

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ

MARCELO DALCENO VALENTINI

**Avaliação dos Métodos Semi-Empíricos para Análise de Dutos
Corroídos Subsidiado pelo Método dos Elementos Finitos**

CURITIBA
Agosto / 2006

PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO PARANÁ

MARCELO DALCENO VALENTINI

Avaliação dos Métodos Semi-Empíricos para Análise de Dutos Corroídos Subsidiado pelo Método dos Elementos Finitos

Dissertação apresentada como requisito parcial à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Departamento de Ciências Exatas e de Tecnologia, Pontifícia Universidade Católica do Paraná.

Orientador: Prof. Dr. Roberto Dalledone Machado

Co-orientador: Prof. Dr. João Elias Abdalla Filho

CURITIBA
Agosto / 2006

V161a
2006

Valentini, Marcelo Dalceno
Avaliação dos métodos semi-empíricos para análise de dutos corroídos subsidiado pelo método dos elementos finitos / Marcelo Dalceno Valentini ; orientador, Roberto Dalledone Machado ; co-orientador, João Elias Abdalla Filho. – 2006.
126 f. : il. ; 30 cm

Dissertação (mestrado) – Pontifícia Universidade Católica do Paraná, Curitiba, 2006
Inclui bibliografia

1. Tubulações – Corrosão. 2. Resistência de materiais. 3. Método dos elementos finitos. I. Machado, Roberto Dalledone. II. Abdalla Filho, João Elias. III. Pontifícia Universidade Católica do Paraná. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

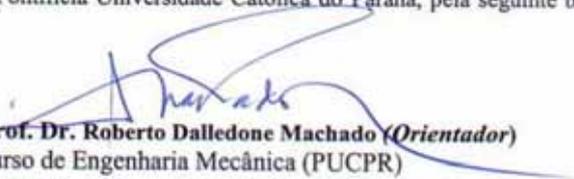
CDD 21. ed. – 621.8672
620.11223

TERMO DE APROVAÇÃO

MARCELO DALCENO VALENTINI

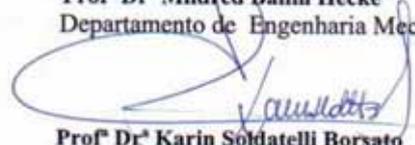
“Avaliação dos Métodos Semi-Empíricos para Análise de Dutos Corroídos Subsidiado pelo Método dos Elementos Finitos”

Dissertação aprovada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre no Curso de Mestrado em Engenharia Mecânica, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, do Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia da Pontifícia Universidade Católica do Paraná, pela seguinte banca examinadora:


Presidente: **Prof. Dr. Roberto Dalledone Machado (Orientador)**
Curso de Engenharia Mecânica (PUCPR)


Prof. Dr. João Elias Abdalla Filho (Co-Orientador)
Curso de Engenharia Mecânica (PUCPR)


Prof. Dr. Mildred Ballin Hecke
Departamento de Engenharia Mecânica (UFPR)


Prof. Dr. Karin Soldatelli Borsato
Curso de Engenharia Mecânica (PUCPR)

Curitiba, 30 de agosto de 2006

Dedico este trabalho aos meus pais e avós maternos pelo exemplo de vida e oportunidades ofertadas.

AGRADECIMENTOS

À minha mãe Maria Cristina Valentini e ao meu pai Ademar Valentini (*in memorian*) pela educação plena e amor incondicional.

À minha avó materna Júlia Assad Dalceno e ao meu avô materno Euclides Dalceno (*in memorian*) pela transmissão da experiência de vida e de valores sólidos.

Ao professor Roberto Dalledone Machado pela grande atenção dispensada ao longo de todo o curso de mestrado como excelente mestre e ser humano.

Ao professor João Elias Abdalla Filho pelas orientações recebidas.

Ao colega de mestrado Antônio Camilo Boaretto Guimarães pelos artigos e conhecimentos compartilhados da área de concentração em comum a este trabalho.

A todos os familiares e amigos pelo apoio e compreensão nos momentos difíceis.

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

A todos os colegas de mestrado pelo compartilhamento da aprendizagem e dos objetivos.

Aos colegas de trabalho e superiores do SENAI - CIC/CETSAM pela oportunidade de colocar em prática a experiência acadêmica e por valorizar o curso de mestrado.

“Comece fazendo o que é necessário, depois o que é possível, e de repente você estará fazendo o impossível”. (São Francisco de Assis)

RESUMO

Com a expansão da malha dutoviária de óleo e gás em todo o território nacional, torna-se imprescindível o desenvolvimento de estudos que garantam a segurança e durabilidade de tais instalações. Este trabalho apresenta e compara algumas das técnicas de modelagem computacional aplicadas em dutos com defeitos provenientes da corrosão para a análise da sua resistência residual. Elementos finitos de casca foram utilizados por apresentarem menor custo computacional e maior simplicidade de modelagem em relação aos elementos finitos sólidos. O uso desses elementos se justifica pelo fato do duto ter paredes finas em relação ao seu diâmetro. Os modernos materiais X65, X70 e X80 foram utilizados nas análises numéricas. Carregamentos de pressão interna combinados a cargas axiais de compressão ou tração foram considerados, simulando condições quaisquer de uso. Os resultados dos modelos implementados são apresentados e comparados com valores experimentais encontrados na literatura quando conhecidos e com os métodos analíticos semi-empíricos tradicionais B31G, 085dL ou B31G Modificado, RPA ou 085dL Modificado e DNV RP-F101.

Palavras-Chave: Dutos, Corrosão, Resistência Residual, Elementos Finitos.

ABSTRACT

With the expansion of pipelines mesh through all the country, researches that ensure the security and durability of these installations are essential. The present research presents and compares some techniques of computational modeling applied to pipelines with corrosion defects for the analyses of its residual strength. Shell finite elements were utilized for being computational costless and modeling simpler than solid finite elements. The use of these elements is possible because the duct has thin walls in relation of its diameter. The modern materials X65, X70 and X80 were used in the numeric simulations. Internal pressure loads combined with axial compression or traction loads were considered, simulating any conditions of use. The results of the implemented models are presented and compared with experimental values found in literature when existing and with the traditional semi-empirical analytic methods B31G, *085dL* or Modified B31G, RPA or Modified *085dL* and DNV RP-F101.

Keywords: *Pipelines, Corrosion, Residual Strength, Finite Elements.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Infra-estrutura para a movimentação de gás natural – 2004.	20
Figura 1.2 – Infra-estrutura para a movimentação de petróleo, seus derivados e álcool etílico – 2004.	20
Figura 2.1 – Processo de formação “U-O-E”.	34
Figura 2.2 – Processo de formação em linha contínua.	35
Figura 2.3 – Processo de formação helicoidal contínuo.	36
Figura 2.4 – Duto passando por região de encostas.	39
Figura 2.5 - Curvas de tensão-deformação de engenharia e verdadeiras para os aços X65, X70 e X80.	40
Figura 2.6 – Célula de corrosão básica.	43
Figura 2.7 – Múltiplas células de corrosão ao longo de tubulação enterrada.	43
Figura 2.8 – Formas de corrosão.	44
Figura 2.9 – <i>PIG</i> de fluxo magnético.	48
Figura 2.10 – Duto instrumentado com extensômetro.	48
Figura 3.1 - Equilíbrio axial.	57
Figura 3.2 - Equilíbrio circunferencial.	57
Figura 3.3 - Tensões axiais e circunferenciais.	58
Figura 3.4 - <i>Burst test</i> de duto com defeito de corrosão longo.	59
Figura 3.5 - Detalhe de duto com defeito de corrosão longo após a ruptura.	59
Figura 3.6 - Geometria dos espécimes ensaiados por Choi <i>et al.</i> (2003).	60
Figura 4.1 - Estado geral de tensão.	80
Figura 4.2 – Trajetória de equilíbrio.	83
Figura 4.3 - Método Newton-Raphson.	85

Figura 4.4 - Método Newton-Raphson incremental.	86
Figura 5.1 - Representação do elemento “ <i>SHELL43</i> ”.	89
Figura 5.2 - Representação do elemento “ <i>SHELL181</i> ”.	90
Figura 5.3 - Exemplo de malha utilizada.	91
Figura 5.4 - Resultados das tensões de referência para estabelecimento de critério.	94
Figura 5.5 – Espécime DA ao atingir o colapso plástico.	95
Figura 5.6 - Pressão de falha para o material X65 com $d/t = 0,3$.	101
Figura 5.7 - Pressão de falha para o material X65 com $d/t = 0,7$.	101
Figura 5.8 - Pressão de falha para o material X70 com $d/t = 0,3$.	102
Figura 5.9 - Pressão de falha para o material X70 com $d/t = 0,7$.	102
Figura 5.10 - Pressão de falha para o material X80 com $d/t = 0,3$.	103
Figura 5.11 - Pressão de falha para o material X80 com $d/t = 0,7$.	103
Figura 5.12 – Espécime L2 de material X65 no momento da ruptura.	105
Figura 5.13 – Espécime L4 de material X65 no momento da ruptura.	105
Figura 5.14 – Detalhe do espécime L4 de material X65 no momento da ruptura.	105
Figura 5.15 – Combinações de carregamentos de pressão interna e compressão para o espécime C3.	107
Figura 5.16 - Resultados de pressão para os espécimes C1, C2 e C3.	109
Figura 5.17 - Resultados de pressão para os espécimes C4, C5 e C6.	110
Figura 5.18 - Resultados de pressão para os espécimes C1 a C6.	110
Figura 5.19 - Deformada com a tensão de colapso nodal para o espécime C1 com $Fx3$.	111
Figura 5.20 - Deformada com a tensão de colapso nodal para o espécime C1 com $Fx4$.	112
Figura 5.21 - Deformada com a tensão de ruptura nodal para o espécime C5 com $Fx4$.	113
Figura 5.22 – Detalhe da deformada com a tensão de ruptura nodal para o espécime C5 com $Fx4$.	113

Figura 5.23 - Convergência de momento e força para o espécime C5 com $Fx4$.

113

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Requisitos de resistência à tração para os aços PSL 2	32
Tabela 2.2. Relação de graus API 5L e seus usos	32
Tabela 2.3. Grau <i>versus</i> espessura de parede para o duto “ <i>Flow Loop</i> ”	33
Tabela 2.4 Principais propriedades dos materiais utilizados	40
Tabela 3.1. Espécimes ensaiados por Choi <i>et al.</i> (2003)	61
Tabela 5.1. Resultados das tensões de referência para estabelecimento de critério	93
Tabela 5.2. Resultados de pressão para os sete espécimes de material X65	95
Tabela 5.3. Resultados de pressão para os sete espécimes de materiais X70 e X80	97
Tabela 5.4. Parâmetros adimensionais dos espécimes com defeitos de corrosão longos	99
Tabela 5.5. Resultados dos espécimes com defeitos de corrosão longos de material X65	99
Tabela 5.6. Resultados dos espécimes com defeitos de corrosão longos de material X70	100
Tabela 5.7. Resultados dos espécimes com defeitos de corrosão longos de material X80	100
Tabela 5.8. Parâmetros adimensionais de corrosão dos espécimes C1 a C6	106
Tabela 5.9. Combinações de carregamentos de pressão interna e compressão para o espécime C3	107
Tabela 5.10. Resultados de pressão dos espécimes C1 a C6	109

LISTA DE SÍMBOLOS

E	módulo de elasticidade longitudinal;
ν	coeficiente de Poisson;
σ_y	tensão de escoamento de engenharia;
σ_u	tensão última de engenharia;
σ_y^*	tensão de escoamento verdadeira;
σ_u^*	tensão última verdadeira;
σ_{verd}	tensão verdadeira;
ϵ_{verd}	deformação específica verdadeira;
σ_{eng}	tensão de engenharia;
ϵ_{eng}	deformação específica de engenharia;
D	diâmetro externo do duto;
R	raio externo do duto;
L	comprimento do duto;
t	espessura da parede do duto;
a	comprimento da corrosão;
c	largura da corrosão;
d	profundidade da corrosão;
σ_{flow}	tensão de fluência no material do duto;
P_0	pressão de falha para o duto de parede fina sem corrosão;
α	fator empírico que leva em conta a geometria do defeito de corrosão;
A	área longitudinal de perda de metal devido à corrosão;
A_0	área longitudinal do duto sem corrosão;
M	fator de dilatação de Folias;

- P_f . pressão de falha para o duto corroído;
- P_a pressão de operação admissível;
- F_d . fator de segurança de projeto;
- F_m . fator de modelagem;
- ϕ espaçamento circunferencial angular entre defeitos adjacentes;
- s espaçamento axial entre defeitos adjacentes;
- F_x força axial de compressão;
- M_Y . momento fletor;
- σ_A tensão longitudinal devido à força axial aplicada, baseada na espessura nominal da parede do duto;
- σ_B tensão longitudinal devido ao momento aplicado, baseada na espessura nominal da parede do duto;
- σ_L combinação das tensões longitudinais aplicadas;
- σ_l . limite inferior de tensão;
- θ razão entre o comprimento circunferencial (largura) da corrosão e o comprimento circunferencial do duto;
- A_r fator de redução da área circunferencial;
- H_l . fator que leva em consideração as tensões longitudinais de compressão;
- $[K]$ matriz de rigidez;
- $\{u\}$ vetor de deslocamentos nodais;
- $\{F^a\}$ vetor de forças aplicadas;
- ε deformação total;
- ε^e deformação elástica;
- ε^p deformação plástica;
- σ tensão normal;

- τ tensão de cisalhamento;
- σ_1 tensão principal;
- σ_2 tensão principal;
- σ_3 tensão principal;
- σ_e tensão efetiva de Von Mises;
- $[K_i^T]$ matriz de rigidez tangente;
- i índice que representa a iteração de equilíbrio atual;
- $\{F^a\}$ vetor de forças aplicadas;
- $\{F_i^{nr}\}$ vetor de forças atualizado calculado pelas tensões do elemento;
- $\{u_i\}$ vetor de deslocamentos nodais;
- σ_{rup} tensão de ruptura para o duto corroído;
- P_{rup} pressão de ruptura para o duto corroído.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	19
1.1 Formulação do Problema	19
1.2 Objetivos	22
1.3 Metodologia Geral	22
1.4 Revisão da Literatura	23
1.5 Organização do Trabalho	29
2 OS DUTOS E A CORROSÃO	30
2.1 Os Dutos	30
2.1.1 Definições de Tubos e Dutos	30
2.1.2 Fabricação dos Tubos	31
2.1.2.1 Materiais	31
2.1.2.2 Especificação API 5L	31
2.1.2.3 Processos de Fabricação dos Tubos	33
2.1.3 Montagem e Instalação dos Dutos	36
2.1.3.1 Os Dutos nas Encostas	37
2.2 Materiais Utilizados no Presente Trabalho	39
2.2.1 Cálculo das Tensões-Deformações Verdadeiras	40
2.3 Os Dutos e a Corrosão	41
2.3.1 Definições	42
2.3.2 Formas e Localização da Corrosão	43
2.3.3 Taxas de Corrosão	45

2.3.4	Controle de Corrosão nos Dutos	45
2.3.4.1	Métodos de Controle de Corrosão	46
2.3.4.2	Métodos de Inspeção dos dutos	47
2.4	Programas da Petrobrás	48

3 MÉTODOS PARA A AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA

DOS DUTOS 52

3.1	Mecânica dos Sólidos	52
3.1.1	Equações Deformações-Deslocamentos	52
3.1.2	Equações Constitutivas	54
3.1.3	Tubo Cilíndrico de Parede Fina de Comprimento Infinito com Extremidades Fechadas Submetido à Pressão Interna	56
3.2	Ensaio Experimentais	58
3.2.1	Ensaio Experimentais Realizados por Choi <i>et al.</i> (2003)	59
3.3	Métodos Analíticos Semi-Empíricos	61
3.3.1	Formulação Geral dos Métodos para Carregamento de Pressão Interna	62
3.3.1.1	Fatores de Segurança	63
3.3.2	Método B31G	64
3.3.3	Método <i>085dL</i> ou B31G Modificado	64
3.3.4	Método RPA ou <i>085dL</i> Modificado	65
3.3.5	Método DNV RP-F101	66
3.3.5.1	Método DNV RP-F101 – Parte B	67

4 O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	70
4.1 Introdução	70
4.2 Síntese Histórica do MEF	71
4.3 Princípios Básicos do MEF	74
4.4 Programas de Elementos Finitos	75
4.5 Análises Lineares via o MEF	77
4.6 Análises Não-Lineares via o MEF	77
4.6.1 Não-Linearidade Física	78
4.6.1.1 Critério de Escoamento	79
4.6.1.1.1 Critério de Von Mises	80
4.6.1.2 Superfícies de Escoamento	81
4.6.1.3 Endurecimento do Material	81
4.6.2 Análise Não-Linear Geométrica	82
4.6.3 Solução do Problema Não-Linear	83
4.6.3.1 Métodos de Solução	84
4.6.3.1.1 Método Newton-Raphson	85
4.6.3.2 Incrementos de Carga	86
4.6.3.3 Critérios de Convergência	87
5 ANÁLISES DE ELEMENTOS FINITOS REALIZADAS E RESULTADOS	88
5.1 Elementos Finitos Utilizados	88
5.1.1 Elemento Finito “ <i>SHELL43</i> ”	88
5.1.2 Elemento Finito “ <i>SHELL181</i> ”	89
5.2 Modelo de Elementos Finitos Utilizado	90

5.3	Critérios de Falha Numéricos	91
5.4	Análises de Elementos Finitos Realizadas e Resultados	92
5.4.1	Análises com Pressão Interna e Carregamento Axial de Tração	92
5.4.1.1	Validação do Modelo Numérico	93
5.4.1.2	Análises com Materiais X70 e X80	96
5.4.1.3	Análises com Defeitos de Corrosão Longos	98
5.4.2	Análises com Pressão Interna e Carregamento Axial de Compressão	106
5.4.2.1	Estudo das Combinações entre os Carregamentos de Pressão Interna e Compressão	106
5.4.2.2	Análise de Todos os Espécimes Comparados ao Procedimento DNV	108
6	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	114
6.1	Conclusões	114
6.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	116
	REFERÊNCIAS	117

1 INTRODUÇÃO

O primeiro capítulo contém a formulação do problema, os objetivos, a metodologia geral, a revisão da literatura e a organização do trabalho.

1.1 Formulação 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 relativos. Foi na década de 30 que surgiram nos Estados Unidos os primeiros gasodutos e oleodutos interestaduais [Neiva (1997)]. O Brasil possui uma malha dutoviária de 15 mil quilômetros, **Figuras 1.1 e 1.2**. É um número pequeno se comparado a outros países, como os Estados Unidos, que possuem 250 mil quilômetros de oleodutos e 550 mil quilômetros de gasodutos [CIA (2006)].

Os dutos brasileiros estão sendo revisados ou substituídos, e seus controles automatizados, dentro dos mais modernos padrões da indústria petrolífera mundial. É uma operação cara e de alta complexidade, até porque precisa ser efetuada sem interrupção no fornecimento de combustível. O objetivo desta automatização é manter sob permanente controle variáveis como vazão, pressão, densidade e temperatura, para ser permitida a pronta identificação, e a rápida correção, de qualquer anormalidade. A meta da Petrobrás (Petróleo Brasileiro SA) é tornar 100% dos dutos com supervisão automatizada, envolvendo o monitoramento de 1.330 extremidades. Para isso também estão sendo desenvolvidos softwares de realidade virtual para o fluxo de óleo e derivados. Associados aos sensores e mecanismos já existentes, esses programas permitirão o estado-da-arte no monitoramento remoto de todos os dutos e tanques de armazenamento [Petrobrás (2006)].



Figura 1.1 - Infra-estrutura para a movimentação de gás natural – 2004.
Fonte: ANP (2006)

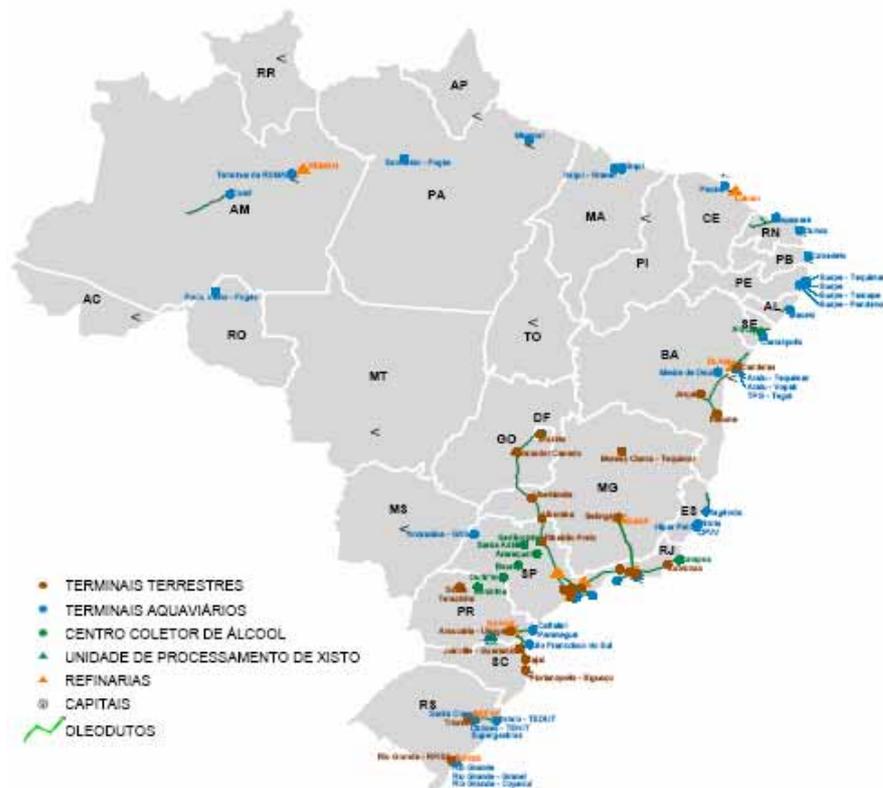


Figura 1.2 – Infra-estrutura para a movimentação de petróleo, seus derivados e álcool etílico – 2004.
Fonte: ANP (2006)

Um dos grandes problemas causadores de falhas nas redes dutoviárias é a corrosão, fenômeno que ataca indistintamente as estruturas e equipamentos metálicos. Segundo Ramanathan (2004), a Comissão T.P. Hoar, no Reino Unido, determinou, com base em um estudo global, que aproximadamente 3,5% do PNB (Produto Nacional Bruto) de um país industrializado é consumido por conta da corrosão. Ainda segundo este estudo, mais de 50% do custo total com a corrosão poderia ser economizado se fossem executadas as medidas de prevenção e controle da corrosão conhecidas. Ao longo do ano de 2005, a corrosão foi a principal causa de acidentes com dutos que transportam líquidos nos Estados Unidos. Dentre os 124 acidentes, 13 foram causados por corrosão interna e 11 por corrosão externa. É considerado como acidente, o vazamento que seja maior do que 5 galões, ou que tenha causado feridos, fatalidades, fogo, explosão não intencional, ou com custo superior a US\$50,000 [OPS (2006)].

Quando se constata a perda de resistência mecânica devido à corrosão, deve-se tomar a decisão se o duto pode continuar operando normalmente ou não, se é necessário reduzir a pressão de operação, ou ainda se deve ser realizado algum reparo no duto ou até substituí-lo. Para auxiliar nesta tomada de decisão, utilizam-se os métodos analíticos semi-empíricos que são práticos, pois podem ser utilizados diretamente em campo, em situações onde existam muitos defeitos para serem analisados em pouco tempo.

Em condições práticas, os dutos estão localizados em regiões de difícil acesso, estando sujeitos muitas vezes, à influência de movimentações do terreno, especialmente quando se encontram enterrados. Nessas circunstâncias, podem existir efeitos de deslocamentos impostos e pressão externa do solo sobre o duto. Por isso, além da pressão interna, o duto pode estar submetido a carregamentos combinados com as cargas axiais de tração e compressão, assim como com as cargas de flexão. A expansão térmica do duto devido a diferenças de temperatura, e o efeito de Poisson devido à pressão interna, também causam carregamentos de compressão, sendo estes mais críticos do que os de tração comparativamente, por conta da flambagem.

1.2 Objetivos

O principal objetivo deste trabalho é a avaliação dos métodos analíticos semi-empíricos para análise de dutos corroídos. A análise de dutos corroídos utilizada é a estimativa da resistência residual destes dutos, ou seja, a previsão de quanto eles ainda suportam de pressão interna.

O método dos elementos finitos é empregado como referencial de comparação por ser mais preciso que os métodos semi-empíricos e permite a validação destes métodos para cada condição de trabalho, como diferentes materiais e carregamentos. Além de validados, os métodos semi-empíricos podem ser melhorados ou ter suas considerações ampliadas.

Os métodos analíticos semi-empíricos considerados são o B31G [ASME (1991)], o *085dL* ou B31G Modificado [Kiefner *et al.* (1989)], o RPA ou *085dL* Modificado [Benjamin (2003_(a))] e o DNV RP-F101 [DNV (1999)]. Estes métodos estão descritos no **Capítulo 3**.

Como objetivo mais específico, os modernos materiais X65, X70 e X80 são utilizados nas análises e carregamentos de pressão interna combinados a cargas axiais de compressão ou tração são considerados.

1.3 Metodologia Geral

O presente trabalho trata de defeitos de corrosão isolados, de forma retangular, com localização longitudinal, externa ou interna, estando estes defeitos afastados das regiões de solda. Não são consideradas as taxas de evolução da corrosão.

O método dos elementos finitos é utilizado para a realização de simulações, e este possibilita boa precisão nos resultados, baixo custo e alta flexibilidade nas análises. Devido ao fato do duto possuir paredes finas em relação ao seu diâmetro, podem-se empregar os elementos finitos de casca. Este fato já foi validado anteriormente para o caso dos dutos com corrosão por Benjamin *et al.* (2002_(b)), Guimarães (2005) e Machado *et al.* (2005). Os elementos de casca são os empregados nesta pesquisa por terem menor custo computacional e maior simplicidade na modelagem em relação aos elementos sólidos.

As análises realizadas se dividem em dois grandes grupos, estes são: análises com pressão interna e carregamento axial de tração e análises com pressão interna e carregamento axial de compressão.

A validação do modelo numérico pertence ao primeiro grupo e se da com o material X65. Nesta validação, são usados para comparação os resultados dos sete espécimes ensaiados experimentalmente por Choi *et al.* (2003). Todas as análises do primeiro grupo são realizadas também com os materiais X70 e X80 e seus resultados são comparados aos dos métodos analíticos semi-empíricos citados no item anterior. No segundo grupo, apenas o material X65 é utilizado e os resultados são comparados aos do procedimento DNV RP-F101, o único a considerar os carregamentos de pressão interna combinados aos de compressão.

1.4 Revisão da Literatura

A avaliação da resistência residual de dutos corroídos é assunto amplamente estudado, como comprovado por Bucknell *et al.* (1999), devido ao grande aumento de acidentes causados por defeitos de corrosão com a grande ampliação e envelhecimento da malha dutoviária mundial. No entanto, devido ao uso de novos materiais, novas considerações e melhoramentos nos métodos analíticos existentes, como condições de carregamentos combinados, os estudos nesta área ainda estão aumentando, como se observa pelas referências, muitas recentes, que serão apresentadas a seguir.

As seguintes referências presentes neste trabalho tratam da avaliação da resistência residual de dutos corroídos: Ahammed *et al.* (1998, 1997 e 1996); Alves (2002); ASME (1991); Benjamin *et al.* (2004_(a), 2004_(b), 2003_(a), 2003_(b), 2002_(a), 2002_(b) e 2000); Bjornoy *et al.* (1999); Brown *et al.* (2001); Bucknell *et al.* (1999); Caleyó *et al.* (2002); Cerný *et al.* (2004); Chen *et al.* (2001 e 1998); Choi *et al.* (2003); Chouchaoui *et al.* (1996 e 1994); Costa *et al.* (2004_(a) e 2004_(b)); Cronin *et al.* (2002 e 2000); Diniz (2002); DNV (1999); Endo (1997); Gartland *et al.* (2003); Grigory *et al.* (1996_(a), 1996_(b) e 1996_(c)); Guimarães (2005); Kiefner *et al.* (1996, 1990_(a), 1990_(b) e 1989); Kim *et al.* (2004); Lin *et al.* (2004); Machado *et al.* (2005); Otegui *et al.* (2002); Roy *et al.* (1997); Saldanha *et al.* (2001); Sigurdsson *et al.* (1999); Smith *et al.* (2000 e 1998); Souza (2003). Stephens *et al.* (2000); Valenta *et al.* (1996 e 1994); Valentini *et al.* (2006); Wang *et al.* (1998) e Zheng *et al.* (2004).

Apesar de existirem muitos estudos em relação à resistência residual de dutos corroídos, muitos autores consideram apenas o carregamento de pressão interna e a tração resultante desta pressão nas laterais dos espécimes fechados ensaiados, principalmente no início destes estudos e até hoje. Em condições reais de operação, muitas vezes os dutos estão submetidos a carregamentos combinados, como pressão interna combinada à compressão e/ou flexão. As

seguintes referências foram revisadas neste trabalho e consideram carregamentos combinados em dutos (algumas destas referências tratam de dutos com defeitos de trincas ou dutos sem defeitos): Alves (2002); Bezerra *et al.* (2006); Bjornoy *et al.* (1999); Bucknell *et al.* (1999); Chen *et al.* (2001 e 1998); DNV (1999); Grigory *et al.* (1996_(a), 1996_(b) e 1996_(c)); Kim *et al.* (2004); Lin *et al.* (2004); Ostby *et al.* (2005 e 2004); Robertson *et al.* (2005); Roy *et al.* (1997); Sigurdsson *et al.* (1999); Smith *et al.* (2000 e 1998); Valentini *et al.* (2006); Wang *et al.* (1998) e Zheng *et al.* (2004).

Dentro dos diversos trabalhos acima expostos, serão detalhados a seguir alguns que foram mais utilizados nesta pesquisa.

Com o objetivo de obter um banco de dados para a validação computacional e dos métodos clássicos da resistência residual de dutos corroídos aplicados em campo, Grigory e Smith (1996_(a)) ensaiaram experimentalmente 13 tubos com diâmetro externo de 1,22 m e espessura da parede de 11,7 mm de material X65. Carregamentos combinados foram considerados, cinco tubos foram sujeitos a cargas de pressão interna e flexão e oito tubos a cargas de pressão interna, flexão e compressão. A seqüência de aplicação do carregamento foi variada e os modos de falha considerados foram ruptura ou flambagem. A corrosão retangular com profundidade uniforme foi usinada na superfície externa dos tubos tanto nos bordos tracionados como comprimidos.

Grigory e Smith (1996_(b)) dão continuidade ao trabalho de Grigory e Smith (1996_(a)) rerepresentando brevemente os 13 ensaios experimentais realizados e executando análises de elementos finitos. Em primeiro lugar, para validação do modelo numérico, foram simulados computacionalmente os 13 espécimes ensaiados experimentalmente. A análise foi não-linear elasto-plástica para grandes deformações utilizando o *software* comercial ABAQUS com elementos finitos sólidos. Devido às simetrias geométricas e de carregamento, somente um quarto do duto foi discretizado. A tolerância de convergência usada foi de 0,1% para as forças nodais. O método de solução não-linear do comprimento de arco (*arc-length*), conhecido como método modificado de Riks, foi utilizado para descrever a região descendente da curva carga-deslocamento, porque neste caso o método Newthton-Raphson não é confiável. Após a validação do modelo numérico, um estudo paramétrico totalizando 30 casos foi realizado considerando seqüência de carregamento, carregamento devido à expansão térmica, geometria da corrosão e sua localização de acordo com a pressão interna e momento fletor no instante de falha do duto.

Realizando o objetivo final das pesquisas anteriores mencionadas, Grigory e Smith (1996_(c)) desenvolveram um programa de computador que foi denominado SAFE (*Shell*

Analysis Failure Envelop). A teoria de cascas elásticas foi utilizada junto com os resultados experimentais e numéricos para tornar o desenvolvimento deste método confiável. Com ele é possível a análise de dutos com corrosão sujeitos aos carregamentos combinados de pressão interna, momento fletor e compressão axial, carregamentos estes não considerados pelos métodos analíticos até esta data, podendo gerar resultados não-conservadores, contra a segurança, por estes métodos.

Posteriormente Roy *et al.* (1997) realizaram simulações de elementos finitos dos espécimes ensaiados por Grigory e Smith (1996_(a)) comparando os resultados numéricos e experimentais. O *software* utilizado foi o ABAQUS com elementos finitos sólidos. Após a validação do modelo numérico, um estudo paramétrico foi realizado variando-se parâmetros de carregamento para avaliar a sua influência na resistência do duto. Os parâmetros de comparação foram a pressão de pico e o valor do momento fletor correspondente, além da localização e do mecanismo de falha dos espécimes.

Como continuação dos ensaios realizados por Grigory e Smith (1996_(a)), Smith *et al.* (1998) realizaram um estudo com o objetivo de estudar o enrugamento em dutos submetidos a carregamentos combinados. O enrugamento ocorre devido a uma perda de rigidez localizada, causando uma flambagem localizada que é caracterizada quando o momento de pico é alcançado. Alguns poucos ensaios experimentais foram realizados para a validação do modelo numérico, sendo então variados parâmetros geométricos da corrosão e dos carregamentos no enrugamento. O *software* ABAQUS foi utilizado com elementos finitos de casca. Os parâmetros de carregamento que mais influenciaram no enrugamento foram a pressão interna e a compressão axial, e os parâmetros da corrosão foram a profundidade e a largura.

No desenvolvimento de um trabalho de dissertação, Alves (2002) utilizou análises de elementos finitos não-lineares para simular dutos com corrosão submetidos a carregamentos combinados. O *software* ABAQUS foi utilizado com elementos finitos de casca. As análises numéricas realizadas reproduziram os ensaios experimentais de Grigory e Smith (1996_(a)) e as análises numéricas de Roy *et al.* (1997). Os parâmetros de comparação dos resultados foram pressão de ruptura, momento máximo, localização e modo de falha. O estudo paramétrico envolveu a variação da profundidade e comprimento da corrosão para um dos espécimes. Os resultados indicaram que a profundidade da corrosão afeta significativamente o valor da pressão de ruptura e influi pouco no momento máximo alcançado. O aumento do comprimento da corrosão a partir de 1,5 vez o diâmetro do tubo afeta pouco tanto a pressão de ruptura quanto o momento máximo.

Para estudar o comportamento de dutos com defeitos longos de corrosão, Benjamin *et al.* (2000) realizaram ensaios experimentais nos laboratórios da Petrobrás. Nesta primeira fase do projeto, foram ensaiados 9 espécimes tubulares com defeitos de corrosão isolados externos retangulares com contornos suavizados usinados por eletroerosão. Os tubos eram de material X60 com diâmetro externo de 323,9 mm e espessura da parede de 9,53mm. O parâmetro de corrosão variável foi o comprimento, estabelecido entre 250 e 525 mm. A profundidade de corrosão foi fixada em 70% da espessura da parede e a largura em 10 vezes a espessura da parede. Carregamentos de pressão interna foram aplicados. Os resultados de pressão interna no instante da ruptura foram comparados com os resultados dos métodos ASME B31G, RSTRENG *085dL*, RSTRENG *Effective Área* e DNV RP-F101. Constatou-se que para os defeitos longos uniformes ensaiados, o método ASME B31G gerou resultados muito conservadores, o método RSTRENG *085dL* resultados não-conservadores e os métodos RSTRENG *Effective Área* e DNV RP-F101 resultados conservadores, sendo estes últimos mais adequados nas situações avaliadas.

Como segunda fase do projeto iniciado por Benjamin *et al.* (2000), Benjamin *et al.* (2002_(b)) realizaram simulações de elementos finitos de 4 espécimes ensaiados experimentalmente por Benjamin *et al.* (2000). Foram utilizados dois modelos de elementos finitos diferentes, elementos de casca e elementos sólidos. O *software* comercial utilizado foi o ANSYS. O método Newton-Raphson foi empregado para a solução das equações de equilíbrio não-lineares geométricas e do material. O modelo de plasticidade com critério de escoamento de Von Mises e endurecimento isotrópico foi empregado. Dois critérios de falha numéricos foram adotados. O primeiro é o critério de falha local, quando a tensão de Von Mises atinge a tensão de ruptura verdadeira do material em qualquer ponto da região do defeito. O segundo é o critério de falha global, segundo este critério ocorre o colapso plástico quando o modelo não converge mais, mesmo para o carregamento de pressão interna sendo aplicado em incrementos bem pequenos (incrementos $\leq 2,5 \times 10^{-4}$ x pressão de falha). Tanto os elementos de casca quanto os sólidos produziram resultados adequados em relação aos ensaios experimentais. Os elementos sólidos foram um pouco mais precisos e os elementos de casca um pouco mais conservadores. Estes últimos também são menos dispendiosos computacionalmente.

Como pesquisa de dissertação, Diniz (2002) reproduziu os mesmos ensaios experimentais realizados por Benjamin *et al.* (2000) utilizando análises de elementos finitos. Elementos finitos sólidos foram utilizados para reproduzirem melhor a geometria do defeito de corrosão e o perfil de deformações elasto-plásticas ao longo da espessura. Para tal fim, foi

empregado o *software* ANSYS. Para melhor comparação com os resultados experimentais, foram inseridas no *software* as propriedades dos materiais de cada tubo ensaiado, obtidas dos ensaios de tração uniaxial realizados anteriormente. Constatou-se que os valores de pressão interna da ruptura experimental em relação aos valores do modelo numérico ficaram dentro de uma faixa de valores compreendida por dois tipos de critérios numéricos de ruptura adotados. O primeiro critério é quando o primeiro elemento atinge a tensão equivalente de Von Mises igual à tensão de ruptura verdadeira do material e o segundo é a instabilidade numérica devida ao colapso plástico, que ocorre quando todos os elementos da espessura em qualquer região do defeito atingem a mesma tensão do primeiro critério. A faixa compreendida entre estes dois critérios foi de 2% da pressão de ruptura, e o primeiro critério foi considerado mais adequado por ser mais conservador.

Devido ao fato constatado do método *085dL* apresentar resultados não-conservadores para defeitos de corrosão uniformes longos e profundos, através de comparação com os resultados obtidos nos ensaios experimentais de Benjamin *et al.* (2000), Benjamin e Andrade (2003_(a)) propuseram modificações na formulação de defeitos longos deste método para criar o método RPA ou *085dL* Modificado. Comparando os resultados do método RPA aos 9 resultados dos ensaios experimentais de Benjamin *et al.* (2000), observou-se que apenas o espécime com o defeito de corrosão mais curto obteve resultado contra a segurança pelo método RPA. O erro médio foi de 9,8%.

Continuando a validação do método RPA para confirmar seu conservadorismo, Benjamin e Andrade (2004_(a)) realizaram estudos paramétricos com diferentes tamanhos de corrosão e de duto, pois nos ensaios experimentais de Benjamin *et al.* (2000), apenas o comprimento da corrosão foi variado. Para tanto foram realizadas simulações de elementos finitos através do *software* ANSYS com elementos de casca, considerando que estas análises numéricas são mais precisas que os métodos analíticos semi-empíricos. Os casos simulados foram 10 no total com 2 comprimentos de corrosão adotados, o mais curto (255,6 mm) e o mais longo (527,8 mm) dos experimentos anteriores. Variou-se a espessura da parede do duto e a profundidade da corrosão era de 30 ou 70% desta espessura. Os resultados de elementos finitos foram comparados aos dos métodos RPA, B31G, *085dL* e RP-F101. Para os 4 casos com defeitos profundos (70%), os métodos B31G e RPA mostraram um conservadorismo adequado enquanto que os métodos RP-F101 e *085dL* foram não conservadores. Para os 6 casos com defeitos rasos (30%), o método B31G foi excessivamente conservador enquanto que os métodos RPA, RP-F101 e *085dL* foram adequadamente conservadores.

Com o objetivo de obter uma solução para dutos corroídos mais específica em relação a materiais de alta resistência para diferentes geometrias de duto e de corrosão, Choi *et al.* (2003) realizaram ensaios experimentais, análises de elementos finitos e finalmente propuseram uma solução analítica para dutos de material X65 em função da profundidade e comprimento do defeito de corrosão assim como da geometria do duto. Foram ensaiados experimentalmente 7 espécimes com corrosão retangular externa usinada com cantos suavizados para evitar excessiva concentração de tensões. O modo de falha foi colapso plástico para todos os espécimes com rompimento longitudinal na base do defeito. A ruptura foi precedida por uma deformação em forma de bolha em torno do defeito, típica para materiais de dutos de média a alta resistência. Na área do defeito, observou-se uma redução significativa de espessura ao longo da linha de rompimento causada por uma estricção local antes do colapso. A largura do defeito teve efeito insignificante na pressão de ruptura devido ao fato da pressão interna causar tensão circunferencial muito maior que a axial. Nas análises de elementos finitos foram utilizados o software ABAQUS e elementos finitos sólidos. Foram consideradas geometrias de corrosão retangulares (as mais severas) ou elípticas. A falha numérica do tubo foi adotada quando a tensão de Von Mises atingiu uma das diversas tensões de referência em todo o ligamento na região da corrosão. Comparando as pressões de ruptura numérica e experimental, verificou-se que para o defeito retangular a tensão de referência mais adequada foi 90% da tensão última verdadeira e para o defeito elíptico 80% da tensão última verdadeira. O estudo paramétrico numérico foi realizado com 30 casos de corrosão elípticos (para estabelecer critério de engenharia conservador) variando-se a geometria do duto e da corrosão. Aplicando análise de regressão nos resultados de elementos finitos a solução analítica foi estabelecida.

Guimarães (2005) apresentou continuidade aos estudos de Choi *et al.* (2003) no desenvolvimento de uma dissertação. Análises de elementos finitos foram realizadas através do *software* ANSYS. Elementos de casca foram os utilizados em vez de elementos sólidos como em Choi *et al.* (2003). 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). Esta

solução foi adequadamente conservadora em comparação com todos os 7 ensaios experimentais.

1.5 Organização do Trabalho

O **Capítulo 2** traz aspectos importantes em relação aos dutos, como suas normas e processos de fabricação, as propriedades dos materiais que serão utilizados nas análises deste trabalho, aspectos relativos à corrosão nos dutos e os programas da Petrobrás relacionados ao tema.

Alguns métodos para a avaliação da resistência dos dutos serão apresentados no **Capítulo 3**, como formulações gerais da Mecânica dos Sólidos, sem levar em conta a corrosão nos dutos, e os ensaios experimentais e métodos analíticos semi-empíricos para a avaliação da resistência residual dos dutos corroídos.

No **Capítulo 4** será apresentado o método dos elementos finitos (MEF). O MEF é o método utilizado nas análises numéricas do presente trabalho para a avaliação da resistência residual de dutos corroídos.

O **Capítulo 5** descreve os elementos finitos e o modelo de elementos finitos utilizados, os critérios de falha numéricos considerados, as análises e os resultados numéricos obtidos, explicados e comparados aos resultados dos ensaios experimentais da literatura e dos métodos analíticos semi-empíricos.

O **Capítulo 6** contém as conclusões mais importantes do trabalho e as sugestões para trabalhos futuros.

2 OS DUTOS E A CORROSÃO

Serão apresentados neste capítulo aspectos importantes em relação aos dutos, como suas normas e processos de fabricação, as propriedades dos materiais que serão utilizados nas análises deste trabalho, assim como aspectos relativos à corrosão nos dutos e os programas da Petrobrás relacionados ao tema.

2.1 Os Dutos

2.1.1 Definições de Tubos e Dutos

Tubos são condutos fechados, destinados principalmente ao transporte de fluido (gás ou líquido). Geralmente os tubos são de seção circular, apresentando-se como cilindros ocos. A grande maioria dos tubos funciona como condutos forçados, sem superfície livre, com o fluido tomando toda área da seção transversal. Já o termo tubulação é bastante amplo, e refere-se ao componente industrial representado pelo conjunto de tubos, válvulas, bombas, controladores de fluxo, etc.

Na nomenclatura americana os tubos são chamados de *pipes* ou de *tubes*. De um modo geral o termo *pipe* é usado para os tubos cuja função é propriamente conduzir fluido, enquanto que o termo *tube* emprega-se para os tubos destinados principalmente a outras funções, tais como trocar calor (tubos de caldeiras, de permutadores de calor, etc.), conduzir sinais (tubos de instrumentação), funcionar como vigas ou como elementos estruturais, etc. [Telles (1984)].

Um duto (*pipeline*) é uma linha de condução de fluido, composto por vários segmentos, os tubos, unidos normalmente por soldas circunferenciais. Os dutos se destinam ao transporte de fluidos ao longo de grandes distâncias, se classificando quanto ao emprego como tubulações de transporte. 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 Fabricação dos Tubos

A fabricação dos tubos para a indústria de óleo e gás natural segue em grande parte estas normas associadas: API (*American Petroleum Institute*) [API (1999 e 2000)] e ASME (*American Society of Mechanical Engineers*) [ASME (1995)].

2.1.2.1 Materiais

Os tubos podem ser fabricados com uma imensa variedade de materiais. As duas categorias principais são: metálicos e não metálicos. Dentre os materiais metálicos, encontram-se os ferrosos e não ferrosos. Os aços-carbono são materiais ferrosos, a base de ferro e carbono, podendo apresentar adição de outras ligas para melhora de determinadas propriedades, sendo então chamados aços-liga. Os tubos de aço-carbono são de uso geral devido ao seu baixo custo, excelentes qualidades mecânicas e facilidade de solda. Por isso representam a grande maioria dos tubos em tubulações industriais. Até o presente momento, os tubos que formam os dutos são normalmente de aço-carbono ou aço-liga.

2.1.2.2 Especificação API 5L

A norma API 5L [API (2000)] possui especificações em relação ao material e processo de fabricação dos tubos. 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, tendo a especificação PSL 2 mais requisitos do que a outra. Dentro dessas especificações estão as propriedades dos aços utilizados para este fim.

A **Tabela 2.1** apresenta os requisitos de resistência à tração (valores de engenharia) para PSL 2. A diferença neste aspecto em relação aos materiais que existem em grau comum à PSL 1, é que neste caso, não se determinam os valores máximos de resistência à tração, como para PSL 2. Os valores mínimos são coincidentes para ambas as especificações. O grau X80 existe apenas como PSL 2 e o grau A apenas como PSL 1. Outras exigências exclusivas aos tubos PSL 2, são obrigatoriedade de rastreabilidade, valores definidos de tenacidade à fratura, etc. Sendo assim, 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.

Tabela 2.1. Requisitos de resistência à tração para os aços PSL 2

API 5L	Mínima Tensão de Escoamento		Máxima Tensão de Escoamento		Mínima Tensão de Ruptura		Máxima Tensão de Ruptura	
	(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: API (2000)

Os materiais de grau X56 a X80 são aços de baixa liga, possuindo pequenas quantidades de Ti, V e Nb. Para os tubos com costura (solda longitudinal) PSL 1, a porcentagem máxima de carbono é 0,26% para grau B e superiores. O valor fica em 0,22% para PSL 2. Quanto maior a resistência mecânica de um material, que depende de maiores porcentagens de carbono, da adição de ligas e dos processos de fabricação, mais difícil será a realização da solda, exigindo o desenvolvimento de novas tecnologias para os graus API mais elevados.

Exemplos de Aplicações dos Graus API 5L

Na **Tabela 2.2** estão presentes os graus API 5L relacionados aos seus usos mais comuns.

Tabela 2.2. Relação de graus API 5L e seus usos

Graus API 5L	Uso
A / B / X42 / X46 / X52 / X56	Dutos não submetidos à pressão ou onde a economia em peso não é importante.
X60 / X65	Dutos submetidos à média e alta pressão e onde a preocupação com economia em peso é considerada.
X70	Dutos submetidos à alta pressão onde a economia em peso é importante para o projeto.
X80	Dutos submetidos à alta pressão onde a economia em peso é muito importante para o projeto.

Fonte: Usiminas (2006)

Na **Tabela 2.3** são apresentados os dados de projeto de um gasoduto com a função de *loop* de teste nos Estados Unidos, o “*Flow Loop*”. Ele foi projetado para operar a um nível de tensão de 50% da tensão de escoamento mínima especificada. Este fator de 50% é normalmente usado para estações de compressão e para áreas de moderada a alta densidade demográfica. Várias combinações de grau e espessura de parede do duto poderiam ser usadas como mostra a tabela. A maioria das espessuras é maior do que as usadas em muitos gasodutos. O grau de material X70 foi escolhido, desta forma o duto simula um gasoduto de linha de transporte típico. O material X80 não foi escolhido devido a pouca experiência com seu uso [Battelle (2006)]. O gasoduto Brasil–Bolívia (GASBOL) recém construído também utiliza o material X70.

Tabela 2.3. Grau *versus* espessura de parede para o duto “*Flow Loop*”

Grau API 5L	Espessura de parede aceitável mínima em polegadas
X80	0,300
X70	0,344
X65	0,369
X60	0,400
X52	0,461
X42	0,571

Fonte: Battelle (2006)

2.1.2.3 Processos de Fabricação dos Tubos

Os tubos utilizados para a construção dos dutos, de grandes diâmetros, são fabricados com costura. Podem ser feitos a partir de chapas ou bobinas laminadas de aço. Os três processos mais utilizados serão apresentados a seguir, com dados extraídos de Tenaris Confab (2006). Estes processos basicamente consistem em operações de conformação, soldagem e ensaios.

Processo de Formação “U-0-E”

O processo de formação “U-O-E” é o utilizado na fabricação dos tubos analisados nesta pesquisa e esta representado na **Figura 2.1**. Este processo é realizado a partir de chapas de aço e inclui:

- a) prensa “U” e “O”;
- b) soldagem automática interna e externa por arco submerso;
- c) expansão a frio;
- d) testes hidrostáticos;
- e) ensaios não–destrutivos;
- f) ensaios dimensionais;
- g) ensaios de laboratório.

Dimensões disponíveis:

- a) diâmetros externos: 12” a 48” (323,9 mm a 1219,2 mm);
- b) espessuras: 0,250” a 1,250” (6,4 mm a 31,8 mm);
- c) comprimentos: 6 m a 13 m, com costura longitudinal.

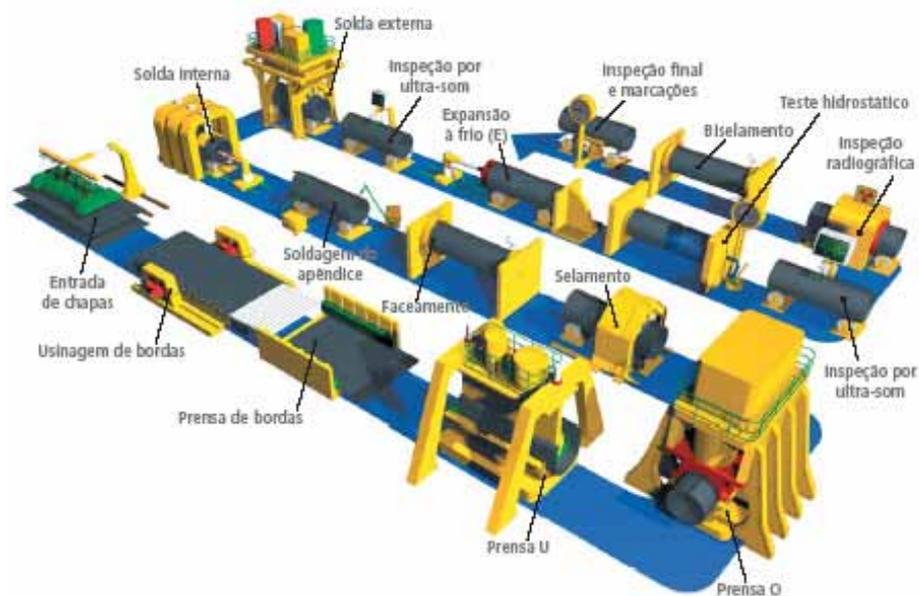


Figura 2.1 – Processo de formação “U-O-E”.
Fonte: Tenaris Confab (2006)

Processo de Formação em Linha Contínua

O processo de formação em linha contínua é realizado a partir de bobinas laminadas e esta representado na **Figura 2.2**. Este processo inclui:

- a) operações de desbobinamento do aço;
- b) formação dos tubos através de rolos;
- c) soldagem automática por resistência elétrica em alta frequência;
- d) normalização da solda;
- e) calibragem;
- f) corte e testes hidrostáticos, dimensionais e de laboratório;
- g) ensaios não-destrutivos.

Dimensões disponíveis:

- a) diâmetros externos: 4.½" a 20" (114,3 mm a 508,0 mm);
- b) espessuras: 0,188" a 0,514" (4,8 mm a 13,0 mm);
- c) comprimentos: 6 a 18 m, com costura longitudinal.

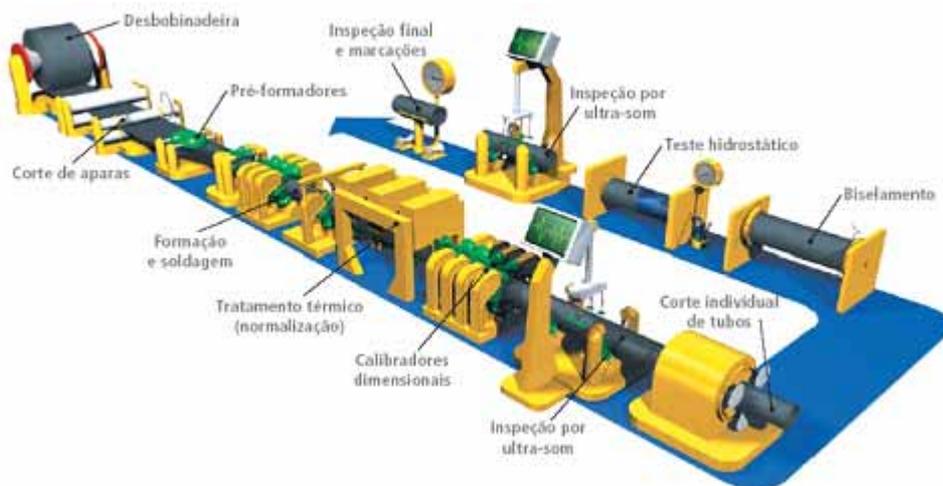


Figura 2.2 – Processo de formação em linha contínua.
Fonte: Tenaris Confab (2006)

Processo de Formação Helicoidal Contínuo

O processo de formação helicoidal contínuo é realizado a partir de bobinas laminadas e esta representado na **Figura 2.3**. Este processo inclui:

- a) formação dos tubos por processo contínuo helicoidal;
- b) soldagem automática por arco submerso;
- c) testes hidrostáticos;

- d) ensaios não-destrutivos;
- e) ensaios dimensionais;
- f) ensaios de laboratório.

Dimensões disponíveis:

- a) diâmetros externos: 16" a 100" (406,0 mm a 2.540 mm);
- b) espessuras: 0,172" a 0,625" (4,4 mm a 16,0 mm);
- c) comprimentos: 6 a 12 m, com costura helicoidal.

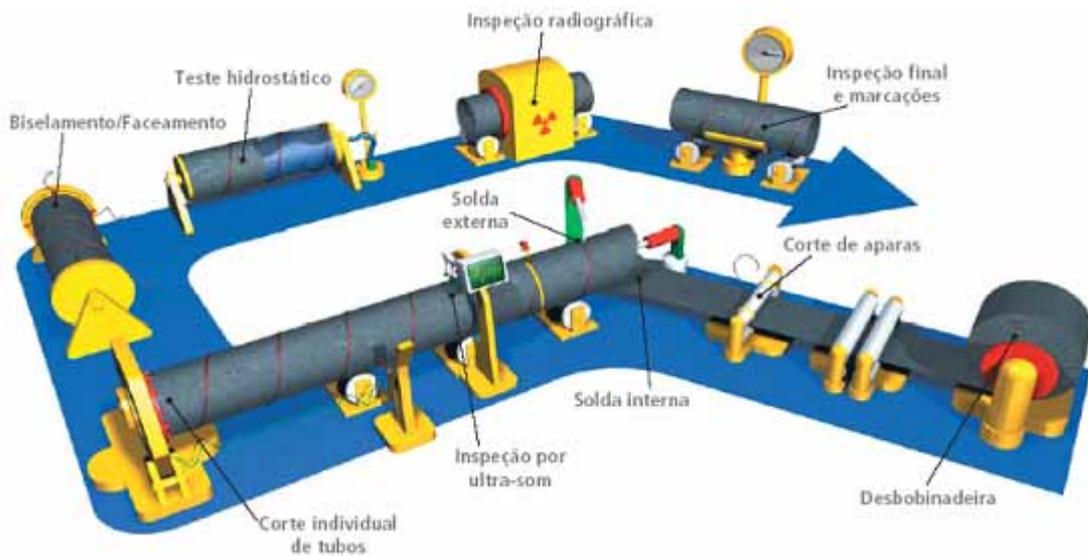


Figura 2.3 – Processo de formação helicoidal contínuo.
Fonte: Tenaris Confab (2006)

2.1.3 Montagem e Instalação dos Dutos

A construção dos dutos exige um grande trabalho. As linhas de tubos passam por montanhas, vales, rios e muitas vezes até pelo mar. Depois do traçado da linha vem o estudo topográfico, seguido de questões jurídicas relativas aos terrenos por onde os tubos irão passar. Os serviços de montagem incluem várias operações: limpeza do local, abertura de valas, transporte e colocação de tubos, soldagem, revestimento dos tubos e por fim a cobertura da vala. Concluída a etapa de construção do duto, as tubulações são recobertas e a superfície por onde passa é totalmente recomposta, sem qualquer consequência para o ambiente da região e para a vida da população [Neiva (1997)].

Ainda segundo Neiva (1997), a Petrobrás adota regras nacionais e internacionais de segurança nos métodos de projeto, construção e operação para implantação de oleodutos e gasodutos. Nas soldagens dos tubos a preocupação com a segurança é uma constante. Todas as soldas são executadas segundo as qualificações internacionais, com inspeção por radiografia e ultra-som, em taxas muitas vezes superiores àquelas exigidas pelas normas de projeto e pelas especificações para obras dessa natureza.

Conforme Abreu (1999), em relação ao custo de implantação de um duto, é usual se referir a este custo como um produto do comprimento da tubulação (expresso em metros lineares) pelo seu diâmetro (expresso em polegadas), sendo uma boa referência atualmente, um valor de US\$ 15 a US\$ 25 / metropol, ou seja, o custo por metro do duto é de US\$ 15 a US\$ 25 multiplicados pelo número de polegadas de seu diâmetro nominal.

2.1.3.1 Os Dutos nas Encostas

Muitas vezes os dutos passam por regiões montanhosas ou de encostas, dificultando suas instalações e manutenção, e ficando os mesmos mais sujeitos a acidentes por conta de deslizamentos ou acomodações do terreno. No Paraná é possível citar os casos de dois acidentes de grande repercussão envolvendo dutos enterrados, ocorridos na REPAR (Refinaria Presidente Getúlio Vargas) em julho de 2000 e na Serra do Mar em fevereiro de 2001. Este último ocorreu na localidade Carambuí em Morretes, envolveu o rompimento de um poliduto da Petrobrás, o OLAPA (oleoduto Araucária-Paranaguá), que transportava derivados de petróleo da REPAR até o terminal da empresa no Porto de Paranaguá e foi conseqüência de um escorregamento lento de uma encosta. O rompimento do poliduto, que se deslocou com a encosta, pode ter ocorrido em um ponto de fraqueza estrutural devido à corrosão, uma vez que o duto era do tipo enterrado [Cesec (2006)].

A prevenção de acidentes na operação dos dutos envolve a avaliação das condições geotécnicas das faixas de terra por onde passam, que podem ser afetadas pelas marés, chuvas e erosão. Isso requer não só a construção e reforma de encostas de contenção, como também o monitoramento geológico. No OLAPA está sendo desenvolvido um método que utiliza estações sismológicas, para registrar em tempo real as movimentações do solo. Esse sistema deverá ser estendido a outros dutos.

A Petrobrás implementou ainda um sistema georeferenciado de informações capaz de monitorar diferentes tipos de terreno. A sensibilidade de áreas próximas às unidades

operacionais está sendo mapeada desse modo, assim, as providências em casos de acidentes poderão ser mais aceleradas, pois as características locais já serão conhecidas previamente em detalhes. O sensoriamento por satélite é de grande ajuda no controle de vazamentos no mar e em terra. Também é útil no levantamento ambiental em áreas onde se pretende construir dutos, funcionando como importante ferramenta de prevenção [Petrobrás (2006)].

O presente trabalho faz parte de uma pesquisa realizada em parceria pelas instituições UFPR (Universidade Federal do Paraná), PUC-PR (Pontifícia Universidade Católica do Paraná) e UTFPR (Universidade Tecnológica Federal do Paraná). Segundo PPGMNE/UFPR (2006) o objetivo desta pesquisa é o estudo da integridade mecânico-estrutural de dutos enterrados com consideração dos efeitos de interação solo-estrutura via modelos computacionais. Em especial, pretende-se estudar e modelar o comportamento de um trecho de 200m do oleoduto OSPAR (oleoduto Santa Catarina-Paraná). Desde 1997 este trecho localizado na Serra do Mar, junto à rodovia que liga Curitiba a Joinville, vem apresentando movimentos de terreno monitorados por instrumentação geotécnica (inclinômetros, piezômetros, etc.).

O comportamento mecânico de dutos enterrados depende não só da rigidez do duto em si, mas da rigidez do material (reaterro) ao seu redor. Critérios e métodos de cálculo dependentes da rigidez do sistema solo-duto podem ser interpretados de maneira mais geral e sistemática através de análises numéricas pelo método dos elementos finitos, que incorporam sem dificuldades as possibilidades de variações de rigidez do sistema, espessura da camada de solo de cobertura, variação do nível freático, ocorrência de sismos e etc. Outras situações de carregamento não contempladas pelos métodos de cálculo tradicionais envolvem a ocorrência de movimentos do solo de fundação ou de áreas situadas nas proximidades da instalação, uma das causas mais frequentes do colapso de dutos em regiões montanhosas. A presente dissertação contribui com a pesquisa referida pelo estudo dos pontos de enfraquecimento estrutural devido à corrosão.

Como ilustração, a **Figura 2.4** apresenta a instalação do duto passando pela região de encostas referida no projeto de pesquisa citado anteriormente.



Figura 2.4 – Duto passando por região de encostas.
Fonte: Cesec (2006)

2.2 Materiais Utilizados no Presente Trabalho

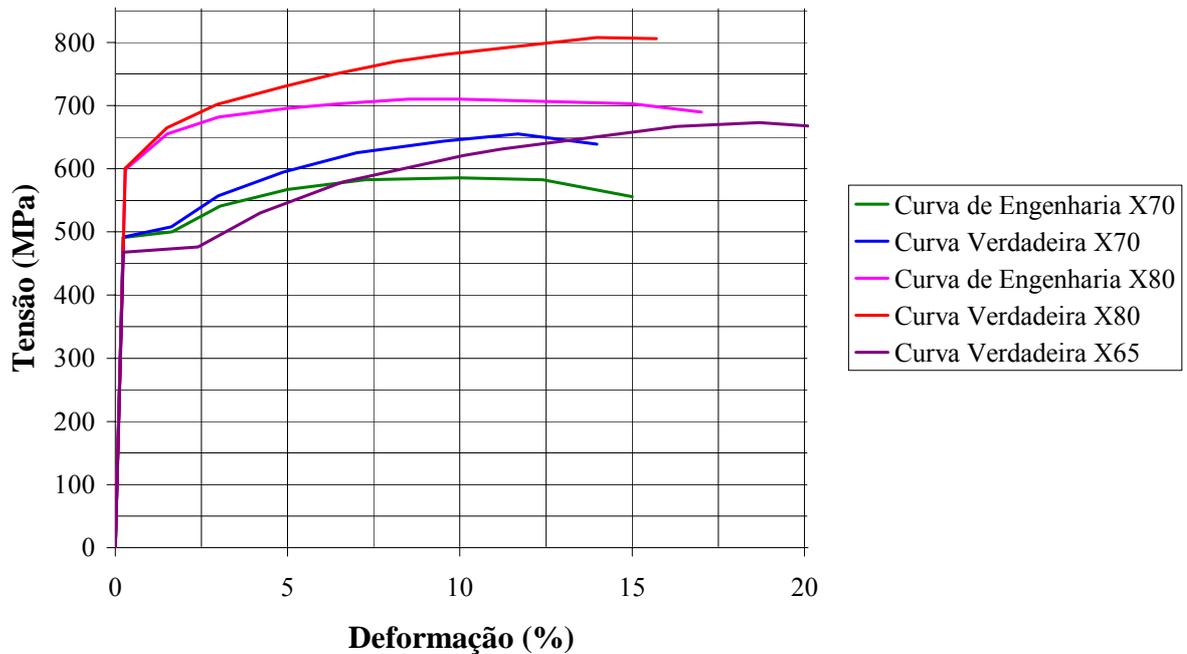
Os materiais utilizados nas análises deste trabalho são os aços X65, X70 e X80. Suas fontes são Choi *et al.* (2003), Hippert Jr. (2004) e Silva (2004), respectivamente. Estão na **Tabela 2.4** as principais propriedades destes materiais. Estas propriedades são:

E	módulo de elasticidade longitudinal;
ν	coeficiente de Poisson;
σ_y	tensão de escoamento de engenharia;
σ_u	tensão última de engenharia;
σ_y^*	tensão de escoamento verdadeira;
σ_u^*	tensão última verdadeira.

Os valores adaptados de resistência à tração destes materiais são apresentados na **Figura 2.5**. As curvas verdadeiras foram as inseridas como entrada de dados no *software* comercial, devido às análises numéricas estarem na região de plasticidade dos aços utilizados pelo critério adotado, sendo estas análises não-lineares físicas. Na entrada de dados utilizada, o tipo de material chama-se *multilinear*, devendo ser inseridos pares de tensão-deformação verdadeiras.

Tabela 2.4. Principais propriedades dos materiais utilizados

GRAU	E (GPa)	ν	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	σ_y^* (MPa)	σ_u^* (MPa)
X65	203,5	0,3	467	576	468	673
X70	207,0	0,3	491	586	492	655
X80	206,0	0,3	599	710	601	808

**Figura 2.5** - Curvas de tensão-deformação de engenharia e verdadeiras para os aços X65, X70 e X80.

Na obtenção da curva verdadeira do aço X65, os valores de tensões correspondentes às deformações no intervalo de 12,5 a 20 % foram determinados levando-se em consideração o fenômeno de estricção do espécime ensaiado. Para os aços X70 e X80, as curvas verdadeiras foram obtidas teoricamente a partir do diagrama tensão-deformação de engenharia, tal como explicado a seguir.

2.2.1 Cálculo das Tensões-Deformações Verdadeiras

Como os materiais X70 e X80 foram obtidos em termos das suas tensões e deformações de engenharia, foi necessária a sua conversão para valores verdadeiros. Para o cálculo das tensões-deformações verdadeiras será utilizada a seguinte nomenclatura:

- σ_{verd} tensão verdadeira;
 ε_{verd} deformação específica verdadeira;
 σ_{eng} tensão de engenharia;
 ε_{eng} deformação específica de engenharia.

e as seguintes equações extraídas de Han (1992),

$$\sigma_{verd} = \sigma_{eng} (1 + \varepsilon_{eng}) \quad (2.1)$$

$$\varepsilon_{verd} = \ln(1 + \varepsilon_{eng}) \quad (2.2)$$

Estas equações são válidas até o início da estrição, ou carga máxima no ensaio uniaxial de tração e para volume constante no espécime. Para se obter a tensão verdadeira que ainda está aumentando após a estrição, deve-se medir a área da seção. No entanto, este aumento de tensão não representa uma maior resistência da estrutura como um todo. Devido à redução de área no ensaio de tração uniaxial, a carga máxima suportada está diminuindo a partir da estrição.

2.3 Os Dutos e a Corrosão

A corrosão deve ser levada em conta nas etapas de projeto, construção e acompanhamento posterior constante dos dutos, sempre por profissionais especializados e utilizando as tecnologias apropriadas. Assim fazendo, garante-se uma vida útil dos dutos maximizada e o risco de acidentes minimizado. Isto proporciona também uma redução nos custos decorrentes da corrosão, podendo estes ser diretos ou indiretos. Como custos diretos, por exemplo, estão à aplicação de revestimentos e proteção catódica ou a substituição de tubos corroídos, e como custos indiretos as perdas econômicas devido à paralisação da linha para troca de um tubo corroído ou multas e medidas de recuperação do meio ambiente devido a um acidente.

2.3.1 Definições

O termo “corrosão” pode ser definido como a reação do metal com os elementos do seu meio, na qual o metal é convertido a um estado não metálico. Quando isto ocorre, o metal perde suas qualidades essenciais, tais como resistência mecânica, elasticidade, ductilidade e o produto de corrosão formado é extremamente pobre em termos destas propriedades, [Ramanathan (2004)].

A corrosão pode ser devido à ação química ou eletroquímica do meio. Um duto enterrado, por exemplo, possui corrosão de localização externa tipicamente eletroquímica, e corrosão interna podendo ser química devido aos produtos que são transportados e/ou eletroquímica se houver água condensando. A corrosão externa eletroquímica normalmente é mais severa se houver falha das proteções.

O ar atmosférico contém umidade, sais em suspensão, gases industriais, poeira. O eletrólito constitui-se da água que condensa na superfície metálica, na presença de sais ou gases presentes no ambiente. Outros constituintes como poeira e poluentes diversos podem acelerar o processo corrosivo. Os solos contém umidade, sais minerais e bactérias. Alguns solos apresentam também, características ácidas ou básicas. O eletrólito constitui-se principalmente da água com sais dissolvidos [ABRACO (2006)].

A corrosão eletroquímica ocorre porque os potenciais elétricos podem variar de um ponto da tubulação para outro, como resultado da existência de áreas anódicas e catódicas. Estas áreas de diferentes potenciais elétricos são as bases para uma célula de corrosão, conforme as **Figuras 2.6 e 2.7**. A formação de áreas anódicas e catódicas pode ser devido ao contato de metais diferentes na construção do duto ou pela passagem do duto por solos diferentes. A substituição de um tubo velho corroído por um novo também fará com que existam metais diferentes no duto.

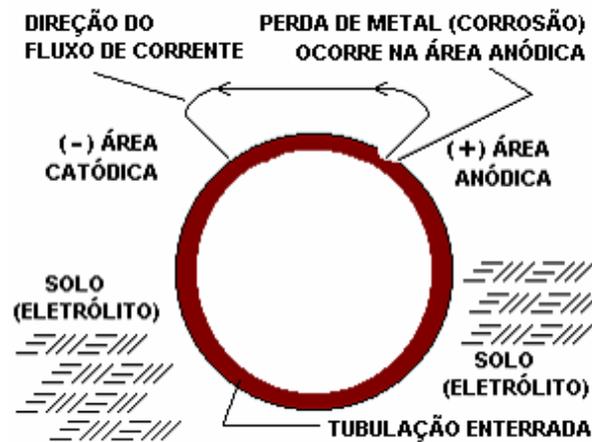


Figura 2.6 – Célula de corrosão básica.
Fonte: ABRACO (2006)

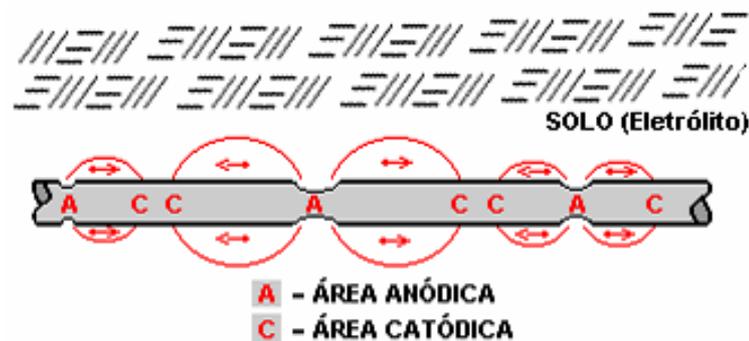


Figura 2.7 – Múltiplas células de corrosão ao longo de tubulação enterrada.
Fonte: ABRACO (2006)

2.3.2 Formas e Localização da Corrosão

De maneira geral, as formas de corrosão dividem-se em generalizada ou localizada. Nos dutos, a corrosão aparece por falha das proteções, sendo as suas formas mais comuns as do tipo localizado em placas, alveolar, pite [Chouchaoui (1996)], em torno de solda [Endo (1997)] e transgranular (corrosão sob tensão) [Cerný *et al.* (2004)]. A **Figura 2.8** apresenta diversas formas de corrosão. Quanto mais um defeito for bem localizado e profundo, como o tipo pite, maior é a tendência de causar vazamento nos dutos antes de ocorrer colapso estrutural generalizado. Estas formas podem aparecer associadas ou os defeitos possuem geometrias complexas, tal como citado por Benjamin *et al.* (2004_(b), 2003_(b) e 2002_(a)) e Souza (2003).

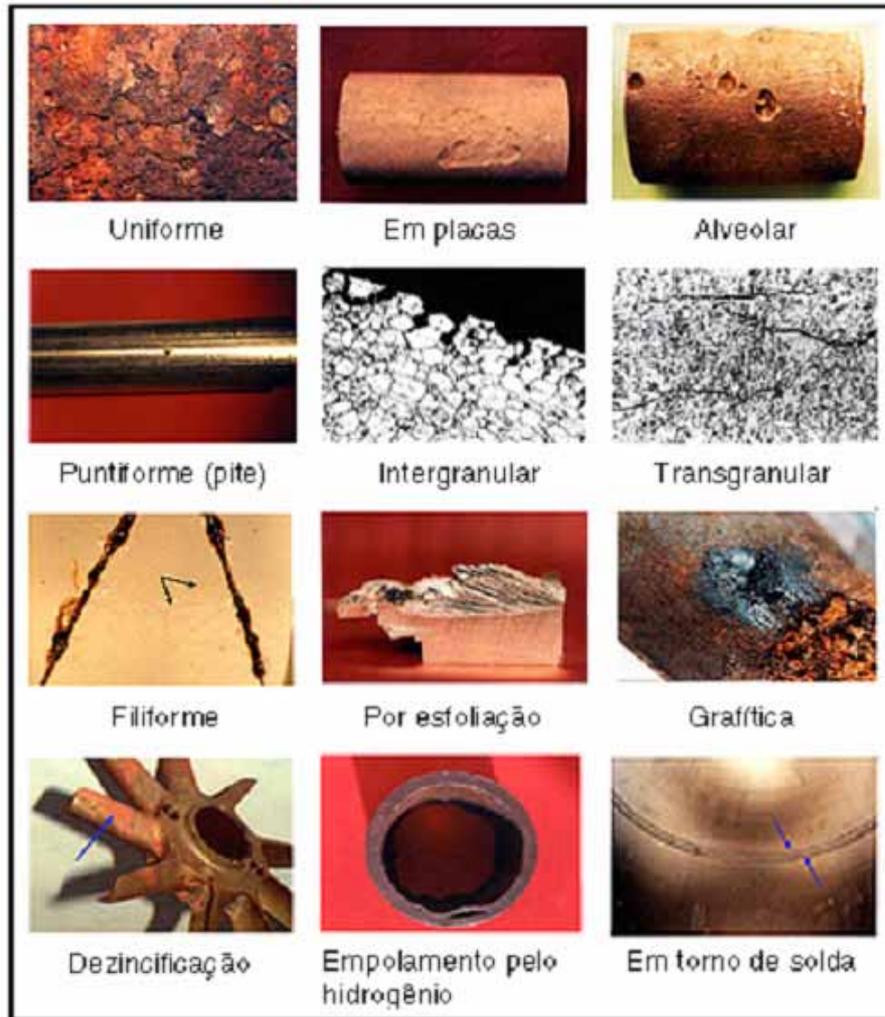


Figura 2.8 – Formas de corrosão.

Fonte: Gentil (2003)

Quanto à localização nos dutos, os defeitos de corrosão podem ser internos ou externos, e longitudinais ou circunferenciais. Estes defeitos podem aparecer isolados ou em colônias. Para a análise da resistência residual dos dutos, existe uma distância de afastamento limite para considerar defeitos em colônias como isolados ou não, cabendo usar procedimentos já existentes, como o DNV RP-F101, ou realizar estudos específicos para esse fim como [Chen (2001)] e [Chouchaoui (1996)]. O presente trabalho trata de defeitos de corrosão isolados, de forma retangular, com localização longitudinal, externa ou interna, estando estes defeitos afastados das regiões de solda.

2.3.3 Taxas de Corrosão

Para a avaliação da vida útil provável dos dutos devem-se considerar as taxas de corrosão. As taxas de corrosão expressam a velocidade do desgaste na superfície metálica. Os valores das taxas de corrosão podem ser expressos por meio da redução de espessura do material por unidades de tempo, como em mm / ano, ou em perda de massa por unidade de área por unidade de tempo, como em mg / dm² / dia (mdd). Para o conhecimento destas taxas, devem ser feitas medições sucessivas ou consultar tabelas na literatura. As taxas também podem variar ao longo do tempo. Na corrosão eletroquímica a taxa de corrosão é diretamente proporcional à taxa do fluxo de corrente. A taxa do fluxo de corrente é afetada por diversos fatores, entre estes: resistividade do solo, eficiência do revestimento da tubulação [ABRACO (2006)].

Na avaliação da vida útil dos dutos é utilizada a redução de espessura por unidade de tempo, ou seja, o aumento de profundidade, largura e comprimento dos defeitos de corrosão ao longo do tempo. As taxas de corrosão são então associadas aos métodos tradicionais de avaliação da resistência residual dos dutos, normalmente estando relacionadas também a métodos estatísticos, ajudando a compor a avaliação de risco de um duto, como citado por Ahammed (1996, 1997 e 1998), Caleyo (2002), Lin (2004), Brown (2005) e Gartland (2006). No presente trabalho não serão consideradas as taxas de evolução da corrosão.

2.3.4 Controle de Corrosão nos Dutos

O controle efetivo da corrosão pode estender a vida útil de todos os dutos. O grande risco de falha dos dutos ultrapassa de longe os custos associados à instalação, monitoramento, e manutenção dos sistemas de controle de corrosão. Quando os operadores dos dutos avaliam seus riscos, o controle da corrosão é parte essencial de tais avaliações. A manutenção e monitoramento preventivos evitando a deterioração e falha dos dutos economiza dinheiro, preserva o meio ambiente e garante a segurança pública.

O governo federal dos Estados Unidos reconhece a importância do controle de corrosão para os dutos. Regulamentos federais (49 CFR, Partes 192 & 195) requerem que os operadores dos dutos instalem controle de corrosão, incluindo revestimentos adequados e proteção catódica, e monitorem a corrosão para garantir proteção contínua. Os regulamentos também requerem que o projeto, instalação, operação, e manutenção dos sistemas de proteção

catódica sejam realizados, ou dirigidos por pessoal qualificado com experiência e treinamento em métodos de controle da corrosão em dutos. Penalidades civis e criminais podem ser impostas para o não atendimento dos regulamentos [NACE (2006)].

A avaliação do ambiente no qual o duto será colocado é muito importante para o controle da corrosão, não importando quais métodos de controle ou combinações deles sejam usadas. Modificar o ambiente ao redor do duto, como reduzir a umidade ou melhorar a drenagem do solo, pode ser um modo simples e efetivo de reduzir o potencial de corrosão.

2.3.4.1 Métodos de Controle de Corrosão

Os principais métodos de controle de corrosão nos dutos serão apresentados a seguir:

Revestimento: é a principal ferramenta para a defesa contra corrosão. Podem ser aplicados revestimentos externos e/ou internos nos dutos, sendo usado normalmente à resina sintética epóxi. Os revestimentos são frequentemente aplicados em conjunto com a proteção catódica para prover proteção mais efetiva.

Proteção catódica: é uma tecnologia que utiliza corrente elétrica direta para agir contra a corrosão eletroquímica. É usada quando parte ou todo um duto esta enterrado ou submerso em água. Em novos dutos a proteção catódica pode prevenir o começo da corrosão. Em dutos existentes pode ajudar a parar o aumento da corrosão. Para maiores detalhes sobre proteção catódica consultar Parker *et al.* (1984).

Inibidores de corrosão: são substâncias químicas que neutralizam a reação da corrosão. Podem ser aplicados no ambiente do duto ou no seu interior. Também servem para evitar a contaminação do produto transportado.

Controle por PIGS: são dispositivos que podem ser impulsionados pelo fluxo do próprio produto transportado dentro do duto. Pela sua passagem periódica no interior dos dutos deslocando colchões e raspadores, podem retirar sedimentos, fazer limpeza química assim como aplicar inibidores de corrosão ou revestimentos.

2.3.4.2 Métodos de Inspeção dos Dutos

De acordo com diversos fatores do duto como: ambiente, intensidade de utilização, idade, produto transportado, etc., devem ser planejados os métodos de inspeção dos dutos ou combinações entre deles, assim como sua periodicidade.

Os principais métodos de inspeção dos dutos são:

Inspeção visual: pode ser através do deslocamento de operadores ao longo dos trechos de dutos. A dificuldade deste método são as grandes distâncias a percorrer, incluindo trechos de difícil acesso, e a vantagem é a proximidade de inspeção da parte externa dos dutos e o que a cerca. Também podem ser usados o registro aéreo ou os *PIGS*.

PIGS: possuem grande capacidade de captação de dados por sensores. Os sensores podem ser mecânicos, magnéticos ou ultra-sônicos, por exemplo. Possuem também a facilidade de acesso a dutos enterrados ou submarinos. A **Figura 2.9** apresenta um *PIG* de fluxo magnético. Principais funções dos *PIGS*:

- a) inspecionar visualmente, obtendo imagens do interior do duto;
- b) localizar trincas e medir a perda de material de corrosão;
- c) localizar restrições ou válvulas parcialmente abertas;
- d) localizar curvas e determinar o seu raio de curvatura;
- e) levantar a configuração espacial do duto;
- f) detectar vazamentos.

Testes hidrostáticos: são realizados na instalação do duto e também posteriormente. É colocada água dentro do duto sob pressões maiores que a de trabalho.

Monitoramento estático: através de extensômetros colocados externamente nos dutos, conhecem-se as tensões e deformações a que o duto está submetido. A **Figura 2.10** mostra um exemplo de um duto instrumentado com extensômetro.

Detecção de vazamento: são posicionados sensores ao longo dos dutos para a detecção de vazamentos do produto transportado e/ou monitora-se a pressão interna em cada instante.



Figura 2.9 – *PIG* de fluxo magnético.
Fonte: Battelle (2006)



Figura 2.10 – Duto instrumentado com extensômetro.
Fonte: Cesec (2006)

2.4 Programas da Petrobrás

Serão apresentados a seguir o PÉGASO (Programa de Excelência em Gestão Ambiental e Segurança Operacional) e o GEID (Grupo de Trabalho Especial do Programa de Integridade dos Dutos) conforme Petrobrás (2006).

PÉGASO (Programa de Excelência em Gestão Ambiental e Segurança Operacional)

A auto-suficiência na produção de petróleo e derivados do Brasil se tornou uma realidade em 2006. Mas esta conquista antecipou mais rápido que o esperado, a necessidade de mudança nos modelos de segurança e gestão ambiental. Isto ficou claro no ano de 2000 com os vazamentos ocorridos em oleodutos na Baía de Guanabara e no Paraná. Por isso, em janeiro daquele ano foi criado o PÉGASO.

GEID (Grupo de Trabalho Especial do Programa de Integridade dos Dutos)

Em junho de 2001 como desdobramento do PÉGASO, foi constituído o GEID para elaborar um plano de trabalho, definindo ações e executando-as em caráter emergencial. O GEID definiu critérios para priorização dos dutos que foram incluídos no plano emergencial para inspeção e reabilitação. As ações foram executadas pelas unidades de negócio e/ou engenharia sob a coordenação do GEID.

Para garantir a continuidade da integridade dos dutos, foi estabelecido o seguinte conjunto de diretrizes para as atividades dutoviárias:

- a) manter postura de previsão e antecipação nas ações necessárias à operação segura de seus dutos, realizando e mantendo permanentemente atualizados os diagnósticos da sua condição de integridade, planejando e executando a sua manutenção, em conformidade com a legislação, com as normas e padrões técnicos e com as melhores práticas da indústria;
- b) assegurar a devida identificação, a sinalização e o cadastramento atualizado de seus dutos e respectivas faixas de domínio, com vistas a evitar acidentes associados à ação de terceiros;
- c) implementar um sistema corporativo de informações sobre os dutos, garantindo a ele o acesso padronizado das pessoas com atividades associadas à gestão da integridade de dutos;

- d) garantir o permanente atendimento à legislação sobre transporte dutoviário e sua regulamentação;
- e) buscar, de forma contínua, a melhoria da gestão da atividade de transporte por dutos, baseando os seus controles e ações numa permanente avaliação do risco, operando e mantendo as instalações de acordo com as melhores práticas da indústria e realizando, onde necessário, o investimento na tecnologia apropriada;
- f) buscar o permanente comprometimento, a capacitação e o treinamento, por meio de processos de certificação da força de trabalho e a certificação no que tange às atividades de operação, inspeção, manutenção e de resposta a emergências;
- g) desenvolver programas de educação ambiental junto às comunidades vizinhas às instalações dutoviárias, visando à sua conscientização no sentido da prevenção de danos aos dutos e sua orientação quando da ocorrência de situações anormais ou acidentes;
- h) garantir uma permanente comunicação entre a Companhia e as comunidades vizinhas às instalações dutoviárias;
- i) manter permanentemente atualizados os programas de resposta a emergências, considerando os diversos cenários possíveis, preparando os recursos materiais e humanos necessários a uma resposta eficaz e os processos de comunicação que se mostrarem necessários;
- j) garantir adequação dos dutos em relação às necessidades operacionais e de segurança, certificando-os quanto à sua aplicação.

O GEID criou 9 subgrupos contando com a participação de mais 70 técnicos especializados de todas as áreas de negócio e serviços da companhia para o desdobramento das diretrizes, o planejamento e as ações em um novo padrão de atuação, o Padrão para Gerenciamento da Integridade Estrutural dos Dutos.

Este padrão determina as condições requeridas para o GEID. Estabelece os critérios para classificação dos dutos, com base nas possíveis conseqüências decorrentes de suas falhas, para priorizar as ações de monitoramento, controle e intervenção, fixando as ações necessárias para detectar, monitorar e controlar: corrosão interna, corrosão externa, esforços provocados pelo solo e ação por terceiros.

O padrão define também, procedimentos de avaliação e critérios de aceitação para os diversos tipos de descontinuidade, bem como procedimentos de teste hidrostático e de reparos de contingência. Este padrão se aplica a todos os dutos de transporte e de transferência, construídos em aço carbono, com diâmetro igual ou superior a 6 polegadas ou quando houver exigência legal.

3 MÉTODOS PARA A AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA DOS DUTOS

Alguns métodos para a avaliação da resistência dos dutos serão apresentados neste capítulo. Formulações gerais da Mecânica dos Sólidos serão apresentadas, sem levar em conta a corrosão nos dutos. As seções ensaios experimentais e métodos analíticos semi-empíricos terão métodos para a avaliação da resistência residual dos dutos corroídos.

3.1 Mecânica dos Sólidos

A Mecânica dos Meios Contínuos e mais especificamente a Teoria da Elasticidade têm, como preocupação básica, o desenvolvimento de modelos matemáticos que possam representar adequadamente a situação física real de componentes industriais sujeitos aos esforços mecânicos. Em análise estrutural, o objetivo pode ser a determinação do campo de deslocamentos, as deformações internas ou as tensões atuantes no sistema devido à aplicação de cargas, além de outros.

No contexto da Mecânica dos Sólidos, serão apresentadas nesta seção as equações de deformações-deslocamentos, as equações constitutivas para materiais isotrópicos e a formulação para tubo cilíndrico de parede fina de comprimento infinito com extremidades fechadas submetido à pressão interna.

3.1.1 Equações Deformações-Deslocamentos

Os deslocamentos referentes a um sistema de coordenadas podem ser observados fisicamente, calculados ou medidos para um determinado corpo elástico deformado. Para cada deslocamento consideram-se duas componentes, uma devido a movimentos relativos ou distorções na estrutura, e outra uniforme através da estrutura denominada movimento de corpo rígido. As relações entre os deslocamentos e as distorções internas correspondentes são formuladas pelas equações denominadas de deformações-deslocamentos.

A partir do campo vetorial de deslocamentos, podem-se calcular as deformações em qualquer ponto de uma estrutura tridimensional. As equações deformações-deslocamentos para a elasticidade linear infinitesimal tridimensional representam adequadamente as deformações somente se estas forem bem pequenas (décimos de milésimos). Seguem estas equações conforme Gould (1994):

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u_x}{\partial x} \quad (\text{a})$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{\partial u_y}{\partial y} \quad (\text{b})$$

$$\varepsilon_{zz} = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad (\text{c})$$

(3.1)

$$\varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) \quad (\text{d})$$

$$\varepsilon_{xz} = \varepsilon_{zx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_x}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial x} \right) \quad (\text{e})$$

$$\varepsilon_{yz} = \varepsilon_{zy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_y}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial y} \right) \quad (\text{f})$$

onde u_x , u_y e u_z são as componentes do vetor deslocamento u nas direções cartesianas x , y e z respectivamente. As deformações das **equações (3.1 (a), (b) e (c))** são deformações normais e as das **equações (3.1 (d), (e) e (f))** deformações cisalhantes. As deformações normais causam alongamento e as deformações cisalhantes rotações nas fibras do material em relação ao sistema de coordenadas cartesiano. As **equações (3.1)** podem ser colocadas na forma matricial,

$$\{\varepsilon\} = [B]\{u\} \quad (3.2)$$

ou seja,

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ 2\varepsilon_{xy} \\ 2\varepsilon_{xz} \\ 2\varepsilon_{yz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{Bmatrix} \quad (3.3)$$

3.1.2 Equações Constitutivas

Os aços utilizados nas simulações numéricas do presente trabalho foram adequadamente aproximados como sendo materiais isotrópicos. Estes materiais podem ser completamente definidos por duas constantes de engenharia. As equações constitutivas (equações tensões-deformações) para materiais elásticos lineares isotrópicos são dadas pela Lei de Hooke generalizada. Seguem estas equações conforme Gould (1994):

$$\sigma_{xx} = (\lambda + 2\mu)\varepsilon_{xx} + \lambda\varepsilon_{yy} + \lambda\varepsilon_{zz} \quad (a)$$

$$\sigma_{yy} = \lambda\varepsilon_{xx} + (\lambda + 2\mu)\varepsilon_{yy} + \lambda\varepsilon_{zz} \quad (b)$$

$$\sigma_{zz} = \lambda\varepsilon_{xx} + \lambda\varepsilon_{yy} + (\lambda + 2\mu)\varepsilon_{zz} \quad (c)$$

$$\sigma_{xy} = 2\mu\varepsilon_{xy} \quad (d)$$

$$\sigma_{yz} = 2\mu\varepsilon_{yz} \quad (e)$$

$$\sigma_{zx} = 2\mu\varepsilon_{zx} \quad (f)$$

(3.4)

onde a primeira constante de Lamé pode ser expressa como,

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (3.5)$$

e a segunda constante de Lamé (é igual ao módulo de cisalhamento G) por,

$$\mu = G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (3.6)$$

sendo E o módulo de elasticidade longitudinal e ν o coeficiente de Poisson do material, as quais são as duas constantes de engenharia. Para materiais cujas propriedades variam com as direções, como os materiais reforçados por fibras ou laminados a frio, devem-se usar relações constitutivas apropriadas, com propriedades elásticas dependentes da direção. As **equações (3.4)** podem ser colocadas na forma matricial,

$$\{\sigma\} = [C]\{\varepsilon\} \quad (3.7)$$

ou seja,

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 2\mu + \lambda & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & 2\mu + \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & 2\mu + \lambda & 0 & 0 & 0 \\ & & & 2\mu & 0 & 0 \\ & & & & 2\mu & 0 \\ & & & & & 2\mu \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \end{Bmatrix} \quad (3.8)$$

ou em notação indicial,

$$\sigma_{ij} = 2\mu\varepsilon_{ij} + \lambda\delta_{ij}\varepsilon_{kk} \quad (3.9)$$

Invertendo-se a **equação (3.9)** para expressar as deformações em função das tensões, obtém-se:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2\mu} \sigma_{ij} - \frac{\lambda}{2\mu(2\mu + 3\lambda)} \delta_{ij} \sigma_{kk} \quad (3.10)$$

onde δ_{ij} é o delta de Kronecker,

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 0 \rightarrow i \neq j \\ 1 \rightarrow i = j \end{cases} \quad (3.11)$$

3.1.3 Tubo Cilíndrico de Parede Fina de Comprimento Infinito com Extremidades Fechadas Submetido à Pressão Interna

Os cilindros de parede fina são bastante usados no transporte e armazenamento de líquidos e gases assim como para vasos de pressão. As tensões que se desenvolvem nestas estruturas devido às pressões internas uniformes do líquido ou gás contido no seu interior serão apresentadas nesta seção. Conforme Hibbeler (1997), quando a espessura da parede do tubo t é pequena em relação ao seu raio interno r ($r/t \geq 10$) pode-se considerar o tubo como sendo de paredes finas. Para este caso, a distribuição de tensões através da espessura não varia significativamente, e será assumida como sendo uniforme ou constante. Obtém-se uma solução aproximada suficientemente precisa a partir das seguintes equações de equilíbrio segundo Branco (1989):

- a) equilíbrio axial;
- b) equilíbrio circunferencial.

Equilíbrio Axial

A força que atua em cada extremidade fechada do cilindro de comprimento infinito e paredes finas devido à pressão interna P é dada pelo produto da pressão pela área em que esta atua (**Figura 3.1**).

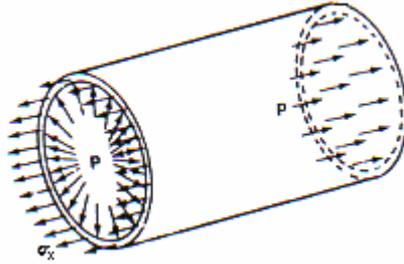


Figura 3.1 - Equilíbrio axial.
Fonte: Branco (1989)

A força axial será igual a $(P \pi r^2)$. O equilíbrio axial ocorre devido à ação da força axial e da tensão axial σ_{xx} no material. A pressão radial não causa nenhuma força resultante. A área da seção transversal do material é aproximadamente $(2 \pi r t)$. Portanto, a força interna é $(\sigma_{xx} 2 \pi r t)$ e no equilíbrio, esta força terá de ser igual à força causada pela pressão interna:

$$\sigma_{xx} = \frac{Pr}{2t} \quad (3.12)$$

Equilíbrio Circunferencial

A **Figura 3.2** representa a metade do cilindro de comprimento unitário cortado por um plano perpendicular ao seu eixo longitudinal.

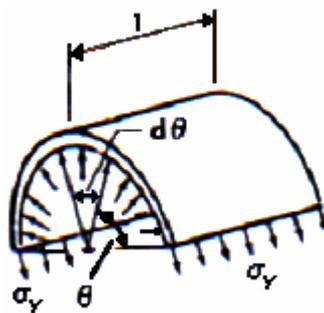


Figura 3.2 - Equilíbrio circunferencial.
Fonte: Branco (1989)

A pressão interna deve estar em equilíbrio com a tensão circunferencial σ_{yy} , o que no elemento do representado, dá uma componente vertical da força devido à pressão igual a $(P r l \sin \theta d\theta)$, sendo θ o ângulo considerado. Portanto, a força vertical total devido à pressão é:

$$\int_0^x Pr \sin \theta d \theta = 2 Pr \quad (3.13)$$

Esta equação também pode ser obtida considerando a pressão que atua na área projetada do diâmetro ($2r$). Isto demonstra que a força vertical é independente da forma do cilindro.

A força interna necessária para o equilíbrio pode ser obtida a partir da tensão σ_{yy} que se exerce nas duas extremidades da fatia da casca de área ($2t l$). Deste modo, a força interna é ($\sigma_{yy} 2t l$). Para haver equilíbrio,

$$\sigma_{yy} = \frac{Pr}{t} \quad (3.14)$$

Comparando as **equações (3.12) e (3.14)**, vê-se que a tensão circunferencial é o dobro da axial. Por esta razão, a tensão circunferencial apresentada é a utilizada na formulação dos métodos analíticos semi-empíricos da seção 3.3. A **Figura 3.3** representa um pequeno elemento de casca, indicando as tensões axiais e circunferenciais.

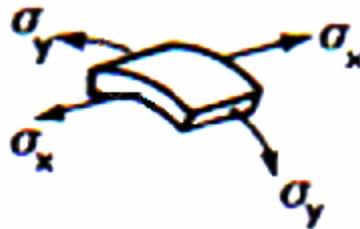


Figura 3.3 - Tensões axiais e circunferenciais.
Fonte: Branco (1989)

3.2 Ensaios Experimentais

Os ensaios experimentais de dutos com defeitos de corrosão (*burst tests*) são realizados em escala real e até a ruptura. A ruptura ocorre na região do defeito de corrosão onde se concentram as tensões e por colapso plástico para os materiais de média a elevada resistência, tais como os utilizados neste trabalho. Os tubos são fechados com tampas soldadas em suas extremidades e pressurizados internamente com água. Os valores de pressão e as deformações são medidos, estas últimas através de extensômetros (*strain gages*).

Mais recentemente, alguns autores começaram a considerar carregamentos combinados nestes ensaios, adicionando cargas de flexão e compressão. Os ensaios experimentais fornecem um banco de dados para a validação das análises numéricas e para o desenvolvimento de métodos analíticos semi-empíricos. As **Figuras 3.4 e 3.5** dizem respeito a dois ensaios experimentais realizados nos laboratórios da Petrobrás.



Figura 3.4 - *Burst test* de duto com defeito de corrosão longo.
Fonte: Benjamim *et al.* (2004_(b))



Figura 3.5 - Detalhe de duto com defeito de corrosão longo após a ruptura.
Fonte: Benjamim *et al.* (2000)

3.2.1 Ensaios Experimentais Realizados por Choi *et al.* (2003)

Os ensaios experimentais realizados por Choi *et al.* (2003) foram utilizados neste trabalho para a validação do modelo numérico. O material dos dutos ensaiados é o X65, cujas propriedades estão no **Capítulo 2**. As geometrias da corrosão e do duto estão na **Figura 3.6**. Os sete espécimes ensaiados estão na **Tabela 3.1** com suas respectivas pressões de ruptura e

com as dimensões do duto e da corrosão. Nestas dimensões são variados os parâmetros de comprimento, largura e profundidade da corrosão.

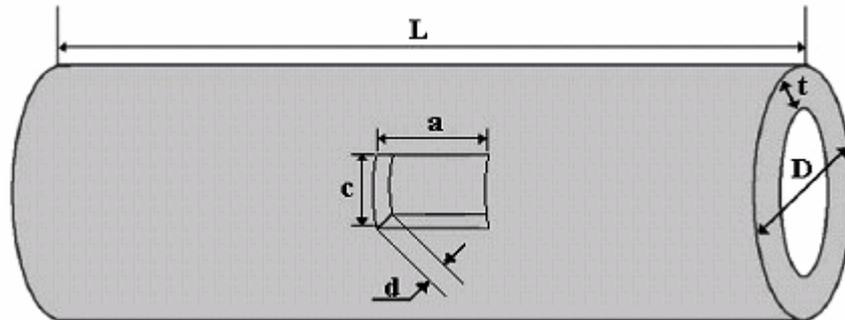


Figura 3.6 - Geometria dos espécimes ensaiados por Choi *et al.* (2003).
Adaptado por Guimarães (2005)

Na **Figura 3.6** utiliza-se a seguinte nomenclatura:

- D diâmetro externo do duto;
- L comprimento do duto;
- t espessura da parede do duto;
- a comprimento da corrosão;
- c largura da corrosão;
- d profundidade da corrosão.

Esta nomenclatura também será empregada para os métodos analíticos semi-empíricos da seção seguinte.

Tabela 3.1. Espécimes ensaiados por Choi *et al.* (2003)

ESPÉCIME	a (mm)	c (mm)	d (mm)	Pressão de Ruptura (Mpa)
DA	200	50	4,4 (25%)	24,11
DB	200	50	8,8 (50%)	21,76
DC	200	50	13,1 (75%)	17,15
LA	100	50	8,8 (50%)	24,30
LC	300	50	8,8 (50%)	19,80
CB	200	100	8,8 (50%)	23,42
CC	200	200	8,8 (50%)	22,64

Dados gerais: $L = 2300$ mm; $D = 762$ mm; $t = 17,5$ mm.

Fonte: Choi *et al.* (2003)

3.3 Métodos Analíticos Semi-Empíricos

Os métodos analíticos semi-empíricos são baseados em equações da mecânica da fratura, em ensaios experimentais até a ruptura dos dutos, e ultimamente, em simulações de elementos finitos. O método B31G [ASME (1991)] é pioneiro na avaliação dos dutos corroídos desde o início da década de 70, possuindo ampla tradição de uso em campo devido ao seu conservadorismo, sendo a favor da segurança. Segundo este método, um duto com defeito de corrosão com a relação d/t maior que 0,8 (profundidade do defeito maior que 80% da espessura da parede do duto) deve ser reparado ou substituído. Se a relação d/t for menor que 0,1, o duto pode continuar operando normalmente, e para as condições intermediárias deve ser utilizado o método para avaliação.

O conservadorismo do método B31G é reconhecido como excessivo para defeitos de corrosão longos. O método considera os defeitos como infinitos a partir de um comprimento $a > \sqrt{20Dt}$, trazendo prejuízos econômicos pelo reparo, substituição de dutos ainda em condição de operação ou redução na pressão de operação. Nesse sentido, o método B31G foi modificado posteriormente por Kiefner *et al.* (1989) para formar o método $085dL$ ou B31G Modificado. Segundo Benjamin (2003_(a)), o método $085dL$ é recomendado quando o material do duto não possuir o limite mínimo de dureza para poder-se utilizar o método DNV RP-F101 [DNV (1999)]. No entanto, o método $085dL$ não foi mais amplamente utilizado por muitas vezes apresentar resultados contra a segurança para defeitos uniformes longos e profundos.

Por esta razão foi modificado por Benjamin (2003_(a)) para criar o método RPA ou *085dL* Modificado.

Utilizando além de ensaios experimentais, análises de elementos finitos, foi criado o método DNV RP-F101. Este se aplica exclusivamente aos materiais de moderada a elevada dureza, com o modo de falha dos dutos por colapso plástico. Conforme Sigurdsson *et al.* (1999) recomenda-se que estes materiais possuam energia de Charpy de 61 J ou maior. O método DNV RP-F101 leva vantagem sobre os outros três métodos para esse tipo de material por considerar σ_u em sua formulação. O procedimento DNV RP-F101 é o único dos procedimentos apresentados que não classifica a corrosão em relação ao seu comprimento, como curto ou longo, a formulação é única. A largura dos defeitos de corrosão para o caso de somente pressão interna, não influi muito nos resultados e é desconsiderada por todos os métodos. Esta largura tem alguma influência e é considerada pelo procedimento DNV RP-F101 quando entra o carregamento de compressão.

Não serão considerados neste trabalho os fatores de segurança que serão explicados a seguir, apenas a pressão de falha para os dutos corroídos P_f de acordo com cada método. As tensões utilizadas nas formulações destes métodos analíticos são as de engenharia. As dimensões de profundidade, largura e comprimento de corrosão são as máximas encontradas em cada defeito para os cálculos.

3.3.1 Formulação Geral dos Métodos para Carregamento de Pressão Interna

Todos os métodos analíticos semi-empíricos possuem uma formulação básica geral para carregamento de pressão interna que será apresentada a seguir.

A seguinte simbologia será considerada:

- σ_{flow} . tensão de fluência no material do duto;
- P_0 . pressão de falha para o duto de parede fina sem corrosão;
- α . fator empírico que leva em conta a geometria do defeito de corrosão;
- A . área longitudinal de perda de metal devido à corrosão;
- A_0 . área longitudinal do duto sem corrosão;
- M . fator de dilatação de Folias, é adimensional e leva em conta o comprimento da corrosão.

A área longitudinal do defeito de corrosão tem formas geométricas irregulares. De acordo com a forma geométrica adotada, atribui-se um valor para o fator α :

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

$\alpha = 2/3$ para forma parabólica;

$\alpha = 0,85$ para forma intermediária entre retangular e parabólica.

Formulação:

$$A = \alpha ad \quad (3.15)$$

$$A_0 = at \quad (3.16)$$

$$P_0 = \frac{\sigma_{flow} 2t}{D} \quad (3.17)$$

$$P_f = P_0 \left[\frac{1 - \left(\frac{A}{A_0} \right)}{1 - \left(\frac{A}{A_0} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.18)$$

3.3.1.1 Fatores de Segurança

Para o cálculo da pressão de operação admissível P_a do tubo corroído, utiliza-se um fator de segurança de projeto F_d que pode ser aplicado na equação de falha:

$$P_a = F_d P_f \quad (3.19)$$

com,

$$P_a \leq P_0 \quad (3.20)$$

O método DNV RP-F101 considera ainda o fator de modelagem $F_m = 0,9$ sempre aplicado:

$$P_a = F_m F_d P_f \quad (3.21)$$

3.3.2 Método B31G

Este método utiliza o fator $\alpha = 2/3$ para defeitos curtos e $\alpha = 1$ para defeitos longos com $\sigma_{flow} = 1,1 \sigma_y$.

$$M = \left[1 + 0,8 \frac{a^2}{Dt} \right]^{1/2} \quad (3.22)$$

a) para $a \leq \sqrt{20Dt}$ (defeitos curtos)

$$P_f = \frac{1,1\sigma_y 2t}{D} \left[\frac{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.23)$$

b) para $a > \sqrt{20Dt}$ (defeitos longos)

$M \rightarrow \infty$ (defeitos são considerados infinitamente longos)

$$P_f = \frac{1,1\sigma_y 2t}{D} \left(1 - \frac{d}{t} \right) \quad (3.24)$$

3.3.3 Método 085dL ou B31G Modificado

Este método utiliza o fator $\alpha = 0,85$ com $\sigma_{flow} = \sigma_y + 69$ MPa.

a) para $a \leq \sqrt{50Dt}$ (defeitos curtos)

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \frac{a^2}{Dt} - 0,003375 \left(\frac{a^2}{Dt} \right)^2} \quad (3.25)$$

b) para $a > \sqrt{50Dt}$ (defeitos longos)

$$M = 3,3 + 0,032 \frac{a^2}{Dt} \quad (3.26)$$

Para defeitos curtos e longos:

$$P_f = (\sigma_y + 69 \text{MPa}) \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - 0,85 \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - 0,85 \left(\frac{d}{t} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.27)$$

3.3.4 Método RPA ou 085dL Modificado

Este método utiliza o fator $\alpha = 0,85$ para defeitos curtos e α variável para defeitos longos com $\sigma_{flow} = \sigma_y + 69 \text{MPa}$.

a) para $a \leq \sqrt{20Dt}$ (defeitos curtos), a formulação é idêntica a do método 085dL ou B31G Modificado, para defeitos curtos.

b) para $a > \sqrt{20Dt}$ (defeitos longos)

$$\alpha = 1 - 0,15 \frac{(64 \times 10^6)}{\left(\frac{a^2}{Dt} \right)^6} \quad (3.28)$$

$$M = 2,1 + 0,07 \frac{a^2}{Dt} \quad (3.29)$$

$$P_f = (\sigma_y + 69MPa) \frac{2t}{D} \left[\frac{1 - \alpha \left(\frac{d}{t} \right)}{1 - \alpha \left(\frac{d}{t} \right) M^{-1}} \right] \quad (3.30)$$

3.3.5 Método DNV RP-F101

Esta recomendação prática é baseada em duas alternativas de avaliação da corrosão. A principal diferença entre estas duas alternativas de avaliação, 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 Systems*. As incertezas associadas à dimensão 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 de parte B, é baseada no conceito de tensões admissíveis ASD (*Allowable Stress Design*). É calculada a pressão de falha e depois se multiplica a mesma por um fator baseado no fator de projeto original. As considerações nas incertezas com o tamanho da corrosão ficam a critério do usuário. Esta alternativa será a utilizada aqui sendo semelhante aos outros métodos apresentados.

O método DNV RP-F101 é válido para os dutos corroídos sujeitos aos seguintes tipos de carregamentos:

- a) carregamento de pressão interna;
- b) carregamento de pressão interna combinada com compressão longitudinal (somente para defeitos isolados).

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

- a) corrosão interna no material base;
- b) corrosão externa no material base;
- c) corrosão de geometria complexa;
- d) corrosão em soldas;
- e) corrosão em soldas ao longo da circunferência;

- f) colônias de corrosão que interagem.

Quando existem colônias de corrosão que interagem, precisa-se verificar se um defeito de corrosão está influenciando o outro. Se sim, os defeitos são considerados como um único defeito maior. Os defeitos são considerados como isolados somente se as seguintes condições forem atendidas:

- 1) O espaçamento circunferencial angular entre defeitos adjacentes ϕ :

$$\phi > 360 \sqrt{\frac{t}{D}} \quad (3.31)$$

- 2) O espaçamento axial entre defeitos adjacentes s :

$$s > 2\sqrt{Dt} \quad (3.32)$$

3.3.5.1 Método DNV RP-F101 – Parte B

Este método utiliza o fator $\alpha = 1$ com $\sigma_{flow} = \sigma_u$. Primeiramente, será apresentada a formulação para o caso de somente pressão interna e a seguir para pressão interna combinada com carregamento axial de compressão.

Método DNV RP-F101 - Parte B - Defeitos Isolados com Pressão Interna

$$M = \left[1 + 0.31 \frac{a^2}{Dt} \right]^{1/2} \quad (3.33)$$

$$P_f = \frac{\sigma_u 2t}{D-t} \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} M^{-1}} \right] \quad (3.34)$$

Método DNV RP-F101 - Parte B - Defeitos Isolados com Pressão Interna e Carregamento de Compressão

A nomenclatura utilizada será a seguinte:

- F_x força axial de compressão;
- M_y momento fletor;
- σ_A tensão longitudinal devido à força axial aplicada, baseada na espessura nominal da parede do duto;
- σ_B tensão longitudinal devido ao momento aplicado, baseada na espessura nominal da parede do duto;
- σ_L combinação das tensões longitudinais aplicadas;
- σ_1 limite inferior de tensão;
- θ razão entre o comprimento circunferencial (largura) da corrosão e o comprimento circunferencial do duto;
- A_r fator de redução da área circunferencial;
- H_l fator que leva em consideração as tensões longitudinais de compressão.

Formulação:

$$\sigma_A = \frac{F_x}{\pi(D-t)t} \quad (3.35)$$

$$\sigma_B = \frac{4M_y}{\pi(D-t)^2 t} \quad (3.36)$$

$$\sigma_L = \sigma_A + \sigma_B \quad (3.37)$$

$$\sigma_1 = -0.5\sigma_u \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{tM}} \right] \quad (3.38)$$

Para saber se deve ser considerado o carregamento de compressão (através do fator H_1), deve ser satisfeito o seguinte:

$$\sigma_L > \sigma_1 \quad (3.39)$$

$$\theta = \frac{c}{(\pi D)} \quad (3.40)$$

$$A_r = 1 - \frac{d}{t} \theta \quad (3.41)$$

$$H_1 = \frac{1 + \frac{\sigma_L}{\sigma_u A_r}}{1 - \frac{d}{t}} \frac{1}{2A_r \left(1 - \frac{d}{tM}\right)} \quad (3.42)$$

$$P_f = \frac{\sigma_u 2t}{D-t} \left[\frac{1 - \frac{d}{t}}{d} \frac{1}{t \sqrt{1 + 0,31 \frac{a^2}{Dt}}} \right] H_1 \quad (3.43)$$

4 O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Neste capítulo será apresentado o método dos elementos finitos (MEF). O MEF foi o método utilizado nas análises numéricas do presente trabalho para a avaliação da resistência residual de dutos corroídos.

4.1 Introdução

A aplicação das teorias da Mecânica dos Sólidos a casos práticos apresenta dificuldades às vezes intransponíveis. Por exemplo, na análise estrutural, a perfeita representação matemática de carregamentos, geometria, condições de contorno, comportamento dos materiais, etc., em muitas situações, apresenta-se de forma complexa, havendo assim, a necessidade de se introduzir muitas hipóteses simplificadoras no problema real, para permitir alguma forma de modelagem matemática que conduza a soluções mais simples.

Por outro lado, os engenheiros têm demonstrado um interesse crescente por estudos mais precisos para a análise de estruturas. Este interesse vem unido a uma necessidade cada vez maior de se estudar o comportamento de elementos estruturais complexos, o que conduz a tratamentos analíticos mais elaborados baseados em teorias gerais, e que são via de regra de soluções extremamente difíceis. Desta forma, se procura desenvolver e/ou aplicar métodos aproximados que permitam aplicar os princípios daquelas teorias de forma acessível e precisa. Dentre estes métodos, os que têm sido mais utilizados são aqueles baseados na divisão do meio contínuo (a estrutura, os fluidos, etc) em partes mais simples.

O MEF é um dos processos que mais têm sido usados para a discretização de meios contínuos. Proporciona analogia física direta entre o sistema físico real (a estrutura em análise) e o modelo (malha de elementos finitos). A sua larga utilização se deve também ao fato de poder ser aplicado, além dos problemas clássicos da mecânica estrutural elástico-linear, para os quais foi o método inicialmente desenvolvido, para problemas tais como:

- a) problemas não-lineares, estáticos ou dinâmicos;
- b) problemas de contato, fratura e fadiga;
- c) mecânica dos fluidos;
- d) eletromagnetismo;
- e) transmissão de calor;
- f) filtração de meios porosos;
- g) campo elétrico;
- h) acústica;
- i) etc.

Também pode ser usado na modelagem de sistemas híbridos. É o caso de sistemas microeletromecânicos (microsistemas), onde a interação entre os fenômenos estruturais, térmicos e eletromagnéticos pode ser muito forte ou na análise de fluidos e sua interação com as estruturas. Na análise termo-estrutural o cálculo de tensões térmicas é integrado com o cálculo do transiente de temperatura. Na interação fluido-estrutura, temos análises de hidroelasticidade e aeroelasticidade, e outro problema multicampo é a acústica da aeroelasticidade. O tipo de análise do presente trabalho é a mecânica estrutural estática não-linear.

Este método está hoje completamente agregado às atividades do engenheiro, de modo que seu aprendizado é essencial para que se possa lidar adequadamente com os programas comerciais disponíveis em quase todos os escritórios de projetos.

4.2 Síntese Histórica do MEF

A discretização de sistemas contínuos tem o objetivo de subdividir o domínio, o sistema, em componentes cujas soluções são mais simples, e depois, unem-se as soluções parciais para obter a solução do problema. Em alguns casos essa subdivisão prossegue indefinidamente e o problema só pode ser definido fazendo-se uso da definição matemática de infinitésimo. Isto conduz a equações diferenciais, ou expressões equivalentes, com um número infinito de elementos. Com a evolução dos computadores digitais, os problemas discretos podem ser resolvidos geralmente sem dificuldades, mesmo que o número de elementos seja muito elevado. Entretanto, como a capacidade dos computadores é finita, os problemas contínuos só podem ser resolvidos de forma precisa com o uso da matemática.

Progressos no desenvolvimento de teorias e de técnicas analíticas para o estudo de estruturas foram particularmente lentos entre 1875 e 1920. Isto foi devido às limitações práticas na solução das equações algébricas. Neste período, as estruturas de interesse eram basicamente treliças e pórticos, que tinham um processo de análise aproximada baseada numa distribuição de tensões, com forças incógnitas, e que era universalmente empregado. Por volta de 1920, em função dos trabalhos de Maney (Estados Unidos) e de Ostenfeld (Dinamarca), passou-se a utilizar a idéia básica de análise aproximada de treliças e pórticos baseada nos deslocamentos como incógnitas. Estas idéias são as precursoras do conceito de análise matricial de estruturas, em uso hoje em dia.

Várias limitações no tamanho dos problemas a solucionar, que podiam ter forças ou deslocamentos incógnitos, continuaram a prevalecer até 1932, quando Hardy Cross introduziu o Método da Distribuição de Momentos. Este método facilitou a solução de problemas de análise estrutural, e passou-se a poder trabalhar com problemas mais complexos do que os mais sofisticados problemas até então tratados. Este foi o principal método de análise estrutural que foi praticado por 25 anos. No começo da década de 1940, McHenry, Hrennikoff e Newmark demonstraram no campo da Mecânica dos Sólidos, que podiam ser obtidas soluções razoavelmente boas de um problema contínuo, substituindo-se pequenas porções do contínuo por uma distribuição de barras elásticas simples.

Já em 1941, o matemático Courant sugeria a interpolação polinomial sobre uma sub-região triangular como uma forma de obter soluções numéricas aproximadas. Ele considerou esta aproximação como uma solução de Rayleigh-Ritz de um problema variacional. Este é o MEF como se conhece hoje em dia. No entanto, o trabalho de Courant foi esquecido até que engenheiros independentemente o desenvolveram. É de 1950 o trabalho de Courant, McHenry & Hrennikoff, particularmente significativa por causa da sua ligação com problemas governados por equações aplicáveis a outras situações que não a mecânica estrutural.

Levy aplicou em 1947 o Método da Flexibilidade à análise de uma asa de seção variável como uma montagem de elementos estruturais. Cada elemento era idealizado de modo a ser caracterizado por uma relação força/deslocamento através de coeficientes de influência. Apesar de funcional, o método não proporcionava a precisão requerida no cálculo das tensões. Era preciso desenvolver modelos de elementos estruturais mais complexos, como cascas e painéis reforçados e isso se mostrou tarefa muito complexa usando o método da flexibilidade (ou das forças). Posteriormente em 1953, Levy propôs uma formulação alternativa onde o equilíbrio das forças era escrito em função de variáveis de deslocamento

em pontos específicos da estrutura. As relações força/deslocamento eram calculadas em termos de coeficientes de rigidez, que podiam ser obtidos de forma mais simples.

Mais tarde, duas publicações notáveis que podem ser consideradas marcos no estudo do MEF, foram os trabalhos de Turner, Clough, Martin & Topp de 1956 e de Argyris & Kelsey de 1960. Estes demonstraram que era possível substituir as propriedades do contínuo de um modo mais direto e não menos intuitivo, supondo que as pequenas porções, os elementos, se comportavam de forma simplificada. Também comprovaram a superioridade do método da rigidez (ou dos deslocamentos) para tratar estruturas complexas. Tais publicações uniram os conceitos de análise estrutural e análise do contínuo, e lançaram os procedimentos resultantes na forma matricial. Elas representaram uma influência preponderante no desenvolvimento do MEF nos anos subseqüentes. Com estas e com outras publicações um desenvolvimento explosivo do MEF aconteceu. O nome Elementos Finitos, que identifica o uso preciso da metodologia geral aplicável a sistemas discretos, foi dado por Clough em 1960. No ano de 1963, Melosh também apresentou grande contribuição ao desenvolvimento do método.

Computadores digitais apareceram por volta de 1950, provendo os meios de cálculo para a solução dos grandes sistemas de equações lineares gerados pelos novos métodos. Alguns indivíduos previram o seu impacto e estabeleceram codificações para análise estrutural em forma adequada, a forma matricial. Contribuições deste tipo foram feitas por Argyris e Patton. Assim, as equações de rigidez passaram a ser escritas em notação matricial e resolvidas em computadores digitais.

Durante ainda a década de 1950, pesquisadores motivados por uma formulação específica de elementos para o estado plano de tensões, estabeleceram elementos para sólidos, placas sob flexão, cascas finas e outras formas estruturais. Tendo sido estabelecidos estudos para casos lineares, estáticos e análise elástica, a atenção voltou-se para fenômenos especiais, tais como: resposta dinâmica, estabilidade e materiais e geometria não-lineares. Isto foi necessário não somente para estender a formulação dos elementos, mas também para generalizar a análise estrutural.

Este período foi seguido por um intensivo desenvolvimento de programas computacionais para colocar as potencialidades do MEF ao alcance dos usuários. Seguiu-se um rápido desenvolvimento deste método com aplicações a placas, cascas e sólidos bi e tri-dimensionais de forma arbitrária. A teoria do método foi revisada em textos como os de Zienkiewicz e Przemieniecki, que se tornaram clássicos. Até 1967, engenheiros e

matemáticos trabalharam com elementos finitos, aparentemente, com desconhecimento uns dos outros. Hoje as duas áreas estão cientes uma da outra.

Dez artigos foram publicados em 1961 sobre elementos finitos, 134 em 1966 e 844 em 1971. Em 1976, com apenas duas décadas de aplicações do MEF na engenharia, o número de publicações na área já excedia a 7000. Hoje, muitos pesquisadores continuam a se ocupar com o desenvolvimento de novos elementos, melhores formulações, algoritmos para fenômenos especiais e novos programas que facilitem o trabalho dos usuários.

4.3 Princípios Básicos do MEF

O MEF resolve as dificuldades e problemas inerentes aos métodos originais de Rayleigh-Ritz, Galerkin, diferenças finitas, resíduos ponderados e outros. Nos dois primeiros métodos, nem sempre é fácil obter as funções aproximadoras que satisfaçam as condições de contorno irregular e saber se elas se aproximam da função exata. Além disso, para melhorar a precisão dos resultados é preciso considerar sempre funções de ordem superior às anteriormente propostas, o que torna o cálculo muito trabalhoso, ou em certos casos até infactível.

Comumente, o MEF utilizado é baseado no método de Rayleigh-Ritz, e este se baseia na minimização da energia potencial total do sistema, escrita em função de um campo predefinido de deslocamentos. Já o MEF prevê a divisão do domínio de integração, contínuo, em um número finito de pequenas regiões denominadas elementos finitos, tornando o meio contínuo em discreto. A essa divisão do domínio dá-se o nome de malha de elementos finitos. A malha pode ser refinada variando o tamanho dos elementos finitos. Quanto menor o tamanho dos elementos, mais refinada é a malha. Os pontos de interseção das linhas dessa rede são chamados nós.

Este método consiste não apenas em transformar o sólido contínuo em uma associação de elementos discretos e escrever as equações de compatibilidade e equilíbrio entre eles, mas admitir funções contínuas que representam, por exemplo, o campo de deslocamentos no domínio de um elemento, e a partir daí, obter o estado de deformações correspondente, que associado às relações constitutivas do material, permitem definir o estado de tensões em todo o elemento. Este estado de tensões é transformado em esforços internos que têm de estar em equilíbrio com as ações externas.

Ao invés de buscar uma função admissível que satisfaça as condições de contorno para todo o domínio, no MEF as funções admissíveis são definidas no domínio de cada elemento finito. Para cada elemento finito, é montado um funcional que somado aos dos demais elementos finitos, formam o funcional para todo o domínio. Para cada elemento, a função aproximadora é formada por variáveis referidas aos nós do elemento (parâmetros nodais) e por funções denominadas de funções de forma.

A solução de um sistema de equações dá os valores dos parâmetros nodais que podem ser deslocamentos, forças internas, ou ambos, dependendo da formulação do método dos elementos finitos que se utiliza. Se o campo de deslocamentos é descrito por funções aproximadoras e o princípio da mínima energia potencial é empregado, as incógnitas são as componentes dos deslocamentos nodais e o método dos elementos finitos é denominado de método dos elementos finitos, modelo dos deslocamentos ou método dos elementos finitos, modelo da rigidez. Nos métodos mistos, as funções aproximadoras são expressas em termos de deslocamentos e forças internas ou tensões e são derivadas de princípios variacionais generalizados, como o princípio de Reissner. Para maiores detalhes sobre o MEF consultar Bathe (1996), Cook (1989 e 1995) e Zienkiewicz *et al.* (1989), por exemplo.

4.4 Programas de Elementos Finitos

Um programa de elementos finitos é um código computacional, projetado para ser usado na solução de determinada classe de problemas, que pode ser ampla ou restrita, mas que contém uma estrutura mínima, inerente ao mais simples dos programas de elementos finitos. Esta arquitetura básica mínima, será explicada a seguir.

Todo programa de elementos finitos deve ter pelo menos cinco etapas:

- a) entrada de dados;
- b) superposição das matrizes e vetores do elemento;
- c) imposição das condições de contorno;
- d) solução do sistema de equações;
- e) saída dos resultados.

Na fase da entrada de dados são introduzidos no programa, a geometria do problema, o tipo de elemento, o número de nós e elementos, a conectividade dos elementos, as constantes do material, as condições de contorno e também as condições de carregamento. Para a fase da solução do sistema de equações que representa a estrutura estudada, podem variar os tipos de métodos de solução, que são muitos. Citam-se entre os mais usados, o método de eliminação de Gauss, o método da solução frontal e o método da matriz esparsa. Ambos os métodos citados possuem solução direta (eliminação direta), sendo os dois últimos baseados no primeiro. Outros métodos de solução existentes são os iterativos. O método mais adequado pode ser escolhido pelo próprio programa.

O método utilizado nas análises deste trabalho é o da matriz esparsa, escolhido automaticamente pelo *software* comercial. Para os problemas não-lineares, utilizam-se outros métodos associados para a linearização do sistema de equações, como o método de Newton-Raphson e seus métodos correlatos. A saída de resultados pode ser feita apenas pela impressão de números, que devem ser interpretados pelo usuário, no entanto, as saídas gráficas facilitam e aceleram o uso e interpretação dos resultados.

A malha de elementos finitos pode ser inserida da forma que se deseje, como as malhas mapeadas da presente pesquisa usadas para melhor controle, porém, os programas também utilizam mecanismos de geração automática de malha, que podem produzir efeitos contundentes na qualidade dos resultados e simplificam o procedimento das análises. Existem entre outros, os geradores de malha sensíveis à geometria a ser discretizada e os geradores de malha de refino, usando medidas de erro da solução do problema em um passo anterior.

Atualmente, existem inúmeros *softwares* comerciais extremamente elaborados que se baseiam no MEF, por exemplo: ANSYS, NASTRAN, ABAQUS, COSMOS, MARC, ADINA, ALGOR. O *software* utilizado no presente trabalho é o ANSYS 8.0 [ANSYS (2003)]. O uso de programas de elementos finitos integrados no campo de CAD/CAE/CAM (*Computer Aided Design / Computer Aided Engineering / Computer Aided Manufacturing*) é intensivo.

4.5 Análises Lineares via o MEF

Suposições para uma análise ser considerada linear segundo Watson *et al.* (1992):

- a) a relação entre tensão e deformação é linear;
- b) todas as diferenciações e integrações que dizem respeito à geometria original não são afetadas pelos deslocamentos que ocorrem como resultado das cargas aplicadas;
- c) as condições de contorno não mudam durante o carregamento.

Numa análise linear, é realizado o cálculo pelo MEF através da solução da equação matricial,

$$[K]\{u\} = \{F^a\} \quad (4.1)$$

onde,

- $[K]$ matriz de rigidez;
- $\{u\}$ vetor de deslocamentos nodais;
- $\{F^a\}$ vetor de forças aplicadas.

Para cada grau de liberdade de cada nó, haverá uma linha e uma coluna correspondentes na matriz de rigidez. Em análises lineares, esse sistema é resolvido diretamente pelos métodos já citados.

4.6 Análises Não-Lineares via o MEF

Como a simulação dos dutos com corrosão são realizadas até a ruptura dos mesmos, a análise numérica deve ser obrigatoriamente não-linear. As não-linearidades presentes nas análises deste trabalho são as físicas e as geométricas. Devido a elas, a matriz de rigidez deve

ser atualizada. Estas não-linearidades serão detalhadas na seqüência, assim como os procedimentos de solução do problema não-linear.

4.6.1 Não-Linearidade Física

A análise não-linear física é aquela em que as equações constitutivas do material são não-lineares. Isto inclui materiais com comportamento elástico ou elasto-plástico não-linear. Estes últimos diante uma sollicitação de esforços crescentes, se comportam como elásticos até um certo limite, acima do qual passam a se comportar como elasto-plásticos. Assim são os aços, os materiais utilizados nas análises deste trabalho.

Na maioria dos materiais metálicos, as deformações elásticas persistem apenas, para deformações em torno de 0,001. Quando o material é deformado além deste ponto, a tensão não é mais proporcional à deformação, a lei de Hooke não é mais válida, e uma deformação permanente ou plástica ocorre. Para estes materiais, a transição da fase elástica para a plástica acontece de forma gradual.

Qualquer material que tenha a propriedade de sofrer grandes deformações antes da ruptura é denominado de material dúctil. Os engenheiros, geralmente utilizam esses tipos de materiais para o projeto de estruturas porque eles são capazes de absorver impacto ou energia, e quando sobrecarregados, apresentam normalmente grande deformação antes do colapso.

A teoria da plasticidade prove relações matemáticas que caracterizam o comportamento elasto-plástico dos materiais. Esta teoria matemática pode ser encontrada em trabalhos de diversos autores, como Han *et al.* (1999), Bathe (1996), Khan *et al.* (1995) e Owen *et al.* (1980). As deformações plásticas em um material estão associadas com a dissipação de energia, sendo estas deformações irreversíveis. Existem três conceitos básicos na teoria da plasticidade instantânea (independente da velocidade de plastificação): critério de escoamento, superfície de escoamento e modo de endurecimento. Estes três conceitos serão detalhados na seqüência.

A seguinte equação representa as porções elásticas e plásticas da deformação total de um material elasto-plástico:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (4.2)$$

sendo,

ε	deformação total;
ε^e	deformação elástica;
ε^p	deformação plástica.

4.6.1.1 Critério de Escoamento

Com o aumento do carregamento na estrutura, é alcançado o limite elástico que é o início do escoamento e plastificação. O limite de escoamento normalizado para os aços é 0,2% de deformação plástica. Para avaliar este limite, utiliza-se uma função dos componentes de tensão em cada ponto estrutural sujeito ao estado geral de tensão (**Figura 4.1**) para se determinar a tensão equivalente resultante neste ponto.

Uma vez que em um determinado ponto da estrutura, o estado de tensão equivalente neste ponto é igual ou superior à capacidade elástica, e com o aumento do carregamento, os pontos vizinhos escoam e plastificam até o limite de saturação da seção, ocorrendo então o endurecimento do material, com um aumento na resistência e tensão.

Dos diversos critérios de escoamento disponíveis, um que é compatível com observações experimentais e ao mesmo tempo simples o suficiente para a utilização prática é o critério de Von Mises, que será o utilizado neste trabalho. Este critério está amplamente validado nas análises com os aços principalmente.

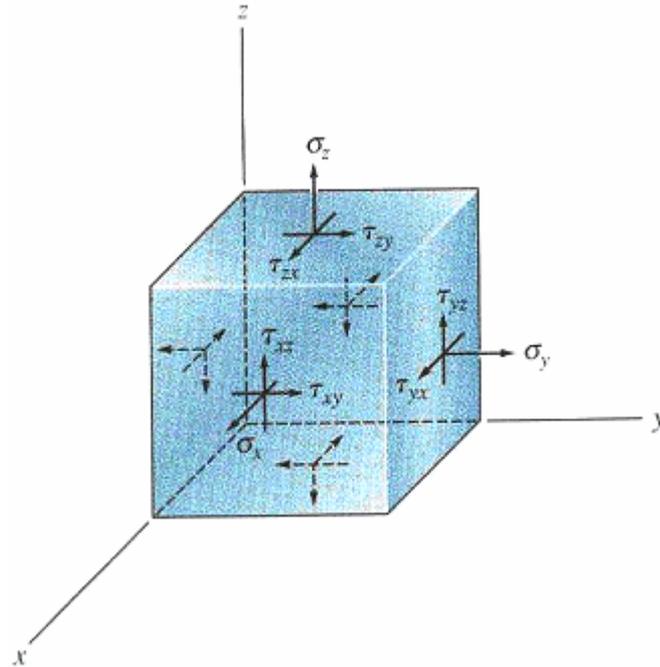


Figura 4.1 - Estado geral de tensão.
Fonte: Hibbeler (1997)

4.6.1.1.1 Critério de Von Mises

O critério de Von Mises ou da máxima energia de distorção, se baseia na determinação da energia de distorção de um certo material, quer dizer, da energia relacionada com mudanças na forma do material, em oposição à energia relacionada com mudanças de volume nesse material. Normalmente por esse critério, um componente estrutural estará em condições de segurança, enquanto o maior valor da energia em distorção por unidade de volume do material permanecer abaixo da energia de distorção por unidade de volume necessária para provocar o escoamento no corpo de prova de mesmo material submetido a ensaio de tração [Beer (1995)].

As tensões no presente trabalho, serão consideradas pelo critério de Von Mises além da tensão de escoamento do material, entrando a partir deste ponto no regime elasto-plástico dos aços utilizados até atingir uma tensão de ruptura de referência que será determinada mais adiante. Os valores de tensão-deformação pelo critério de Von Mises estão disponíveis no *software* comercial empregado. Para utilizar este critério é necessário determinar as tensões principais σ_1 , σ_2 e σ_3 (com $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$), e a partir delas calcular a tensão efetiva σ_e . As tensões principais são as três maiores tensões, são tensões normais σ localizadas nas direções principais no estado geral de tensão. Nestas direções não existem tensões de cisalhamento τ .

A tensão efetiva de Von Mises é expressa por:

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (4.3)$$

4.6.1.2 Superfícies de Escoamento

Conforme Khan *et al.* (1995), em um estado geral de tensão, a direção dos pontos que estão começando a plastificar pode ser representada por uma superfície contínua, chamada superfície de escoamento. Esta superfície divide o espaço nos domínios elástico e plástico. Vários trabalhos expõem equações, que geralmente tentam representar de maneira aproximada, a superfície de escoamento real por planos de retas, superfícies tridimensionais suaves ou multifacetadas.

No critério aqui utilizado, a superfície de escoamento possui uma função associada à função da tensão efetiva de Von Mises. Este método é chamado de associativo e a função de Von Mises é então denominada potencial plástico, a qual determina a direção da deformação plástica. As deformações plásticas ocorrem em uma direção normal à superfície de escoamento.

4.6.1.3 Endurecimento do Material

Segundo Rodrigues (2000), após o escoamento alguns metais dúcteis se tornam mais resistentes ao continuarem a sofrer deformação plástica. Este fenômeno é denominado de endurecimento (*strain hardening*) ou trabalho de endurecimento (*work hardening*).

Um outro fenômeno importante, também relacionado ao efeito de *strain hardening*, ocorre no caso de descarregamento quando o material está no regime plástico. A deformação elástica é recuperada, porém a deformação plástica permanece com o módulo de elasticidade, aproximadamente constante. Ao se aplicar novamente o carregamento, o material apresenta uma tensão de escoamento maior, e portanto, uma maior resistência, o que é uma consequência do endurecimento. O material passa a ter uma ductilidade menor do que tinha no seu estado original.

A superfície de escoamento varia em cada estágio de deformação plástica, com as superfícies de escoamento subsequentes dependendo, de alguma forma, das deformações

plásticas. Um material é dito perfeitamente plástico, quando o nível da tensão de escoamento não depende de modo algum do grau de plastificação. Geralmente, se considera um material como perfeitamente plástico quando o patamar de escoamento é bastante grande, com as deformações devidas ao escoamento de 10 a 40 vezes maiores que as de início de escoamento.

Conforme Owen *et al.* (1980), no caso em que as superfícies de escoamento subseqüentes preservam sua forma e orientação, mas transladam no espaço das tensões como um corpo rígido, o modelo é denominado de endurecimento cinemático. Por um outro lado, se as superfícies de escoamento subseqüentes são uma expansão uniforme da curva de escoamento original, sem translação, o modelo de endurecimento é denominado de isotrópico. Este é o modelo de endurecimento utilizado na presente pesquisa.

4.6.2 Análise Não-Linear Geométrica

A análise não-linear geométrica deve ser empregada quando ocorrem mudanças significativas na geometria da estrutura em relação à configuração original. A matriz de rigidez deve ser atualizada em função dos deslocamentos porque as formas mudam e/ou o material rotaciona. Isto se aplica tanto para materiais elásticos quanto elasto-plásticos. Uma descrição mais aprofundada sobre estas análises é apresentada por Bathe (1996).

Os dois tipos de análises não-lineares geométricas são:

- a) grandes deslocamentos e rotações, porém, pequenas deformações;
- b) grandes deslocamentos, rotações e deformações.

Ambos os casos se aplicam aos tubos de paredes finas com corrosão, dependendo do tipo e nível de carregamento aplicado.

Para a análise não-linear geométrica em estruturas, em geral, se utilizam às formulações Lagrangeana Total e Lagrangeana Atualizada para a descrição do movimento. A seguir, são apresentadas as formas de sistemas de referencia utilizados nestas formulações:

Referencial Lagrangeano Total: a configuração de referência corresponde ao estado original da estrutura não carregada, ou seja, os deslocamentos são sempre medidos em relação

à configuração original indeformada. Os deslocamentos calculados numa análise incremental se referem a um mesmo referencial fixo.

Referencial Lagrangeano Atualizado: a configuração de referência, por sua vez, corresponde à última configuração de equilíbrio determinada. Assim, numa análise incremental, ao final de cada incremento de carga o referencial é transferido para a recém calculada configuração de equilíbrio, caracterizando um referencial móvel.

4.6.3 Solução do Problema Não-Linear

Uma forma de representação gráfica da resposta não-linear de uma estrutura consiste no traçado de um diagrama carga-deslocamento, onde a abscissa corresponde a uma componente de deslocamento (ou rotação) de um nó selecionado (ou elemento), e a ordenada representa o parâmetro de carga.

Uma curva suave apresentada num diagrama carga-deslocamento é chamada de trajetória de equilíbrio (**Figura 4.2**). Cada ponto numa trajetória de equilíbrio representa uma configuração de equilíbrio estático.

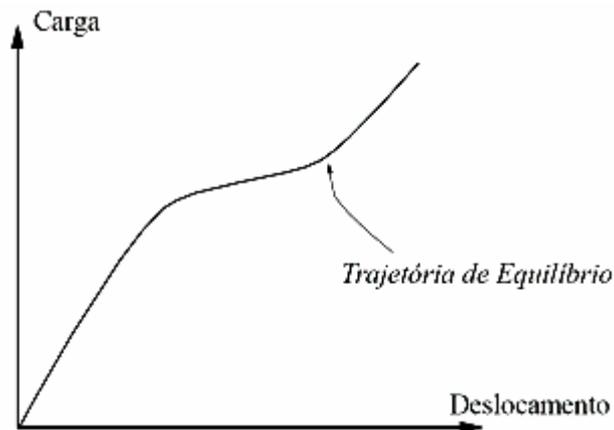


Figura 4.2 – Trajetória de equilíbrio.
Fonte: Rodrigues (2000)

A configuração em relação à qual as cargas e os deslocamentos são medidos, que pode ser, por exemplo, a origem da trajetória de equilíbrio, é chamada de configuração de referência. A trajetória que passa por essa origem é chamada de trajetória fundamental de equilíbrio. Esta trajetória fundamental se estende da configuração de referência a uma

configuração que corresponde a um ponto crítico. Um dos tipos de ponto crítico é o ponto limite.

Ponto limite é o qual a tangente à curva de equilíbrio é horizontal, ou seja, é paralela ao eixo dos deslocamentos. Um exemplo de ponto limite é o colapso a flexão, o estado crítico de flambagem, que pode ser observado no diagrama de momento-deslocamento.

A solução de problemas não-lineares é usualmente obtida através da utilização de combinação de esquemas incrementais (preditores) e iterativos (corretores). Técnicas de solução apropriadas devem ser capazes de superar os problemas numéricos associados com o comportamento não-linear. No contexto da implementação computacional, devem ter a capacidade de detectar pontos críticos, tais como pontos limites, e seguir a trajetória de equilíbrio além dos pontos críticos.

4.6.3.1 Métodos de Solução

Diversos métodos de solução de sistemas não-lineares (*solvers*) têm sido propostos para se traçar as trajetórias de equilíbrio até, e além dos pontos críticos. Muitos são baseados em variantes do método de Newton-Raphson, e incorporam diferentes técnicas, tais como: técnicas de controle de deslocamento, de controle de energia, técnicas do tipo *arc-length* (ou comprimento do arco constante) como utilizado por Alves (2002) e a técnica do controle de deslocamento generalizado.

Os métodos mais empregados são o método de Newton-Raphson (NR) e o método de Newton-Raphson Modificado (NRM). Uma descrição destes métodos pode ser encontrada nas seguintes referências: Owen *et al.* (1980), Cook (1989) e Bathe (1996), entre outras. A diferença básica entre eles é que, no NR, a matriz de rigidez tangente é atualizada a cada iteração, ao passo que no NRM, a matriz de rigidez tangente é mantida constante durante um incremento ou um conjunto de incrementos.

Uma forma especial do método NRM em que se utiliza sempre a matriz de rigidez inicial elástica do primeiro incremento, avaliada e fatorada apenas uma vez, foi denominado de método das tensões iniciais. Os procedimentos de solução denominados de métodos secantes ou quasi-Newton, ao invés de atualizarem a matriz de rigidez tangente, atualizam uma aproximação secante da matriz, ou de sua inversa.

O método utilizado na presente pesquisa é o NR, sendo o método padrão no *software* comercial utilizado. A formulação deste método será apresentada a seguir.

4.6.3.1.1 Método Newton-Raphson

Formulação adaptada de Bathe (1996),

$$[K_i^T] \{\Delta u_i\} = \{F^a\} - \{F_i^{nr}\} \quad (4.4)$$

$$\{u_{i+1}\} = \{u_i\} + \{\Delta u_i\} \quad (4.5)$$

onde,

- $[K_i^T]$ matriz de rigidez tangente;
- i índice que representa a iteração de equilíbrio atual;
- $\{F^a\}$ vetor de forças aplicadas;
- $\{F_i^{nr}\}$ vetor de forças atualizado calculado pelas tensões do elemento;
- $\{u_i\}$ vetor de deslocamentos nodais.

Ambos $[K_i^T]$ e $\{F_i^{nr}\}$ são calculados baseados nos valores dados por $\{u_i\}$. A parcela $\{F^a\} - \{F_i^{nr}\}$ é o vetor de forças residuais ou desbalanceadas. As iterações são realizadas até que o critério de convergência seja satisfeito, obtendo assim a solução aproximada. A **Figura 4.3** apresenta a representação gráfica de duas iterações subseqüentes realizadas pelo método NR.

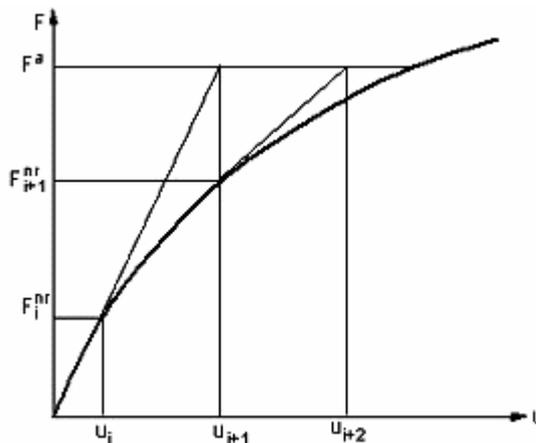


Figura 4.3 - Método Newton-Raphson.
Fonte: ANSYS (2003)

Quando a análise inclui não-linearidades dependentes da trajetória, como as análises que envolvem plasticidade, ou quando existem grandes deslocamentos e rotações, o processo de solução requer que alguns passos de carga intermediários estejam em equilíbrio, para que a trajetória de equilíbrio seja corretamente seguida e se chegue à solução correspondente ao carregamento final.

Esses passos de carga são chamados incrementos de carga, e para cada incremento são realizadas iterações para se chegar a uma solução aproximada perto da solução exata. As propriedades utilizadas para o cálculo em cada incremento de carregamento são as resultantes do incremento anterior. A **Figura 4.4** mostra três soluções intermediárias correspondentes a três incrementos de carga pelo método NR.

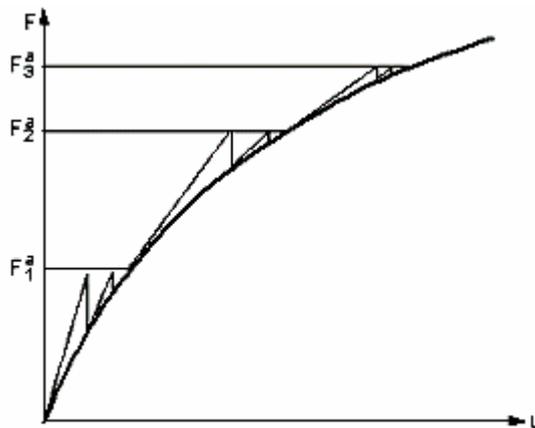


Figura 4.4 - Método Newton-Raphson incremental.
Fonte: ANSYS (2003)

4.6.3.2 Incrementos de Carga

Em uma análise não-linear, além da convergência e precisão de resultados decorrentes da malha utilizada, deve-se considerar a convergência do método de solução utilizado através dos incrementos de carga. Para obter convergência e resultados mais precisos, os incrementos de carga aplicados na análise de elementos finitos devem variar.

Em relação à não-linearidade física, até o início do escoamento os aços utilizados apresentam um comportamento linear. Nesta situação o incremento pode ser grande ou mesmo único, até que o primeiro elemento escoe. No decorrer da análise elasto-plástica, o incremento de carga ótimo tende a diminuir, porque a cada incremento mais elementos se plastificam, ocorrendo também grande aumento das deformações na não-linearidade geométrica.

Para a precisão dos resultados ser verificada, devem-se diminuir os incrementos de carga até que a variação dos resultados esteja dentro da tolerância adotada. O colapso plástico estrutural se caracteriza quando a análise não converge mais mesmo para o aumento da carga em incrementos de carga bem pequenos.

4.6.3.3 Critérios de Convergência

Em qualquer processo iterativo, a solução não é exata, ou seja, é calculada aproximadamente. Portanto, alguns limites de tolerância devem ser determinados para a interrupção do processo. É importante salientar ainda, que os valores das tolerâncias de convergência descritos devem ser estabelecidos de modo a equilibrar a precisão de resultados com o custo computacional, levando-se em consideração que valores muito altos podem levar a resultados pouco precisos, e em contrapartida, valores muito baixos, a uma precisão exagerada e desnecessária, com custos computacionais excessivos.

Nas análises numéricas deste trabalho, foram utilizados os critérios de convergência de força e momento, com tolerância de 0,1% para cada incremento de carga.

5 ANÁLISES DE ELEMENTOS FINITOS REALIZADAS E RESULTADOS

Neste capítulo, estão presentes os elementos finitos e o modelo de elementos finitos utilizados, os critérios de falha numéricos considerados, as análises e os resultados numéricos obtidos, explicados e comparados aos resultados dos ensaios experimentais da literatura e dos métodos analíticos semi-empíricos.

5.1 Elementos Finitos Utilizados

Os elementos finitos de casca são os utilizados no presente trabalho. Estes elementos são simplificados na terceira dimensão, consideram a espessura do material e suas variações durante as análises, no entanto, a modelagem geométrica desta espessura é simplificada. A espessura total da corrosão foi modelada como uma redução metade interna e metade externa da parede do tubo. Os resultados do gradiente de tensão ao longo da espessura também são simplificados. Isto é suficiente para modelar bem as cascas finas, como é o caso dos dutos. As cascas finas seguem a teoria de Kirchhoff.

Normalmente, para as cascas espessas a flexibilidade de cisalhamento transversal é importante, enquanto que, para as finas ela é insignificante. No entanto, quando a casca fina está sujeita a momento fletor, como o gerado pela compressão devido à descontinuidade geométrica da corrosão ou quando a casca começa a flexionar, e a casca torna-se excessivamente fina, deve-se utilizar a técnica de integração reduzida para evitar o fenômeno numérico de travamento ao cisalhamento (*shear locking*).

5.1.1 Elemento Finito “*SHELL43*”

O elemento finito “*SHELL43*” [ANSYS (2003)] é o utilizado nas análises que possuem carregamento de pressão interna e tração axial decorrente desta pressão nas laterais do tubo fechado. Possui 4 nós e 6 graus de liberdade por nó (3 translações e 3 rotações). Para

os movimentos fora do plano, utiliza interpolação mista de componentes tensoriais, recurso presente em Bathe *et al.* (2005). Os pontos de integração são 2×2 no plano e 5 através da espessura para material não-linear. A **Figura 5.1** apresenta a representação deste elemento com seus nós I, J, K e L, seu sistema de coordenadas e a numeração das suas faces.

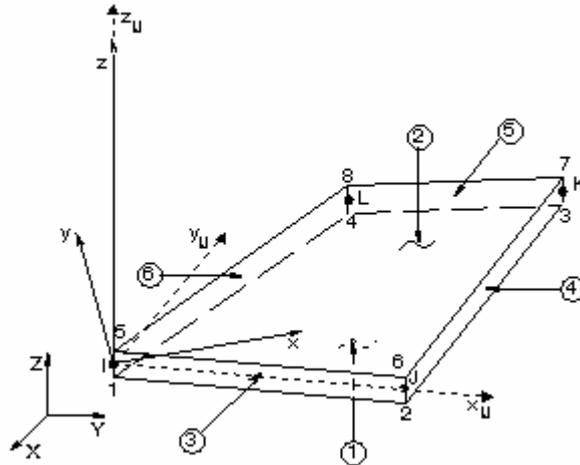


Figura 5.1 - Representação do elemento “*SHELL43*”.
Fonte: ANSYS (2003)

5.1.2 Elemento Finito “*SHELL181*”

O elemento finito “*SHELL181*” [ANSYS (2003)] é o utilizado nas análises que possuem carregamento de pressão interna combinado ao de compressão axial. Possui 4 nós e 6 graus de liberdade por nó (3 translações e 3 rotações). Os pontos de integração utilizados são 1×1 no plano (integração reduzida) e 5 através da espessura. A **Figura 5.2** apresenta a representação deste elemento com seus nós I, J, K e L, seu sistema de coordenadas e a numeração das suas faces.

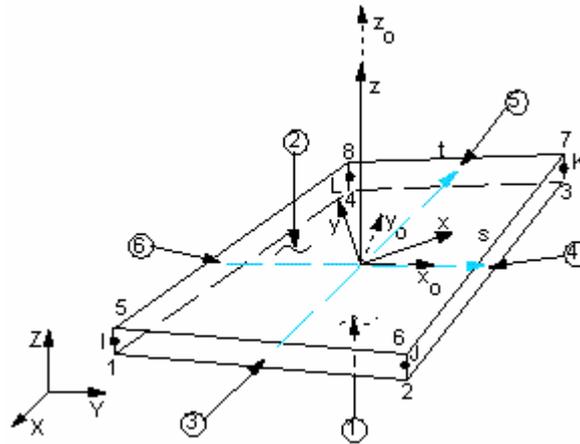


Figura 5.2 - Representação do elemento “*SHELL181*”.
Fonte: ANSYS (2003)

5.2 Modelo de Elementos Finitos Utilizado

Para as análises de elementos finitos empregou-se o *software* comercial ANSYS 8.0 [ANSYS (2003)]. Foram consideradas as não-linearidades físicas do material e as geométricas para grandes deslocamentos, rotações e deformações. O material não-linear elasto-plástico tem comportamento isotrópico, endurecimento isotrópico, e a superfície de escoamento esta associada ao critério de escoamento de Von Mises. O *solver* linear é o da matriz esparsa e o método iterativo incremental é o Newton-Raphson. Os critérios de convergência são os de força e momento, com tolerância de 0,1% para cada incremento de carga. O número de incrementos de carga varia e será apresentado mais adiante nas análises. Todos os carregamentos combinados foram aplicados simultaneamente, dividindo o seu valor total pelo número de incrementos.

Somente um quarto do duto foi modelado e discretizado devido às condições de simetria geométricas e de carregamento, com as condições de contorno aplicadas de acordo com esta simetria. Considerando o sistema de coordenadas na **Figura 5.3**, 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 de um nó da ponta na direção Y para evitar o movimento de corpo rígido. Foi utilizado um algoritmo desenvolvido por Guimarães (2005) para a geração automática do modelo de tubo com corrosão e da malha mapeada, como o exemplo da **Figura 5.3**. 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 nós e elementos varia de acordo com o comprimento e largura da corrosão, além do nível de refino escolhido.

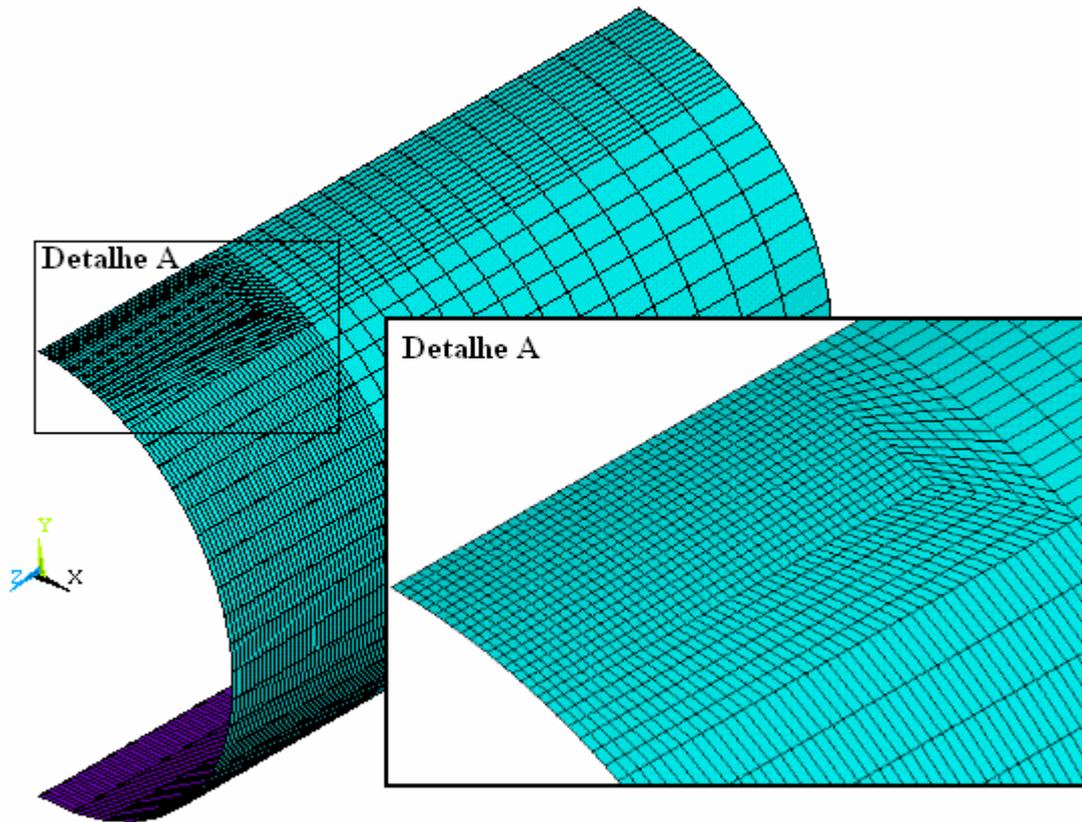


Figura 5.3 - Exemplo de malha utilizada.

5.3 Critérios de Falha Numéricos

Os ensaios experimentais para a avaliação da resistência residual dos dutos são realizados até a ruptura dos mesmos. As análises numéricas também se deram até a ruptura do duto, desenvolvendo-se para tanto parâmetros de referência que serão explicados a seguir.

Na análise numérica de um duto, não é possível simular a estricção pelo presente método utilizado de elementos finitos, ocorrendo a partir dela o colapso plástico estrutural, com o modelo não convergindo mais, mesmo para incrementos de carga bem pequenos. No entanto, foi adotado como critério de ruptura, a falha estrutural do duto, como uma boa aproximação para o duto com corrosão discretizado com elementos de casca, o carregamento em que o primeiro elemento atinge a tensão efetiva de Von Mises igual a uma tensão de ruptura σ_{rup} , esta tensão será definida para cada caso. Neste momento, a pressão interna se

torna à pressão de ruptura do duto corroído P_{rup} , ou pressão de falha P_f . Caso o colapso plástico ocorra antes de σ_{rup} , é considerada a pressão máxima atingida como P_f . Os resultados são obtidos pela simulação do modelo com diversas pressões internas, até chegar aos critérios estabelecidos.

5.4 Análises de Elementos Finitos Realizadas e Resultados

As análises realizadas se dividem em dois grandes grupos, estes são: análises com pressão interna e carregamento axial de tração e análises com pressão interna e carregamento axial de compressão. As pressões internas foram aplicadas como pressões de área e os carregamentos axiais como pressões de linha na extremidade do duto que não possui corrosão.

A validação do modelo numérico pertence ao primeiro grupo e se deu com o material X65. Todas as análises do primeiro grupo foram realizadas também com os materiais X70 e X80. No segundo grupo apenas o material X65 foi utilizado.

Todos os resultados de tensão-deformação foram maiores na camada de integração inferior dos elementos de casca (*bottom layer*) como esperado, camada mais interna da espessura do duto, estes serão os valores apresentados.

5.4.1 Análises com Pressão Interna e Carregamento Axial de Tração

As análises com pressão interna possuem também carregamento axial de tração para simular o efeito da pressão interna nas tampas das extremidades dos espécimes experimentais. Para estas análises foi empregado o elemento “*SHELL43*”, com a divisão da aplicação do carregamento em 50 incrementos de carga, pois se mostrou uma aproximação adequada conforme estudos prévios e com baixo custo computacional. Em apenas um caso, com o espécime DA na seção seguinte, o número de incrementos foi aumentado para 4000, a fim de se confirmar o colapso plástico.

5.4.1.1 Validação do Modelo Numérico

Para a validação do modelo numérico, foram simulados os espécimes DA, DB, DC, LA, LC, CB e CC, os quais estão descritos no **Capítulo 3**. O material utilizado é o X65 com suas propriedades presentes no **Capítulo 2**. Para encontrar-se a σ_{rup} mais adequada neste caso, foram usadas nas análises numéricas várias tensões de referência pelo critério de Von Mises: $\sigma_{rup} = \sigma_y^*$, $\sigma_{rup} = 0,8 \sigma_u^*$, $\sigma_{rup} = 0,9 \sigma_u^*$ e $\sigma_{rup} = \sigma_u^*$.

Os resultados da pressão interna para cada espécime e tensão de referência estão na **Tabela 5.1** e **Figura 5.4**. O item “Pressão de Falha EF Casca” apresenta os resultados de pressão das simulações numéricas realizadas, e o item “Deformação Circunferencial Correspondente”, a deformação circunferencial relativa aos mesmos espécimes e tensões de referência.

Tabela 5.1. Resultados das tensões de referência para estabelecimento de critério

ESPÉCIME	Pressão de Falha EF Casca (MPa)				Deformação Circunferencial Correspondente (%)			
	σ_y^*	$0,8 \sigma_u^*$	$0,9 \sigma_u^*$	σ_u^*	σ_y^*	$0,8 \sigma_u^*$	$0,9 \sigma_u^*$	σ_u^*
DA	18,19	24,67	25,41	25,67*	0,2237	4,4040	8,0383	9,8405*
DB	12,10	19,77	22,13	23,79	0,2294	4,4083	7,9754	17,4167
DC	6,23	12,61	16,19	18,67	0,2354	4,2942	8,0053	15,7071
LA	12,88	23,02	24,49	25,33	0,2280	4,0247	8,3319	16,2134
LC	12,07	17,86	20,64	22,74	0,2300	4,3789	8,3925	16,8731
CB	12,01	18,07	22,62	24,17	0,2284	4,1476	7,6738	16,2774
CC	11,40	17,47	21,10	23,64	0,2283	4,1602	7,7507	15,1430

* Colapso plástico antes de atingir a tensão de referência.

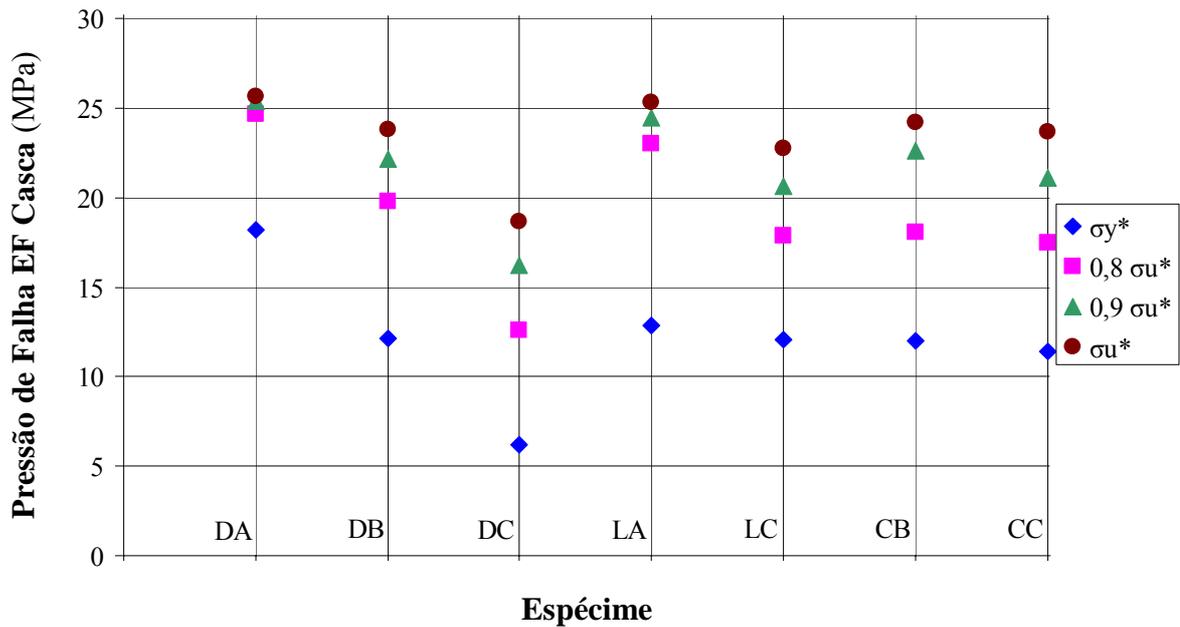


Figura 5.4 - Resultados das tensões de referência para estabelecimento de critério.

A deformação circunferencial é a considerada na formulação dos métodos analíticos semi-empíricos. Deve-se observar que devido à corrosão, esta deformação não é mais uma deformação principal, como no caso do duto íntegro, por isso, os seus valores na **Tabela 5.1** variam um pouco para cada tensão de referência de acordo com a geometria da corrosão.

O valor mais adequado da pressão de falha numérica, em média, comparando-se os resultados numéricos e os experimentais, foi com a tensão de referência $\sigma_{rup} = 0,9 \sigma_u^*$. Esta será a σ_{rup} adotada em todas as análises com material X65 nesta pesquisa. Os valores relativos de pressão da **Tabela 5.2** e **Figura 5.6** são os deste critério e o confirmam. Este critério é o mesmo estabelecido anteriormente pelas análises com elementos finitos sólidos de Choi *et al.* (2003), os resultados destas simulações também estão nas mesmas tabela e figura, e pelas análises com elementos finitos de casca de Guimarães (2005).

Na **Figura 5.5** é apresentada a deformada com os valores de tensão de Von Mises nos elementos do espécime DA. Este é o ponto de colapso plástico, antes de chegar à tensão de referência $\sigma_u^* = 673$ MPa. O número de incrementos de carga desta simulação foi 4000.

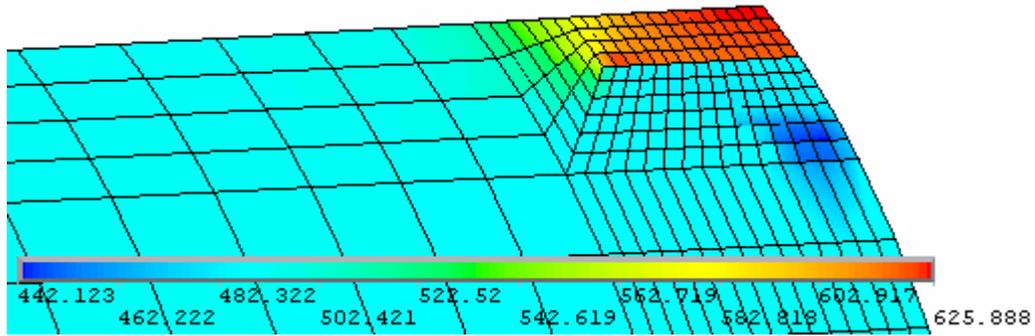


Figura 5.5 – Espécime DA ao atingir o colapso plástico.

Na **Tabela 5.2** os valores indicados por “Pressão de Falha Ensaio” são os obtidos experimentalmente por Choi *et al.* (2003). Na coluna “EF Sólido” estão os resultados de elementos finitos sólidos destes mesmos autores e na coluna “EF Casca” os resultados de elementos finitos deste trabalho. Também estão na tabela os valores de três métodos analíticos.

Tabela 5.2. Resultados de pressão para os sete espécimes de material X65

ESPÉCIME	Pressão de Falha Ensaio (MPa)	Pressão dos Seguintes Métodos / Pressão de Falha Ensaio					Malha	
		EF Sólido	EF Casca	B31G	085dL	DNV	Nº Nós	Nº Elem.
DA	24,11	1,01	1,05	0,90	0,92	1,03	926	864
DB	21,76	1,04	1,02	0,88	0,87	0,97	926	864
DC	17,15	0,95	0,94	0,94	0,84	0,86	926	864
LA	24,30	1,00	1,01	0,88	0,90	1,01	702	647
LC	19,80	0,98	1,04	0,92	0,88	0,95	1182	1112
CB	23,42	0,93	0,97	0,82	0,81	0,90	1037	972
CC	22,64	0,95	0,93	0,85	0,83	0,93	1333	1260

Os valores dos dois tipos de análises de elementos finitos são próximos, e a máxima diferença de 6%, é no caso do modelo LC. Alguns destes valores dos dois modelos numéricos são a favor, e outros contra a segurança, em relação ao ensaio experimental. O método DNV está nesta mesma situação, diferentemente dos métodos B31G e 085dL que são sempre conservadores, a favor da segurança. Caso houvesse sido considerado o fator de modelagem

$F_m = 0,9$ para o método DNV, fator sempre considerado em termos práticos, este método também estaria sempre a favor da segurança. Os resultados de “EF Casca” são mais conservadores para os defeitos profundos e os defeitos largos, os modelos DC e CC respectivamente, e o maior erro em relação ao resultado experimental, de 7%, é para o modelo CC.

É interessante notar que, para os resultados de “EF Casca” e “Pressão de Falha Ensaio”, o espécime CB, com maior largura da corrosão que o DB, suportou pressão um pouco maior que o DB, e com mais um aumento da largura, no espécime CC, a pressão de falha começou a cair. Este fato não ocorreu com os resultados de “EF Sólido”, e os métodos analíticos usados não consideram a largura da corrosão em suas formulações.

Comparando os diversos resultados, se constatou que a profundidade da corrosão foi o fator que mais afetou a resistência residual dos dutos analisados, seguida pelo comprimento e depois pela largura da corrosão.

5.4.1.2 Análises com Materiais X70 e X80

A partir deste ponto do trabalho, as análises de elementos finitos serão o referencial de comparação, por serem mais precisas do que os métodos analíticos e pela falta dos valores experimentais para as situações simuladas. Nesta seção, os mesmos sete espécimes da validação foram simulados com os mais modernos e resistentes materiais X70 e X80.

Para todas as análises com estes materiais, foi definido $\sigma_{rup} = \sigma_u^*$, por não serem conhecidos os valores experimentais de ruptura de dutos desses materiais. Este critério fica próximo do estabelecido para o material X65, $\sigma_{rup} = 0,9 \sigma_u^*$, comparativamente. Isto é notado pela observação das curvas verdadeiras dos materiais X65, X70 e X80 na **Figura 2.5**. A curva verdadeira do material X65 foi computada considerando o fenômeno de estrição, e pela tendência das três curvas, esta curva se estende em torno de 10% a mais nos valores de tensão em relação às outras duas.

Os resultados numéricos e analíticos estão na **Tabela 5.3**. O item “Pressão de Falha EF Casca” diz respeito aos resultados de elementos finitos de casca deste trabalho.

Tabela 5.3. Resultados de pressão para os sete espécimes de materiais X70 e X80

ESPÉ CIME	X70				X80			
	Pressão de Falha EF Casca (MPa)	Pressão dos Seguintes Métodos / Pressão de Falha EF Casca			Pressão de Falha EF Casca (MPa)	Pressão dos Seguintes Métodos / Pressão de Falha EF Casca		
		B31G	085dL	DNV		B31G	085dL	DNV
DA	27,00	0,85	0,86	0,93	34,17	0,82	0,81	0,89
DB	24,11	0,84	0,82	0,89	30,19	0,82	0,78	0,86
DC	17,88	0,95	0,84	0,84	22,88	0,91	0,78	0,80
LA	26,29	0,86	0,87	0,95	32,90	0,84	0,83	0,92
LC	22,10	0,86	0,82	0,87	27,72	0,84	0,78	0,84
CB	23,67	0,85	0,83	0,91	29,81	0,83	0,79	0,87
CC	22,28	0,91	0,89	0,96	28,26	0,87	0,83	0,92

Os resultados dos três métodos analíticos são sempre conservadores em relação aos resultados numéricos para ambos os materiais, sendo um pouco mais conservadores para todos os espécimes de material X80. O método DNV é o que mais se aproxima, em média, dos valores de elementos finitos para os dois materiais. Os métodos B31G e 085dL são um pouco mais conservadores. Com o fator $F_m = 0,9$ aplicado ao método DNV, a situação se inverte, e ele fica um pouco mais conservador do que os outros dois métodos para todos os espécimes, e os resultados dos três métodos ficam próximos no geral. No caso do espécime DC, defeito profundo, o método B31G foi menos conservador e o método DNV mais conservador em relação aos outros resultados destes métodos.

A média dos três métodos analíticos juntos, considerando o DNV com $F_m = 0,9$ aplicado, para o material X70 foram resultados 15,4% abaixo da pressão de falha numérica, e para o material X80 resultados 18,9% abaixo. Os métodos analíticos devem apresentar resultados os mais próximos possíveis da pressão de falha real, deixando uma pequena margem de segurança, de conservadorismo. Na posse destes resultados, ainda deve ser considerado o fator de segurança de projeto, descrito no **Capítulo 3**. Devido a isto, os três métodos analíticos utilizados poderiam apresentar resultados de pressão de falha um pouco mais elevados para a maioria dos sete espécimes de material X70 e X80 analisados.

5.4.1.3 Análises com Defeitos de Corrosão Longos

Para as análises numéricas com defeitos de corrosão longos, a espessura da parede do duto foi trocada para 13 mm. Caso o duto real fosse de materiais mais resistentes, como os X70 e X80 ao invés do X65, uma redução de espessura no projeto seria natural, como demonstrado na **Tabela 2.3**. Os materiais X65, X70 e X80 foram considerados nesta seção. As tensões de ruptura de referência são as mesmas já utilizadas para estes materiais, $\sigma_{rup} = 0,9 \sigma_u^*$ para o material X65, e $\sigma_{rup} = \sigma_u^*$ para os materiais X70 e X80.

A partir de um limite, o aumento do comprimento do defeito de corrosão não afeta mais a resistência residual dos dutos. Conforme Benjamin (2004_(b)), este valor é quando $a^2/Dt > 200$. Neste caso, considera-se a região de corrosão mais vulnerável dentro deste comprimento limite, devido aos outros parâmetros de corrosão. Os defeitos mais longos aqui avaliados terão o comprimento de $a^2/Dt = 100$, o que permite observar a tendência da influência do comprimento.

Os espécimes simulados consideram defeitos com 2 espessuras diferentes e 4 comprimentos para cada espessura. Estes espécimes foram denominados L1 à L8. Os parâmetros adimensionais destes espécimes estão na **Tabela 5.4**. O parâmetro de comprimento inicial $a^2/Dt = 20$, foi escolhido por ser o limite onde se deve começar a utilizar a formulação de defeitos longos pelos métodos B31G e RPA. O comprimento $a^2/Dt = 50$, é o qual o fator α do método RPA para de variar e se torna igual à unidade, e também onde começa o uso da formulação de defeitos longos do método *085dL*. O método DNV não classifica os defeitos de corrosão quanto ao seu comprimento.

As **Tabelas 5.5 a 5.7** e as **Figuras 5.6 a 5.11** contém os resultados numéricos dos espécimes longos comparados aos dos quatro métodos analíticos citados.

Tabela 5.4. Parâmetros adimensionais dos espécimes com defeitos de corrosão longos

ESPÉCIME	$c/\pi D$	D/t	d/t	a^2/Dt
L1	0,1	58,61	0,3	20
L2				35
L3				50
L4				100
L5			0,7	20
L6				35
L7				50
L8				100

Dados gerais: $L = 2300$ mm; $D = 762$ mm; $t = 13$ mm.

Tabela 5.5. Resultados dos espécimes com defeitos de corrosão longos de material X65

ESPÉCIME	Pressão de Falha EF Casca (MPa)	Pressão dos Seguintes Métodos / Pressão de Falha EF Casca			
		B31G	<i>085dL</i>	RPA	DNV
L1	17,34	0,71	0,85	0,85	0,91
L2	17,07	0,73	0,85	0,80	0,90
L3	16,76	0,74	0,86	0,81	0,90
L4	16,53	0,75	0,86	0,80	0,89
L5	8,51	0,62	1,05	1,05	0,95
L6	7,91	0,67	1,08	0,83	0,95
L7	7,64	0,70	1,10	0,82	0,95
L8	7,43	0,71	1,10	0,80	0,92

Tabela 5.6. Resultados dos espécimes com defeitos de corrosão longos de material X70

ESPÉCIME	Pressão de Falha EF Casca (MPa)	Pressão dos Seguintes Métodos / Pressão de Falha EF Casca			
		B31G	085dL	RPA	DNV
L1	18,89	0,69	0,81	0,81	0,85
L2	18,37	0,71	0,82	0,78	0,85
L3	17,98	0,73	0,84	0,79	0,85
L4	17,67	0,74	0,84	0,78	0,85
L5	9,32	0,60	1,00	1,00	0,89
L6	8,78	0,64	1,02	0,78	0,87
L7	8,49	0,66	1,04	0,77	0,87
L8	8,25	0,68	1,03	0,75	0,84

Tabela 5.7. Resultados dos espécimes com defeitos de corrosão longos de material X80

ESPÉCIME	Pressão de Falha EF Casca (MPa)	Pressão dos Seguintes Métodos / Pressão de Falha EF Casca			
		B31G	085dL	RPA	DNV
L1	23,64	0,67	0,78	0,78	0,82
L2	22,87	0,70	0,79	0,75	0,83
L3	22,28	0,71	0,81	0,76	0,84
L4	21,74	0,73	0,82	0,76	0,84
L5	11,60	0,59	0,96	0,96	0,86
L6	10,84	0,63	0,99	0,76	0,86
L7	10,44	0,65	1,01	0,75	0,86
L8	10,12	0,67	1,01	0,73	0,83

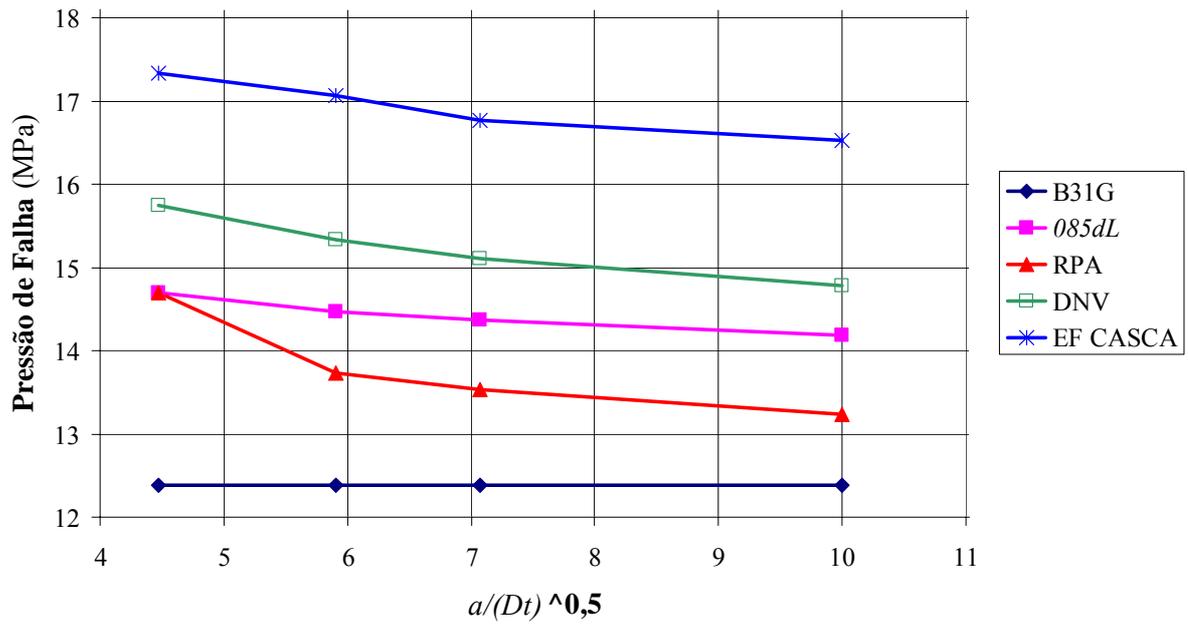


Figura 5.6 - Pressão de falha para o material X65 com $d/t = 0,3$.

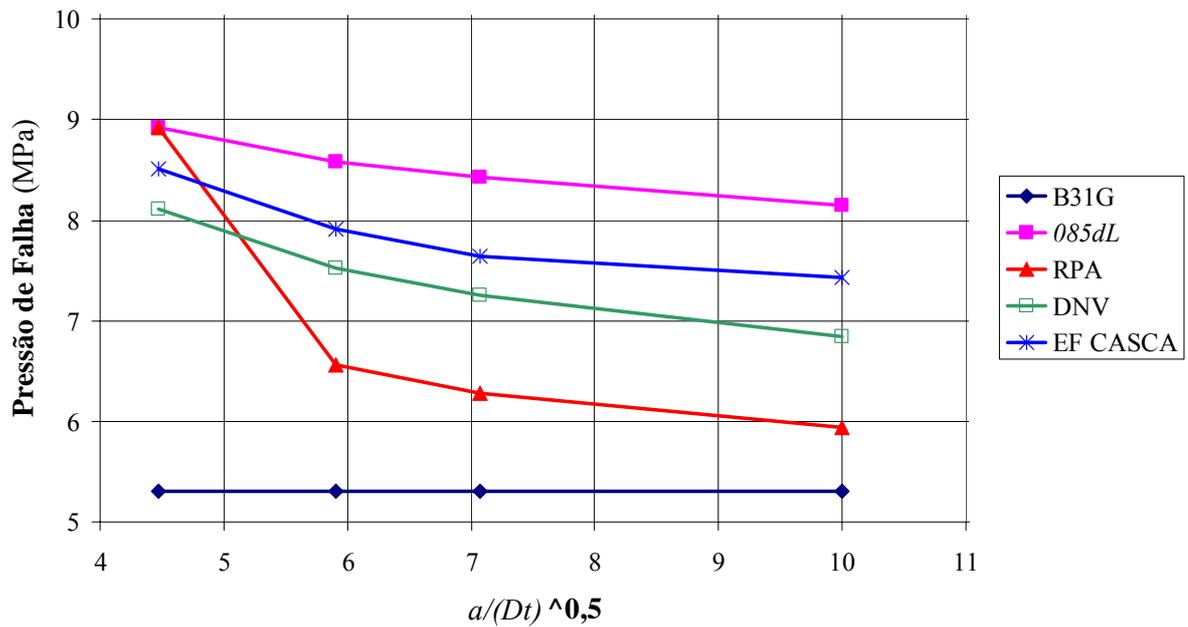


Figura 5.7 - Pressão de falha para o material X65 com $d/t = 0,7$.

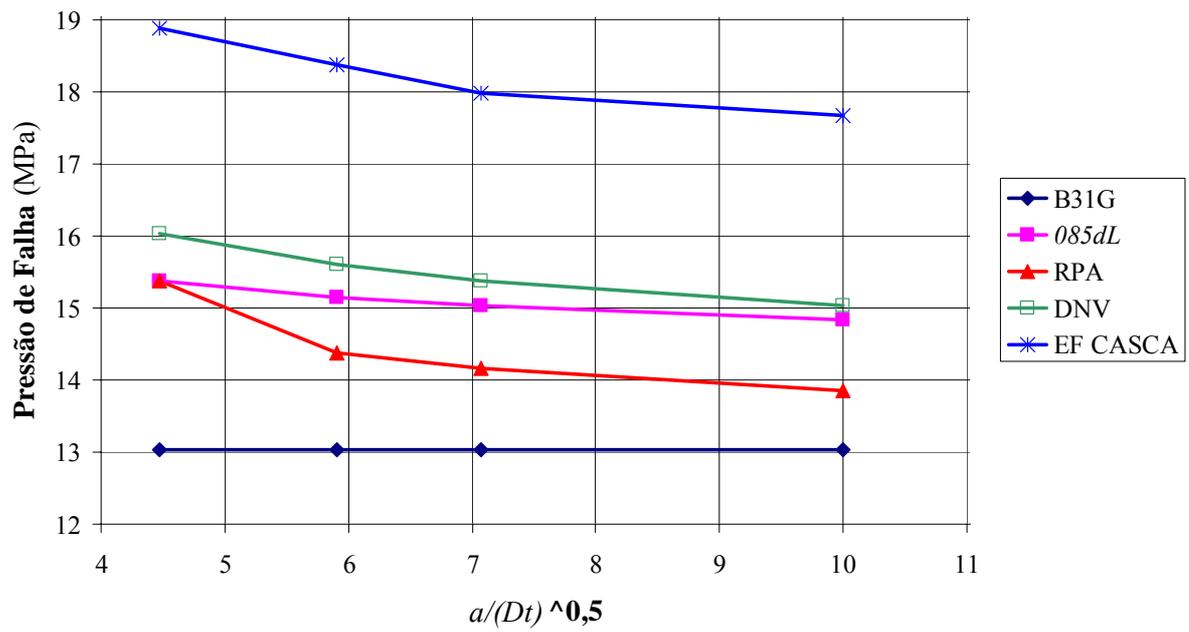


Figura 5.8 - Pressão de falha para o material X70 com $d/t = 0,3$.

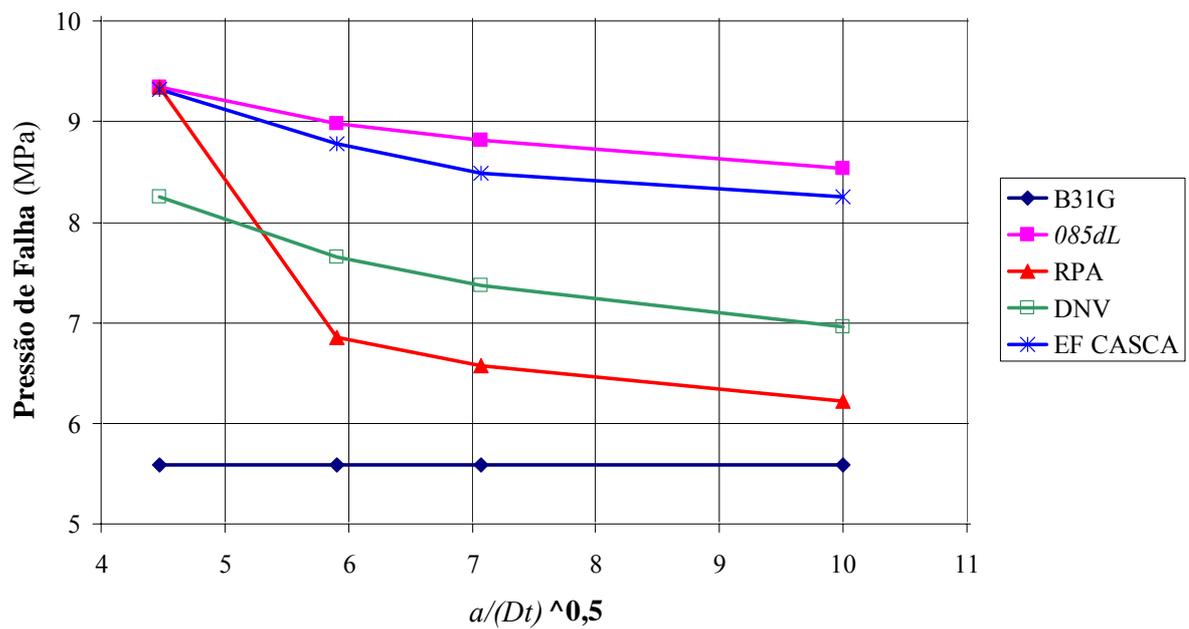


Figura 5.9 - Pressão de falha para o material X70 com $d/t = 0,7$.

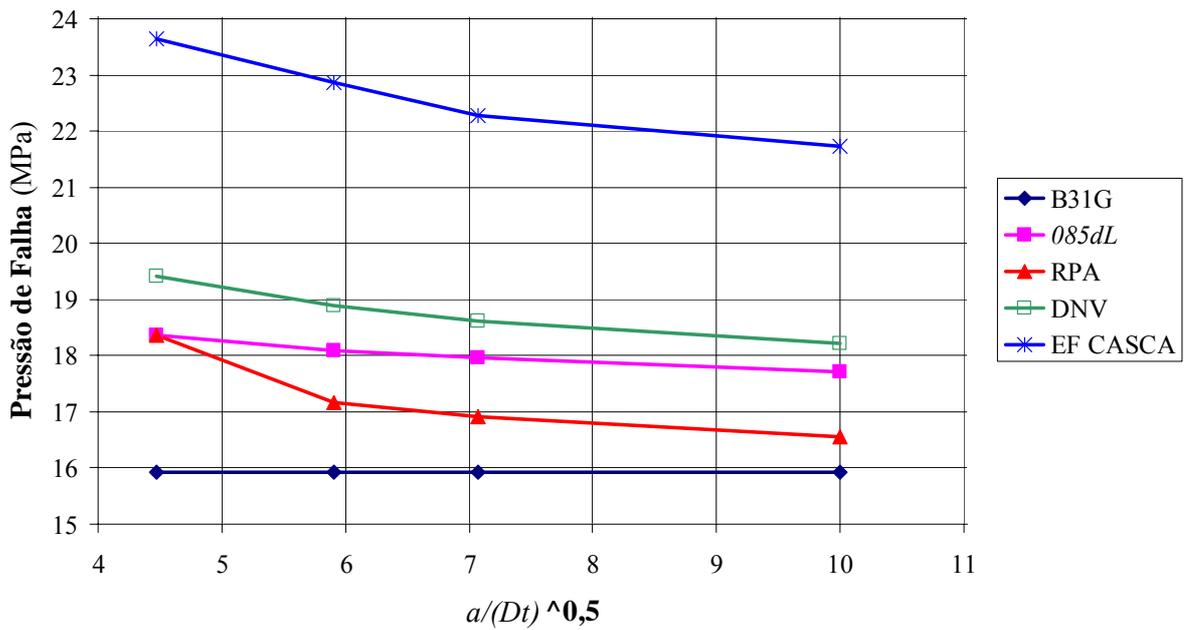


Figura 5.10 - Pressão de falha para o material X80 com $d/t = 0,3$.

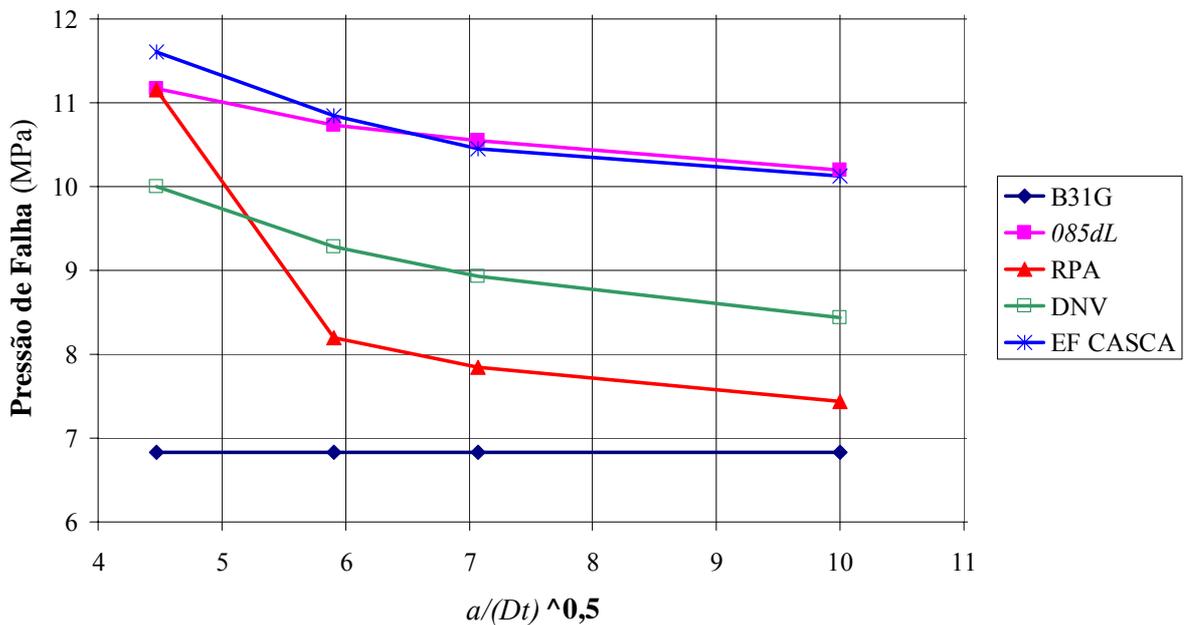


Figura 5.11 - Pressão de falha para o material X80 com $d/t = 0,7$.

Em relação aos defeitos longos e rasos, com $d/t = 0,3$, todos os quatro métodos analíticos predisseram valores de pressão de falha sempre abaixo dos valores numéricos. Os métodos mais adequados em ordem de precisão foram DNV, 085dL, RPA e o B31G. Para os defeitos longos e profundos, com $d/t = 0,7$, o método 085dL obteve nove resultados e o

método RPA um resultado contra segurança, os métodos B31G e DNV foram sempre a favor da segurança, e este último foi novamente o método mais adequado. Todos os métodos analíticos apresentaram resultados de pressão relativos aos resultados numéricos mais baixos com a troca de material de X65 para X70 e também de X70 para X80, demonstrando a influência da resistência do material nos resultados destes métodos.

O método B31G é simplificado quando os defeitos são longos, considerando uma pressão de falha única independente do comprimento da corrosão. Embora tenha se mostrado conservador em todos os casos, possui a desvantagem do aspecto econômico, devido ao conservadorismo excessivo apresentado.

No caso do método *085dL*, este se mostrou não conservador para os defeitos longos e profundos, sendo inviável para este tipo aplicação. O método RPA foi eficiente na sua proposta de melhorá-lo nestas situações, com a exceção de um caso, e também poderia ser melhorado, com uma pequena modificação na sua formulação de defeitos longos, mais precisamente nos defeitos longos próximos da transição curto-longo, com a inserção de uma pequena queda dos valores de pressão. Outra sugestão é continuar o uso do método *085dL* em vez do método *085dL* Modificado (RPA) para defeitos longos e rasos, a fim de se evitar valores de pressão de falha desnecessariamente mais baixos.

Já o método DNV, apresentou os melhores resultados para todos os espécimes com defeitos longos, sem a aplicação do fator $F_m = 0,9$. A sugestão é não utilizar este fator em casos semelhantes.

As **Figuras 5.12 a 5.14** dizem respeito às deformadas com as tensões nodais dos espécimes L2 e L4 de material X65 no momento da ruptura. Os resultados dos materiais X70 e X80 são semelhantes graficamente. Embora os resultados tenham sido computados sempre através das tensões de Von Mises dos elementos, que geralmente são um pouco maiores do que as tensões nodais, a visualização gráfica disponível através das tensões nodais é mais clara.

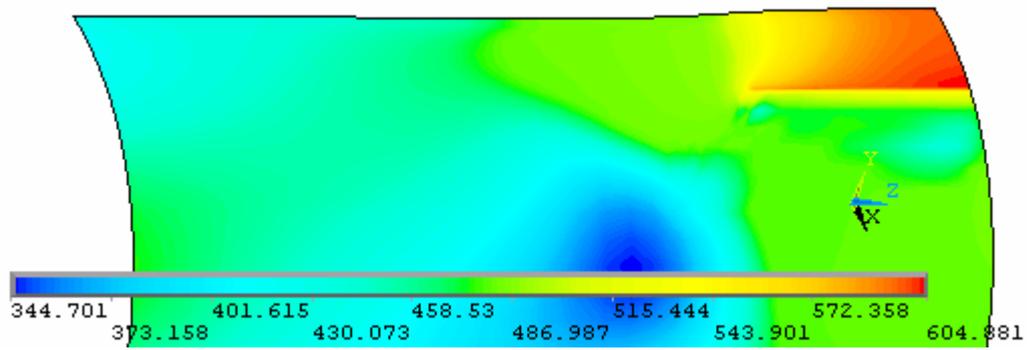


Figura 5.12 – Espécime L2 de material X65 no momento da ruptura.

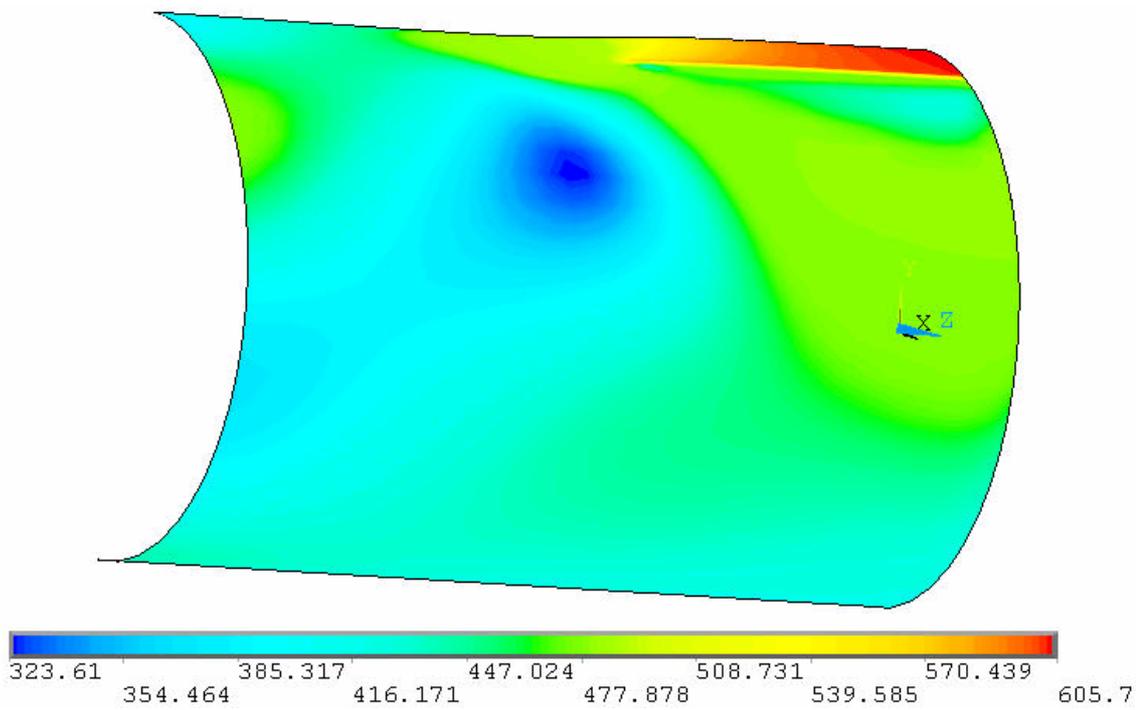


Figura 5.13 – Espécime L4 de material X65 no momento da ruptura.

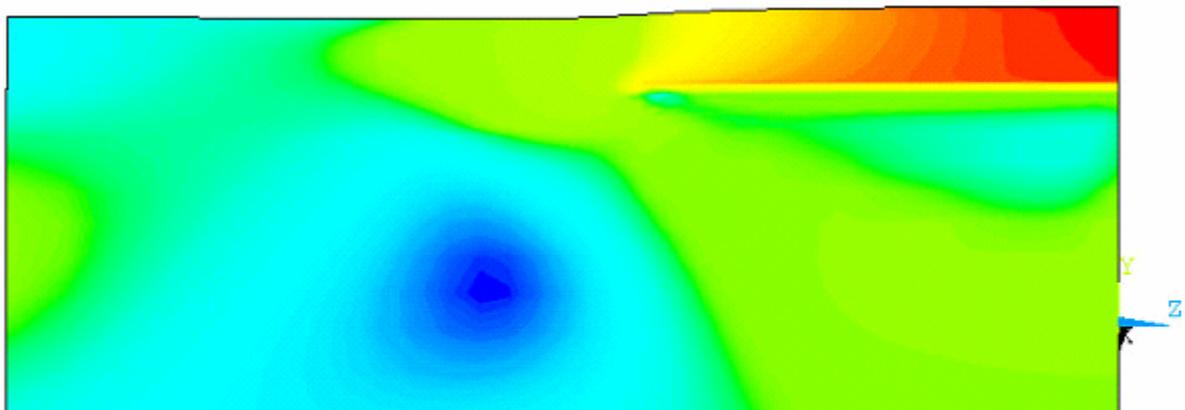


Figura 5.14 – Detalhe do espécime L4 de material X65 no momento da ruptura.

5.4.2 Análises com Pressão Interna e Carregamento Axial de Compressão

Nas análises com pressão interna e carregamento axial de compressão, foi utilizado o elemento “*SHELL181*” devido a problemas de convergência com o elemento “*SHELL43*”, pela adição do carregamento de compressão. A divisão da aplicação dos carregamentos combinados ocorreu em 2000 incrementos de carga para os casos gerais. Nos casos onde houve colapso plástico, o número de incrementos foi aumentado para 6000, para a confirmação destes colapsos. Devido à integração reduzida, cada incremento de carga com o elemento “*SHELL181*” é realizado bem mais rápido do que com o elemento “*SHELL43*”.

Os espécimes que incluem além da pressão interna, carregamento axial de compressão, foram denominados C1 à C6. Os parâmetros adimensionais de corrosão destes espécimes estão descritos na **Tabela 5.8**. Foram consideradas variações de profundidade, comprimento e largura da corrosão.

Tabela 5.8. Parâmetros adimensionais de corrosão dos espécimes C1 a C6

ESPÉCIME	$c/\pi D$	d/t	a^2/Dt
C1	0,05	0,4	12,2
C2	0,05	0,6	12,2
C3	0,05	0,8	1,1
C4	0,05	0,8	4,4
C5	0,05	0,8	12,2
C6	0,10	0,8	12,2

Dados gerais: $L = 2300$ mm; $D = 762$ mm; $t = 17,5$ mm.

5.4.2.1 Estudo das Combinações entre os Carregamentos de Pressão Interna e Compressão

Para o estudo das combinações entre os carregamentos de pressão interna e compressão, foi utilizado o espécime numérico C3. Foram combinados carregamentos de 4 forças de compressão e 9 pressões internas, conforme a **Tabela 5.9**. Os resultados numéricos das tensões efetivas de Von Mises para cada combinação estão na **Tabela 5.9** e **Figura 5.15**.

Tabela 5.9. Combinações de carregamentos de pressão interna e compressão para o espécime C3

Tensão Efetiva de Von Mises (MPa)									
F_x (MN)	Pressão Interna (MPa)								
	0,00	0,10	0,20	0,35	0,50	1,00	3,00	5,00	10,00
0,00	0,00	14,41	28,76	50,19	71,49	141,66	411,63	468,71	535,75
4,67	323,38	323,72	324,18	325,13	326,36	365,69	468,21	469,72	536,30
9,35	468,75	468,74	468,74	468,73	468,79	469,47	470,91	471,68	554,55
14,03	473,05	472,02	470,81	472,30	472,82	473,59	*	*	*

* Colapso plástico antes de atingir a tensão de referência.

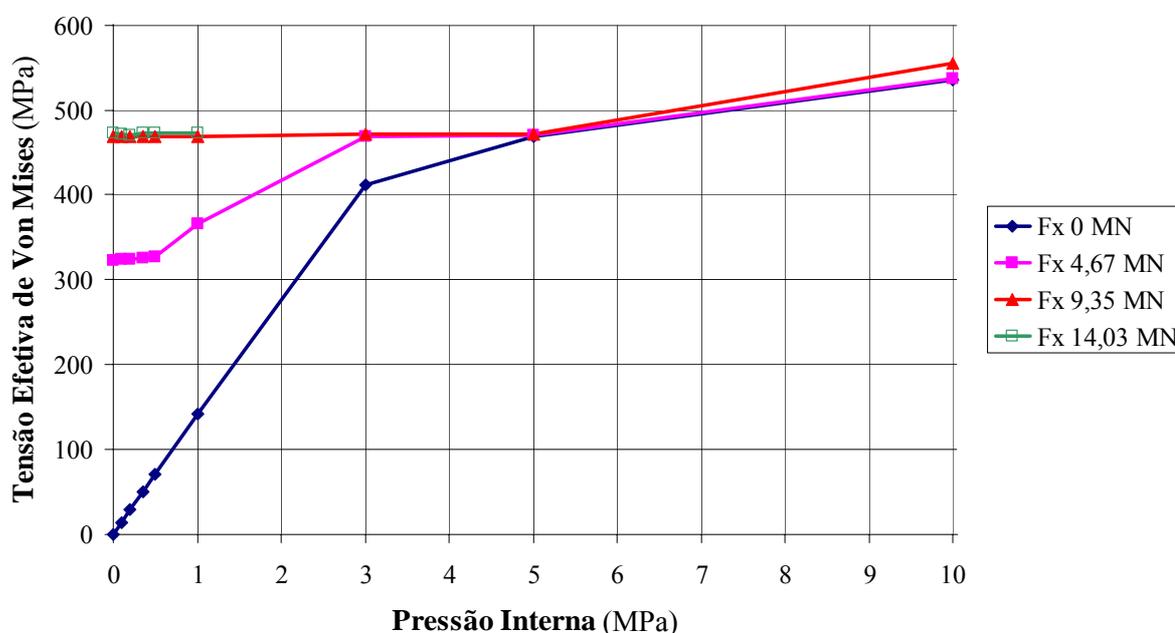


Figura 5.15 – Combinações de carregamentos de pressão interna e compressão para o espécime C3.

Para as forças de compressão de 9,35 e 14,03 MN, quando se iniciou a adição de pressão interna, as tensões efetivas reduziram um pouco. A pressão neste caso, ajudou a estabilizar os efeitos da compressão. Com a força de compressão de 14,03 MN aplicada, só houve convergência até a pressão de 1 MPa, e as tensões até este ponto são apenas um pouco maiores do que para a força de 9,35 MN. Isto indica que a plastificação está se distribuindo por mais partes da estrutura.

É interessante notar que, com a pressão de 5 MPa aplicada, as tensões são próximas para as diversas forças de compressão. Estas tensões estão próximas da tensão de escoamento

verdadeira do material, de 468 MPa. Os valores de tensão para as forças de compressão nula e 4,67 MN, seguem quase juntos a partir deste ponto, indicando que as forças de compressão abaixo de 4,67 MN, não tiveram influência nas tensões de Von Mises com pressões maiores do que 5 MPa, ou a partir do escoamento do material do duto. O procedimento DNV só considera a influência das forças de compressão a partir de determinado valor, de acordo com os dados do duto e da corrosão. Para o espécime C3, este valor é 7,62MN.

Com estas observações, se conclui que a influência das forças de compressão nos carregamentos combinados de pressão interna e compressão axial, esta relacionada à capacidade destas forças levarem o duto ao escoamento sem a aplicação da pressão interna. Caso ocorra escoamento do material antes da aplicação de pressão interna, como observado com a força de 9,35 MN, a tensão efetiva vai ser maior a partir da aplicação de determinada pressão interna, que leva o material ao escoamento mesmo sem compressão, no caso 5 MPa, o que se traduz por uma menor pressão interna final suportada. O colapso plástico devido às forças de compressão, ocorre com tensões efetivas menores do que devido às pressões internas, como o caso da força de 14,03 MN, que causou colapso plástico com pressão baixa e tensão bem próxima a de escoamento.

5.4.2.2 Análise de Todos os Espécimes Comparados ao Procedimento DNV

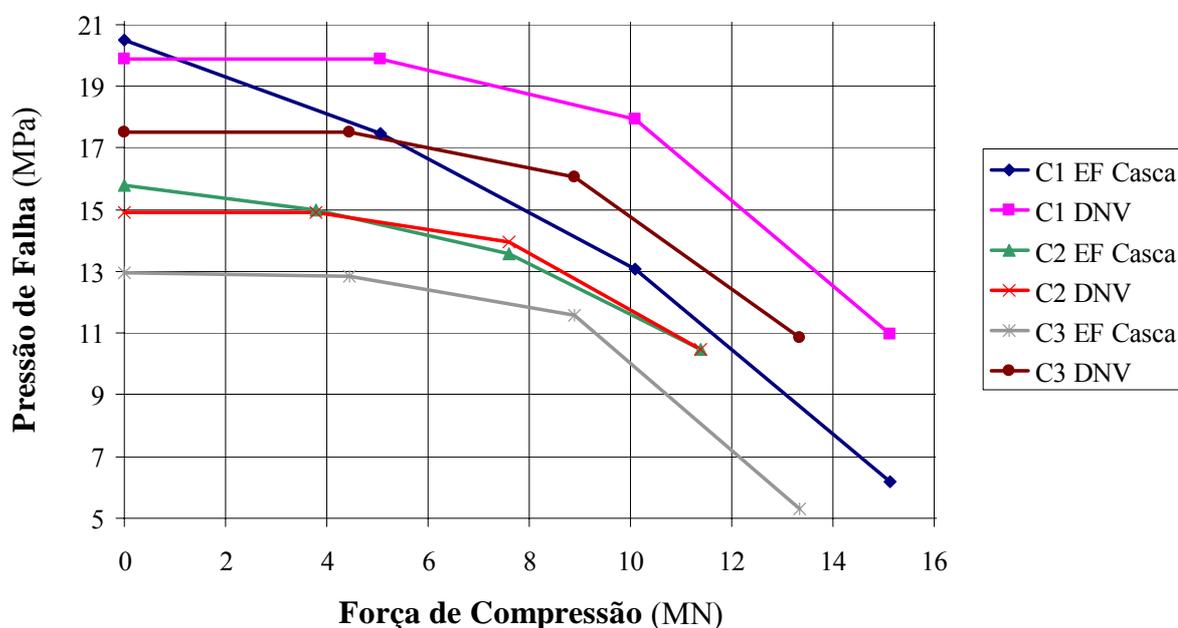
Nas análises com todos os espécimes de compressão, foram considerados 4 casos de força axial de compressão aplicada para cada espécime, sendo chamadas estas forças de F_{x1} , F_{x2} , F_{x3} , e F_{x4} , as quais estão descritas na **Tabela 5.10**. As forças variam desde nula para F_{x1} , até F_{x4} sendo 75% a mais da força de compressão que o procedimento DNV começa a considerar para cada espécime. O método DNV considera a influência da compressão nos resultados de pressão para as forças F_{x3} e F_{x4} aplicadas.

Os resultados de pressão interna suportada numéricos e do método DNV, se encontram na **Tabela 5.10** e nas **Figuras 5.16 a 5.18**.

Tabela 5.10. Resultados de pressão dos espécimes C1 a C6

ESPÉCIME		Pressão (MPa)	F_{x1} (MN)	Pressão (MPa)	F_{x2} (MN)	Pressão (MPa)	F_{x3} (MN)	Pressão (MPa)	F_{x4} (MN)
EF Casca	C1	20,50	0,00	17,46	5,05	13,06 *	10,09	6,20 *	15,14
	C2	15,78	0,00	15,00	3,79	13,56	7,59	10,47	11,38
	C3	12,94	0,00	12,85	4,45	11,59	8,89	5,32 *	13,34
	C4	10,69	0,00	10,50	2,87	10,17	5,74	9,40	8,61
	C5	9,30	0,00	9,09	2,17	8,87	4,34	8,72	6,51
	C6	7,93	0,00	7,85	2,17	7,74	4,33	7,38	6,50
DNV	C1	19,88	0,00	19,88	5,05	17,91	10,09	10,96	15,14
	C2	14,92	0,00	14,92	3,79	13,93	7,59	10,47	11,38
	C3	17,52	0,00	17,52	4,45	16,05	8,89	10,86	13,34
	C4	11,29	0,00	11,29	2,87	10,76	5,74	8,94	8,61
	C5	8,54	0,00	8,54	2,17	8,25	4,34	7,28	6,51
	C6	8,54	0,00	8,54	2,17	8,24	4,33	7,21	6,50

* Colapso plástico antes de atingir a tensão de referência.

**Figura 5.16** - Resultados de pressão para os espécimes C1, C2 e C3.

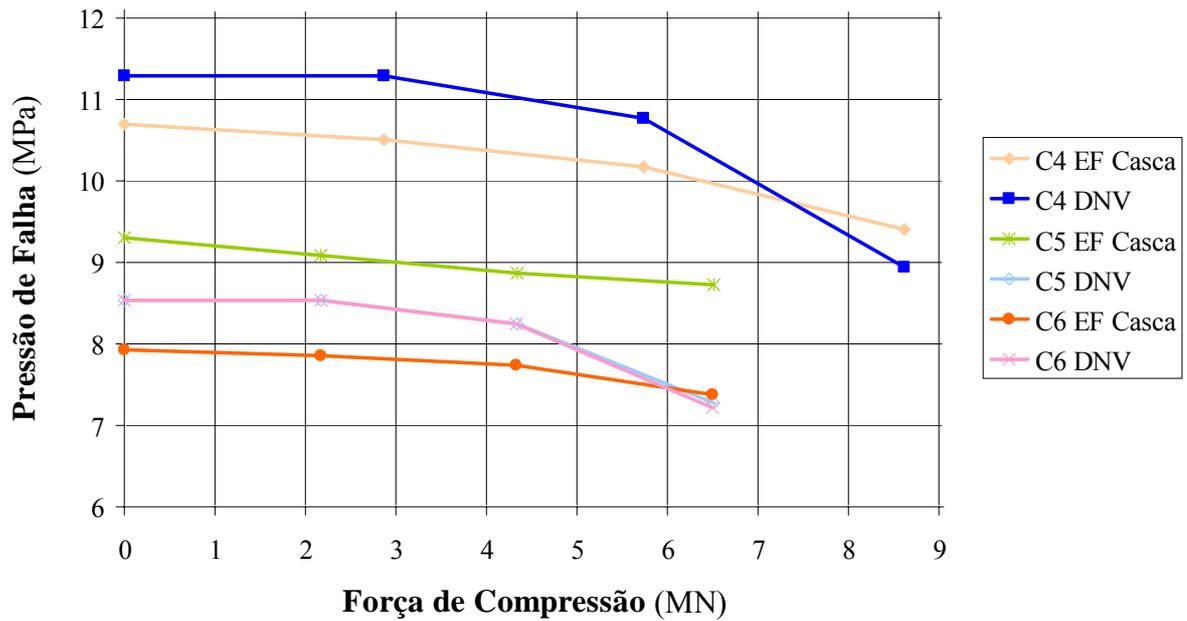


Figura 5.17 - Resultados de pressão para os espécimes C4, C5 e C6.

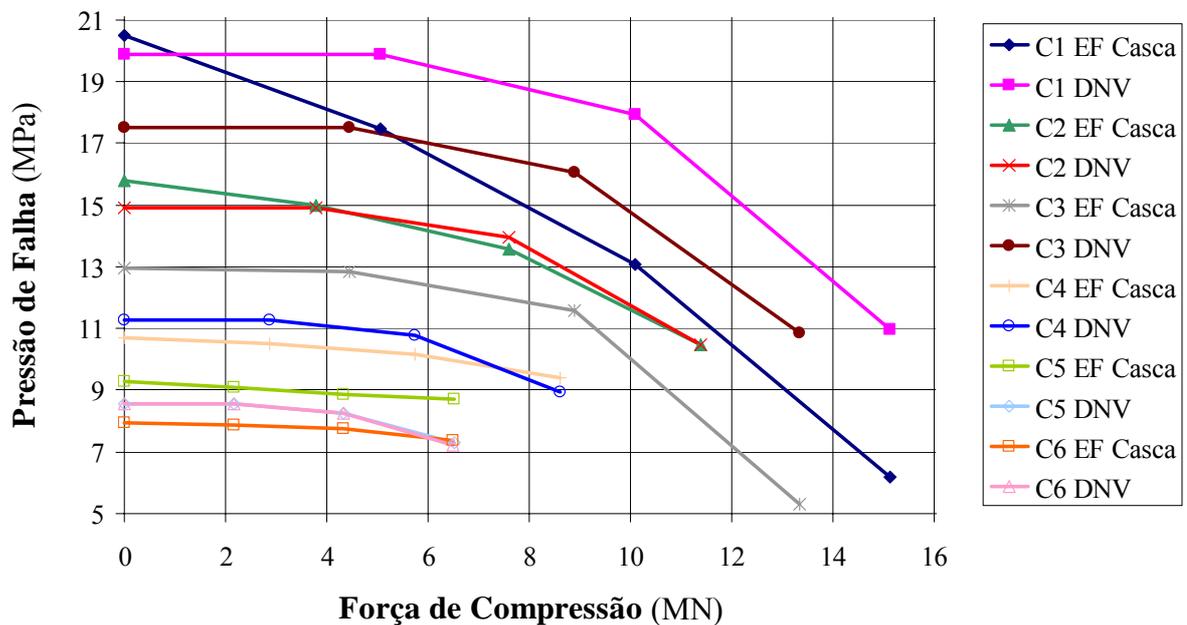


Figura 5.18 - Resultados de pressão para os espécimes C1 a C6.

Analisando todos os resultados, alguns valores do método DNV são maiores e outros menores em relação aos numéricos. É importante lembrar que as forças de compressão aplicadas variam para cada espécime. As maiores discrepâncias de valores ocorreram no espécime C3, com defeitos de corrosão curtos e profundos. A diferença já era grande antes da

consideração das forças de compressão, e os valores de pressão de falha do método DNV são contra a segurança. No entanto, o decaimento das duas curvas tem comportamento semelhante. Acompanhando os resultados dos espécimes C4 e C5, que variam o parâmetro de comprimento da corrosão em relação a C3, a situação se inverte, para C5 o método DNV foi sempre conservador.

O método analítico mostrou tendência de se tornar mais conservador em relação aos espécimes C2, C4, C5 e C6 ao longo do aumento da compressão. O espécime C2 é o qual os dois métodos mais se aproximam, com a força $Fx4$ aplicada, os valores de pressão são idênticos. No espécime C1 foi onde houve uma maior diminuição da pressão máxima de falha para os dois métodos, devido as maiores forças de compressão aplicadas. Comparando os espécimes C5 e C6, observa-se que a largura da corrosão teve mais influência nas análises numéricas do que pelo procedimento analítico. O oposto ocorreu com a variação da profundidade da corrosão estudada através dos espécimes C1 e C2.

Nas **Figuras 5.19** e **5.20**, estão as deformadas com as tensões efetivas de Von Mises nodais do espécime C1 com $Fx3$ e $Fx4$ aplicadas, respectivamente. O modelo foi refinado e simulado com 6000 incrementos de carga, para a confirmação dos dois casos de colapso plástico. Ocorreram grandes rotações, principalmente na região da corrosão. Com a força $Fx4$ aplicada, a tensão máxima atingida foi menor e mais distribuída por todo o duto.

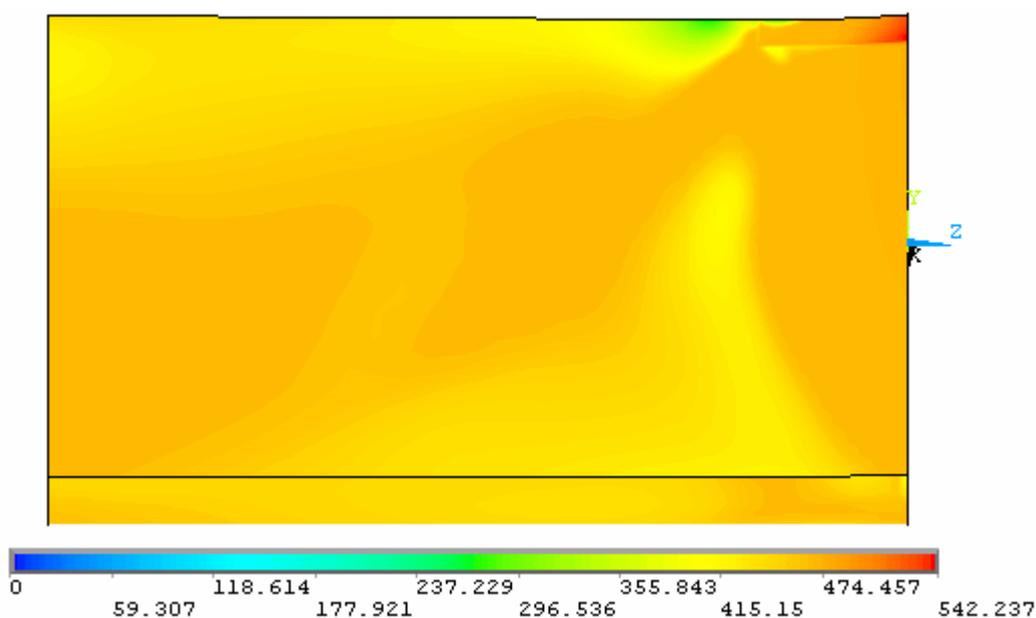


Figura 5.19 - Deformada com a tensão de colapso nodal para o espécime C1 com $Fx3$.

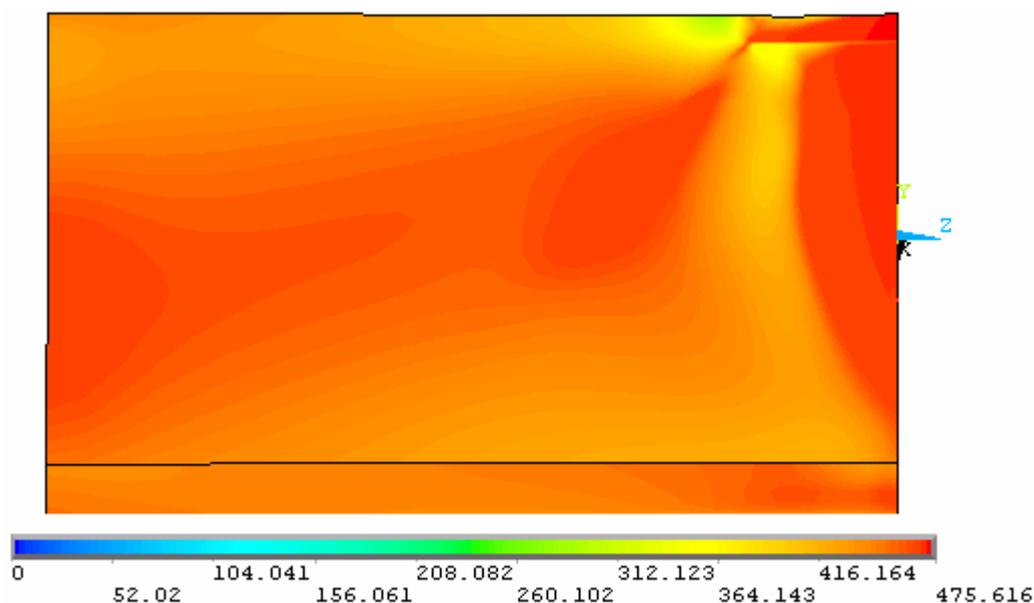


Figura 5.20 - Deformada com a tensão de colapso nodal para o espécime C1 com $Fx4$.

As **Figuras 5.21** a **5.23** dizem respeito à simulação do espécime C5, com a força de compressão $Fx4$ aplicada.

Pode-se observar nas **Figuras 5.21** e **5.22** a deformada com as tensões de Von Mises nodais. A visualização neste caso, é a da camada de integração superior da espessura do duto. Este é o ponto considerado como ruptura do duto, quando é atingido no primeiro elemento $\sigma_{rup} = 0,9 \sigma_u^* = 605,7$ MPa. A tensão é um pouco menor nas figuras, por se tratar da tensão nodal. Nota-se que o duto começa a flexionar através da região enfraquecida pela corrosão.

A **Figura 5.23** apresenta as convergências de momento e força no decorrer das últimas iterações. Os desbalanceamentos de força e momento são praticamente lineares e ficaram sempre abaixo dos critérios de convergência, também representados ao longo das iterações. O carregamento nesta simulação foi dividido em 2000 incrementos de carga, e cada um foi resolvido com apenas uma iteração, como se observa pelo número total de iterações.

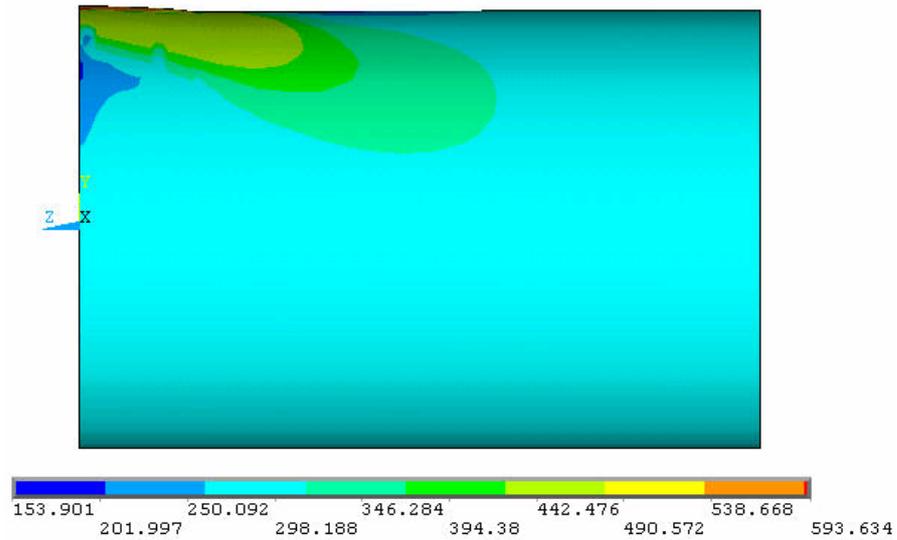


Figura 5.21 - Deformada com a tensão de ruptura nodal para o espécime C5 com $Fx4$.

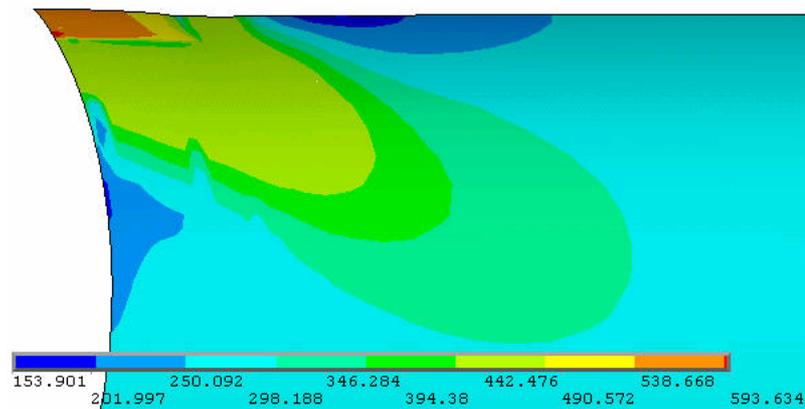


Figura 5.22 - Detalhe da deformada com a tensão de ruptura nodal para o espécime C5 com $Fx4$.

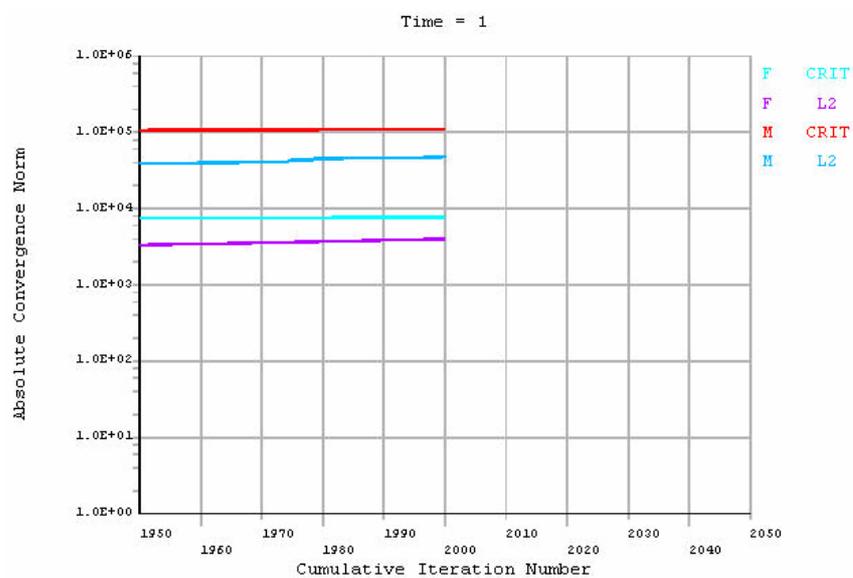


Figura 5.23 - Convergência de momento e força para o espécime C5 com $Fx4$.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

As conclusões mais importantes de todo o trabalho e as sugestões para trabalhos futuros estão neste capítulo final.

6.1 Conclusões

Neste trabalho foi realizado um estudo abrangente dos dutos com corrosão. Demonstrou-se a importância do assunto, devido à condição de infra-estrutura que os dutos possuem e à possibilidade de causarem acidentes. É necessária a sua utilização segura por aspectos pessoais, ambientais e econômicos. A corrosão é um dos principais fatores de falha dos dutos e deve ser considerada desde a etapa de projeto até o acompanhamento na operação dos mesmos. Em relação a este último item, um dos principais assuntos envolvidos é a avaliação da resistência residual dos dutos corroídos, de que tratou este trabalho.

Vários aspectos foram apresentados em relação aos dutos, como suas normas, processos de fabricação, materiais, condições de instalação, como o exemplo das encostas, e métodos de inspeção. Sobre o estudo da corrosão nos dutos, foram demonstrados fatores causadores, algumas de suas formas e localizações, seus métodos de controle, etc.

Para a avaliação da resistência residual dos dutos corroídos, realizaram-se simulações via o método dos elementos finitos através de um *software* comercial. Um capítulo foi dedicado a este método, tratando de aspectos gerais e específicos que foram empregados nas simulações, como a complexa análise não-linear. Critérios de falha numéricos adequados são cruciais para a obtenção de bons resultados. O colapso plástico é um deles, tendo ocorrido em alguns espécimes numéricos, além do critério da tensão de ruptura de referência.

Os elementos de casca empregados foram adequados para as situações consideradas. As simulações englobaram dutos corroídos de materiais X65, X70 e X80 e com carregamentos combinados de pressão interna e compressão. Os resultados foram comparados aos dos ensaios experimentais quando existentes e aos dos procedimentos analíticos semi-empíricos, com valores próximos no geral. Na falta dos resultados experimentais, os

resultados numéricos foram a melhor referência por serem mais precisos que os dos métodos analíticos.

Procurou-se destacar a importância de se considerarem os valores verdadeiros da curva tensão-deformação dos materiais para os modelos computacionais, enquanto que, para os métodos analíticos, é necessária a utilização dos valores de engenharia. As tensões de ruptura de referência utilizadas nas simulações numéricas foram, $\sigma_{rup} = 0,9 \sigma_u^*$ para o material X65 decorrente da validação do modelo numérico, e $\sigma_{rup} = \sigma_u^*$ adotada para os materiais X70 e X80.

Os métodos analíticos considerados foram B31G, *085dL*, RPA e DNV. Este último apresentou os melhores resultados na maioria das situações simuladas. Quando o material não possui a dureza mínima recomendada pelo procedimento DNV, outros devem ser utilizados, como os citados.

Foram comprovados o reconhecido conservadorismo do método B31G na avaliação de defeitos de corrosão longos, e a falta de conservadorismo do método *085dL* na avaliação de defeitos de corrosão longos e profundos. O método RPA cumpre sua proposta de melhorar este último neste sentido e também poderia ser melhorado, com uma pequena modificação na sua formulação de defeitos longos, mais precisamente nos defeitos longos próximos da transição curto-longo, com a inserção de uma pequena queda dos valores de pressão. Outra sugestão é continuar o uso do método *085dL* em vez do método *085dL* Modificado (RPA) para defeitos longos e rasos, a fim de se evitar valores de pressão de falha desnecessariamente mais baixos. O método DNV muitas vezes apresentou melhores resultados sem a aplicação do fator de modelagem $F_m=0,9$, sendo sugerido não utilizá-lo nestes casos.

A profundidade da corrosão foi o fator geométrico que mais afetou a resistência residual dos dutos analisados, seguida pelo comprimento e após pela largura da corrosão. Todos os métodos analíticos apresentaram resultados de pressão relativos aos resultados numéricos mais baixos com a troca de material de X65 para X70 e também de X70 para X80, demonstrando a influência da resistência do material nos resultados destes métodos.

O efeito combinado entre pressão interna e carregamento axial de compressão, pode reduzir bastante à magnitude da pressão interna suportada. Os exemplos apresentados mostraram boa aproximação com o método DNV para a maioria dos espécimes. A influência deste efeito combinado, esta relacionada à capacidade das forças de compressão levarem o duto ao escoamento sem aplicação da pressão interna. Caso ocorra escoamento do material sem aplicação da pressão interna, a tensão efetiva vai ser maior a partir da aplicação de determinada pressão interna, que leva o material ao escoamento mesmo sem compressão, o

que se traduz por uma menor pressão interna final suportada. O colapso plástico devido às forças de compressão, ocorre com tensões efetivas menores do que devido às pressões internas.

A avaliação da resistência residual dos dutos corroídos é área em expansão, cabendo-se mais estudos para os materiais em desenvolvimento analisados, e para os carregamentos combinados, que mostraram afetar consideravelmente a pressão máxima suportada pelos dutos. Esta continuidade significa a realização de ensaios experimentais, simulações numéricas e a formulação de métodos analíticos semi-empíricos para esses casos. Os resultados aqui apresentados facilitam esta continuidade pelo direcionamento e previsão de resultados dessas pesquisas.

6.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

- a) análise de dutos com defeitos de corrosão de geometria complexa;
- b) análise de dutos com defeitos de corrosão sujeitos a carregamentos combinados considerando cargas de flexão;
- c) análise de dutos com colônias de defeitos de corrosão que interagem entre si;
- d) análise de dutos com defeitos de corrosão reforçados com materiais de reparo;
- e) modelagem com elementos finitos sólidos das análises realizadas no presente trabalho;
- f) ensaios experimentais em escala real das análises realizadas no presente trabalho;
- g) desenvolver procedimentos analíticos com novas considerações ou melhorar as soluções existentes para os casos que já cobrem, através de estudos paramétricos experimentais e numéricos.

REFERÊNCIAS

ABRACO, Associação Brasileira de Corrosão. (acessado em janeiro de 2006)

<http://www.abraco.org.br/corros10.htm>

ABREU, P.L., MARTINEZ, J.A., **“Gás Natural”**, Revista Amanhã nº 146, Porto Alegre, 1999.

AHAMMED, M., **“Probabilistic Estimation of Remaining Life of a Pipeline in the Presence of Active Corrosion Defects”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.75, p. 321-329, 1998.

AHAMMED, M., **“Prediction of Remaining Strength of Corroded Pressurized Pipelines”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.71, p.213-217, 1997.

AHAMMED, M.; MELCHERS, R. E., **“Reliability Estimation of Pressurised Pipelines subject to Localised Corrosion Defects”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.69, p.267-272, 1996.

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 2006)

http://www.anp.gov.br/conheca/anuario_2004.asp

ANSYS, **“ANSYS Release 8.0 Documentation”**, 2003.

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

API, **“Weldings of Pipelines and Related Facilities – Standard 1104”**, 19th edition, American Petroleum Institute, Washington, 1999.

ASME, **“Gas Transmission and Distribution Piping Systems - ASME B31.8”**, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 1995.

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.

BATHE, K. J., **“Finite Element Procedures”**, 2nd ed., Prentice-Hall, New Jersey, 1996.

BATHE, K.J.; LEE, P.S., **“Insight into Finite Element Shell Discretizations by Use of the “Basic Shell Mathematical Model”**, Computers and Structures, v.83, p.69-90, 2005.

BATTELLE, Battelle Science and Technology International. (acessado em janeiro de 2006)
<http://www.battelle.org>

BEER, F.P.; *et al.*, **“Resistência dos Materiais”**, 3^aed., Makron Books, São Paulo, 1995.

BENJAMIN, A. C.; ANDRADE, E. Q., **“Structural Evaluation of Corrosion Defects in Pipelines: Comparison of FE Analyses and Assessment Methods”**, Proc. 14th International Offshore and Polar Engineering Conference, ISBN 1 880653-62-1, ISSN 1098-6189, Toulon, 2004. (a)

BENJAMIN, A.C.; SOUZA, R.D.; FREIRE, J.L.F.; VIEIRA, R.D.; DINIZ, J.L.C., **“Burst Tests on Pipeline Containing Long Real Corrosion Defects”**, Proc. 5th International Pipeline Conference, ASME IPC 2004, IPC04-0128, Calgary, 2004. (b)

BENJAMIN, A. C.; ANDRADE, E. Q., **“Modified Method for the Assessment of the Remaining Strength of Corroded Pipelines”**, Proc.1st Rio Pipeline Conference & Exposition 2003, IBP413_03, Rio de Janeiro, 2003. (a)

BENJAMIN, A. C.; ANDRADE, E. Q., **“Predicting the Failure Pressure of Pipelines Containing Nonuniform Depth Corrosion Defects Using The Finite Element Method”**, Proc. 22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE2003-37072, Cancun, 2003. (b)

BENJAMIN, A. C.; VIEIRA, R. D.; FREIRE, J. L. F.; CASTRO, J. T. P. **“Burst Tests on Pipeline with Nonuniform Depth Corrosion Defects”**, Proc. 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE2002-28065, Oslo, 2002. (a)

BENJAMIN, A.C.; ANDRADE, E.Q.; NORONHA, D.B., **“Finite Element Models for the Prediction of the Failure Pressure of Pipelines with Long Corrosion Defects”**, Proc. 4th International Pipeline Conference, ASME IPC 2002, IPC02 27191, Calgary, 2002. (b)

BENJAMIN, A. C.; VIEIRA, R. D.; FREIRE, J. L. F.; CASTRO, J. T. P., **“Burst Tests on Pipeline with Long External Corrosion”**, Proc. 2000 International Pipeline Conference – Volume 2, ASME, 2000.

BEZERRA, L.M.; MURRAY, D.W.; SONG, X.; NUNES, F.P.S., **“Uma Solução Fechada para a Determinação Aproximada da Carga de Colapso de Compressão de Oleodutos Submarinos Pressurizados para Transporte de Petróleo”**, Anais das XXXII Jornadas Sulamericanas de Engenharia Estrutural, 2006.

BJORNOY, O. H.; *et al.*, **“Introduction to DNV RP-F101 “Corroded pipelines”**”, Proc. OMAE’99: 18th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, St. Johns, Newfoundland, 1999.

BRANCO, C. A. G., **“Mecânica dos Materiais: Teoria e Aplicações”**, McGraw Hill, Lisboa, 1989.

BROWN, N.; LIM, A., **“The Techno-Economic Benefits of Performing a Rigorous Risk Assessment, Prior to Executing Repairs on an Internally Corroded Pipeline”**, Proc. WTIA Annual Pipeline Conference – International Conference on Pipeline Repairs, 2001.

BUCKNELL, J., *et al.*, **“Appraisal and Development of Pipeline Defect Assessment Methodologies”**, Proc. Alaskan Arctic Pipeline Workshop, MSL Corporation, Alaska, 1999.

CALEYO, F.; *et al.*, **“A Study on the Reliability Assesment Methodology for Pipelines with Active Corrosion Defects”**, Int. J. Pres. Veç Piping, v.79, p.77-86, 2002.

CERNÝ, I; LINHART. V, **“An Evaluation of the Resistance of Pipeline Steels to Initiation and Early Growth of Stress Corrosion Cracks”**, Engineering Fracture Mechanics, v.71, p.913–921, 2004.

CESEC, Centro de Estudos de Engenharia Civil - UFPR. (acessado em janeiro de 2006)

<http://www.cesec.ufpr.br/~dinelpar/>

CHEN, H. F.; SHU, D., **“Simplified Limit Analysis of Pipelines with Multi Defects”**, Engineering Structures, v.23, p.207-213, 2001.

CHEN, H. F.; LIU, Y. H.; CEN, Z. Z.; XU, B.Y., **“Numerical Analysis of Limit Load and Reference Stress of Defective Pipelines under Multi-Loading Systems”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.75, p.105-114, 1998.

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., **“Behaviour of Longitudinally Aligned Corrosion Pits”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.67, p.17-35, 1996.

CHOUCHAOU, B. A.; PICK, R. J., **“A Three Level Assessment of Residual Strength of Corroded Line Pipe”**, Proc. OMAE 94, 13th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, v.5, Pipeline Technology, p.9 18, 1994.

CIA, Central Intelligence Agency. (acessado em janeiro de 2006)

<http://www.odci.gov/cia/publications/factbook/fields/2117.html>

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

COOK, R. D., **“Concepts and Applications of Finite Element Analysis”**, 3^a ed., John Wiley & Sons Inc, New York, 1989.

COSTA, F. A., **“Geração Automática e Análise de Modelos de Dutos com Defeitos Causados por Corrosão”**, Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFPE, Dissertação de Mestrado, 56p., Recife, 2004. (a)

COSTA, F.A.; *et al.*, **“Estudo do Comportamento de Dutos com Defeitos Complexos”**, Proc. XXV CILAMCE - Congresso Ibero Latino Americano Sobre Métodos Computacionais em Engenharia, Recife, 2004. (b)

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.

CRONIN, D. S.; PICK, R. J., **“A New Multi-Level Assesment Procedure for Corroded Line Pipe”**, Proc. 3th International Pipeline Conference, ASME, v.2, p.801- 808, 2000.

DINIZ, J. L. C., **“Resistência de Dutos com Defeitos Usinados”**, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PUC/RIO, Dissertação de Mestrado, 97p., Rio de Janeiro, 2002.

DNV, **“DNV Recommended Practice – DNV–RP–F101 - Corroded Pipelines”**, Det Norske Veritas, Norway, 1999.

ENDO, S.; *et al.*, **“New Line Pipe Resists Preferencial Corrosion at Welds”**, Oil and Gas Journal, p.92-102., 1997.

GARTLAND, P.O., *et al.*, **“Application of Internal Corrosion Modelling in the Risk Assessment of Pipelines”**, Proc. NACE 2003, Corrocean ASA, Norway, 2003.

GENTIL, V., **“Corrosão”**, Livros Técnicos e Científicos (LTC), Rio de Janeiro, 2003.

GOULD, P.L., **“Introduction to Linear Elasticity”**, 2nd ed., Springer, 1994.

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. (a)

GRIGORY, S. C; SMITH, M. Q.; *et al.*, “**The Development of Methodologies for Evaluating the Integrity of Corroded Pipelines Under Combined Loading – Part 1: Experimental Testing and Numerical Simulations**”, Proc. Energy Week’ 96, Book 2, Terminals and Storage, p.58-66, 1996. (b)

GRIGORY, S. C; SMITH, M. Q.; *et al.*, “**The Development of Methodologies for Evaluating the Integrity of Corroded Pipelines under Combined Loading – Part 2: Engineering Model and PC Program Development**”, Proc. Energy Week’ 96, Book 2, Terminals and Storage, p.67-76, 1996. (c)

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.

HAN, P., “**Tensile Testing**”, ASM International, The Materials Information Society, 1992.

HAN, W.; REDDY, B. D., “**Plasticity – Mathematical Theory and Numerical Analysis**”, Springer-Verlag, New York, 1999.

HIBBELER, R.C., “**Mechanics of Materials**”, 3rd ed., Prentice Hall , New Jersey, 1997.

HIPPERT JR, E., “**Investigação Experimental do Comportamento Dúctil de Aços API-X70 e Aplicação de Curvas de Resistência $J-\Delta a$ para Previsão de Colapso em Dutos**”, Escola Politécnica da USP, Engenharia Naval e Oceânica, Tese de Doutorado, 143p., São Paulo, 2004.

KHAN, A.; HUANG, S., “**Continuum Theory of Plasticity**”, J. Wiley & Sons, New York, 1995.

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

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

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

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.

KIM, Y.J.; *et al.*, **“Finite Element Based Stress Concentration Factors for Pipes with Local Wall Thinning”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.81, p.897-906, 2004.

LIN, Y.C.; *et al.*, **“Risk Analysis of In-Service Pressure Piping Containing Defects”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.81, p.13-20, 2004.

MACHADO, R.D.; GUIMARÃES, A. C. B.; HECKE, M.B., **“Avaliação Simplificada da Capacidade de Carga de Dutos Corroídos”**, Anais XXVI CILAMCE - Congresso Ibero Latino Americano sobre Métodos Computacionais em Engenharia, Guarapari, 2005.

NACE, National Association of Corrosion Engineers. (acessado em janeiro de 2006)
<http://www.nace.org>

NEIVA, Z., **“Conheça o Gás Natural”**, Grifo, Rio de Janeiro, 1997.

NEIVA, Z., **“Conheça o Petróleo”**, Ao Livro Técnico, Rio de Janeiro, 1986.

OPS, Office of Pipeline Safety. (acessado em janeiro de 2006)
<http://ops.dot.gov/stats/stats.htm>

OSTBY, E.; *et al.*, **“Fracture Response of Pipelines Subject to Large Plastic Deformation Under Bending”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.82, p.201-215, 2005.

OSTBY, E.; *et al.*, **“Fracture Response of Pipelines Subject to Large Plastic Deformation Under Tension”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.81, p.771-783, 2004.

OTEGUI, J.L.; *et al.*, **“Influence of Multiple Sleeve Repairs on the Structural Integrity of Gas Pipelines”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.79, p.759-765, 2002.

OWEN, D. R. J.; HINTON, E., **“Finite Elements in Plasticity: Theory and Practice”**, Pineridge Press Limited, Swansea, 1980.

PARKER, M.E.; PEATTIE, E.G., **“Pipeline Corrosion and Cathodic Protection”**, Houston, Gult, 1984.

PETROBRÁS. (acessado em janeiro de 2006)

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

PPGMNE/UFPR, Programa de Pós Graduação em Métodos Numéricos em Engenharia - UFPR. (acessado em janeiro de 2006)

<http://www.cpgmne.ufpr.br/c1b.htm>

RAMANATHAN, L.V., **“Corrosão e seu Controle”**, Embracop, São Paulo, 2004.

ROBERTSON, A.; *et al.*, **“Plastic Collapse of Pipe Bends Under Combined Internal Pressure and In-Plane Bending”**, Int. J. Pres. Ves. Piping, v.82, p.407-416, 2005.

RODRIGUES, P.F.N., **“Ferramentas Numéricas para a Análise Não-Linear Física e Geométrica de Estruturas Reticuladas na Exploração de Petróleo *Offshore*”**, Programa de Pós-Graduação em Engenharia, UFRJ, Tese de Doutorado, 258p., Rio de Janeiro, 2000.

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.

SALDANHA, S.; BUCHERIE, C., **“Integrity of Non Crack Like Corroded Pipelines Submitted to Internal Pressure. A Methodology by Bureau Veritas, Based Upon Elasticplastic 3-D Finite Element Analysis”**, Proc. 3rd Seminar on Pipeline – IBP09001, Rio de Janeiro, 2001.

SIGURDSSON, G.; CRAMER, E.H.; BJORNOY, O.H.; FU, B.; RITTCHIE, D., **“Background to DNV RP-F101 “Corroded Pipelines”**”, Proc. OMAE99, 18th International Conference On Offshore Mechanics and Arctic Engineering, St. Johns, Newfoundland, Canada, 1999.

SILVA, M.C., **“Caracterização das Propriedades Mecânicas e Metalúrgicas do Aço API 5L X80 e Determinação Experimental de Curvas J-R para Avaliação da Tenacidade a Fratura”**, Escola Politécnica da USP, Engenharia Naval e Oceânica, Dissertação de Mestrado, 96p., São Paulo, 2004.

SMITH, M. Q.; WALDHART, C. J., **“Combined Loading Tests of Large Diameter Corroded Pipelines”**, Proc. International Pipeline Conference, ASME, v.2, p.769 779, 2000.

SMITH, M. Q.; *et al.*, **“Full-Scale Wrinkling Tests and Analyses of Large Diameter Corroded Pipes”**, Proc. International Pipeline Conference, ASME, v.1, p.543-551, 1998.

SOUZA, R.D., **“Avaliação Estrutural de Dutos com Defeitos de Corrosão Reais”**, Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Dissertação de Mestrado, 112p., PUC-Rio, 2003.

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.

TELLES, P.C.S., **“Tubulações Industriais”**, Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., São Paulo, 1984.

TENARIS CONFAB. (acessado em janeiro de 2006)

http://www.tenaris.com/pt/confab/prodser_proceso_sawlong.asp

TRANSPETRO. (acessado em janeiro de 2006)

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

USIMINAS. (acessado em janeiro de 2006)

<http://www.usiminas.com.br/produtos/>

VALENTA, F.; *et al.*, **“Theoretical and Experimental Evaluation of the Limit State of Transit Gas Pipelines Having Corrosion Defects”**, Int. J. Pres. Ves., Piping, v.66, p.187-198, 1996.

VALENTA, F.; *et al.*, **“Remaining Load Carrying Capacity of Gas Pipelines Damaged by Surface Corrosion”**, Int. J. Pres. Ves., Piping, v.59, p.217-226, 1994.

VALENTINI, M.D.; MACHADO, R.D.; ABDALLA FILHO, J.E., **“Avaliação da Resistência Residual via Elementos Finitos de Dutos Corroídos de Diversos Materiais e Submetidos a Carregamentos Combinados”**, Anais XXVII CILAMCE - Congresso Ibero Latino Americano sobre Métodos Computacionais em Engenharia, Belém, 2006.

WANG, W.; *et al.*, **“A New Rupture Prediction Model for Corroded Pipelines under Combined Loadings”**, Proc. International Pipeline Conference, ASME, v.1, p.563-572, 1998.

WATSON, J.O.; *et al.*, **“Introduction to Finite and Boundary Element Methods for Engineers”**, John Wiley & Sons Limited, 1992.

ZHENG, M.; *et al.*, **“Modified Expression for Estimating the Limit Bending Moment of Local Corroded Pipeline”**, Int. J. Pres. Ves., Piping, v.81, p.725-729, 2004.

ZIENKIEWICZ, O.C.; TAYLOR, R.L., **“The Finite Element Method”**, v.1, 4th ed., McGraw-Hill, 1989.