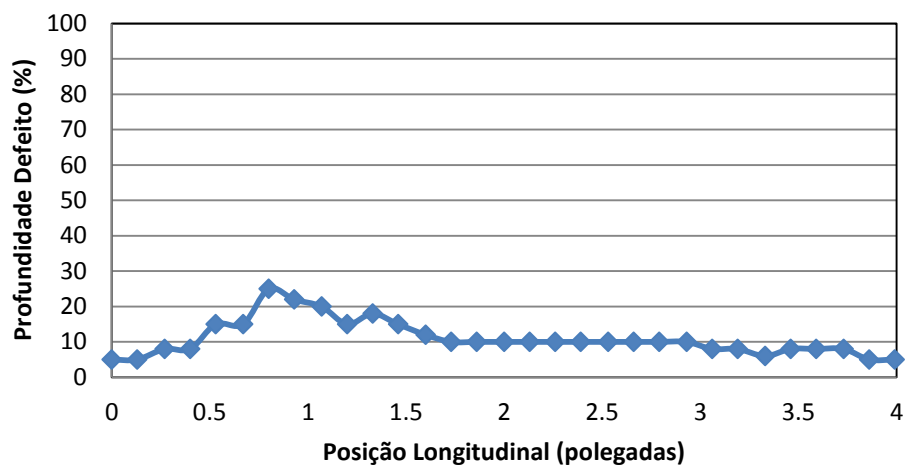


Figura A.1. Perfil de corrosão do defeito SOL-02

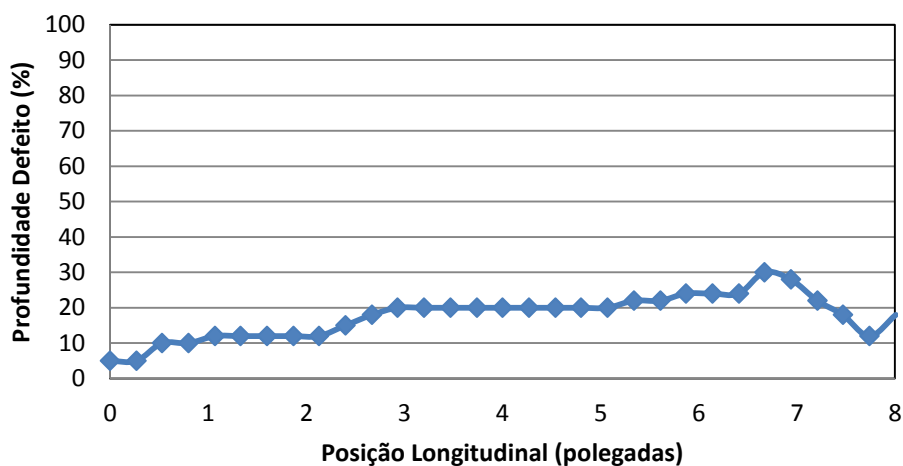


Figura A.2. Perfil de corrosão do defeito SOL-04

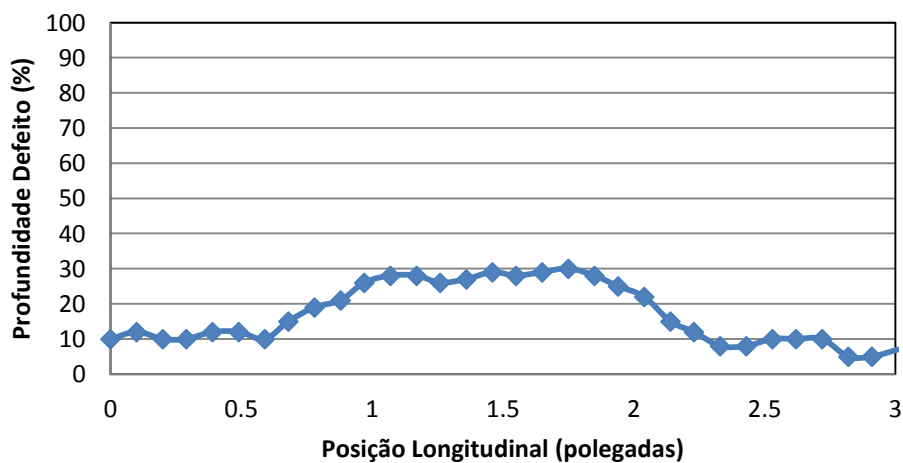


Figura A.3. Perfil de corrosão do defeito SOL-06

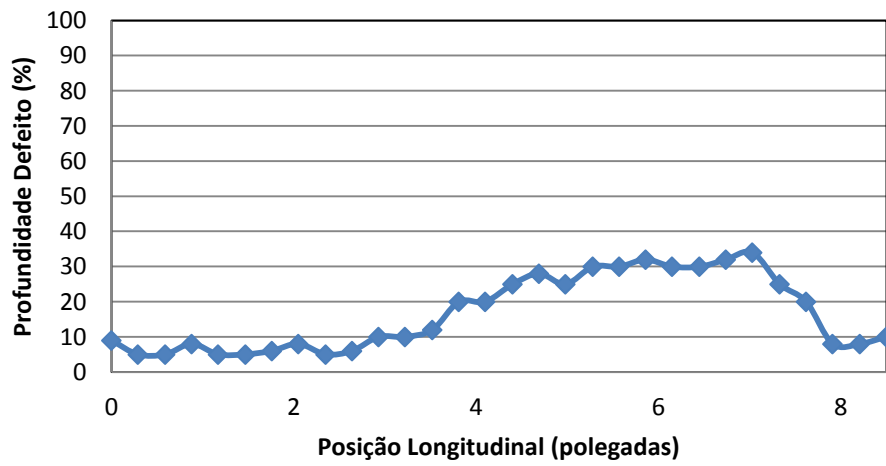


Figura A.4. Perfil de corrosão do defeito SOL-10

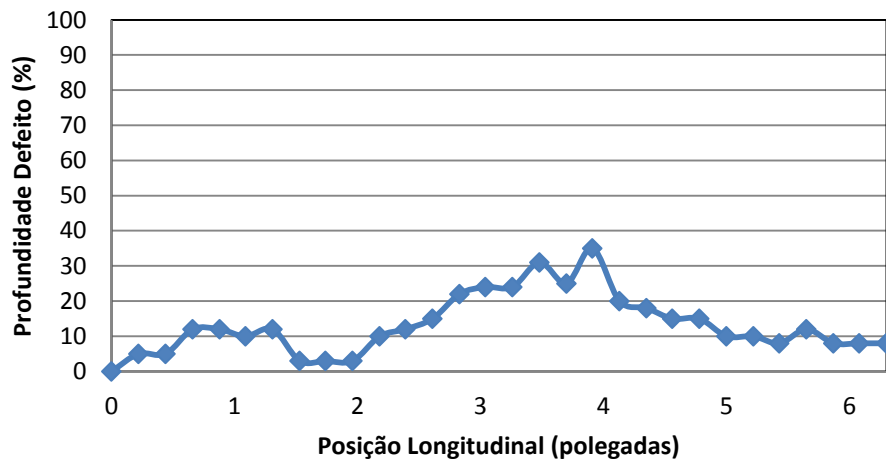


Figura A.5. Perfil de corrosão do defeito SOL-11

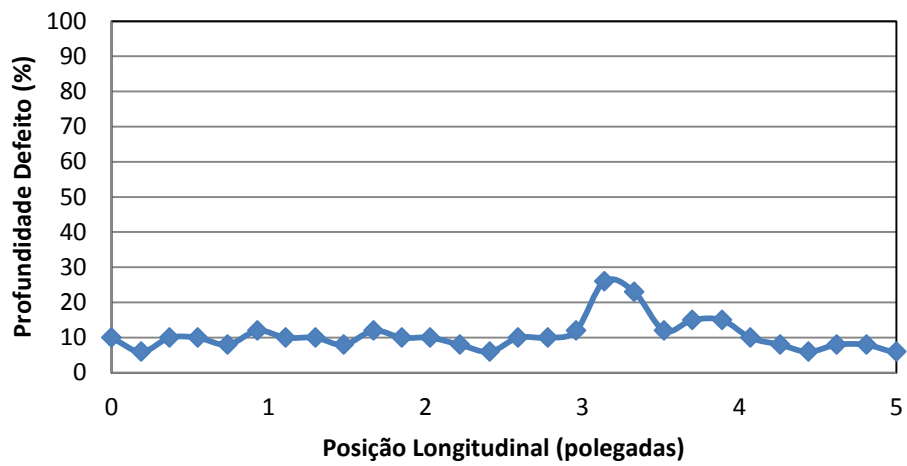


Figura A.6. Perfil de corrosão do defeito SOL-12

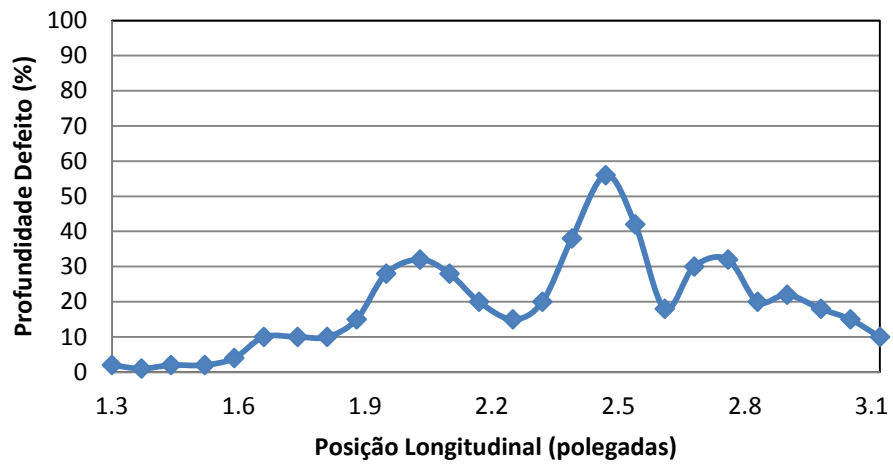


Figura A.7. Perfil de corrosão do defeito BCG-02

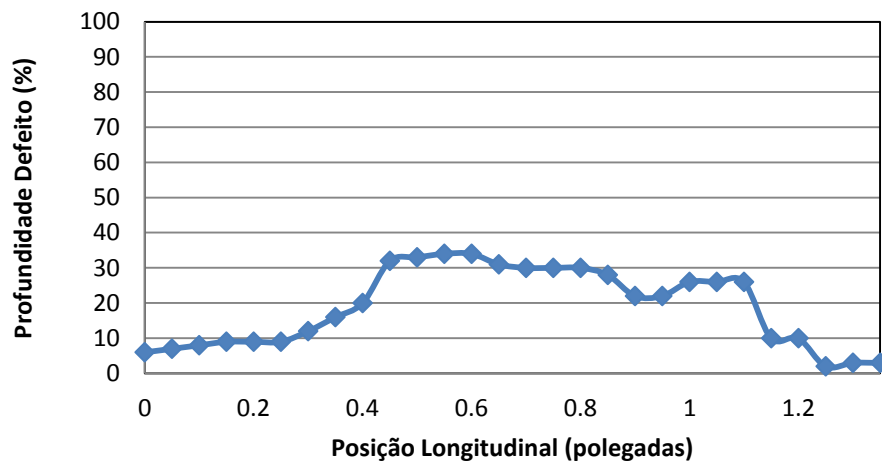


Figura A.8. Perfil de corrosão do defeito BCG-03

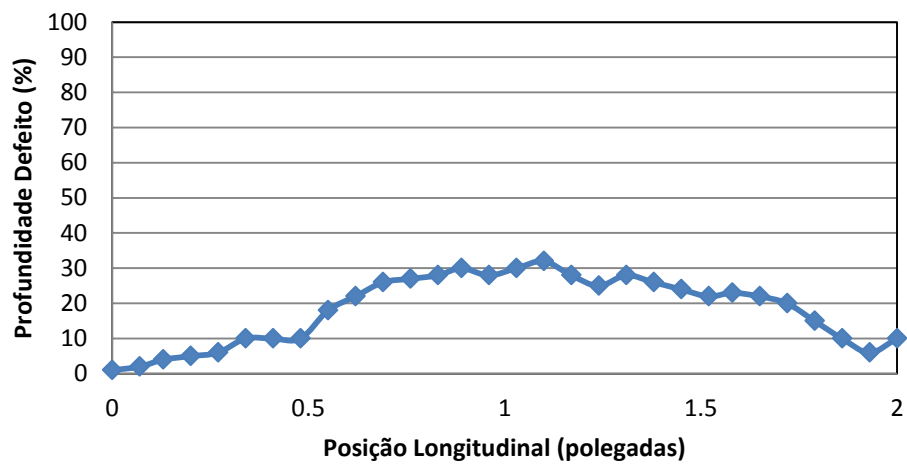


Figura A.9. Perfil de corrosão do defeito BCG-05

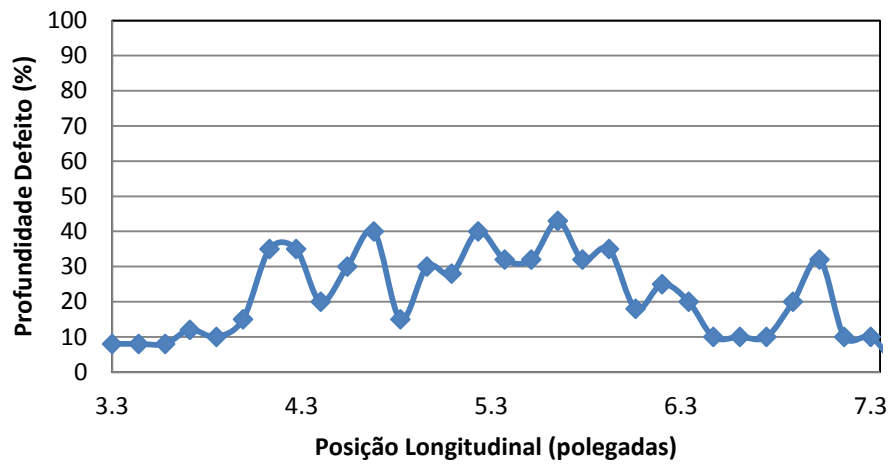


Figura A.10. Perfil de corrosão do defeito BCG-06

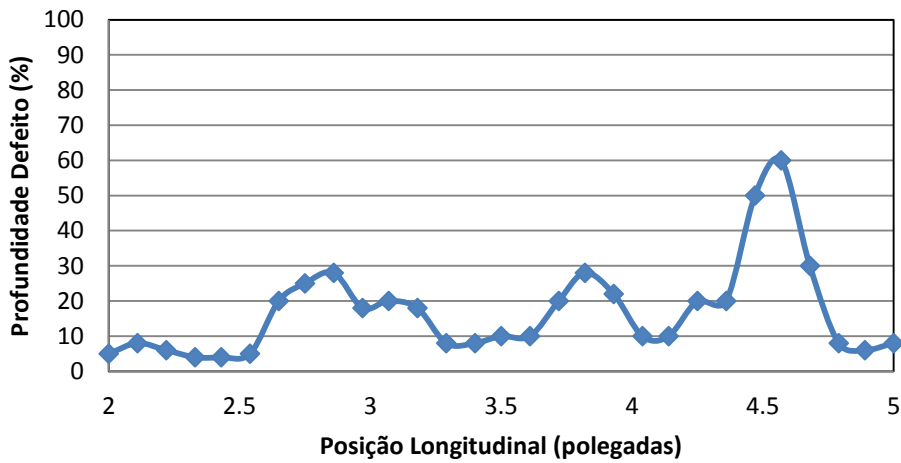


Figura A.11. Perfil de corrosão do defeito BCG-07

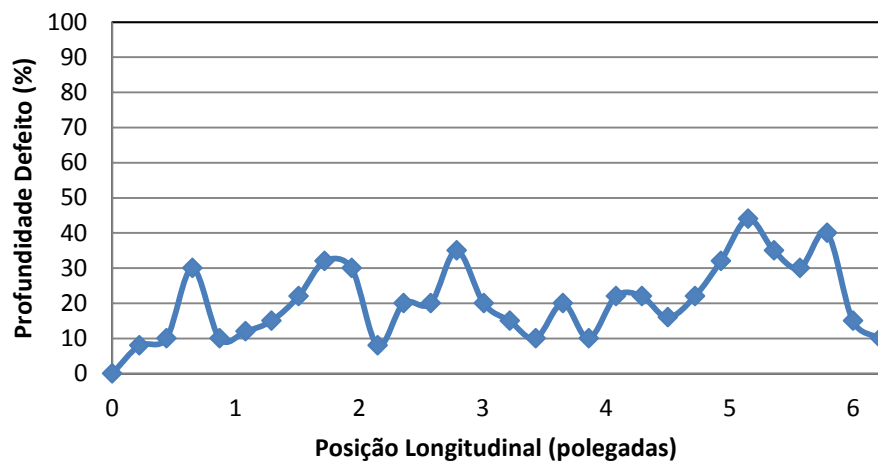


Figura A.12. Perfil de corrosão do defeito BCG-09

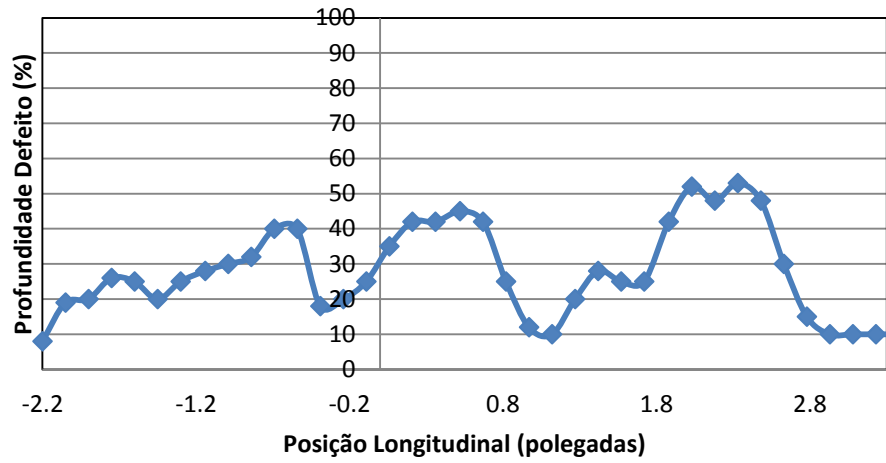


Figura A.13. Perfil de corrosão do defeito NOV-01

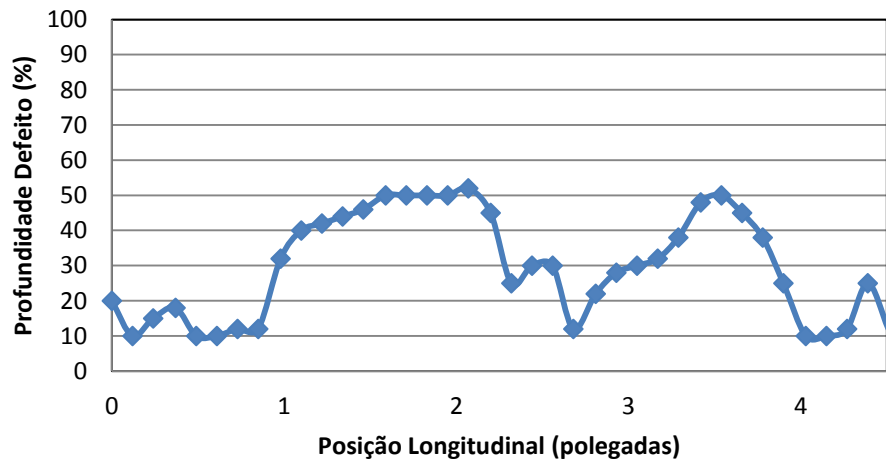


Figura A.14. Perfil de corrosão do defeito NOV-04

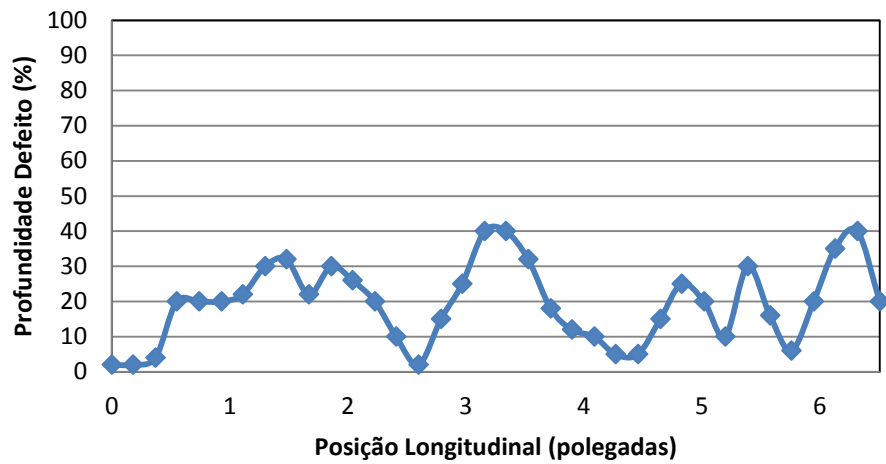


Figura A.15. Perfil de corrosão do defeito NOV-06

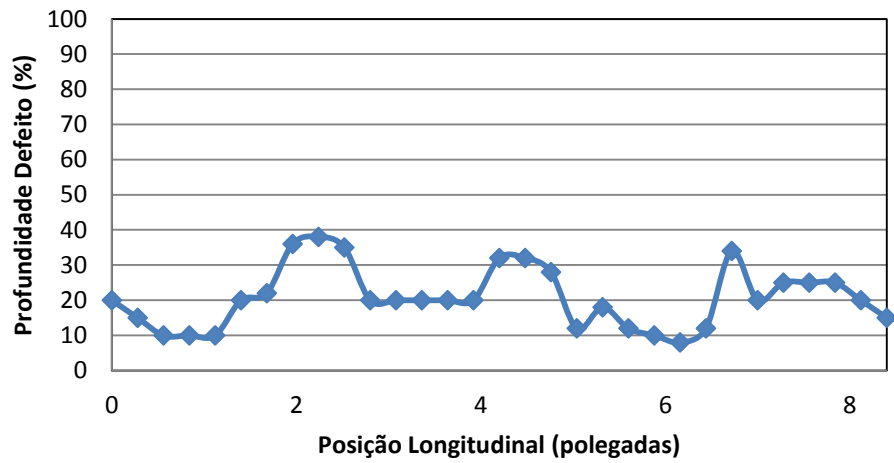


Figura A.16. Perfil de corrosão do defeito TCP-01

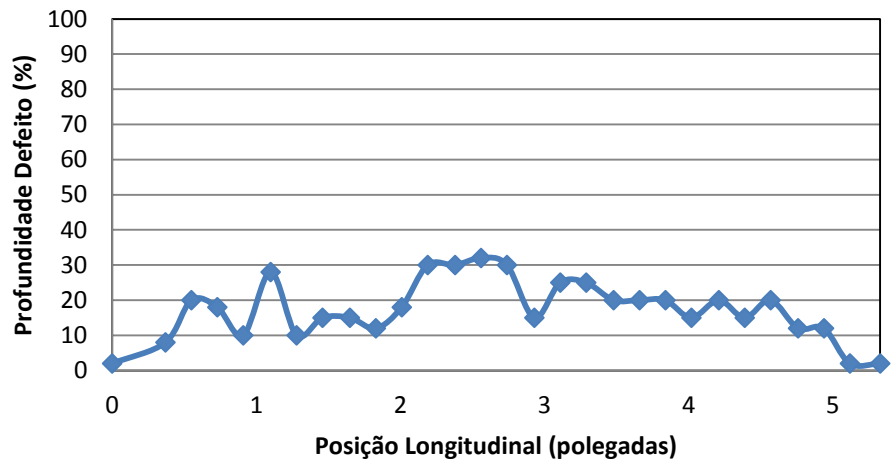


Figura A.17. Perfil de corrosão do defeito TCP-02

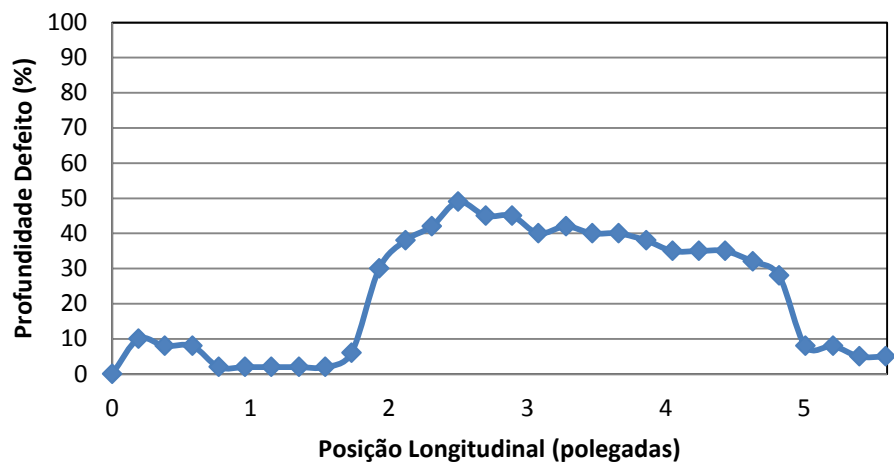


Figura A.18. Perfil de corrosão do defeito TCP-03

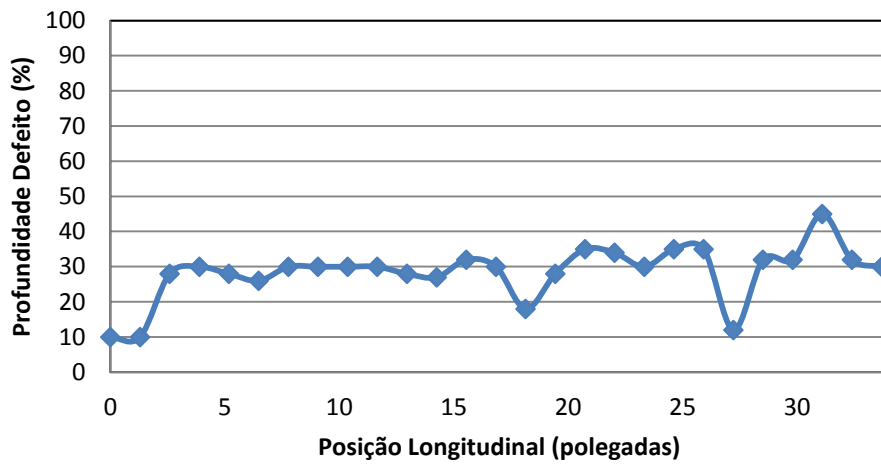


Figura A.19. Perfil de corrosão do defeito RLK-01

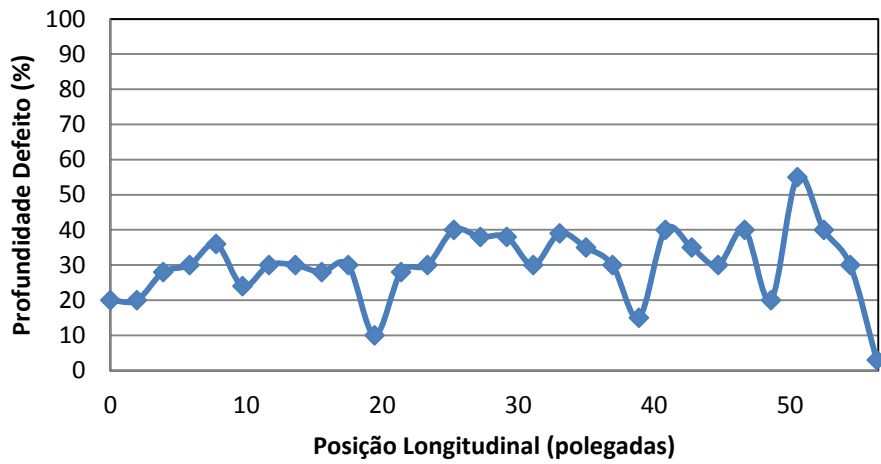


Figura A.20. Perfil de corrosão do defeito RLK-02

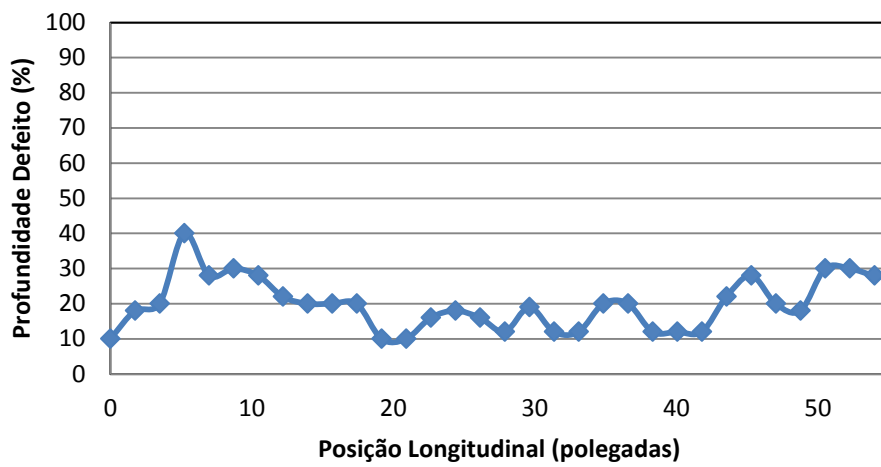


Figura A.21. Perfil de corrosão do defeito RLK-03