



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**FERRAMENTAS COMPUTACIONAIS PARA A ANÁLISE DE DUTOS  
COM DEFEITOS DE CORROSÃO**

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA.**

**AUTOR: ANTONIO HENRIQUE TENÓRIO DE SOUZA  
ORIENTADOR: RAMIRO BRITO WILLMERSDORF  
CO-ORIENTADOR: PAULO ROBERTO MACIEL LYRA**

**Recife, Julho de 2008.**

**S731f Souza, Antônio Henrique Tenório de.**

Ferramentas computacionais para a análise de dutos com defeitos de corrosão / Antônio Henrique Tenório de Souza. - Recife: O Autor, 2008.

xii, 70 folhas., il., gráfs., tabs.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2008.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2.Dutos. 3.Corrosão. 4.Geometria Irregular. 5.Elementos Finitos. I. Título.

**621 CDD (22. ed.)**

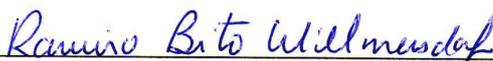
**UFPE  
BCTG/2009-142**

“FERRAMENTAS COMPUTACIONAIS PARA ANÁLISE DE DUTOS COM DEFEITOS DE CORROSÃO”.

ANTÔNIO HENRIQUE TENÓRIO DE SOUZA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

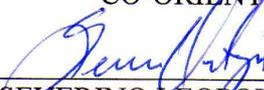
ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: MECÂNICA COMPUTACIONAL  
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE



Prof. Dr. RAMIRO BRITO WILLMERSDOF  
ORIENTADOR/PRESIDENTE

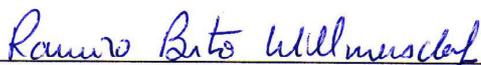


Prof. Dr. PAULO ROBERTO MACIEL LYRA  
CO-ORIENTADOR



Prof. Dr. SEVERINO LEOPOLDINO URTIGA FILHO  
COORDENADOR DO CURSO

BANCA EXAMINADORA:



Prof. Dr. RAMIRO BRITO WILLMERSDOF (UFPE)



Prof. Dr. PAULO ROBERTO MACIEL LYRA (UFPE)



Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA (UFPE)



Prof. Dr. ROBERTO DALLEDONE MACHADO (UFPR)

## DEDICATÓRIA

Dedico esta dissertação aos meus pais Dirceu e Lúcia , os principais responsáveis pela minha formação pessoal e profissional e que sempre me apoiaram e me deixaram completamente à vontade para seguir os caminhos que considerei serem os melhores para mim.

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, minha fonte de fé e esperança. Pois sem ele nada disso seria possível.

A minha querida namorada, Michelle Milfont, pelo incentivo, paciência, companheirismo e compreensão nos momentos difíceis.

Ao meu orientador, Ramiro Brito Willmersdorf, pelo incentivo, orientação e paciência no acompanhamento deste trabalho, pelos conhecimentos adquiridos e pelo exemplo de profissionalismo, confiança e paciência.

Ao meu co-orientador, Paulo Roberto Maciel Lyra, pelo incentivo, orientação e paciência no acompanhamento deste trabalho, pelos conhecimentos adquiridos e pelo exemplo de profissionalismo, confiança e paciência.

A professora Silvana Maria Bastos Afonso da Silva, pelo incentivo, orientação e pela oportunidade de trabalhar em conjunto no projeto sob sua coordenação, o qual originou esta dissertação.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pela ajuda financeira fornecida durante este trabalho.

Ao professor José Maria Andrade Bezerra, pelos conhecimentos adquiridos nas disciplinas por ele ministradas no mestrado, por ter participado da banca examinadora e pelas sugestões dadas.

Aos meus irmãos Dirceu Jr. e Gustavo pelo simples fato de me permitir trabalhar com tranquilidade.

Aos meus amigos e companheiros de graduação e pós-graduação: Amanda, André, Andréa, Brito, Eliane, Elisson, Gisele, Guaraci, Henrique, Hélder (Broa), Jane, José Junio, Ladjane e Rodrigo Texeira.

Aos companheiros integrantes do grupo de pesquisa: Adriano, Cláudio, Manoela, Renato e Rodrigo por se envolverem neste projeto com muita competência e por darem continuidade ao projeto. Também gostaria de agradecer a Juliana, pela ajuda e orientações fornecidas durante o trabalho.

Aos companheiros do laboratório de computação (LABCOM) pelos momentos de descontração e pela amizade. Em especial: Bruno, Fred, Rafael, Michel, Sinderlan e Manassés.

Por fim, agradeço a todos que me apoiaram durante a elaboração desta dissertação e que eu não os tenha citado.

## RESUMO

Os dutos para transporte de petróleo e gás são um dos meios mais seguros e que menos agridem ao meio-ambiente, além de possuírem uma alta eficiência e produtividade. Mesmo tendo uma capacidade excepcional, eles são uma grande fonte de preocupação das companhias petrolíferas e estão sujeitos a diversos tipos de defeitos, dentre os quais o que mais se destaca são os defeitos causados por corrosão. Então, para que uma malha dutoviária opere com segurança, faz-se necessário monitorar continuamente ela, para que defeitos encontrados sejam analisados de maneira rápida e confiável, verificando-se assim a integridade estrutural da região afetada. Neste contexto, a análise computacional pelo Método de Elementos Finitos (MEF) tem-se mostrado uma poderosa e eficiente ferramenta na avaliação estrutural de dutos com defeitos causados por corrosão, pois os resultados obtidos pelo método são mais rápidos e econômicos do que os conseguidos pelo método experimental, e bem mais precisos do que os obtidos pelos métodos analíticos. Ampliar com segurança a vida útil dos dutos transformou-se para os engenheiros uma tarefa fundamental e muito importante.

Este trabalho teve como proposta, o desenvolvimento de um programa que automatizasse a geração de modelos computacionais identificados de defeitos utilizando malhas estruturadas e não estruturadas (malhas mistas) no mesmo modelo, através da implementação de funções escritas em linguagem de programação PCL (Patran Commando Language) e adicionadas ao programa PIPEFLAW (Cabral, 2007) desenvolvido pelo grupo PADMEC. Também foram construídos modelos computacionais de dutos com defeitos de corrosão com geometria irregular. Para a criação dos modelos foi empregado o programa comercial de pré e pós-processamento MSC.PATRAN. Depois de concluídos, todos os modelos foram avaliados estruturalmente através da realização de análises não-lineares. Para esta etapa utilizou-se o programa comercial de simulação numérica o “solver” ANSYS.

Por fim, são apresentados alguns exemplos de modelos de dutos gerados automaticamente, que utilizam malha mista, pelo programa PIPEFLAW. Os resultados dessas análises numéricas realizadas são comparados com resultados empíricos, numéricos e experimentais quando disponíveis na literatura. Também são apresentados alguns exemplos de modelos de dutos com defeitos de corrosão com geometria irregular construídos, e os resultados das análises numéricas realizadas nestes modelos para o estudo de suas capacidades estruturais.

Palavras-chave: Dutos, Defeitos de Corrosão, Defeitos de Corrosão com Geometria Irregular, Elementos Finitos, PATRAN.

## ABSTRACT

Pipelines are one of the safest means for transport of petroleum and gas, and the one with the smallest risk to the environment. They also possess high efficiency and productivity. In spite of their exceptional capabilities, they are also a great source of concern of the petroleum companies, since they can be subjected to several types defects, in particular defects caused by corrosion. For pipelines to operate safely, it is necessary to monitor them continually, so that found defects are found and analyzed in a fast and reliable way, to verify the structural integrity of the affected area. In this context, the analysis with the Finite Elements Method (MEF) has been showing a powerful and efficient tool in the structural evaluation of pipes with defects caused by corrosion, because the results obtained by the method are faster and more economical than those from experimental methods, and much more accurate than the results from analytic methods. Expanding the useful life of the pipelines with safety has become a fundamental and very important task for the engineers.

In this work, the development of a module that automates the generation of computer models of identified defects, using structured and unstructured (mixed meshes) in the same model is described. This module was implemented with functions written in the programming language PCL (Patran Commando Language) and added to the program PIPEFLAW (Cabral, 2007) developed by the group PADMEC. Some models of pipes with corrosion defects were generated with mixed meshes were created using this program and analyzed. The results obtained with mixed meshes were compared with those obtained structured meshes, to assess the economy and reliability of the alternative meshing scheme.

Computer models of pipes with corrosion defects with irregular geometry were also built and analysed. For the creation of these models the commercial program for pre and post processing, MSC.PATRAN was used.

A structural non-linear analysis was done for all models to find the internal pressure that would cause rupture in the model, using the commercial finite element solver ANSYS. The results of these numerical analyses were compared with analytical, numerical and experimental results, when available.

**Keywords:** Pipelines, Corrosion Defects, Corrosion Defects with Irregular Geometry, Finite Elements, PATRAN.

**SUMÁRIO**

<b>LISTA DE FIGURAS</b>	<b>IX</b>
<b>1. INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
<b>1.1. Considerações Iniciais</b>	<b>1</b>
<b>1.2. Motivação</b>	<b>2</b>
<b>1.3. Objetivos</b>	<b>2</b>
<b>1.4. Organização da Dissertação</b>	<b>2</b>
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>3</b>
<b>2.1. Integridade Estrutural de Dutos</b>	<b>3</b>
<b>2.2. Definição e Tipos de Defeitos</b>	<b>4</b>
<b>2.3. Corrosão o seu Controle e Inspeção</b>	<b>6</b>
2.3.1. Métodos para Proteção e Controle da Corrosão	8
2.3.2. Inspeção em Dutos	9
<b>2.4. Métodos Analíticos Semi-empíricos</b>	<b>10</b>
2.4.1. Introdução	10
2.4.2. ASME B31G	13
2.4.3. RSTRENG 0,85 dL	14
2.4.4. RSTRENG “Effective Area”	15
2.4.5. DNV RP-F101	16
<b>3. MODELAGEM DE DEFEITOS DE CORROSÃO EM DUTOS</b>	<b>23</b>
<b>3.1. Introdução</b>	<b>23</b>
<b>3.2. Modelagem Geométrica</b>	<b>23</b>
<b>3.3. Malha de Elementos Finitos</b>	<b>25</b>
3.3.1. Verificação dos Elementos da Malha	28
<b>3.4. Condições de Contorno e Carregamento</b>	<b>31</b>
<b>3.5. Material e suas Propriedades</b>	<b>33</b>

<b>3.6. Modelagem Automática de Defeitos de Corrosão</b>	<b>35</b>
<b>3.7. Modelagem de Defeitos com Geometria Irregular de Corrosão</b>	<b>41</b>
<b>4. ANÁLISE NÃO-LINEAR DE DUTOS COM DEFEITOS DE CORROSÃO</b>	<b>45</b>
<b>4.1. Introdução</b>	<b>45</b>
<b>4.2. Considerações Iniciais</b>	<b>45</b>
4.2.1. Considerações Sobre Não Linearidades	46
<b>4.3. Aplicação dos Incrementos de Carga</b>	<b>46</b>
<b>4.4. Critérios de Convergência e Ruptura</b>	<b>48</b>
<b>4.5. Análise Não-Linear via “Automatic Time Step” ou “Save-Restart”</b>	<b>48</b>
<b>4.6. Exemplos de Modelos com Defeitos de Corrosão Gerados Automaticamente</b>	<b>50</b>
<b>4.7. Exemplos de Modelos com Defeitos de Corrosão com Geometria Irregular</b>	<b>53</b>
<b>4.8. Resultados das Análises dos Modelos com Defeitos de Corrosão Gerados Automaticamente</b>	<b>55</b>
<b>4.9. Resultados das Análises dos Modelos com Defeitos de Corrosão com Geometria Irregular</b>	<b>62</b>
<b>5. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>67</b>
<b>5.1. Conclusões</b>	<b>67</b>
<b>5.2. Sugestões para Trabalhos Futuros</b>	<b>67</b>
<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>68</b>

## Lista de Figuras

Figura 2.1 - Custos de diferentes tipos de transporte de petróleo e derivados. Fonte: Adaptado de Kennedy (1993).	3
Figura 2.2 - Duto de aço com corrosão.	4
Figura 2.3 - Exemplos de tipos de defeitos de corrosão e danos mecânicos em dutos.	5
Figura 2.4 - Exemplos de defeitos de soldagem.	6
Figura 2.5 - Representação esquemática da célula de corrosão.	7
Figura 2.6 - Representação esquemática de corrosão em dutos.	7
Figura 2.7 - Colocação de revestimento em um duto.	8
Figura 2.8 - Representação esquemática de proteção por corrente impressa.	8
Figura 2.9 - Proteção galvânica (anodo de sacrifício) com anodo de magnésio.	9
Figura 2.10 - Imagem de um “Utility Pig” à esquerda e de um “smart pig” à direita.	10
Figura 2.11 - Exemplo de “Pig” instrumentado inserido no duto.	10
Figura 2.12 - Área longitudinal de material perdido pela técnica da projeção.	12
Figura 2.13 - Representação da área longitudinal de material perdido na forma parabólica e na forma retangular.	14
Figura 2.14 - Detalhamento dos comprimentos para o cálculo pelo método RSTRENG “Effective Area”.	15
Figura 2.15 - Definições da área de “patch” ( $A_{patch}$ ) e de “pit” ( $A_{pit}$ ).	19
Figura 2.16 - Exemplo de agrupamento de defeitos adjacentes para interação.	20
Figura 2.17 - Combinação de defeitos interagentes.	22
Figura 3.1 - Modelagem geométrica de apenas $\frac{1}{4}$ do duto com defeito de corrosão.	24
Figura 3.2 - Parâmetros necessários para modelagem do defeito.	24
Figura 3.3 - Elementos finitos hexaédricos disponíveis no PATRAN.	25
Figura 3.4 - Transição com a malha não estruturada na região próxima do defeito.	26
Figura 3.5 - Transição com a malha estruturada na região próxima do defeito.	27
Figura 3.6 - Transição de malha de elementos finitos na região distante do defeito.	27
Figura 3.7 - Ilustração da razão de aspecto.	28
Figura 3.8 - Ilustração do ângulo de aresta.	28
Figura 3.9 - Ilustração sobre a criação dos eixos coordenados.	29
Figura 3.10 - Ilustração do ângulo de inclinação.	29
Figura 3.11 - Ilustração do teste de inclinação.	30
Figura 3.12 - Ilustração do ângulo de torção.	30
Figura 3.13 - Ilustração da razão de afunilamento.	31

Figura 3.14 - Condições de contorno e carregamento aplicados no duto considerando-se dois planos de simetria.	31
Figura 3.15 - Condições de contorno aplicado no duto com defeito “real” de corrosão.	32
Figura 3.16 - Detalhe do nível de tensão maior na extremidade do duto.	32
Figura 3.17 - Detalhe do nível de tensão na extremidade do duto após aplicar o comando “Couple DOFS”.	33
Figura 3.18 - Curva tensão verdadeira <i>versus</i> deformação verdadeira (material API 5L - X80).	34
Figura 3.19 - Fluxograma simplificado do programa PIPEFLAW.	35
Figura 3.20 - Sólidos da região do defeito.	36
Figura 3.21 - Malha estruturada na região do defeito.	37
Figura 3.22 - Sólidos da região de transição de malha.	38
Figura 3.23 - Ilustração com os detalhes de cada passo para a geração da transição ao longo da espessura.	39
Figura 3.24 - Ilustração com os detalhes de cada passo para a geração da transição ao longo da superfície.	40
Figura 3.25 - Duto concluído após geração automática.	40
Figura 3.26 - Fluxograma simplificado para geração de modelo com defeito real.	41
Figura 3.27 - Ilustração da etapa para geração automática dos dutos modelos 001 e 002 com corrosão generalizada.	42
Figura 3.28 - Ilustração dos dutos modelos 001 e 002 após geração automática da parte superior do modelo.	43
Figura 3.29 - Dutos 001 e 002 após o processo de construção.	43
Figura 3.30 - Ilustração das etapas realizadas para a construção do duto modelo 003 com defeito “real” de corrosão.	44
Figura 3.31 - Ilustração das etapas realizadas para a construção do duto modelo 003 com defeito “real”.	44
Figura 4.1 - Passo de incremento de carga e seus respectivos “substeps”.	46
Figura 4.2 - Fluxograma das principais tarefas executadas pelo “script” de automatização.	49
Figura 4.3 - Geometria e malha de elementos finitos na região próxima ao defeito no modelo IDTS2 com malha mista (a) e malha estruturada (b).	50
Figura 4.4 - Análise da razão de aspecto do modelo IDTS2.	51
Figura 4.5 - Detalhes da geometria e da malha de elementos finitos na região próxima ao defeito no modelo SD_LC1 com malha mista (a) e malha estruturada (b).	51

Figura 4.6 - Detalhes da geometria e da malha de elementos finitos na região próxima ao defeito no modelo SD_LC2 com malha mista (a) e malha estruturada (b).	52
Figura 4.7 - Localização da região do mapeamento da corrosão nos dutos 001 e 002.	54
Figura 4.8 - Perfil do defeito “real” de corrosão no duto 001 e o seu detalhe.	54
Figura 4.9 - Detalhes da transição da malha de elementos finitos do duto 003 e a região do defeito “real”.	55
Figura 4.10 - Distribuição da tensão de von Mises no modelo IDTS2 com malha mista.	56
Figura 4.11 - Distribuições das tensões de von Mises na parte superior da região do defeito no instante da ruptura numérica para os modelos IDTS2 com malhas mista (a) e estruturada (b).	56
Figura 4.12 - Distribuições das tensões de von Mises na parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, no instante da ruptura numérica para os modelos IDTS2 com malhas mista (a) e estruturada (b).	57
Figura 4.13 - Distribuição da tensão de von Mises no modelo SD_LC1 com malha mista.	58
Figura 4.14 - Distribuições das tensões de von Mises na parte superior da região do defeito no instante da ruptura numérica para os modelos SD_LC1 com malha mista (a) e estruturada (b).	58
Figura 4.15 - Distribuições das tensões de von Mises da parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, no instante da ruptura numérica para os modelos SD_LC1 com malhas mista (a) e estruturada (b).	59
Figura 4.16 - Distribuição da tensão de von Mises no modelo SD_LC2 com malha mista.	60
Figura 4.17 - Distribuições das tensões de von Mises na parte superior da região do defeito no instante da ruptura numérica para os modelos SD_LC2 com malha mista (a) e estruturada (b).	60
Figura 4.18 - Distribuições das tensões de von Mises da parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, no instante da ruptura numérica para os modelos SD_LC2 com malhas mista (a) e estruturada (b).	61
Figura 4.19 - Distribuição da tensão de von Mises no duto 001 e sua configuração deformada.	62
Figura 4.20 - Distribuição da tensão de von Mises na parte interna do duto 001.	62
Figura 4.21 - Distribuição da tensão de von Mises no duto 002 e sua configuração deformada.	64
Figura 4.22 - Distribuição da tensão de von Mises na parte interna do duto 002.	64
Figura 4.23 - Distribuição da tensão de von Mises na parte interna do duto 003.	65
Figura 4.24 - Distribuição da tensão de von Mises a região do defeito no duto 003.	65

**Lista de Tabelas**

Tabela 2.1 - Valores de $\gamma_m$ para as medidas absoluta e relativa.	17
Tabela 3.1 - Dados do Material API 5L-X80.	34
Tabela 3.2 - Alguns Dados do Mapeamento da Corrosão.	42
Tabela 4.1 - Verificação da qualidade dos elementos hexaédricos do modelo IDTS2.	50
Tabela 4.2 - Verificação da qualidade dos elementos hexaédricos do modelo SD_LC1.	52
Tabela 4.3 - Verificação da qualidade dos elementos hexaédricos do modelo SD_LC2.	53
Tabela 4.4 - Pressão de falha experimental <i>versus</i> pressões de falha estimadas.	57
Tabela 4.5 - Pressão de falha estimada via MEF e via Semi-Empírico.	59
Tabela 4.6 - Pressão de falha estimada via MEF e via Semi-Empírico.	61
Tabela 4.7 - Tempo computacional para a realização das análises não-lineares.	61
Tabela 4.8 - Parte do resumo do histórico da análise não-linear do Duto 001.	63
Tabela 4.9 - Pressão de falha estimada via MEF.	63
Tabela 4.10 - Pressão de falha estimada via MEF dos modelos.	66

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Considerações Iniciais

Os dutos para transporte de petróleo e gás são um dos meios mais seguros e que menos agridem ao meio-ambiente, além de possuírem uma alta eficiência e produtividade. Mesmo tendo uma capacidade excepcional, eles são uma grande fonte de preocupação das companhias petrolíferas e estão sujeitos a diversos tipos de defeitos, dentre os quais os que mais se destacam são os defeitos causados por corrosão. Tais defeitos são um dos maiores responsáveis por falhas nessas estruturas. Para assegurar a segurança operacional da malha de dutos de transporte, pois um acidente de grande porte num duto pode causar imensos danos econômicos, ambientais e sociais, esta malha deve ser monitorada continuamente. O Brasil possui uma malha com mais de trinta mil quilômetros de extensão e que está ficando obsoleta com o passar dos anos. Por isso, problemas encontrados devem ser avaliados de forma confiável, a fim de analisar o comprometimento da integridade estrutural do duto e permitir que os reparos necessários sejam realizados com segurança, antes que estes defeitos causem um acidente (Cabral, 2007).

São três os principais métodos utilizados para se resolver problemas de engenharia: os métodos numéricos, os experimentais e os semi-empíricos. Para avaliar a capacidade estrutural de dutos com defeitos de corrosão, todos eles podem ser empregados, contendo cada um vantagens e desvantagens. Em relação aos métodos numéricos pode ser destacado o Método dos Elementos Finitos (MEF). A análise computacional com o MEF para os defeitos causados por corrosão tem se mostrado uma das alternativas mais eficientes para a avaliação correta da integridade estrutural de dutos com defeitos (Chouchaoui et al, 1992; Fu & Kirkwood, 1995; Bathe, 1996; Cronin, 2002; Andrade et al, 2006). Mesmo possuindo uma avaliação adequada, grande versatilidade e eficiência, os resultados obtidos pelo MEF devem ser validados por meio de comparação com métodos experimentais. O método experimental tem como pontos negativos o tempo para realização do experimento, longo em comparação ao método numérico, a necessidade de mão de obra altamente qualificada, e além disso, remover o duto a ser avaliado geralmente é inviável e possui custo elevado. Existem também os chamados métodos semi-empíricos, utilizados para avaliação de segurança de dutos com defeitos, disponíveis através de normas utilizadas pelo setor, dentre as quais podemos citar as normas BS 7910 (BS 7910, 1999) e DNV RP-F101 (DNV, 1999). O seu uso implica, no entanto em várias simplificações na geometria real do defeito de corrosão, o que pode levar a resultados muito conservadores e imprecisos. Já a utilização de análise via o MEF, requer uma mão de obra bem treinada, especializada e qualificada, para que a mesma gere modelos que representem adequadamente a geometria, carregamentos e condições de contorno dos modelos reais e saiba interpretar adequadamente os resultados obtidos pelo método, o que acaba não sendo tão simples assim.

Este trabalho teve como proposta, o desenvolvimento de um programa que automatizasse a geração de modelos computacionais de dutos contendo defeitos de corrosão, utilizando malhas não estruturadas em uma determinada região do modelo, bem como sua avaliação estrutural via análise numérica e também a modelagem computacional de defeitos reais de corrosão para sua posterior avaliação estrutural via análise numérica. Assim ele se apóia e representa em parte uma continuação do trabalho desenvolvido pelo grupo de pesquisa de Processamento de Alto Desempenho em Mecânica Computacional (PADMEC), particularmente na dissertação de mestrado de Cabral (Cabral, 2007), diferenciando-se dele na criação de uma transição automática ao longo da superfície nos modelos de forma mais simples e rápida e no tratamento de defeitos reais de corrosão.

## 1.2 Motivação

A corrosão em dutos utilizados no transporte de derivados de petróleo e gás é um dos principais fatores que afetam a sua integridade estrutural e que pode levá-los à falha. Para que estes dutos trabalhem de maneira segura, são empregados vários métodos para sua avaliação estrutural pelas empresas do setor petrolífero. Um dos métodos empregados e que tem eficiência comprovada é o MEF, pois são vários os benefícios alcançados com a sua utilização como, por exemplo, a economia de recursos e o aumento da segurança operacional. A possibilidade de criar modelos computacionais que representassem de forma mais realista os defeitos reais (complexos) de corrosão, a simplificação e economia de código de programação da região de transição de malha obtida quando comparado ao código desenvolvido por Cabral (2007), bem como a redução no tempo computacional para a geração automática e análise destes modelos.

## 1.3 Objetivos

Normalmente são utilizados programas comerciais, como o ANSYS (ANSYS, 2004) e o MSC.PATRAN (PATRAN, 2005), para fazer a criação de modelos computacionais que representem os dutos com defeitos de corrosão para sua posterior análise numérica. Esses programas possuem várias ferramentas disponíveis, e, no entanto para o caso de análise estrutural em dutos, se faz necessário o uso de somente algumas dessas ferramentas. Neste trabalho o objetivo central foi a ampliação e adequação do procedimento e programa computacional baseado no programa comercial MSC.PATRAN, para a geração automática de modelos de dutos com defeitos de corrosão que utilizam malhas estruturadas e não estruturadas no mesmo modelo, que será denominada de malha mista de agora em diante, bem como a criação de modelos de dutos com defeitos reais (complexos) de corrosão, assim como efetuar a análise não-linear via MEF de todos estes modelos.

## 1.4 Organização da Dissertação

Este trabalho de dissertação divide-se em seis capítulos. Este capítulo mostrou uma visão geral da dissertação, bem como descreveu a sua organização.

O **capítulo 2 – Revisão Bibliográfica** – descreve de forma básica e sucinta os principais tópicos relacionados a este trabalho. São discutidos tópicos como: integridade estrutural de dutos, definições e tipos de defeitos, bem com os seus métodos de inspeção, controle e monitoramento. Ainda serão descritos os principais métodos semi-empíricos, utilizados na avaliação da resistência residual de dutos corroídos e apresenta algumas contribuições de trabalhos na área envolvendo defeitos de corrosão em dutos.

O **capítulo 3 – Modelagem de Defeitos de Corrosão em Dutos** – descreve como foi desenvolvido o procedimento de modelagem computacional automática de dutos com defeitos de corrosão, o procedimento de modelagem manual de dutos com defeitos reais de corrosão, os parâmetros geométricos, bem como os tipos de elementos, malhas, carregamentos e condições de contornos e material adotados.

O **capítulo 4 – Análise Não-Linear de Dutos com Defeitos de Corrosão** – descreve considerações sobre o critério de ruptura numérica, as não-linearidades física e geométrica, o pós-processamento via MEF, a análise de dutos com defeitos do tipo retangular com malhas mistas e de dutos com defeitos “reais” de corrosão. Serão também apresentados os resultados das análises realizadas nos modelos.

Finalmente, no **capítulo 5 – Conclusões e Trabalhos Futuros** – são feitas as conclusões e considerações finais deste trabalho, bem como são descritas as suas contribuições. São também apresentadas sugestões para trabalhos futuros.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Dutos são condutos fechados empregados principalmente no transporte de fluidos. A necessidade de sua utilização decorre principalmente do fato de que o ponto de geração ou de armazenagem dos fluidos estar distante do seu ponto de utilização. O seu emprego é antigo e antecede provavelmente a história escrita. Os dutos de aço, que hoje predominam largamente em quase todos os campos de aplicação industrial, são de desenvolvimento recente, datado de 1825, na Inglaterra. A importância dos dutos ou tubulações em qualquer indústria é enorme, principalmente na petrolífera (Telles, 1997). Uma sofisticada estrutura de transporte de petróleo e seus derivados interligam as fontes de produção, refinarias e centros de consumo em qualquer país. No Brasil, onde a Petrobrás é a principal empresa do ramo petrolífero e dispõe de uma malha dutoviária de mais de 31.089 Km<sup>1</sup>, os dutos exercem um papel fundamental como meio de transporte e sua necessidade vem aumentando significativamente devido ao aumento da produção e consumo no país (Cabral, 2007).

Os dutos são largamente empregados para o transporte de fluidos, principalmente devido à sua grande capacidade, eficiência, menor agressão ao meio ambiente e menor custo no transporte quando comparado com outros meios de transporte (Cabral, 2007) conforme Figura 2.1.

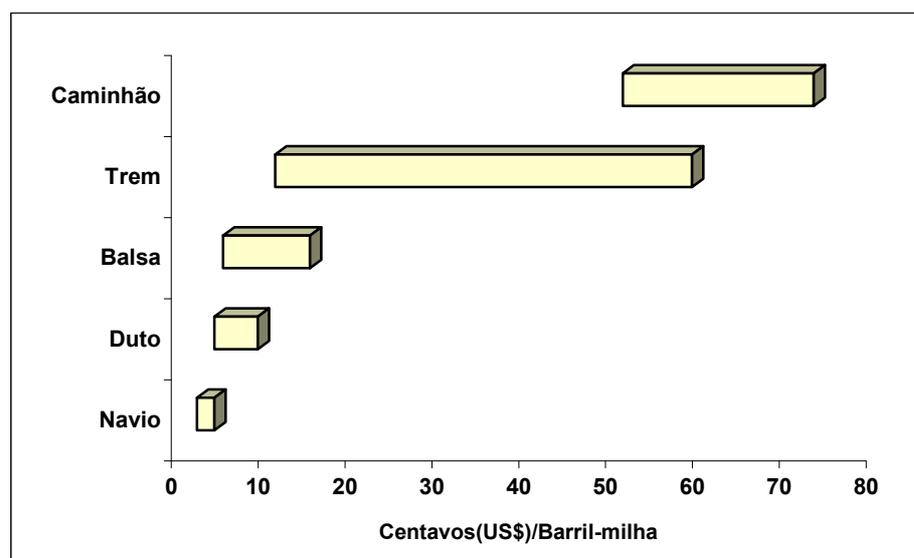


Figura 2.1 – Custos de diferentes tipos de transporte de petróleo e derivados. Fonte: Adaptado de Kennedy (1993).

Outro fator favorável aos dutos é que vem ocorrendo, ao longo dos últimos anos, o desenvolvimento de novas ligas metálicas que conferem melhores propriedades mecânicas aos mesmos. Isso acaba resultando em menores espessuras de parede, utilizando-se a mesma pressão de operação, e numa redução nos custos de produção (Fedele, 2002).

### 2.1 Integridade Estrutural dos Dutos

Embora os dutos apresentem boas características para a sua utilização no transporte de petróleo e seus derivados, eles estão sujeitos a agressões ou defeitos ao longo de sua vida útil, sejam eles de projeto, de fabricação, de ação de terceiros, de envelhecimento natural ou

<sup>1</sup> Dados de fev. 2007, Petrobrás em Números. (<http://www2.petrobras.com.br/potugues/ads/adsPetrobras.htm>).

mesmo decorrentes de produtos corrosivos. Não existe duto com risco zero, pois os defeitos estão sempre presentes. O risco de falhas e anormalidades é permanente. E isso é uma fonte de preocupação para as empresas que trabalham no setor, pois um acidente em uma linha dutoviária pode tomar proporções gigantescas, com enormes prejuízos na área social, na imagem da companhia, na área econômica e principalmente na área ambiental. Para que isso não ocorra, os dutos têm que ter sua integridade estrutural continuamente monitorada. Falhas e defeitos encontrados têm que ser avaliados e acompanhados de forma adequada e confiável, e isso se torna mais eficaz com a aplicação de um programa de gerenciamento da integridade de dutos, que assume um papel fundamental para sistematizar as informações obtidas de diversas áreas mantendo uma visão integrada do problema (Souza 2003).

A partir daí, são tomadas as medidas necessárias para manter a segurança da linha. Dependendo do nível e evolução dessa agressão, torna-se necessária a redução da pressão de operação para posterior manutenção do trecho corroído, ou até mesmo a substituição total desse trecho (Kennedy, 1993). As maiores causas de falhas em dutos de óleo e gás nos EUA são devidos a fatores externos (danos provocados pela ação de terceiros) seguidos de falhas devido à corrosão (Hopkins 2002). A Figura 2.2 mostra um caso de corrosão em duto de aço.



Figura 2.2 – Duto de aço com corrosão.<sup>2</sup>

## 2.2 Definição e Tipos de Defeitos

Um defeito é uma descontinuidade ou irregularidade seja do material quanto geométrica que é detectada por inspeção de acordo com o requerimento de vários códigos, normas e padrões. Assim existem vários limites de rejeição de defeitos. Um defeito é considerado não aceitável quando sua magnitude for suficiente para garantir a rejeição baseada nos requerimentos de códigos, padrões, normas ou outros métodos usados para avaliação do defeito (MMS, 2000).

Os principais defeitos encontrados em dutos podem ser agrupados em três categorias de acordo com suas causas, como será visto a seguir (MMS, 2000).

### a) Defeitos de Corrosão

- Corrosão Generalizada ou Uniforme: Perda uniforme ou gradual da espessura de parede do duto ao longo de uma extensa área.
- Corrosão por “Pite”: Corrosão localizada, que possui grande profundidade que diminua consideravelmente a espessura e capacidade do duto.
- Trincamento sob Tensão em meio corrosivo: Ocorre quando um material, submetido a tensões de tração (aplicadas ou residuais), é colocado em contato com um meio corrosivo específico.

---

<sup>2</sup> Fonte: <http://www.levelton.com/corrosion/index.php?content=watermain.html>.

- Fissuração por Hidrogênio: Ocorre quando o hidrogênio migra para o interior do material e acumula-se em falhas existentes, provocando falha a baixos níveis de tensão.

b) Danos Mecânicos

- Mossa ou amassamento (“Dent”): Mossa causada por um evento que produz uma variação visível na curvatura da parede do duto ou componente sem que ocorra variação na espessura de parede do duto.
- Rasgos Superficiais (“Gouge”): Imperfeição na superfície causada pela remoção mecânica de material ou deslocamento de material provocando a redução da espessura de parede do duto.
- Ranhuras (“Groove”): Uma ranhura pode causar concentração de tensões em um determinado ponto podendo assim ser considerado um defeito.
- Trincas Superficiais: Trincas geradas na superfície do duto.

c) Defeitos de Soldagem

- Penetração Incompleta: Quando a raiz da junta a ser soldada não é fundida e preenchida completamente.
- Fusão Incompleta: Falta de união por fusão entre passes adjacentes da solda e o metal de base.
- Inclusões de Impurezas (“Slag”): Quando partículas de óxido e outros sólidos não-metálicos ficam aprisionados entre passes de solda ou entre a solda e o metal de base.
- Porosidade: A porosidade é formada pela evolução de gases, na parte posterior da poça de fusão, durante a solidificação da solda.

A Figura 2.3 e a Figura 2.4 ilustram alguns exemplos de defeitos de corrosão, mecânicos e de soldagem comumente encontrados em dutos.

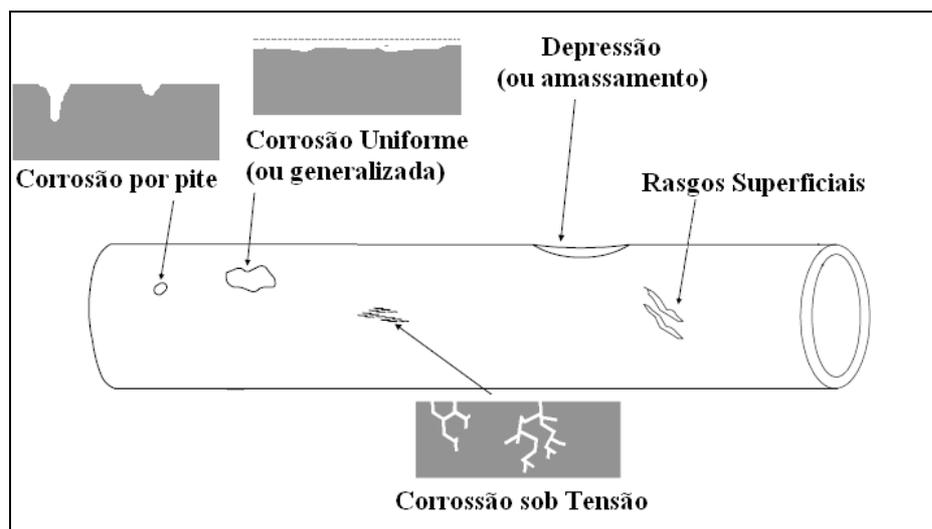


Figura 2.3 – Exemplos de tipos de defeitos de corrosão e danos mecânicos em dutos.<sup>3</sup>

<sup>3</sup> Fontes: <http://www.corrosion-club.com/forms.htm>, [http://www.twi.co.uk/j32k/protected/band\\_3/jk40.html](http://www.twi.co.uk/j32k/protected/band_3/jk40.html) e [http://www.esabna.com/EUWeb/MIG\\_handbook/592mig10\\_1.htm](http://www.esabna.com/EUWeb/MIG_handbook/592mig10_1.htm) e MMS (2000).

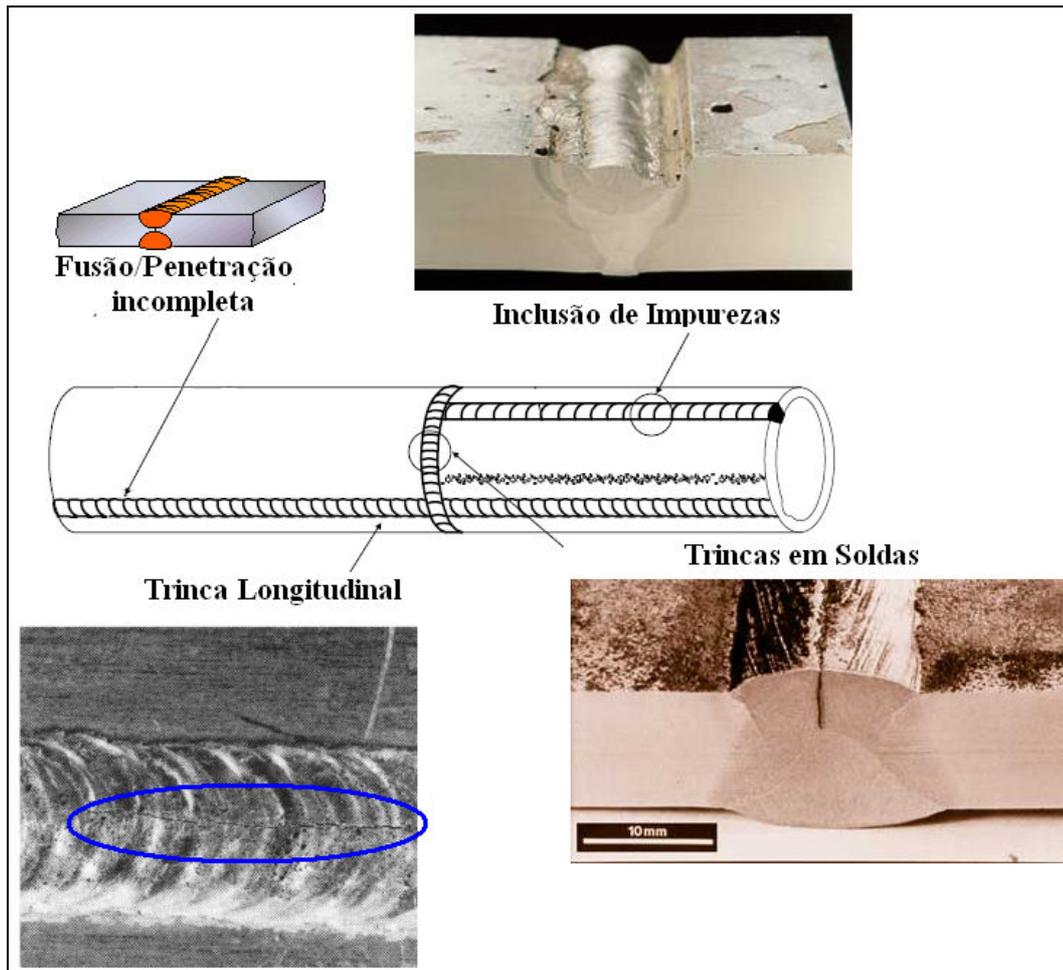


Figura 2.4 – Exemplos de defeitos de soldagem.

### 2.3 Corrosão e o seu Controle e Inspeção

A corrosão consiste num processo de deterioração dos materiais pela ação química ou eletroquímica do meio, que pode estar associado ou não a esforços mecânicos. Como os dutos feitos para transporte de petróleo e seus derivados são feitos com materiais metálicos, a sua corrosão é denominada de corrosão metálica. Nesse caso, trata-se de um processo eletroquímico por natureza.

Um duto por se tratar de um corpo metálico envolto por um eletrólito, o solo ou a água por exemplo, pode apresentar variação do potencial elétrico de um ponto em relação a outro ao longo de sua vida útil. Isso ocorre devido à existência de áreas anódicas e catódicas. Como estas áreas possuem diferentes potenciais elétricos, tem-se a base para formação de uma célula de corrosão no duto.

Para a criação de uma célula de corrosão, tornam-se necessárias as seguintes condições:

- Existência de um anodo e de um catodo;
- Existência de um potencial elétrico entre o anodo e o catodo;
- Deve existir um caminho metálico conectando eletricamente o anodo e o catodo;
- O anodo e o catodo devem estar imersos num eletrólito eletricamente condutivo (solo ou água).

Estando presentes tais condições, uma célula de corrosão é criada, uma corrente elétrica fluirá e o metal será consumido no anodo. Se uma dessas quatro condições for

removida, a corrosão é interrompida. A Figura 2.5 mostra de forma esquemática a célula de corrosão.

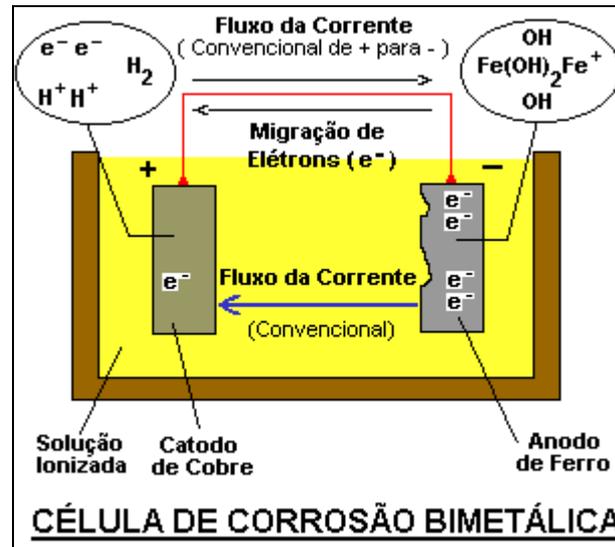


Figura 2.5 – Representação esquemática da célula de corrosão.<sup>4</sup>

O anodo, o catodo e o caminho elétrico estão presentes no próprio duto. Assim algumas áreas atuam como anodos, outras como catodos e a tubulação entre elas como conector. Podemos mencionar dois motivos dentre inúmeros para a ocorrência desse comportamento. O primeiro é quando um duto novo é colocado numa tubulação velha, ele acaba assumindo o papel do anodo devido ao seu potencial maior. O segundo é que o potencial de um duto pode variar devido às diferenças de composição do solo, que tem a função de eletrólito. Ambos os casos são ilustrados na Figura 2.6.

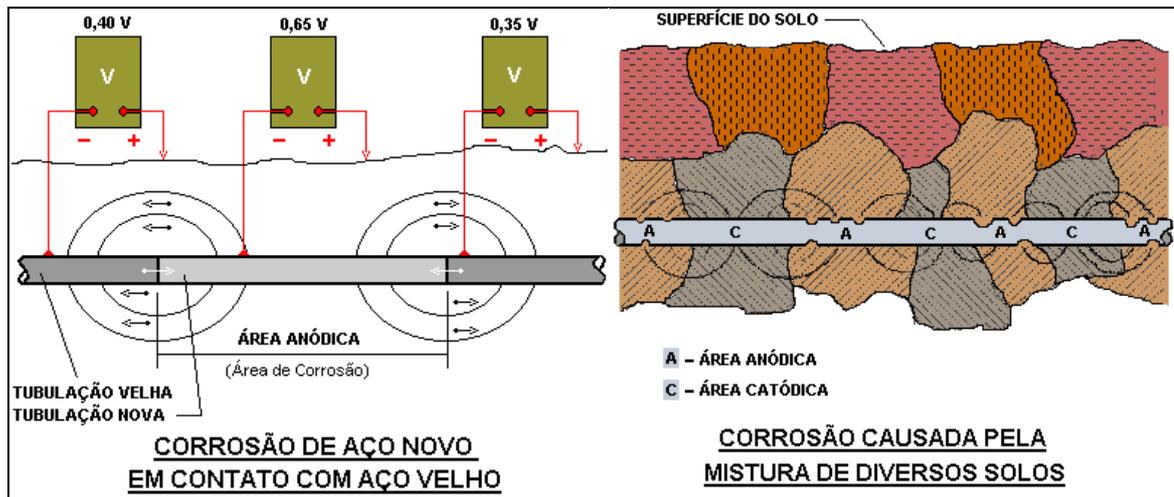


Figura 2.6 – Representação esquemática de corrosão em dutos.<sup>4</sup>

As técnicas empregadas para a proteção e controle da corrosão são várias. Duas dessas técnicas serão descritas a seguir.

<sup>4</sup> Fonte: [www.abraco.org.br](http://www.abraco.org.br).

### 2.3.1 Métodos para proteção e controle da corrosão

#### a) Revestimentos

Os revestimentos têm como objetivo formar um filme contínuo, constituído de material isolante, sobre a superfície metálica que se pretende isolar. Os dutos quando são enterrados ou submersos devem receber revestimento interno e/ou externo contra corrosão. Isso é uma forma de combater a ação eletrolítica de correntes elétricas subterrâneas que se movimentam pela tubulação, consequência das diferenças de potencial entre o duto e o solo, de um ponto para outro do próprio solo ou mesmo embaixo d'água. Além da função anticorrosiva, eles também servem para amenizar possíveis danos mecânicos e isolar termicamente o duto (Cabral, 2007).

Os materiais mais usados para revestimentos são: esmalte de alcatrão de hulha (coaltar), asfaltos, fitas plásticas (PVC, poliéster, polietileno), entre outros (Telles, 1997). A Figura 2.7 mostra a colocação de revestimento em um duto.

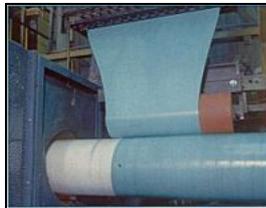


Figura 2.7 – Colocação de revestimento em um duto.<sup>5</sup>

#### b) Proteção Catódica

A proteção catódica é um método de controle da corrosão para superfícies metálicas subterrâneas cujo princípio básico consiste em tornar a superfície a proteger em "catodo" de uma célula de corrosão, especialmente concebida para esse fim. Para que isso ocorra, é utilizada uma corrente elétrica induzida que tem o objetivo de tornar a estrutura metálica (duto) em uma área catódica ao invés de anódica. Ela pode ser usada conjuntamente com o revestimento para melhorar a eficiência da proteção.

Para obtenção da proteção catódica de uma estrutura metálica existem dois processos, o de proteção galvânica e o de proteção por corrente impressa. Ambos se fundamentam no mesmo princípio, o de obtenção da proteção pela injeção de corrente na estrutura através do meio em que ela se encontra. Para a proteção por corrente impressa, um ou mais eletrodos são introduzidos no solo junto à tubulação e a corrente de uma fonte externa é aplicada em ambos de forma a se opor à natureza anódica do mesmo. Assim, ele passa operar como catodo, no qual não há oxidação. A Figura 2.8 ilustra o método.

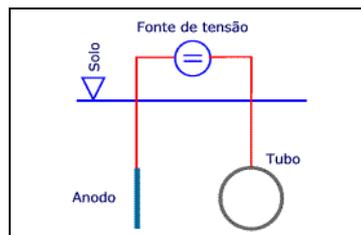


Figura 2.8 – Representação esquemática de proteção por corrente impressa.<sup>6</sup>

<sup>5</sup> Fonte: [http://www.esteio.com.br/servicos/so\\_pcm.htm](http://www.esteio.com.br/servicos/so_pcm.htm).

<sup>6</sup> Fonte: <http://www.mspc.eng.br/tecdiv/corr1.asp>.

Na proteção Galvânica ou Proteção por Anodo de Sacrificio, o fluxo de corrente elétrica fornecida é originado devido à diferença de potencial existente entre o metal a ser protegido (duto) e o outro escolhido como anodo, com potencial mais negativo (Gentil, 2003). Normalmente os materiais mais utilizados para essa função anódica são: o zinco, o alumínio e o magnésio. A Figura 2.9 mostra proteção galvânica com anodo de magnésio.

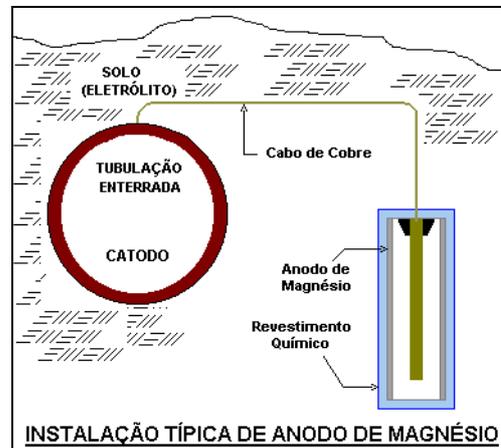


Figura 2.9 – Proteção galvânica (anodo de sacrificio) com anodo de magnésio.<sup>7</sup>

### 2.3.2 Inspeção em Dutos

Com mais de trinta mil quilômetros de dutos, a malha dutoviária brasileira é composta por tubulações metálicas de vários diâmetros. Para manter essa malha funcionando de maneira segura, para que possíveis defeitos no duto não se transformem em vazamentos ou causem grandes acidentes, são necessários sistemas complexos de inspeção, monitoramento e reparo periódicos. São várias as técnicas empregadas na realização de inspeção em dutos, e será descrita abaixo uma dessas técnicas, a que utiliza “pigs”.

#### a) “Pigs”

“Pigs” (sigla em inglês de dispositivo para inspeção de dutos) são robôs usados para limpar tubulações e identificar problemas estruturais. Eles foram originalmente desenvolvidos para remover os depósitos que poderiam dificultar ou retardar o fluxo através de um oleoduto. O movimento do “pig” quando inserido dentro do tudo, é conseguido através da própria vazão do fluido, e com isso ele consegue viajar por toda a extensão do duto.

Existem basicamente três razões para utilizar “pigs” em um duto:

- Para separar produtos desiguais;
- Para limpeza;
- Para inspeção interna.

Os “pigs” que são utilizados para realizar essas tarefas podem ser divididos em duas categorias: Os “Utility Pigs” que são utilizados para desempenhar funções tais como a limpeza e separação de produtos e os “Smart Pigs” ou “pigs” instrumentados que fornecem informações sobre a condição da linha, bem como a extensão e localização de eventuais problemas (Caldwell et al, 2001; Gentil, 2003; Tiratsoo, 1992). Um “pig” instrumentado utiliza sensores e outros instrumentos para coletar dados relativos às condições das paredes enquanto se move pelo interior da tubulação, para que possam ser localizadas possíveis falhas causadas por corrosão ou fraturas. A Figura 2.10 mostra a foto de ambos.

<sup>7</sup> Fonte: [www.abraco.org.br](http://www.abraco.org.br).

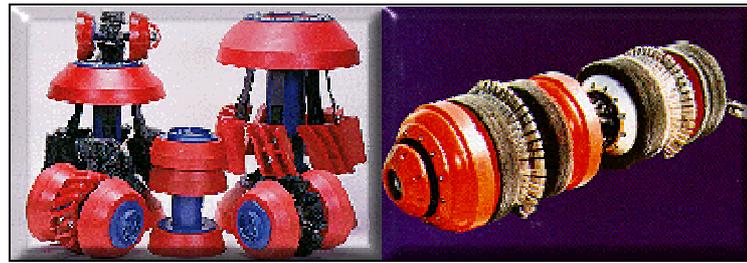


Figura 2.10 – Imagem de um “Utility Pig” à esquerda e de um “smart pig” à direita.<sup>8</sup>

A enorme utilização de “pigs” na realização de inspeção em dutos se deve ao fato da sua principal vantagem ser a capacidade de permitir investigar em toda a extensão da linha, o que seria inviável economicamente usando-se outra técnica de inspeção em dutos de grandes extensões, principalmente os enterrados (Cabral, 2007; Gentil, 2003). A Figura 2.11 ilustra um esquema de “pig” inserido dentro de um duto. A estrutura mecânica é composta por uma cápsula cilíndrica apoiada entre dois suportes de borracha. Dentro da cápsula estão os circuitos eletrônicos e as baterias do “pig”. Os suportes de borracha mantêm a cápsula centralizada na tubulação. A pressão do fluido atua sobre o suporte traseiro e impulsiona o “pig” ao longo do duto.

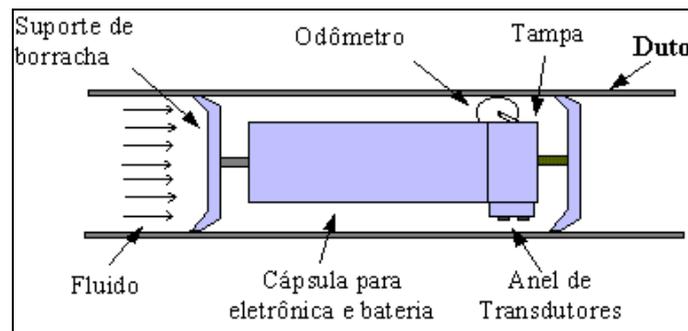


Figura 2.11 – Exemplo de “Pig” instrumentado inserido no duto.<sup>9</sup>

A inspeção com o pig instrumentado para a corrosão tem dois objetivos distintos, que são a detecção e o dimensionamento dos defeitos. O “pig” comumente usado para isso é o de perda de espessura (ou perda de massa). Com ele é possível detectar e dimensionar pontos em que existe redução na espessura da parede do duto, informando com boa precisão a localização de tais defeitos (Cabral, 2007). São duas as técnicas empregadas nesse tipo de “pig”, uma é a técnica de fuga de fluxo magnético (MFL - “Magnetic Flux Leakage”), e a outra é a técnica de ultra-som, cada uma dessas técnicas tem os seus pontos positivos e negativos e isso deve ser levado em consideração na hora da seleção de alguma delas.

## 2.4 Métodos Analíticos Semi-Empíricos

### 2.4.1 Introdução

Os principais métodos analíticos semi-empíricos são fundamentados em equações da mecânica da fratura, em ensaios experimentais até a ruptura dos dutos e, mais recentemente, em simulações via MEF, e são restritos a defeitos simples. O método ASME B31G é o pioneiro na avaliação de dutos, possuindo ampla tradição de uso em campo devido à sua simplicidade (Cabral et al, 2007). Porém, os resultados são conservadores e não são

<sup>8</sup> Fonte: <http://www.ppsa-online.com/about-pigs.php>.

<sup>9</sup> Fonte: <http://www.poli.usp.br/Pig/descricao.html>.

adequados para o caso de defeitos longos. Nesse sentido, o método ASME B31G foi modificado. Dentre as modificações, podem ser citadas as definições dos novos fatores de “Folias” (ou fator de dilatação) e da tensão de escoamento, além de considerações mais detalhadas da geometria da corrosão. A partir daí, surgiram os métodos RSTRENG 085dL ou ASME B31G modificado e RSTRENG “Effective Área” (Kiefner & Vieth, 1989).

Através de um projeto feito pela British Gas Technology, no qual foram realizados mais de 70 ensaios de pressão, em escala real, em dutos que continham defeitos de corrosão usinados com variação na quantidade e formas dos defeitos, além de análises computacionais via MEF considerando carregamento de pressão interna e material elasto-plástico, foi criado um método de avaliação de defeitos de corrosão em dutos, incorporado posteriormente no Anexo G<sup>10</sup> da norma britânica BS-7910 (BS 7910, 1999; Cabral, 2007).

Utilizando-se de ensaios experimentais e de algumas análises via MEF, de um projeto de cooperação entre a DNV (Det Norske Veritas) e a British Gas Technology, foi gerado um documento chamado de “Recommended Practice RP-F101 Corroded Pipelines” (DNV, 1999). Esse método se aplica exclusivamente aos materiais de elevada tenacidade, e modo de falha por colapso plástico, tendo vantagem sobre os outros dois métodos por considerar a própria tensão última em sua formulação. O procedimento DNV RP-F101 não classifica a corrosão em relação ao seu comprimento. A largura dos defeitos de corrosão só é considerada no caso de pressão interna e carregamento de compressão pelo procedimento DNV RP-F101.

Estes métodos serão apresentados a seguir através da equação geral conhecida como “NG-18 Surface Flaw Equation”, que tem a seguinte forma:

$$\sigma_{rup} = \sigma_{flow} \cdot \left[ \frac{1 - \frac{A}{A_0}}{1 - \frac{A}{A_0} M^{-1}} \right] \quad (2.1)$$

onde:

$\sigma_{rup}$  - Tensão circunferencial da parede do duto no instante da ruptura, numa região fora do defeito.

$\sigma_{flow}$  - Tensão de escoamento média do material (“flow stress”).

$A$  - Área longitudinal de material perdido.

$A_0$  - Área longitudinal original da região corroída.

$M$  - Fator de dilatação (“bulging factor” ou fator de Folias)

O fator de dilatação  $M$  (“Folias factor”) é função do comprimento do defeito, bem como da espessura e do diâmetro do duto. Ele foi criado para levar em consideração a influência da deformação, em forma de uma bolha, na tensão circunferencial que está sendo aplicada na região corroída. Sendo expresso por:

$$M = \sqrt{1 + 0,6275 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right) - 0,003375 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right)^2} \quad (2.2)$$

onde:

$L$  - Comprimento longitudinal do defeito.

$D$  - Diâmetro externo do duto.

$t$  - Espessura de parede do duto.

<sup>10</sup> Nota: Como é necessário a posterior validação do método, a parte que aborda defeitos de geometria complexa não foi incluída no Anexo G da norma BS 7910 (Wiesner et al, 2000).

A tensão de escoamento média ( $\sigma_{flow}$ ) foi definida como uma tensão compreendida entre a resistência ao escoamento e a resistência à tração do material, ou seja,  $\sigma_{esc} < \sigma_{flow} < \sigma_u$ .

A área “A” do material perdido é determinada através da técnica de projeção (Cronin & Pick, 2000a; Souza et al, 2005), no qual, os pontos de maior perda de espessura são projetados no plano que corta a parede do duto, longitudinalmente, conforme ilustrado pela Figura 2.12.

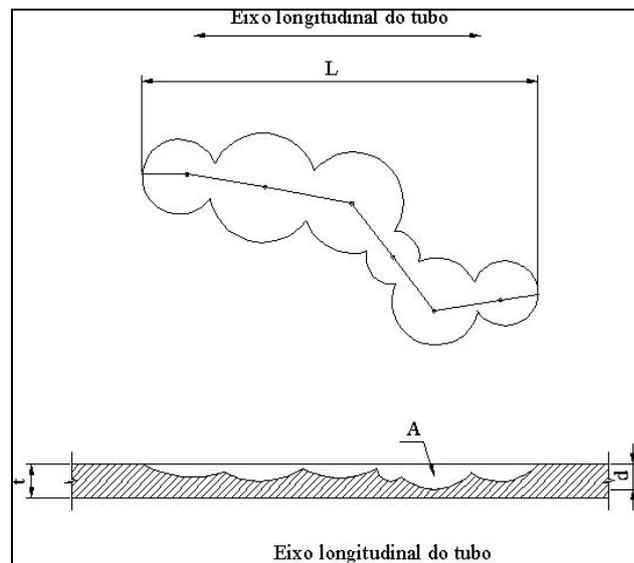


Figura 2.12 – Área longitudinal de material perdido pela técnica da projeção.<sup>11</sup>

A tensão circunferencial numa região fora do defeito, submetido à pressão interna, pode ser facilmente calculada pela fórmula de Barlow, dada por:

$$\sigma_{circ} = P \cdot \left( \frac{D}{2 \cdot t} \right) \quad (2.3)$$

onde:

$\sigma_{circ}$  - Tensão Circunferencial (“hoop stress”).

$P$  - Pressão interna atuante no duto.

Considerando-se o estado limite, em que “ $P$ ” é a pressão de ruptura ( $P_{rup}$ ), então, conseqüentemente,  $\sigma_{circ} = \sigma_{rup}$ , daí tem-se a seguinte igualdade:

$$P_{rup} = \sigma_{flow} \cdot \left( \frac{2 \cdot t}{D} \right) \cdot \left[ \frac{1 - \frac{A}{A_0}}{1 - \frac{A}{A_0} M^{-1}} \right] \quad (2.4)$$

Esta equação (2.4) mostra que a pressão de ruptura depende de três parcelas. A primeira, relacionada com as características do material ( $\sigma_{flow}$ ); a segunda, relacionada com

<sup>11</sup> Fonte: Cabral (2007).

as características geométricas do duto ( $\frac{2 \cdot t}{D}$ ) e a terceira, relacionada com as características do defeito ( $f_R$ ).

$$\text{Onde: } f_R = \left[ \frac{1 - \frac{A}{A_0}}{1 - \frac{A}{A_0} M^{-1}} \right]$$

Esta terceira parcela, denominada de fator de redução ( $f_R$ ), é bastante influenciada pelo valor de M. Quando M assume valores próximos à unidade, o fator de redução tende também para um. Quando M tende para infinito, o fator de redução é dado por:  $f_R = 1 - \frac{A}{A_0}$ .

#### 2.4.2 ASME B31G

O método ASME B31G tem o seu emprego limitado a algumas condições, dentre elas, podemos destacar:

- O duto tem que estar sujeito apenas a carregamento de pressão interna;
  - Defeitos de corrosão com profundidade compreendida entre 10% e 80% da espessura da parede do duto;
- As considerações feitas para a sua aplicação são as seguintes:
- A tensão circunferencial no defeito no instante da ruptura é igual à tensão de escoamento média ( $\sigma_{flow}$ ), que é dada por:

$$\sigma_{flow} = 1,1 \cdot \sigma_{esc} \quad (2.5)$$

onde:  $\sigma_{esc}$  - tensão de escoamento do material.

- O defeito é considerado curto se  $L \leq \sqrt{20 \cdot D \cdot t}$  e longo se  $L > \sqrt{20 \cdot D \cdot t}$ , onde  $L$  é o comprimento do defeito;
- A área original ( $A_0$ ) da região corroída é calculada como:

$$A_0 = L \cdot t \quad (2.6)$$

- A área corroída ( $A$ ) pode ser expressa por:

$$A = \alpha \cdot L \cdot d \quad (2.7)$$

Onde, “ $\alpha$ ” é a constante que define a forma geométrica adotada para representar a área de material perdido e “ $d$ ” é a profundidade máxima do defeito.

O método ASME B31G define que a área de material perdido por corrosão (defeito de corrosão) assume a forma de parábola para defeitos considerados curtos ( $\alpha = 2/3$ ) ou a forma retangular para defeitos considerados longos ( $\alpha = 1$ ), conforme ilustrado na Figura 2.13.

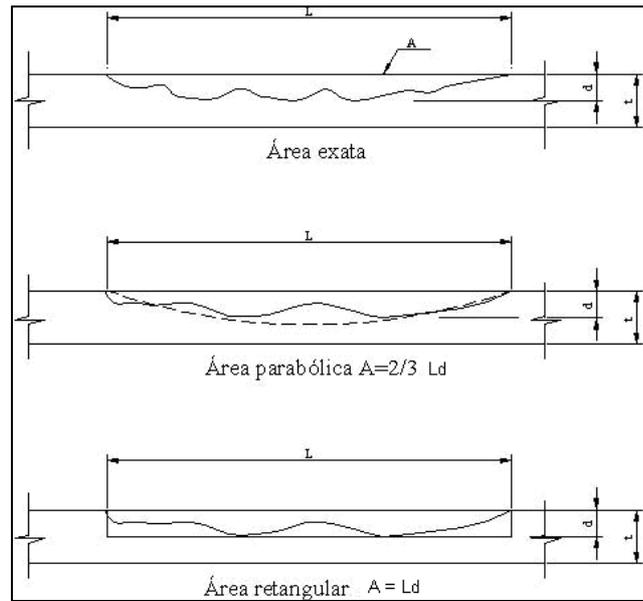


Figura 2.13 – Representação da área longitudinal de material perdido na forma parabólica e na forma retangular.<sup>12</sup>

Substituindo as equações (2.5), (2.6) e (2.7) na equação (2.4), tem-se, as expressões da pressão de ruptura para o caso de defeitos curtos e longos com os respectivos fatores de dilatação (M), conforme as expressões abaixo:

- Defeitos curtos ( $L \leq \sqrt{20 \cdot D \cdot t}$  e  $\alpha = 2/3$ ):

$$P_{rup} = 1,1 \cdot \sigma_{esc} \cdot \left( \frac{2 \cdot t}{D} \right) \cdot \left[ \frac{1 - \left( \frac{2}{3} \right) \frac{d}{t}}{1 - \left( \frac{2}{3} \right) \frac{d}{t} M^{-1}} \right] \quad (2.8)$$

onde,

$$M = \sqrt{1 + 0,8 \cdot \left( \frac{L^2}{D \cdot t} \right)}$$

- Defeitos longos ( $L > \sqrt{20 \cdot D \cdot t}$ ,  $\alpha = 1$  e  $M \rightarrow \infty$ ):

$$P_{rup} = 1,1 \cdot \sigma_{esc} \cdot \left( \frac{2 \cdot t}{D} \right) \cdot \left[ 1 - \frac{d}{t} \right] \quad (2.9)$$

#### 2.4.3 RSTRENG 0,85dL

É um método criado através de modificações feitas no método ASME B31G, e tem como diferenças principais em relação ao ASME B31G os seguintes pontos:

- A área do material perdido igual a 0,85 dL, ou seja  $\alpha = 0,85$ ;
- Tensão de escoamento média dada por:  $\sigma_{flow} = 1,1 \sigma_{esc}$ ;
- Defeitos de corrosão com perda de espessura entre  $0,2 \cdot t \leq d \leq 0,8 \cdot t$ ;

<sup>12</sup> Fonte: Souza (2003).

- d) Defeito é classificado como curto quando  $L \leq \sqrt{50 \cdot D \cdot t}$  ;  
 d) Para defeito curto  $M = \sqrt{1 + 0,6275 \cdot (L^2 / (D \cdot t)) - 0,003375 \cdot (L^2 / (D \cdot t))^2}$  ;  
 e) Defeito é classificado como longo quando  $L > \sqrt{50 \cdot D \cdot t}$  ;  
 f) Para defeito longo  $M = 3,3 + 0,032 \cdot (L^2 / (D \cdot t))$ .

A pressão de ruptura para este método é determinada pela seguinte expressão:

$$P_{rup} = (\sigma_{esc} + 69MPa) \cdot \left( \frac{2 \cdot t}{D} \right) \cdot \left[ \frac{1 - 0,85 \frac{d}{t}}{1 - 0,85 \frac{d}{t} M^{-1}} \right] \quad (2.10)$$

#### 2.4.4 RSTRENG “Effective Area”

O método RSTRENG “Effective Area” leva em consideração a área efetiva e o comprimento efetivo da corrosão, e para isso ele se baseia em definir diversos defeitos de comprimentos variados ( $L_1, L_2, \dots, L_n$ ), contidos dentro do comprimento total do defeito ( $L$ ), conforme ilustrado na Figura 2.14, e em calcular a pressão de ruptura para cada um deles. Cada um dos comprimentos de defeito ( $L_1, L_2, \dots, L_n$ ) é denominado de  $L_{efetivo}$  e sua respectiva área corroída de  $A_{efetiva}$ . A área original da região corroída ( $A_0$ ) para cada  $L_{efetivo}$  é dada por:  $A_0 = (L_{efetivo}) \cdot t$ , onde  $t$  é a espessura de parede do duto.

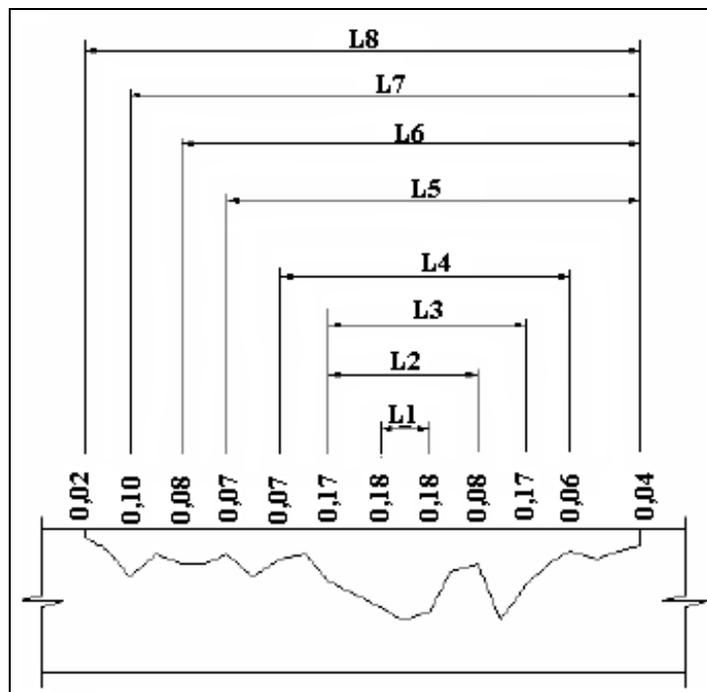


Figura 2.14 – Detalhamento dos comprimentos para o cálculo pelo método RSTRENG “Effective Area”.<sup>13</sup>

As equações para os cálculos dos valores da tensão de escoamento média, do fator de dilatação e da pressão de ruptura para este método, são mostradas logo a seguir:

<sup>13</sup> Fonte: Souza (2003).

- a) Tensão de escoamento média dada por:  $\sigma_{flow} = \sigma_{esc} + 69MPa$  ;
- b) Defeito é considerado curto se  $L_{efetivo} \leq \sqrt{50 \cdot D \cdot t}$  ;
- c) Temos  $M = \sqrt{1 + 0,6275 \cdot (L_{efetivo}^2 / (D \cdot t)) - 0,003375 \cdot (L_{efetivo}^2 / (D \cdot t))^2}$  , quando o defeito é curto;
- d) Defeito é considerado longo se  $L_{efetivo} > \sqrt{50 \cdot D \cdot t}$  ;
- e) Quando o defeito é longo, temos  $M = 3,3 + 0,032 \cdot (L_{efetivo}^2 / (D \cdot t))$ .

A pressão de ruptura para cada defeito de comprimento  $L_{efetivo}$  é determinada então pela seguinte expressão:

$$P_{rup} = (\sigma_{esc} + 69MPa) \cdot \left( \frac{2 \cdot t}{D} \right) \cdot \left[ \frac{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0}}{1 - \frac{A_{efetiva}}{A_0} M^{-1}} \right] \quad (2.11)$$

onde:

$A_{efetiva} \Rightarrow$  Área efetiva corroída do defeito.

$L_{efetivo} \Rightarrow$  Comprimento efetivo do defeito.

$A_0 \Rightarrow$  Área original do defeito.

A pressão de ruptura do defeito de comprimento total L é a menor das pressões calculadas.

#### 2.4.5 DNV RP-F101

O método DNV RP-F101 é resultado de uma pesquisa patrocinada por onze empresas/organizações mundiais, dentre elas a Petrobras, resultando num documento que foi publicado em 1999, e que é uma recomendação prática para a avaliação de dutos com defeitos de corrosão. Estas recomendações são válidas para dutos corroídos sujeitos a carregamento de pressão interna nos casos de defeito isolado, interação entre defeitos e defeitos complexos ou sujeitos a carregamentos combinados de pressão interna com tensões de compressões longitudinais para defeitos isolados.

Em relação ao tipo de defeito em que se pode aplicar o método, temos dutos com defeito de corrosão interna e externa no material de base, dutos com corrosão em soldas e dutos com colônias de defeitos de corrosão que interagem. A sua utilização para avaliação de defeitos de corrosão em soldagem deve ser restrita àqueles defeitos que não interagem de forma alguma com defeitos provenientes do processo de soldagem.

Este método tem duas abordagens de avaliação, a primeira chamada de parte A, utiliza o critério de segurança adotado na DNV Offshore Standard OS-F101, Submarine Pipeline Systems. Nesta abordagem, as incertezas relacionadas à profundidade do defeito de corrosão e às propriedades do material do duto são consideradas. A determinação da pressão máxima operacional admissível é feita utilizando-se equações que calculam a pressão de ruptura juntamente com a aplicação de fatores parciais de segurança.

A segunda abordagem, chamada de parte B, é baseada no conceito de tensões admissíveis ASD (Allowable Stress Design). Depois de calculada a pressão de ruptura, é multiplicado o resultado da mesma por um fator de segurança baseado no fator de projeto original. Considerações quanto às incertezas com a profundidade do defeito de corrosão ficam a critério do analista.

#### 2.4.5.1 Parte A – Fatores de segurança

Os fatores de segurança parciais  $\gamma_m$  (fator de previsão do modelo),  $\gamma_d$  (fator de profundidade do defeito) e o fator  $\xi_d$  são determinados através de tabelas baseadas nas classificações das classes de segurança, na qualidade do duto, no método de inspeção e na sua precisão. Eles são dados para os dois métodos de inspeção via “pig” (MFL e ultra-som), sendo quatro níveis diferentes de precisão de inspeção e três diferentes níveis de confiança.

O projeto de um duto é baseado na classe de segurança, categoria do fluido e potencial de falha. Para a classe de segurança existem três níveis de segurança que são baixa, normal e alta. A classe de segurança baixa é aplicável a dutos localizados em alto mar. A classe de segurança normal é aplicável a dutos de óleo e gás. E a classe de segurança alta é aplicável a dutos localizados em áreas com bastante atividade humana, como por exemplo, as plataformas.

A tabela 2.1 mostra os valores para o fator parcial de segurança  $\gamma_m$  para resultados de inspeção baseado em medidas de profundidade relativas, (por exemplo, fuga de fluxo magnético), e para medidas de profundidade absoluta (por exemplo, ultra-som). MFL é uma medida relativa onde a medição da profundidade do defeito e a precisão são dados como uma fração das espessura da parede. O ultra-som é uma medida absoluta onde as medições da parede local, a medição da profundidade do defeito e a precisão são diretamente determinadas.

Tabela 2.1 – Valores de  $\gamma_m$  para as medidas absoluta e relativa.

Método de inspeção	Fator parcial de segurança $\gamma_m$		
	Classe de segurança		
	Baixa	Normal	Alta
Relativa (MFL)	0.79	0.74	0.70
Absoluta (ex. ultra-som)	0.82	0.77	0.73

As equações para o cálculo da pressão admissível para defeitos isolados (defeitos que não interagem com defeitos vizinhos) estão descritas na DNV com maiores detalhes.

#### 2.4.5.2 Parte B – Tensões admissíveis

Na parte B, a pressão de ruptura do duto com defeito de corrosão é calculada, e então é multiplicado por um fator de segurança único baseado no fator de projeto original.

O uso do fator de segurança para ser aplicado na determinação da pressão de segurança de trabalho tem dois componentes.

$$F_1 = 0.9 \text{ (Fator de modelagem);}$$

$F_2$  = Fator operacional que é introduzido para assegurar uma margem de segurança entre a pressão de operação e a de falha (é geralmente igual ao fator de projeto).

Logo o fator total a ser usado para determinar a pressão segura de operação de é:

$$F = F_1 \cdot F_2$$

As equações para o cálculo da pressão de ruptura em defeitos isolados serão apresentadas a seguir. Um defeito é considerado isolado quando ele não interage com defeitos adjacentes e a pressão de ruptura deste defeito é independente da pressão de outros defeitos do duto. As condições necessárias para um defeito ser considerado isolado são:

1 – Espaçamento circunferencial angular entre defeitos adjacentes,  $\phi$ :

$$\phi > 360 \cdot \sqrt{\frac{t}{D}} \text{ (em graus)}$$

2 - Espaçamento axial (longitudinal) entre defeitos adjacentes,  $s$ :

$$s > 2 \cdot \sqrt{D \cdot t}$$

a) Estimativa da pressão de ruptura de dutos somente com Pressão Interna para defeito isolado

A pressão de ruptura de duto com defeito simples, e submetido apenas à pressão interna, é dada pelas seguintes equações:

$$P_{rup} = \frac{2t\sigma_u \left(1 - \frac{d}{t}\right)}{(D-t) \left(1 - \frac{d}{tQ}\right)} \quad (2.12)$$

com  $\sigma_u$  = tensão última de projeto, onde o fator de dilatação  $Q$  é:

$$Q = \sqrt{1 + 0.31 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2} \quad (2.13)$$

Note que a área corroída é considerada como sendo retangular e, portanto,  $\alpha = 1$ .

b) Estimativa da pressão de ruptura de dutos com Pressão Interna combinado com o Carregamento de Compressão para defeito isolado

As tensões de compressão são oriundas do carregamento axial, flexão e da diferença de temperatura. Portanto as tensões longitudinais na localização da corrosão são:

$$\sigma_A = \frac{F_x}{\pi(D-t)t} \quad (2.14)$$

$$\sigma_B = \frac{4M_y}{\pi(D-t)^2 t} \quad (2.15)$$

Logo combinando as tensões longitudinais temos:

$$\sigma_L = \sigma_A + \sigma_B \quad (2.16)$$

Será necessário incluir as cargas externas se as cargas estiverem dentro do seguinte limite:

$$\sigma_L > \sigma_1 \quad (2.17)$$

onde:

$$\sigma_1 = -0.5\sigma_u \left[ \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{tQ^{-1}}} \right] \quad (2.18)$$

Logo, o valor da pressão de ruptura com a contribuição do carregamento externo é modificada para:

$$P_{rup} = \frac{2\sigma_u t}{(D-t)} \left[ \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{tQ}} \right] H_1 \quad (2.19)$$

onde:

$$H_1 = \frac{1 + \frac{\sigma_L}{\sigma_u A_r}}{1 - \frac{d}{t} \frac{1}{2A_r \left(1 - \frac{d}{tQ}\right)}} \quad (2.20)$$

onde:

$$A_r = \left(1 - \frac{d}{t} \theta\right) \quad (2.21)$$

com  $\theta = \frac{l_c}{\pi D}$ , onde,  $l_c$  é o comprimento circunferencial. (2.22)

### c) Estimativa da pressão de ruptura para defeito de geometria complexa

Defeito de geometria complexa é aquele resultante da combinação de colônias de defeitos que se interagem, ou um defeito isolado em que o seu perfil é conhecido.

O princípio básico deste método é determinar se o defeito se comporta como um irregular “patch” ou se os “pits” localizados dentro de um “patch” dominam a falha.

Este método realiza uma análise progressiva em função da profundidade, onde a corrosão é dividida em um número de incrementos baseados na profundidade ( $d_j$ ). Em cada incremento de profundidade, o defeito de corrosão é modelado de forma a ser representado por um “patch” contendo um número de “pits”. A Figura 2.15 define bem o que é uma área de “patch” e uma área de “pit”.

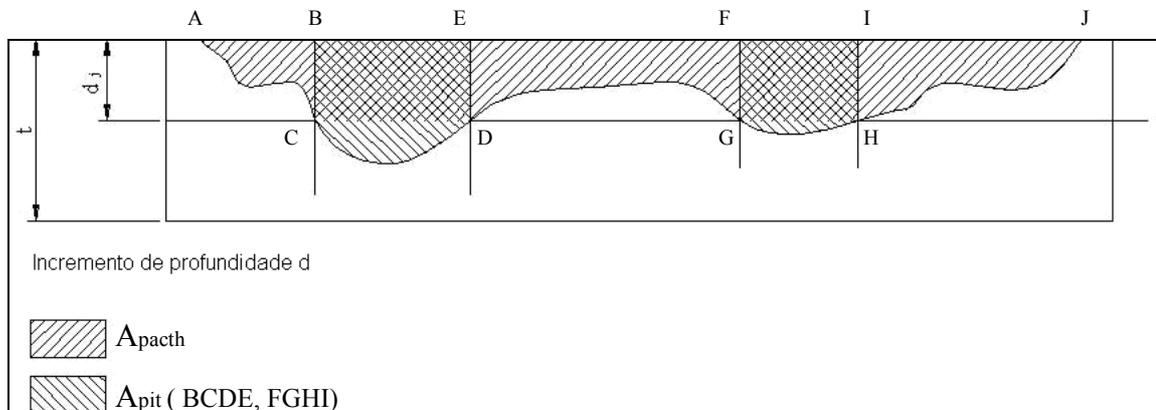


Figura 2.15 – Definições da área de “patch” ( $A_{patch}$ ) e de “pit” ( $A_{pit}$ ).<sup>14</sup>

<sup>14</sup> Fonte: Souza (2003).

Existem também possíveis interações entre “pits” que serão consideradas nas avaliações, conforme ilustrado na Figura 2.16, logo a seguir.

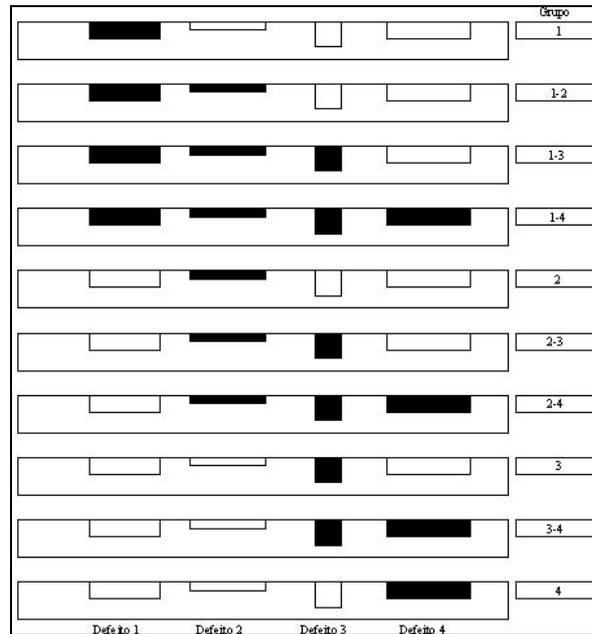


Figura 2.16 – Exemplo de agrupamento de defeitos adjacentes para interação.<sup>15</sup>

A estimativa da pressão de ruptura é calculada seguindo o seguinte procedimento:

**Passo 1** - Calcular a profundidade média do defeito ( $d_{ave}$ ).

$$d_{ave} = \frac{A}{l_{total}} \quad (2.23)$$

Onde  $A$  é a área longitudinal perdida e  $l_{total}$  é o comprimento total do defeito.

**Passo 2** – Calcular a pressão de ruptura ( $P_{total}$ ) considerando todo o comprimento do defeito ( $l_{total}$ ) usando  $d_{ave}$  e equação para defeito isolado.

$$P_{total} = \frac{2\sigma_u t}{(D-t)} \left[ \frac{1 - \frac{d_{ave}}{t}}{1 - \frac{d_{ave}}{tQ_{total}}} \right] \quad (2.24)$$

$$\text{onde: } Q_{total} = \sqrt{1 + 0.31 \left( \frac{l_{total}}{\sqrt{Dt}} \right)^2} \quad (2.25)$$

**Passo 3** – Dividir a profundidade máxima do defeito em incrementos ( $d_j$ ), conforme Figura 2.15 e realizar os cálculos a seguir. O número ideal de incrementos varia de 10 a 50.

**Passo 4** – Calcular a profundidade média dos “patches”, correspondente ao incremento ( $d_j$ ).

<sup>15</sup> Fonte: Souza (2003).

$$d_{patch} = \frac{A_{patch}}{l_{total}} \quad (2.26)$$

**Passo 5** – Calcular a pressão de ruptura para o “patch” ( $P_{patch}$ ) relativo ao incremento ( $d_j$ ), usando  $l_{total}$  e  $d_{patch}$  na equação para defeitos isolados.

$$P_{patch} = \frac{2\sigma_u t}{(D-t)} \left[ \frac{1 - \frac{d_{patch}}{t}}{1 - \frac{d_{patch}}{tQ_{total}}} \right] \quad (2.27)$$

**Passo 6** - Para cada “pit”, calcular a área perdida em relação à espessura nominal, para o incremento correspondente. Estimar a profundidade média de cada “pit”, considerando o seu comprimento ( $l_i$ ).

$$d_i = \frac{A_{i,pit}}{l_i}, \quad i = 1, 2, \dots, N \quad (2.28)$$

**Passo 7** – Estimar a espessura efetiva equivalente ( $t_e$ ) de um duto com a mesma pressão de ruptura do “patch” ( $P_{patch}$ ), como calculado no Passo 5.

$$t_e = \frac{P_{patch} D}{2\sigma_u + P_{patch}} \quad (2.29)$$

**Passo 8** – Corrigir a profundidade média de cada “pit” para a espessura efetiva ( $t_e$ ).

$$d_{ei} = d_i - (t - t_e) \quad (2.30)$$

**Passo 9** – Calcular a pressão de ruptura de todos os “pits”, individualmente, ( $P_1, P_2, \dots, P_N$ ), como defeitos isolados, usando a profundidade média corrigida ( $d_{ei}$ ) e o comprimento de cada “pit”.

$$P_i = \frac{2\sigma_u t_e}{(D-t_e)} \left[ \frac{1 - \frac{d_{ei}}{t_e}}{1 - \frac{d_{ei}}{t_e Q_i}} \right] \quad (2.31)$$

$$\text{onde: } Q_i = \sqrt{1 + 0.31 \left( \frac{l_i}{\sqrt{Dt_e}} \right)^2} \quad (2.32)$$

**Passo 10** – Calcular os comprimentos de todas as combinações de defeitos interagentes ( $l_{nm}$ ), combinações essas apresentadas como na Figura 2.16 e na Figura 2.17.

$$l_{nm} = l_n + \sum_{i=n}^{i=m-1} l_i + s_i, \quad \text{onde } n, m = 1, \dots, N \quad (2.33)$$

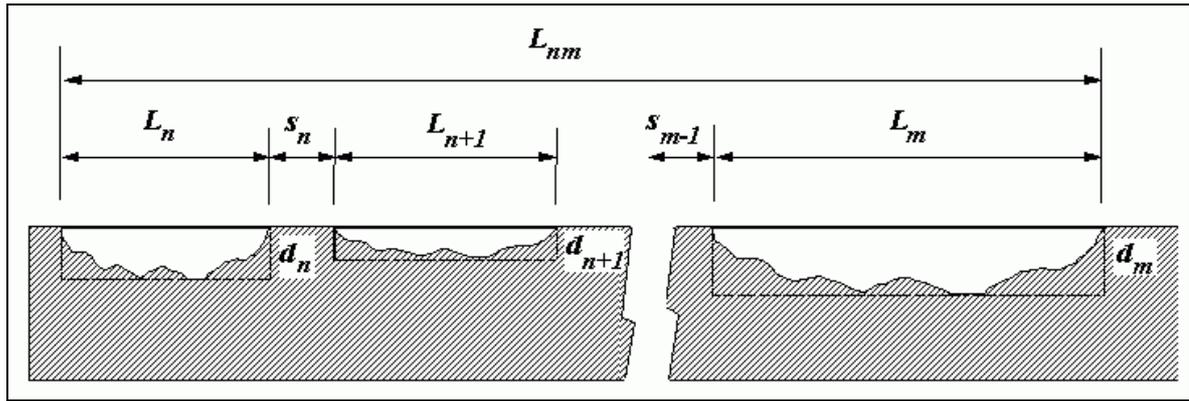


Figura 2.17 – Combinação de defeitos interagentes.<sup>16</sup>

**Passo 11** – Calcular a profundidade efetiva de cada defeito combinado ( $d_{e, nm}$ ) (ver Figura 2.17).

$$d_{e, nm} = \frac{\sum_{i=n}^{i=m} d_{ei} l_i}{l_{nm}} \quad (2.34)$$

**Passo 12** – Calcular a pressão de ruptura para cada defeito combinado ( $P_{nm}$ ).

$$P_{nm} = \frac{2\sigma_u t_e}{(D - t_e)} \left[ \frac{1 - \frac{d_{e, nm}}{t_e}}{1 - \frac{d_{e, nm}}{t_e Q_{nm}}} \right] \quad (2.35)$$

onde:  $Q_{nm} = \sqrt{1 + 0.31 \left( \frac{l_{nm}}{\sqrt{D t_e}} \right)^2}$  (2.36)

**Passo 13** – A pressão de ruptura para um incremento ( $d_j$ ) é tomada como a mínima de todas as pressões de ruptura calculadas anteriormente.

$$P_{rup} = \min(P_1, P_2, \dots, P_n, P_{nm}, P_{patch}, P_{total})$$

**Passo 14** – Repetir todos os passos de 4 a 13 para um novo incremento ( $d_j$ ), até a profundidade máxima do defeito seja alcançada.

**Passo 15** – Calcular a pressão de ruptura com a equação para defeitos isolados usando a maior profundidade e comprimento total do defeito.

**Passo 16** – A pressão de ruptura do defeito de geometria complexa é o menor dos valores encontrados para todos os intervalos de profundidade, mas não deve ser menor que o calculado no Passo 15.

<sup>16</sup> Fonte: Cabral (2007).

### **3 MODELAGEM DE DEFEITOS DE CORROSÃO EM DUTOS**

#### **3.1 Introdução**

A modelagem e análise via MEF têm se mostrado uma poderosa e eficiente ferramenta para a avaliação correta da capacidade estrutural de dutos com defeitos causados por corrosão (Costa, 2004). Com a utilização desta ferramenta, pode-se avaliar dutos com vários graus e tipos de defeitos submetidos à diversos tipos de carregamentos, permitindo assim uma representação mais adequada e realista destes defeitos, além de considerar os fenômenos físicos envolvidos no problema e nos fornecer resultados mais precisos. Isso não ocorre quando utilizamos as normas existentes, pois as normas implicam geralmente numa simplificação da geometria do defeito real, o que acaba levando a resultados conservadores e imprecisos (Cabral, 2007; Chouchaoui & Pick, 1996; Andrade et al, 2006).

Neste capítulo, será apresentado o programa que foi desenvolvido e que permite a criação automática dos modelos de dutos com defeitos devido à corrosão com sua respectiva malha de elementos finitos, para sua posterior análise numérica via programa comercial. Este programa é baseado nos recursos de pré e pós-processamento do MSC.PATRAN (PATRAN, 2005), e foi implementado em linguagem de programação PCL - “Patran Command Language” (PATRAN, 2005). A posterior análise numérica do modelo criado é realizada utilizando o programa comercial de elementos finitos “solver” ANSYS (ANSYS, 2004). Também serão apresentadas as etapas necessárias para geração de forma manual de modelos de dutos com defeitos de corrosão reais, para sua posterior análise numérica utilizando os softwares já citados.

Os benefícios obtidos no emprego da modelagem e análise computacional via MEF são inúmeros, como por exemplo, a economia de recursos, o aumento da segurança operacional e a eficiência do uso da mão de obra especializada. Em contrapartida, temos que ter uma mão de obra altamente especializada e bem treinada, para que possa criar e avaliar de forma adequada os modelos gerados. Vale ressaltar que neste trabalho em particular, as maiores contribuições foram a possibilidade de criar modelos computacionais que representassem melhor os defeitos reais (complexos) de corrosão, a simplificação e economia de código de programação da região de transição de malha obtida quando comparado ao código desenvolvido por Cabral (2007), bem como a redução no tempo computacional para a geração automática e análise destes modelos.

Serão estudados dutos com defeitos de corrosão retangular que possuem malhas estruturadas e não-estruturadas no mesmo modelo (malhas mistas) e modelos de dutos com defeitos de corrosão reais que utilizam somente malhas estruturadas.

#### **3.2 Modelagem geométrica**

Para a construção de um modelo geométrico computacional que represente o domínio envolvido, se faz necessário, como primeira etapa da modelagem, o fornecimento dos dados com as medidas geométricas do modelo. Para os defeitos retangulares aqui estudados, como os mesmos possuem dois planos de simetria, um no plano longitudinal (YZ) e outro no plano transversal (XY), foi feita somente a geração de um quarto do duto, como observado na Figura 3.1. Pode-se observar na referida figura que foi feita a modelagem completa utilizando somente elementos sólidos.

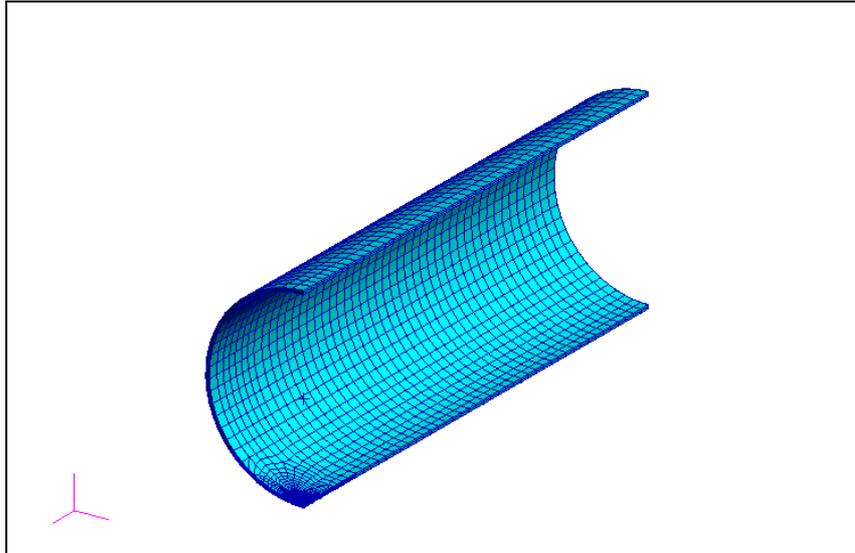


Figura 3.1 – Modelagem geométrica de apenas  $\frac{1}{4}$  do duto com defeito de corrosão.

Neste caso, os parâmetros necessários para a geração do defeito são mostrados na Figura 3.2, onde:

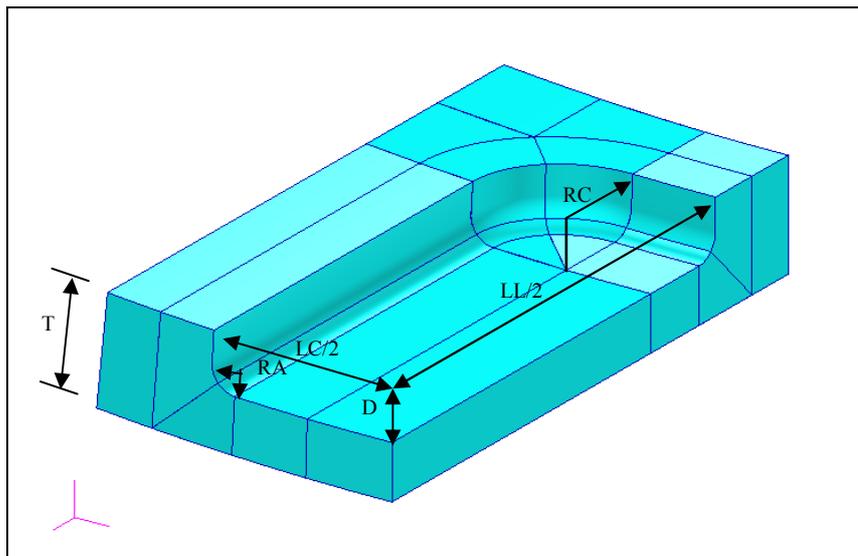


Figura 3.2 – Parâmetros necessários para modelagem do defeito.

- T = Espessura do duto (m);
- D = Profundidade do defeito (m);
- LL = Comprimento longitudinal do defeito (m);
- LC = Comprimento circunferencial do defeito (m);
- RC = Raio de concordância do defeito (m);
- RA = Raio de adoçamento do defeito (m).

### 3.3 Malha de Elementos Finitos

O método dos elementos finitos (MEF) se tornou um método numérico importante e fundamental para a solução de problemas de engenharia onde a solução é desconhecida ou de difícil obtenção pelos métodos analíticos, mesmo sendo esta repostada aproximada. Inúmeras pesquisas demonstraram a sua grande confiabilidade e flexibilidade. Assim, ele acaba sendo muito utilizado para resolução de problemas que envolvem a análise estrutural.

O método consiste, sinteticamente, em discretizar o domínio físico (geometria) por meio de uma quantidade finita de elementos com forma e tamanho arbitrários, formando assim o domínio computacional. Este domínio discretizado, denominado de malha de elementos finitos, consiste em um conjunto de regiões, ou elementos, interconectados entre si através de um número discreto de nós (pontos nodais ou conectividade do elemento), que juntamente com a aplicação das condições de contorno, carregamentos e propriedades do material no modelo pertencente ao domínio fica pronto para ser analisado. Isto resulta então num sistema de equações lineares ou não-lineares do tipo  $[K].[u] = [f]$ , onde  $[K]$  é a matriz de rigidez,  $[u]$  é o vetor de deslocamentos nodais e  $[f]$  é o vetor de forças nodais. Assim, esses sistemas podem ser resolvidos numericamente por algoritmos matriciais, para se obter a solução aproximada do problema. A geração de bons modelos resulta da geração de malhas com boa qualidade (diminuindo os erros de aproximação), escolha adequada das propriedades do material e aplicação das condições iniciais e de contorno (Cabral, 2007).

É comum na análise numérica para a determinação do comportamento das tensões e deformações de dutos com defeitos de corrosão a utilização de elementos sólidos (Chen et al., 1997; Chen e Shu, 2000; Cabral et al, 2006; Cabral, 2007), pois este tipo de elemento captura melhor a variação de tensão ao longo da espessura. Em alguns trabalhos publicados, no qual os pesquisadores investigaram o desempenho dos elementos sólidos em comparação com os elementos de casca (Noronha Jr et al, 2002; Benjamin et al, 2002; Benjamin & Andrade, 2003), os resultados mostraram que ambos os tipos de elementos foram capazes de representar bem os defeitos analisados. Mas os modelos com elementos sólidos forneceram resultados mais precisos e menos conservadores que os com elementos de casca. O tipo de elemento a ser adotado pode diferir em diversos aspectos, mas para a análise numérica, os itens mais significantes são a forma do elemento e sua ordem de interpolação, que se refere ao grau do polinômio que aparece nas funções de forma.

Neste trabalho, a representação geométrica do modelo é baseada em sólidos. Entre os elementos sólidos disponíveis pela biblioteca do software PATRAN, que dispõe de uma família de elementos hexaédricos, podemos destacar dois tipos de elementos hexaédricos que são mais utilizados: Hex8 e Hex20 (Figura 3.3). As principais características destes elementos estão mostradas a seguir.

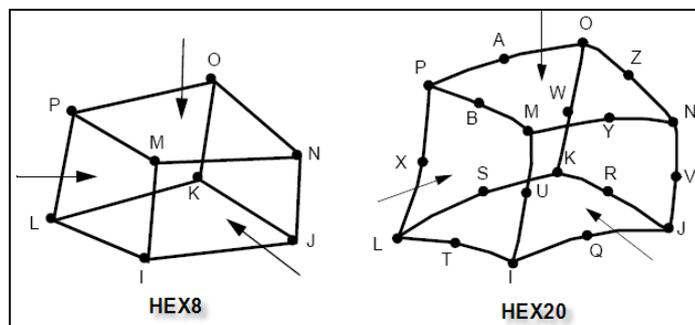


Figura 3.3 – Elementos finitos hexaédricos disponíveis no PATRAN.<sup>17</sup>

<sup>17</sup> Fonte: Cabral (2007).

- Elemento Hex8: É um elemento sólido tridimensional isoparamétrico com 8 nós, possui três graus de liberdade por nó (translações em  $U_x$ ,  $U_y$  e  $U_z$ ). A sua função de forma (interpolação) é tri-linear de 1ª ordem, logo, as deformações tendem a serem constantes ao longo do elemento. Isto pode resultar em uma pobre representação do comportamento de cisalhamento que pode ser melhorado utilizando funções de forma de ordem mais alta. A sua referência no ANSYS é Solid45. O “solver” ANSYS utiliza uma malha de oito ( $2 \times 2 \times 2$ ) pontos de integração de Gauss para este elemento.
- Elemento Hex20: É um elemento sólido tridimensional isoparamétrico com 20 nós, possui três graus de liberdade por nó (translações em  $U_x$ ,  $U_y$  e  $U_z$ ). A sua função de forma (interpolação) é tri-quadrática de 2ª ordem, para representar as coordenadas e os deslocamentos. Assim, as deformações têm um comportamento linear dentro do elemento o que permite uma representação mais precisa do campo de deformações. A sua referência no ANSYS é Solid95. O “solver” ANSYS utiliza uma malha de 14 pontos ou 8 pontos ( $2 \times 2 \times 2$ ) de integração.

Normalmente as tensões e deformações são calculadas nos pontos de Gauss e extrapoladas para os pontos nodais usando as funções de forma. Assim, necessita-se de uma maior quantidade de elementos de ordem mais baixa (Hex8) do que os de ordem mais alta (Hex20). Trabalhos como os de Diniz (2002) e Costa (2004) mostraram que o uso de elementos Hex8 produzem resultados bastante satisfatórios.

Neste trabalho foi utilizado o seguinte esquema para a geração da malha de elementos finitos no modelo. A região do defeito possui uma malha estruturada mais refinada de elementos hexaédricos (8 nós), este tipo de elemento foi escolhido após um estudo de convergência da solução feito com ambos os elementos pelo grupo de pesquisa, em seguida temos uma transição com malha não estruturada de forma suave (Figura 3.4), que vai ficando com uma densidade menor de elementos na medida em que nos afastamos do defeito. Esta é a maior diferença em relação ao trabalho desenvolvido por Cabral (2007), pois no dele, a geração do modelo automático emprega transição com malha estruturada (Figura 3.5), o que demanda um maior tempo computacional para a construção, devido às várias etapas necessárias realizadas neste processo. Além disso, vale ressaltar a simplificação e economia de código obtida com a utilização de malhas não estruturadas na transição. Em seguida, voltamos a utilizar novamente malha estruturada no modelo, sendo realizada a transição ao longo da espessura do modelo (Figura 3.6), seguido da etapa de conclusão da construção do mesmo.

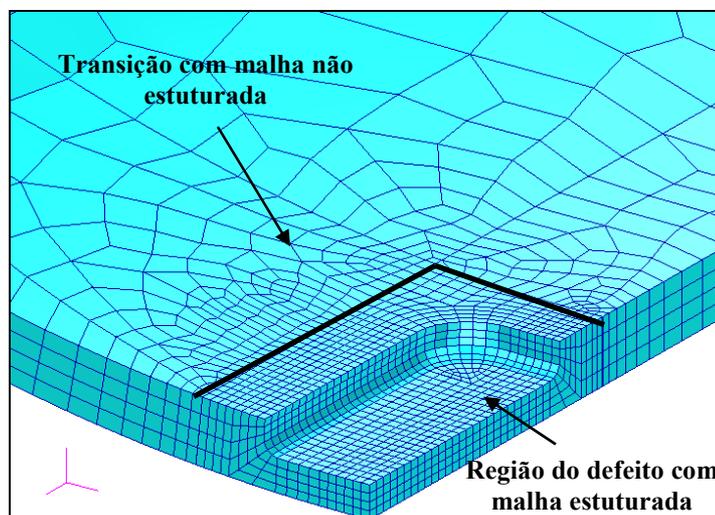


Figura 3.4 – Transição com a malha não estruturada na região próxima do defeito.

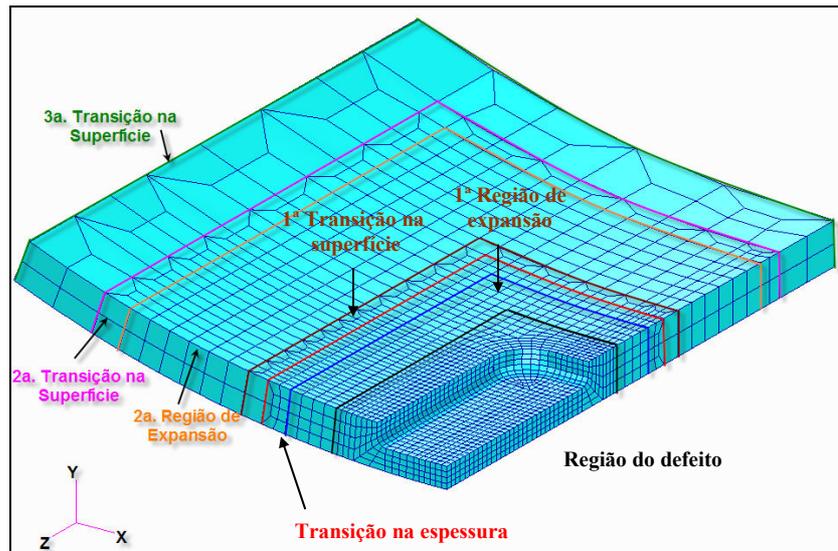


Figura 3.5 – Transição com a malha estruturada na região próxima do defeito.<sup>18</sup>

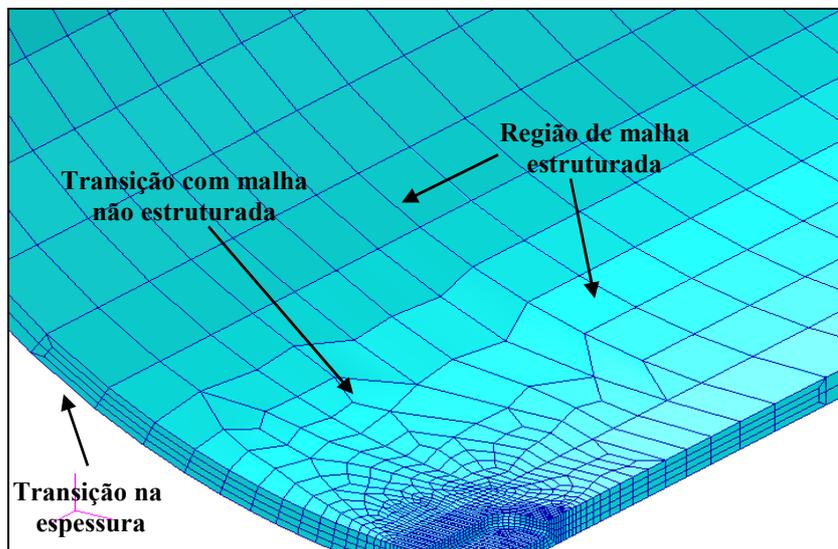


Figura 3.6 – Transição de malha de elementos finitos na região distante do defeito.

Este tipo de discretização empregada se mostrou bastante aceitável, já que os resultados foram próximos aos obtidos por Cabral (2007) e Cabral et al (2007) nos modelos em que foram utilizadas somente malhas estruturadas. Tal comparação de resultados será mostrada mais adiante no capítulo 5. Somente a partir de uma discretização bem dimensionada e adequada da geometria de um determinado problema, é que se vai conseguir representar de forma satisfatória e fiel o comportamento real da estrutura diante das condições de contorno e de carregamento aplicadas. Assim a malha não pode ser nem tão grosseira nem muito refinada. Porque a malha grosseira conduz a resultados menos precisos, apesar da redução do tempo computacional e da facilitação do processo de modelagem, causando possivelmente resultados incorretos na estimativa da pressão de ruptura dos dutos corroídos. Já a malha muito refinada produz um enorme custo de tempo computacional durante uma análise e se faz inadequada para alguns tipos de problemas, onde os resultados seriam tão precisos quanto se fosse utilizada uma malha menos refinada. Sendo assim, é fundamental realizar análises de sensibilidade e estudos de convergência para demonstrar que a discretização utilizada é adequada ao modelo a ser analisado.

<sup>18</sup> Fonte: Cabral (2007).

### 3.3.1 Verificação da Qualidade da Malha

O programa PATRAN tem uma ferramenta que permite fazer a verificação da qualidade dos elementos hexaédricos gerados na malha. São seis os testes realizados pelo programa e os mesmos serão descritos a seguir.

#### a) Razão de aspecto

A razão de aspecto é calculada como a razão da distância entre faces opostas para o elemento hexaédrico. Esta distância é determinada tratando cada face do hexaedro como um quadrilátero deformado. Assim cada face é processada para produzir uma projeção no plano. As distâncias entre os pontos médios de todos os três pares de faces opostas são comparadas. A razão de aspecto é determinada pegando a distância máxima de duas faces quaisquer e dividindo pela distância mínima de duas faces quaisquer (Figura 3.7).

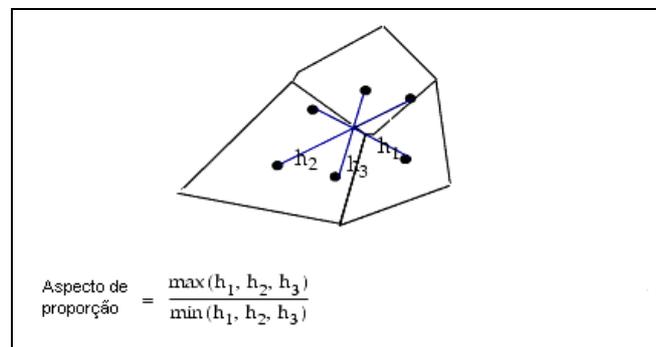


Figura 3.7 – Ilustração da razão de aspecto.

#### b) Ângulo de aresta

Um ângulo de aresta é o valor absoluto do ângulo formado entre o encontro de duas faces numa aresta subtraído do ângulo ideal para aquela aresta. O ângulo ideal entre faces de um elemento hexaédrico é de  $90^\circ$ . Para faces deformadas, os planos projetados para cada face são usados para calcular a face normal utilizada no cálculo do ângulo. O ângulo máximo de aresta é calculado para cada elemento hexaédrico (Figura 3.8).

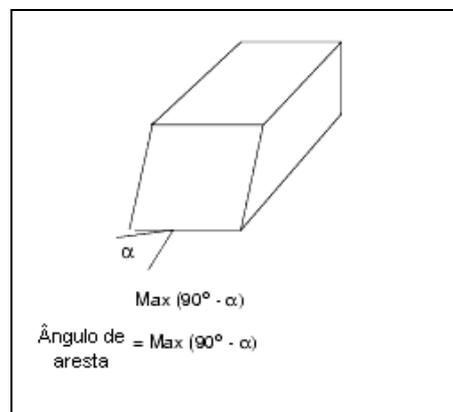


Figura 3.8 – Ilustração do ângulo de aresta.

### c) Inclinação de face

Cada face do elemento hexaédrico é verificada como se fosse um elemento quadrilátero. Assim antes do ensaio de inclinação, é verificado primeiro a convexidade de cada elemento. Elementos que falham na verificação de convexidade provocam valores negativos ou zero nos termos da matriz do elemento. Este teste de inclinação é baseado na estrutura de referência criada pela primeira bissecção de quatro arestas do elemento, criando a origem no vetor médio dos vértices, onde o eixo x estende da origem até a bissetriz da aresta 2. O eixo z está na direção do produto entre o eixo x e o vetor da origem até a bissetriz da aresta 3. O eixo y está na direção do produto entre o eixo x e z como mostrado na Figura 3.9.

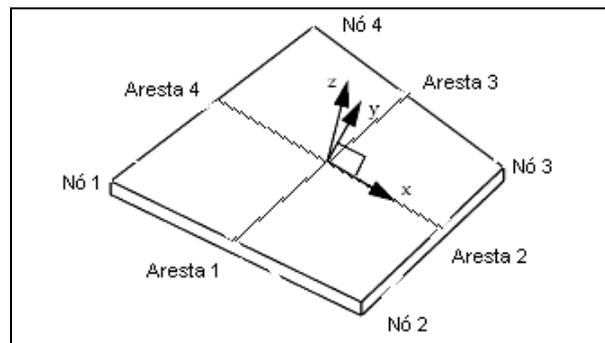


Figura 3.9 – Ilustração sobre a criação dos eixos coordenados.

O teste de inclinação de Robinson e Haggemacher (1982) utiliza o ângulo alfa entre a bissetriz da aresta 2 e 4 e eixo y do teste. O ângulo resultante é subtraído de  $90^\circ$  para resultar no ângulo de inclinação (Figura 3.10).

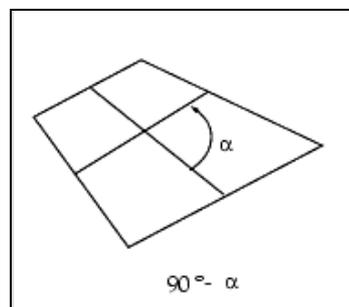


Figura 3.10 – Ilustração do ângulo de inclinação.

### d) Deformação de face

Cada face do elemento hexaédrico é verificada como se fosse um elemento quadrilátero. Assim este teste é baseado na criação de um plano projetado pela primeira bissecção das quatro arestas de cada face do elemento (quadrilátero), criando um ponto no plano no vetor normal aos vértices, onde o eixo x estende do ponto até a bissetriz na aresta 2. O plano normal está na direção do produto entre o eixo x e o vetor da origem para a bissetriz na aresta 3. Cada aresta da face do elemento então terá a distância “h” do plano. O comprimento de metade de cada aresta é medida e o menor comprimento é assumido “l”. O ângulo de deformação é o arcoseno da razão entre a projeção da altura “h” e a metade do comprimento da aresta “l” (Figura 3.11).

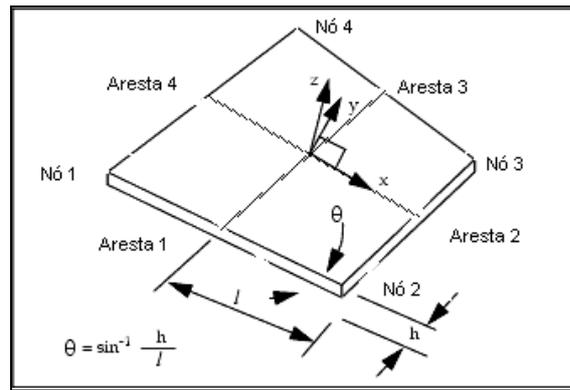


Figura 3.11 – Ilustração do teste de inclinação.

#### e) Torção

Torção é a rotação de cada face do sólido com relação à sua face oposta. Um ângulo de torção é calculado sobre os três eixos principais do elemento hexaédrico. Para calcular o ângulo de torção, cada face é tratada como se fosse um quadrilátero deformado. Vetores do centro do plano projetado no meio de duas arestas adjacentes são construídos. Os vetores são somados para computar um vetor de referência. Os mesmos passos são realizados para a face oposta. Uma linha sobre o centro de cada face projetada e do plano normal até esta linha é determinada. Os dois vetores de referência são projetados sobre este plano e a diferença angular entre eles é medido. O ângulo mais alto encontrado é mantido como o ângulo de torção (Figura 3.12).

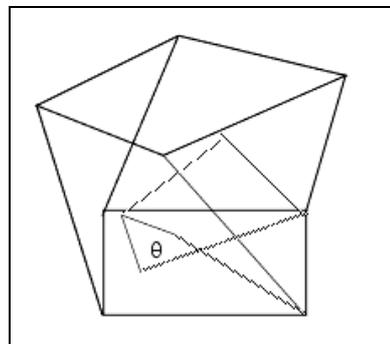


Figura 3.12 – Ilustração do ângulo de torção.

#### f) Afunilamento de Face

Cada face do elemento hexaédrico é testada no afunilamento de face como se fosse um elemento quadrilátero. Assim quatro triângulos afunilados são criados limitados pela aresta do elemento e as arestas criadas pela conexão do elemento de verificação de referência formado origem com dois nós na aresta elemento. Os resultados das quatro áreas triangulares são calculados e então somados. A razão da área com o menor triângulo e a área total do elemento é tomada como a razão de afunilamento (Figura 3.13).

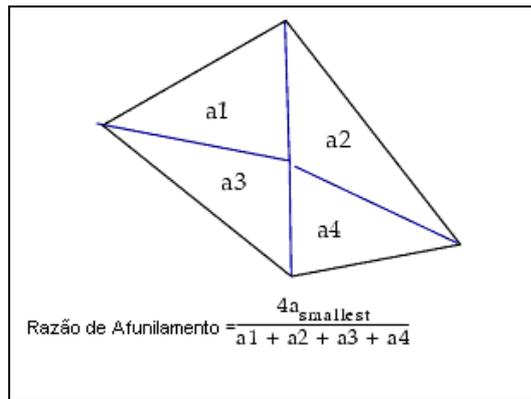


Figura 3.13 – Ilustração da razão de afunilamento.

Estes testes foram utilizados para analisar e comparar as malhas mistas e estruturadas dos modelos com defeitos retangulares, e os resultados deste comparativo serão mostrados no capítulo 4.

### 3.4 Condições de Contorno e Carregamento

Os dutos com defeitos de corrosão podem estar submetidos à diversos tipos de carregamentos e condições de contorno impostas nos modelos. Como já foi mencionado anteriormente, o software PATRAN permite facilmente introduzir condições de contorno que podem ser impostas sobre as entidades geométricas (que são posteriormente transferidas às entidades de malha automaticamente) ou diretamente nas entidades de malha.

Todos os modelos aqui estudados, incluindo os modelos com defeitos reais de corrosão, estão submetidos a um carregamento de pressão interna ( $P_{INT}$ ) aplicadas sempre perpendicularmente à superfície interna do duto e tensão longitudinal ( $\sigma_{AXIAL}$ ) de tração na borda livre do modelo para simular a existência de uma tampa de fechamento, situação existente num ensaio de laboratório (duto fechado com pressão interna) (Figura3.14).

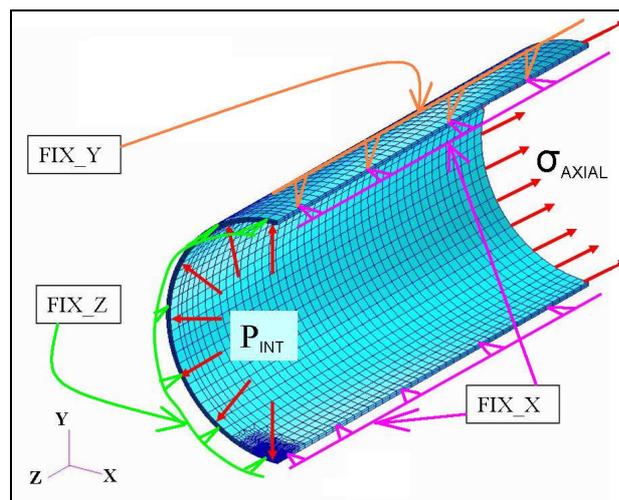


Figura3.14 – Condições de contorno e carregamento aplicados no duto considerando-se dois planos de simetria.<sup>19</sup>

Para defeito retangular, como existia simetria do duto com o defeito, os carregamentos e as condições de contornos, modelou-se apenas um quarto dele. Considerou-se então como

<sup>19</sup> Fonte: Cabral (2007).

condição de contorno a simetria na seção longitudinal do duto, possuindo restrição de deslocamentos na direção x (FIX\_X) e a simetria na seção transversal em uma das extremidades do duto, contendo restrição de deslocamentos na direção z (FIX\_Z). A fim de se evitar o movimento de corpo rígido, restringiu-se o deslocamento na direção y (FIX\_Y) ao longo de uma linha geratriz do duto (Figura 3.14).

Já para os modelos de dutos com defeitos reais de corrosão estudados, as condições de contorno impostas foram diferentes, pois para este tipo de modelo, não existia a condição de simetria mencionada anteriormente. Devido a isto, foi então imposta uma restrição na direção x (FIX\_X) a dois pontos localizados no diâmetro externo do duto, distante dentre si de um ângulo de 180 graus e pertencentes a uma das extremidades. Além disso, um destes pontos (no nosso caso o ponto inferior) também recebeu uma restrição na direção y (FIX\_Y), para evitar o movimento de corpo rígido, e para concluir a mesma extremidade recebeu uma restrição na direção z (FIX\_Z) em todos os nós pertencentes a ela (Figura 3.15).

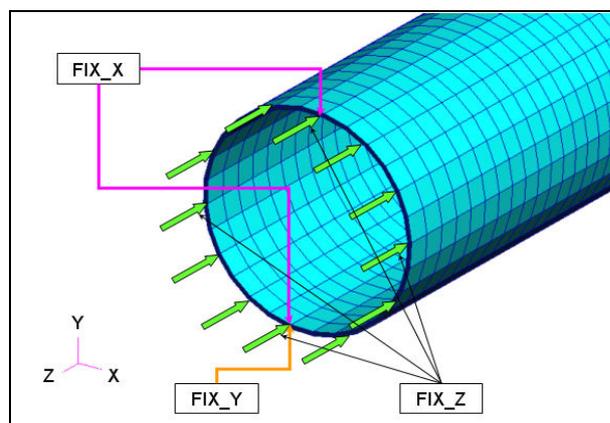


Figura 3.15 – Condições de contorno aplicado no duto com defeito “real” de corrosão.

Além disso, durante a realização da análise não-linear notou-se que após a sua conclusão, na extremidade onde o carregamento de tensão longitudinal era aplicado, o modelo com defeito real apresentou uma expansão radial, fazendo com que o duto apresentasse nesta extremidade, ao longo de toda a circunferência, um nível de tensão maior do que nas paredes do duto em regiões afastadas do defeito (Figura 3.16). Apesar disto não influenciar as tensões na região do defeito, esta situação claramente não representa a realidade.

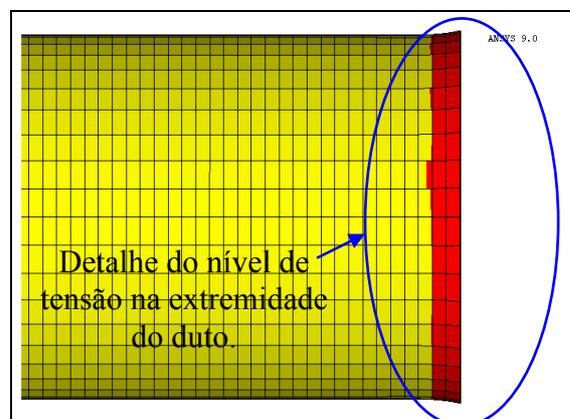


Figura 3.16 – Detalhe do nível de tensão maior na extremidade do duto.

Esta expansão radial é causada pela rotação das faces axiais do elemento na extremidade do duto. Para impedir esta rotação foi imposto em todos os nós de cada elemento da extremidade que se encontram ao longo da mesma linha radial o mesmo deslocamento

axial. Isto foi feito com o comando “Couple DOFS” do ANSYS (ANSYS, 2004), assim este comportamento foi eliminado (Figura 3.17).

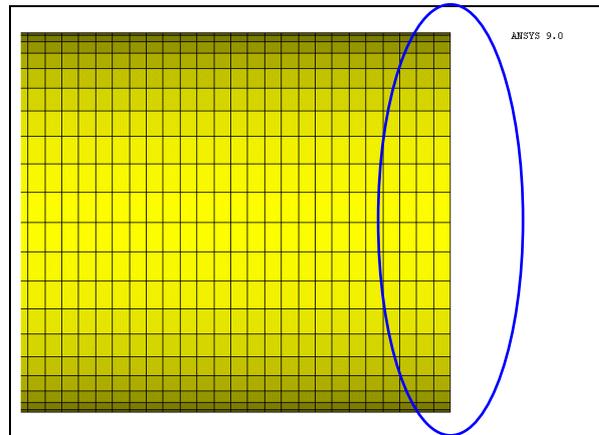


Figura 3.17 – Detalhe do nível de tensão na extremidade do duto após aplicar o comando “Couple DOFS”.

### 3.5 Material e suas Propriedades

Uma dos pontos importantes para a realização de uma análise numérica é a colocação das características do material da estrutura a ser analisada.

Os dutos estudados neste trabalho são feitos de aço. Os aços bem como boa parte dos materiais empregados em estruturas apresentam um comportamento linear-elástico para baixos níveis de tensão, fenômeno em que quando submetidos a níveis de tensão abaixo do limite de escoamento, a tensão e deformação são proporcionais. A partir do momento em que o nível de tensão ultrapassar o limite de escoamento, o material deixa esse comportamento e se torna plástico, com isso ele apresenta uma relação tensão-deformação não-linear, isto é, não-linearidade física ou do material. O resultado disso é que ao ser submetido a um carregamento em que ocorreu a plastificação da estrutura, após a remoção deste carregamento, a estrutura não volta mais a forma inicial (dimensões), pois apresenta agora algumas deformações plásticas permanentes.

Ao se realizar uma análise não-linear geométrica por elementos finitos, trabalha-se com grandes deformações e/ou deslocamentos. Diante disso, é importante usar os dados da relação tensão-deformação em termos dos seus valores verdadeiros. Assim para a construção desta curva é necessária a transformação dos valores de engenharia (medidos na configuração indeformada), obtidos a partir de dados experimentais de ensaio de tração em corpos de prova, para valores verdadeiros (medidos na configuração deformada). Também dependendo do processo de fabricação, se faz necessário analisar corpos de prova na direção transversal (Diniz, 2002).

Para este trabalho, foi adotado o aço API 5L-X80 como material para os dutos analisados. Ele apresenta comportamento elasto-plástico com endurecimento isotrópico e adotou-se como critério de escoamento o critério de von Mises. É apresentada na Figura 3.18 a curva tensão verdadeira *versus* deformação verdadeira do material construída a partir da equação de Ramberg-Osgood determinada nos experimentos realizados por Benjamin et al (2005) conforme expressão abaixo:

$$\varepsilon^* = \frac{\sigma^*}{E} + 0,0788174 \cdot \left( \frac{\sigma^*}{\sigma_u^*} \right)^{12,642026} \quad (3.1)$$

onde:  $\varepsilon^*$ ,  $\sigma^*$  e  $\sigma_u^*$  correspondem à deformação verdadeira, tensão verdadeira e tensão última verdadeira do material, respectivamente.

Os dados importantes do material são o módulo de elasticidade ( $E = 200000 \text{ MPa}$ ), o coeficiente de Poisson ( $\nu = 0,3$ ), a tensão de escoamento ( $\sigma_{esc} = 534,1 \text{ MPa}$ ), a deformação correspondente à tensão  $\sigma_{esc}$  ( $\varepsilon_{esc} = 0,002671$ ) e a tensão última verdadeira ( $\sigma_{ult}^* = 718,2 \text{ MPa}$ ). A Tabela 3.1 mostra os pares de tensão verdadeira *versus* deformação verdadeira utilizados no modelo numérico.

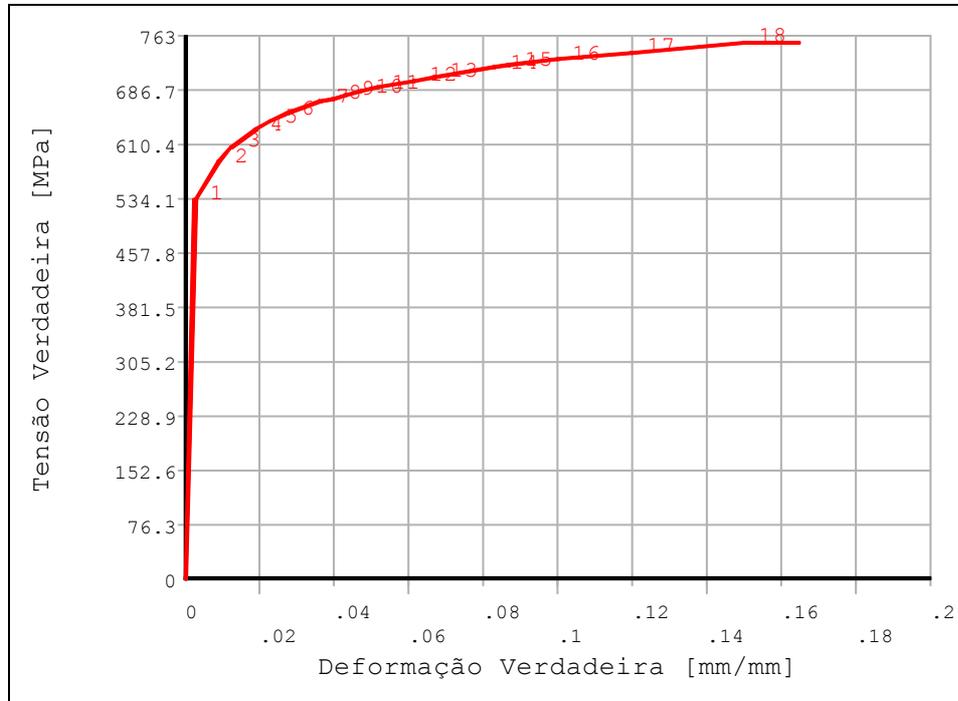


Figura 3.18 – Curva tensão verdadeira *versus* deformação verdadeira (material API 5L - X80).<sup>20</sup>

Tabela 3.1 – Dados do Material API 5L-X80.

<b><i>Deformação verdadeira (mm/mm)</i></b>	<b><i>Tensão verdadeira (MPa)</i></b>
0,000000	0,0000
0,0026710	534,1000
0,0090000	586,3560
0,0125000	607,3325
0,0187197	631,7030
0,0225671	642,6945
0,0272592	653,7068
0,0362591	670,2555
0,0395930	675,3539
0,0432324	680,4538
0,0472031	685,5568
0,0515325	690,6619
0,0613880	700,8750
0,0669801	705,9840
0,0830373	718,6498
0,0868612	721,3181
0,1000000	729,7026
0,1200000	740,6435
0,1500000	754,1836

<sup>20</sup> Fonte: Cabral (2007).

### 3.6 Modelagem Automática de Defeitos de Corrosão

A criação do modelo computacional de um duto com defeito de corrosão normalmente é feita utilizando-se programas de pré e pós-processamento. Após essa etapa de geração do modelo, o mesmo é então colocado para ser resolvido numericamente através de programas comerciais de análises via o método de elementos finitos (MEF). Os programas escolhidos neste trabalho foram o MSC.PATRAN (PATRAN, 2005) para o pré e pós-processamento e o ANSYS (ANSYS, 2004) para a análise (solver). Estes programas possuem uma grande variedade de tipos de elementos, métodos de geração de malha, condições de carregamentos e contorno, etc., que possibilita obter a solução de tais problemas.

Na etapa de modelagem automática, foi utilizado o programa PIPEFLAW, desenvolvido pelo grupo de pesquisa PADMEC por indução do CENPES/PETROBRAS no projeto “Geração Automática de Defeitos de Corrosão em Dutos - MOSINEIP” da Rede Norte-Nordeste de Pesquisa Cooperativa em Modelagem Computacional (RPCMOD-Rede9) com o apoio financeiro do FINEP/CTPETRO e CENPES/PETROBRAS.

O programa PIPEFLAW tem uma integração de interface gráfica com o sistema PATRAN. Ele é composto por um conjunto de funções e classes de interface gráfica implementados em linguagem PCL (PATRAN, 2005) para a geração automática de modelos de elementos finitos de defeitos de corrosão em dutos. Assim, todo o processo de geração do modelo pode ser feito de forma automatizada (utilizando-se o ambiente de trabalho do próprio PATRAN), através da colocação dos dados de entrada do modelo. A maior vantagem deste processo automatizado, é que ele permite uma criação rápida, segura e com a menor interação possível do usuário. Então um modelo, que feito de forma manual levaria horas ou até dias para ser concluído, dependendo do grau de conhecimento do usuário, é construído em apenas alguns minutos.

A Figura 3.19 mostra um fluxograma simplificado das principais tarefas executadas durante a geração automática dos modelos utilizando o programa PIPEFLAW já incorporando as modificações desenvolvidas neste trabalho.

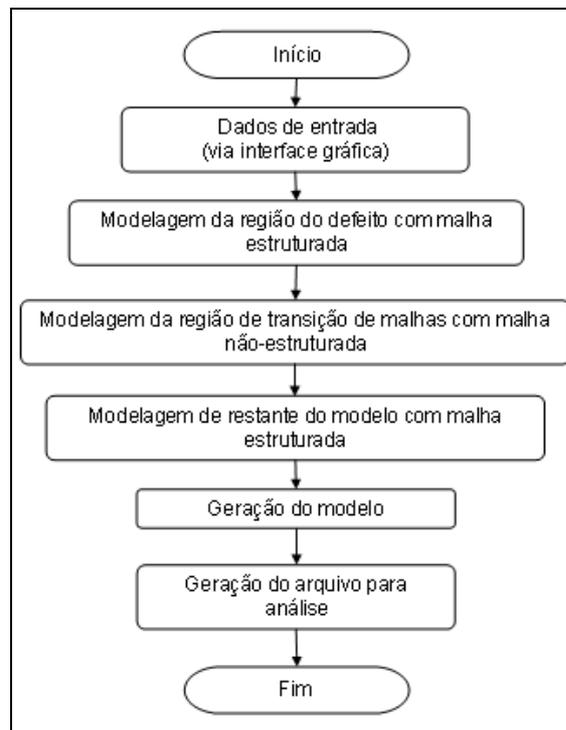


Figura 3.19 - Fluxograma simplificado do programa PIPEFLAW.

Após inserir os dados de entrada contendo as informações sobre a geometria do duto e do defeito de corrosão via interface gráfica, começa a geração automática do modelo.

Na primeira etapa o programa executa a modelagem da região do defeito. Esta etapa inclui a geração da geometria e malha estruturada do defeito. Na segunda etapa é feita então a modelagem da região para a transição de malha no duto, sendo então construída a geometria, seguida da malha estruturada distante do defeito para transição ao longo da espessura e a malha de elementos finitos não-estruturada para a transição ao longo da superfície. É também nesta região que a malha começa a ter mudança no seu nível de refinamento, pois à medida que ela vai se aproximando do defeito, ela vai assumindo um maior nível de refinamento para melhor capturar os gradientes de tensão naquela região. Na última etapa, geometria do duto e sua respectiva malha estruturada são criadas, região esta que está distante do defeito e que ocorre logo após a transição ao longo da espessura. Estas etapas mencionadas serão descritas nos parágrafos seguintes.

a) Geração dos sólidos da região do defeito

Para a criação dos sólidos desta região, foi utilizada a função já implementada no programa PIPEFLAW. Nela existem várias funções, métodos e operações para a construção das entidades geométricas nas direções longitudinais e circunferenciais.

Um dentre os métodos utilizados para a construção de superfícies, por exemplo, foi o conhecido como “glide”. Este método cria superfícies bi-paramétricas por meio de uma curva base que percorre o caminho definido por uma (*sgm\_cons\_surface\_glide*) ou duas (*sgm\_const\_surface\_glide\_2curve*) curvas diretrizes, varrendo toda a área existente neste caminho. Gerada a superfície, é feita a construção dos sólidos longitudinais por meio da operação de extrusão. A função que realiza esta operação é a (*sgm\_const\_solid\_extrude*), que cria um sólido tri-paramétrico por meio de extrusão de uma dada superfície (*surface*) ao longo de um vetor (*dist*) que define a direção e a magnitude da extrusão. Já para os sólidos circunferenciais, foi feita a utilização da função (*sgm\_const\_solid\_revolve*), que cria um sólido tri-paramétrico de revolução por meio de rotação de uma dada superfície (*surface*) em torno de um eixo (*axis*).

A Figura 3.20 mostra a região do defeito modelada, após a realização das operações necessárias para a sua criação.

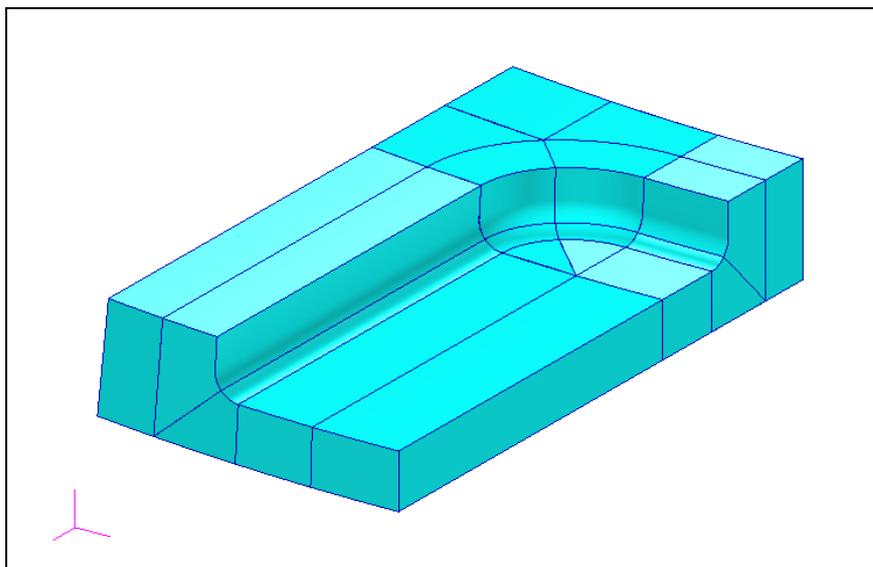


Figura 3.20 – Sólidos da região do defeito.

### b) Geração da malha na região do defeito

Concluída a modelagem dos sólidos da região do defeito, inicia-se o processo automático de geração da malha estruturada nesta região. Novamente foi utilizada a função implementada no programa PIPEFLAW. Como a malha é composta por elementos sólidos e o PATRAN dispõe de dois tipos de geradores de malha em sólidos, o *IsoMesh* e *TetMesh*, foi utilizado o gerador *IsoMesh* neste trabalho, pois é o único que possibilita a geração de elementos hexaédricos a partir de um sólido tri-paramétrico. Além disso, o PATRAN oferece várias outras ferramentas para a criação de malhas, o que facilita este processo.

Podemos citar o caso da função utilizada (*mesh\_seed\_create*), que serve para criar as chamadas “mesh seeds” ao longo de uma linha (aresta do sólido). A operação de “mesh seed” é feita antes de ser criada a malha com o objetivo de controlar a densidade de elementos ao longo das arestas de um sólido. Então esta função cria uma determinada quantidade de “sementes” (*number\_seeds*) em uma aresta (*edge*) espaçadas uniformemente ou não (dependendo da opção utilizada).

Definida a densidade da malha no sólido, são gerados os elementos através da função (*fem\_create\_mesh\_sol\_5*). Ela cria elementos com a topologia desejada, no nosso caso elementos hexaédricos (*hex8*), sobre o sólido selecionado e utilizando o gerador escolhido (*Isomesh*). A Figura 3.21 mostra a região do defeito com a sua respectiva malha. Maiores detalhes a respeito desta etapa estão bem documentadas na dissertação de Cabral (2007).

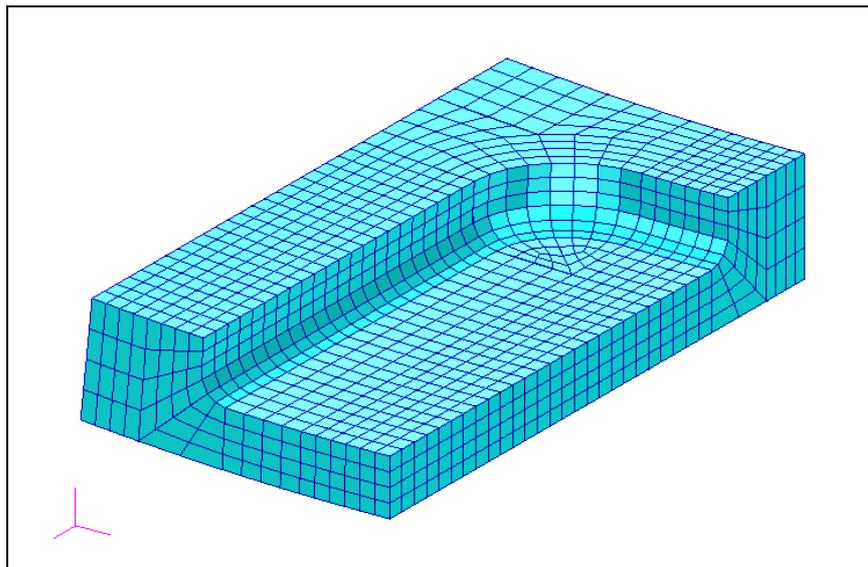


Figura 3.21 – Malha estruturada na região do defeito.

### c) Geração dos sólidos da região de transição da malha

Para a geração dos sólidos desta região foi implementada uma função que foi adicionada ao programa PIPEFLAW. Nela são utilizadas operações de revolução em curvas para a geração das superfícies que formam um dos sólidos (sólido 19), e de extrusão e revolução em superfícies para o restante dos sólidos (sólidos 20 ao 26). O comprimento da distância de extrusão e o tamanho do ângulo de revolução destas operações são calculados automaticamente pelo programa. A Figura 3.22 ilustra a região de transição da malha.

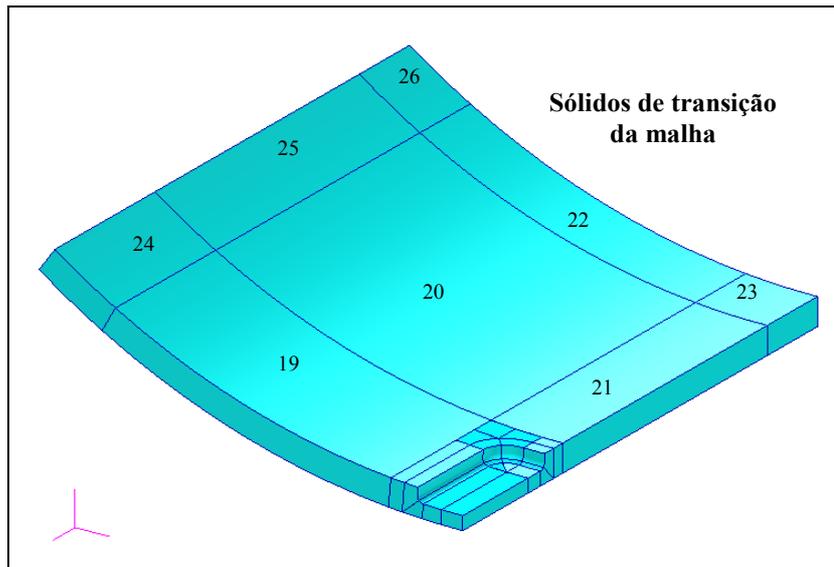


Figura 3.22 – Sólidos da região de transição de malha.

d) Geração da malha de transição

Para a construção da malha responsável pela transição o programa executa o seguinte procedimento, primeiro a transição ao longo da espessura passando de quatro para dois elementos e em seguida a transição ao longo da superfície. Ambos são descritos abaixo.

- Transição da malha ao longo da espessura:

1 – São criados os elementos que irão fazer a transição da malha ao longo da espessura do duto, através da construção de elementos sólidos hexaédricos no sólido central 26, seguido da associação destes elementos ao sólido (Figura 3.23a);

2 - Posterior a isso são criados elementos de superfície em uma das faces dos sólidos 22 e 25 (Figura 3.23b);

3 - Os elementos pertencentes à face do sólido 25 são então extrudados com a função (*fem\_sweep\_extrude\_1*) ao longo dos sólidos 25 e 24, construindo elementos sólidos. Esta função tem como objetivo criar um elemento de maior dimensão (3D) através da varredura de um elemento de menor dimensão (2D) sobre uma determinada distância de extrusão (*extrude\_distance*) seguindo um vetor direção (*vector\_direction*) definido (Figura 3.23c);

4 - Para os elementos pertencentes a face do sólido 22 é realizada uma revolução ao longo dos sólidos 22 e 23 com a função (*fem\_sweep\_arc\_1*), produzindo elementos sólidos. A função tem a mesma capacidade da mencionada anteriormente, só que ela usa um determinado ângulo de revolução (*arc\_angle*) sobre um eixo de rotação (*axis\_rotation*) definido (Figura 3.23d).

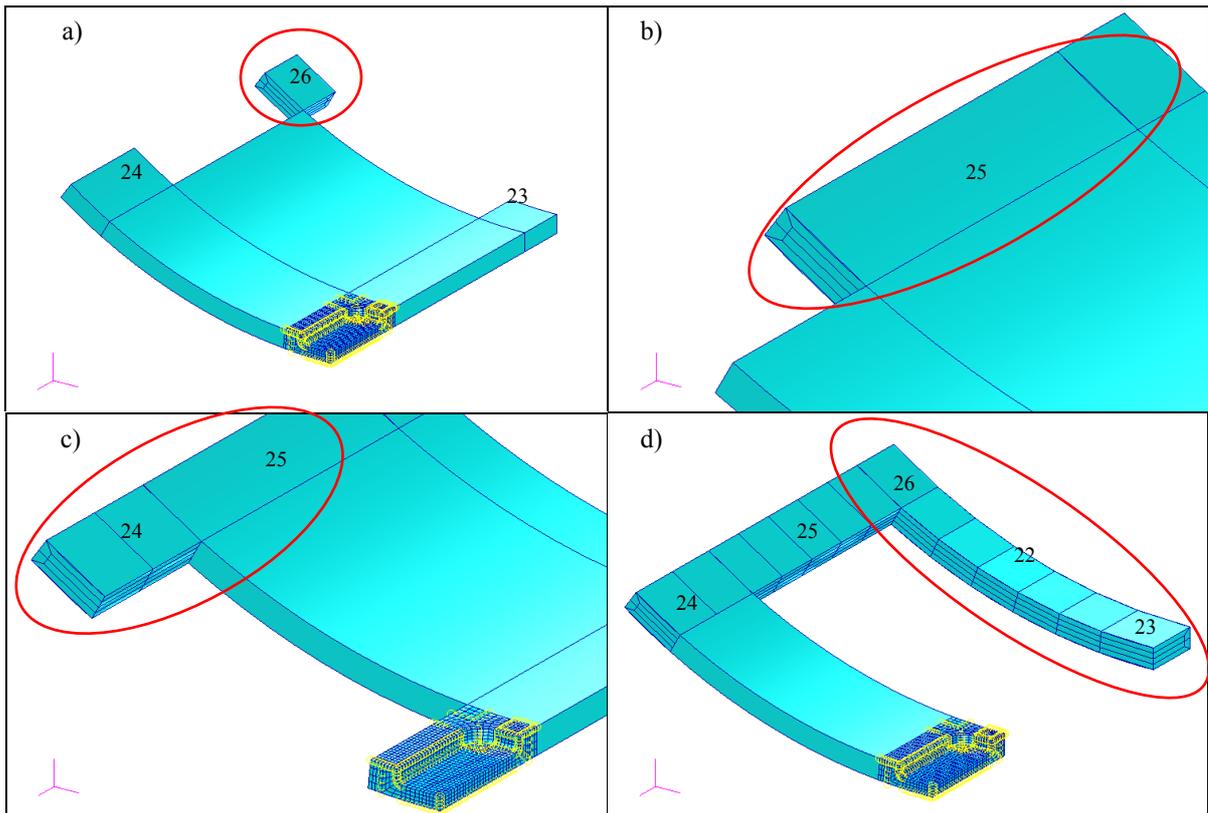


Figura 3.23 – Ilustração com os detalhes de cada passo para a geração da transição ao longo da espessura.

- Transição da malha ao longo da superfície:

1 – É colocado primeiro a densidade da malha desta região de transição através da colocação de sementes (*mesh\_seed\_create*) nos sólidos 19, 20 e 21;

2 – Então são criados os elementos quadriláteros (*Quad4*) nas superfícies dos sólidos 19, 20 e 21, através da função (*fem\_create\_mesh\_surf\_4*) utilizando o gerador (*Paver*). Este tipo de gerador foi o escolhido, pois ele possibilita criar elementos quadriláteros ou triangulares sobre qualquer tipo de superfície (Figura 3.24a);

3 - A partir destes elementos de superfícies são construídos os elementos sólidos hexaédricos através da função (*fem\_sweep\_cylinder\_radial\_1*). Esta função tem como objetivo gerar um elemento de maior dimensão através da varredura de um elemento de menor dimensão no sentido radial de um cilindro (*radial\_distance*), numa direção normal ao eixo do cilindro (*axis\_cylinder*). Seguido da posterior associação destes elementos aos seus respectivos sólidos (Figuras 3.24b e 3.24c).

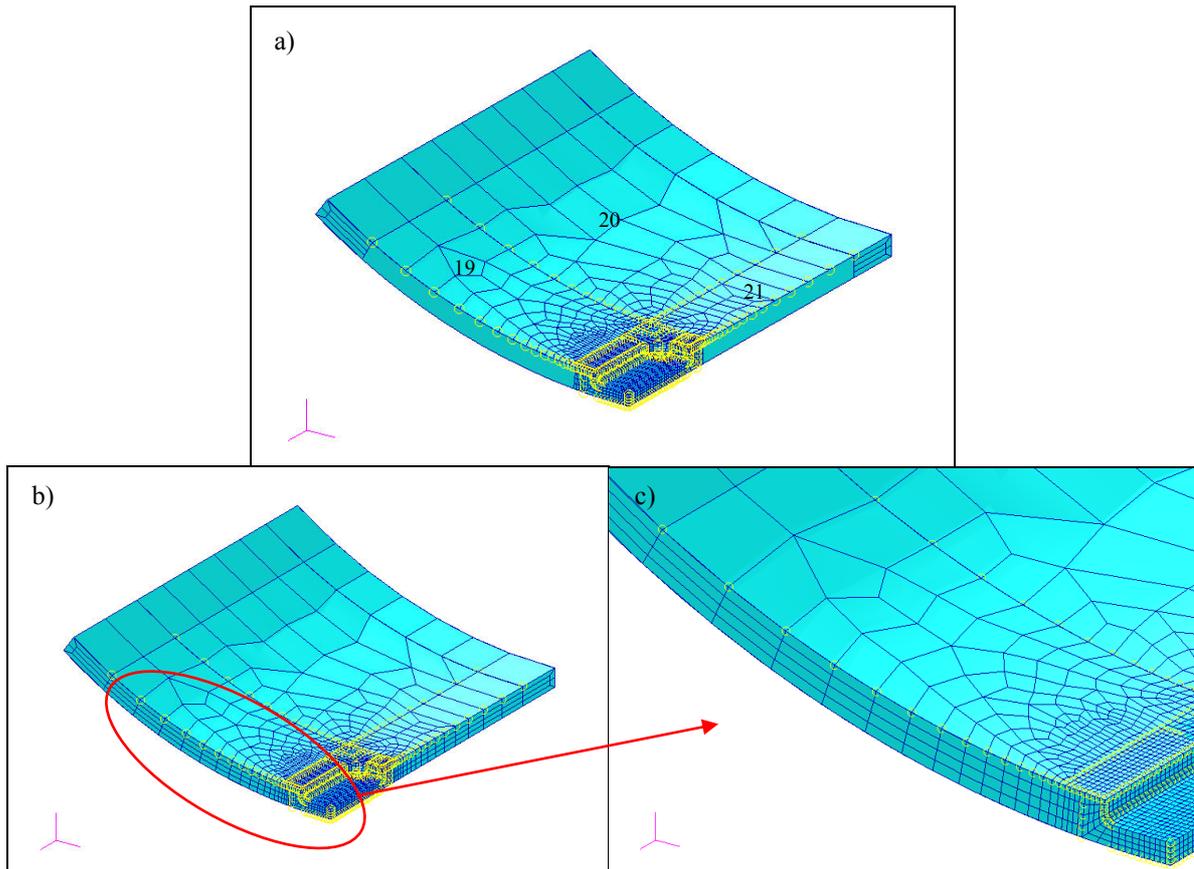


Figura 3.24 – Ilustração com os detalhes de cada passo para a geração da transição ao longo da superfície.

e) Geração dos sólidos e malha do restante do duto

Para a construção dos sólidos e da malha de elementos finitos do restante do duto, foram implementadas duas funções que foram adicionadas ao programa PIPEFLAW. No que refere à construção dos sólidos, foram utilizadas operações de extrusão e revolução de superfícies para a criação destes, seguido do processo de criação da malha nos sólidos. Assim temos a conclusão da geração do modelo (Figura 3.25).

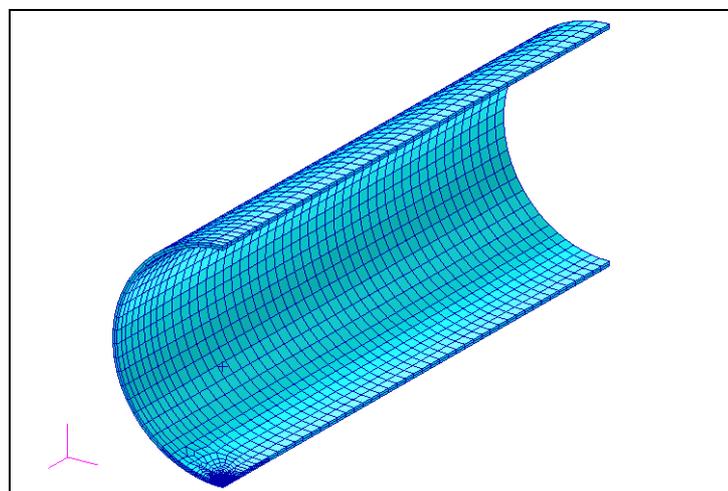


Figura 3.25 – Duto concluído após geração automática.

### 3.7 Modelagem de Defeitos de Corrosão com Geometria Irregular

São poucos os trabalhos publicados no qual foram empregados métodos numéricos (MEF) para a estimativa da pressão de ruptura em dutos com defeitos reais de corrosão, pois na sua grande maioria eles são feitos experimentalmente. Uma das razões para isso pode ser devido à necessidade de se ter um mapeamento preciso do perfil real da corrosão, o que acaba dificultando na construção do modelo computacional, principalmente na geração da malha de elementos finitos.

Neste trabalho, foi feita a construção de modelos computacionais que representasse de forma mais realista defeitos de corrosão com geometria irregular, que aqui foram divididos em dois tipos: duto com corrosão generalizada (duto 001 e duto 002), pois foi considerada uma área interna extensa do duto em que ocorreu oxidação uniforme do metal com perda de espessura variável, e duto com defeito “real” (duto 003), esse inspirado num trabalho publicado na área (Cronin, 2002). O que diferenciam estes defeitos são as dimensões da área corroída, pois no duto 003 ele está concentrado numa região mais localizada, enquanto que nos outros não.

Para a construção de tais modelos, foram utilizados os programas MATLAB (MATLAB, 2000) e MSC.PATRAN (PATRAN, 2005) e para suas análises o “solver” ANSYS (ANSYS, 2004). A maior parte das etapas necessárias para a criação dos modelos foi feita de forma manual, sendo somente automatizada a parte inicial deles. A Figura 3.26 abaixo mostra o fluxograma de forma simplificada da seqüência executada para a geração dos modelos neste processo. As etapas que foram utilizadas para a construção serão descritas nos parágrafos seguintes.

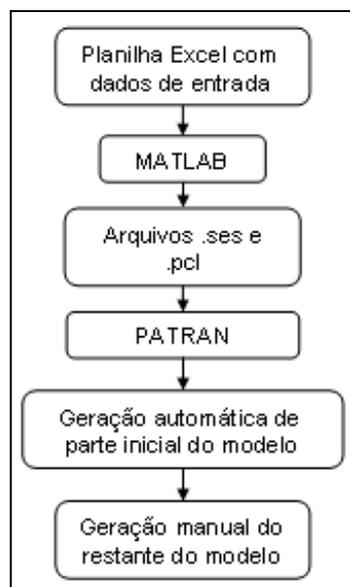


Figura 3.26 – Fluxograma simplificado para geração de modelo com defeito real.

A primeira etapa do processo consiste em criar os pontos que contêm as medidas do mapeamento da corrosão generalizada ou do defeito “real” de corrosão. Estes dados são admitidos como fornecidos em planilha, por exemplo formato Excel, pois se verificou em trabalhos publicados na área, que quando é realizada uma inspeção (exemplo por ultra-som) num duto com corrosão, os mesmos geralmente são fornecidos numa tabela. Parte destes dados são mostrados na Tabela 3.2 a seguir.

Tabela 3.2 – Alguns Dados do Mapeamento da Corrosão.

		Linhas Longitudinais			
		1	2	3	4
Linhas Circunferências	A	4,58	4,19	4,77	5,24
	B	4,10	4,16	4,29	5,24
	C	4,19	4,44	3,95	5,08
	D	4,98	5,24	4,53	4,47

Cada célula da tabela contém o valor da espessura da parede do duto existente naquela região mapeada do duto. Considerou-se neste trabalho um duto com valor de espessura de parede igual a 5,24 mm e com 273,7 mm de diâmetro externo, logo conclui-se que a maior parte dos pontos encontra-se com espessura menor, indicando a perda de material devido a corrosão.

Para a criação da parte inicial do modelo, fez-se necessário primeiro converter estas medidas que estavam em função da espessura de parede do duto para a de raio interno. Isto foi feito através da subtração do valor do raio externo do duto de 136,85 mm pela espessura de parede de cada ponto mapeado em uma nova tabela. Após isso, foi criada uma rotina em linguagem MATLAB.

Nos dutos 001 e 002, essa rotina cria três arquivos para serem utilizados como arquivos de entrada para geração de parte inicial do modelo no PATRAN. Estes arquivos são rotinas em linguagem de programação PCL, sendo um deles em extensão .ses e os outros dois em extensão .pcl. Assim quando o arquivo de entrada .ses é chamado no ambiente de trabalho do PATRAN, ele invoca os outros dois arquivos .pcl que geram primeiro os pontos do mapeamento, seguido dos elementos finitos sólidos que representam a região do defeito (Figura 3.27a e 3.27b) e por último a parte superior do duto, fechando o mesmo (Figura 3.28).

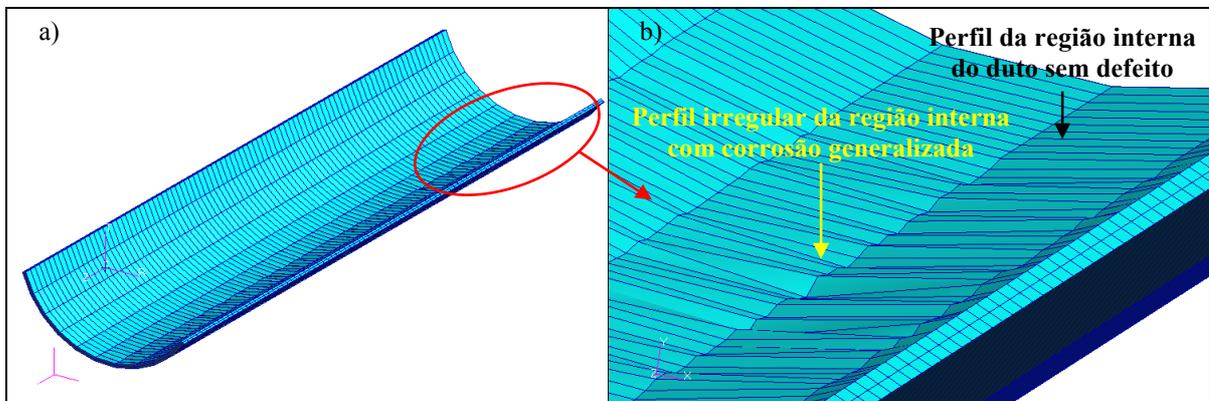


Figura 3.27 – Ilustração da etapa para geração automática dos dutos modelos 001 e 002 com corrosão generalizada.

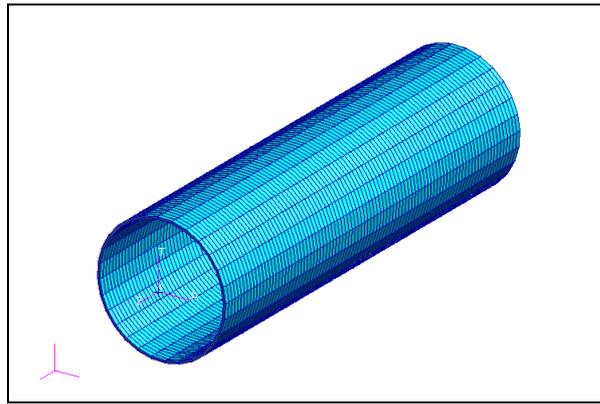


Figura 3.28 – Ilustração dos dutos modelos 001 e 002 após geração automática da parte superior do modelo.

Após esta etapa de geração automática, seguiu-se com a construção manualmente de restante do duto em ambos os modelos, procedimento este executado no próprio PATRAN. Assim foram criados os elementos finitos sólidos que completariam o modelo com o uso da função (*fem\_sweep\_extrude\_1*), finalizando o processo de construção do modelo (Figura 3.29). Vale destacar que estes modelos utilizaram somente malha estruturada de elementos finitos com dois elementos ao longo da espessura do duto, pois os dados de uma inspeção normalmente formam uma região regular delimitada pela resolução do instrumento de medição. Foram também realizados testes com quatro elementos ao longo da espessura, e os resultados obtidos foram muito próximos dos valores obtidos com dois elementos, se diferenciando apenas no maior tempo computacional para a realização das análises numéricas. Por esta razão foram mostrados somente os resultados obtidos com dois elementos ao longo da espessura.

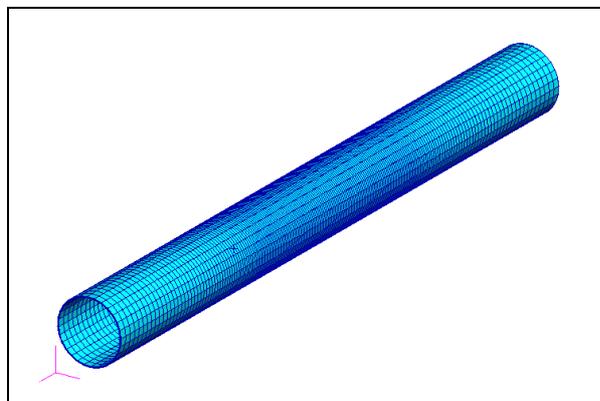


Figura 3.29 – Dutos 001 e 002 após o processo de construção.

O duto 003 difere na construção em relação aos outros dois modelos no seguinte: Quando executada a sua rotina MATLAB, ela somente gera um único arquivo em formato PCL para entrada no PATRAN ao invés dos três. Ao chamar este arquivo no PATRAN, a rotina executa a criação automática dos pontos mapeados e em seguida as entidades geométricas sólidas representando a região do defeito (Figura 3.30a). Este tipo de procedimento foi adotado para este modelo, pois assim permitia a colocação de quatro elementos ao longo da espessura do duto na região do defeito (Figura 3.30c), pelo fato deste defeito estar numa região localizada, para assim capturar melhor a variação do gradiente de tensão. A criação desta malha estruturada foi feita manualmente (Figuras 3.30b).

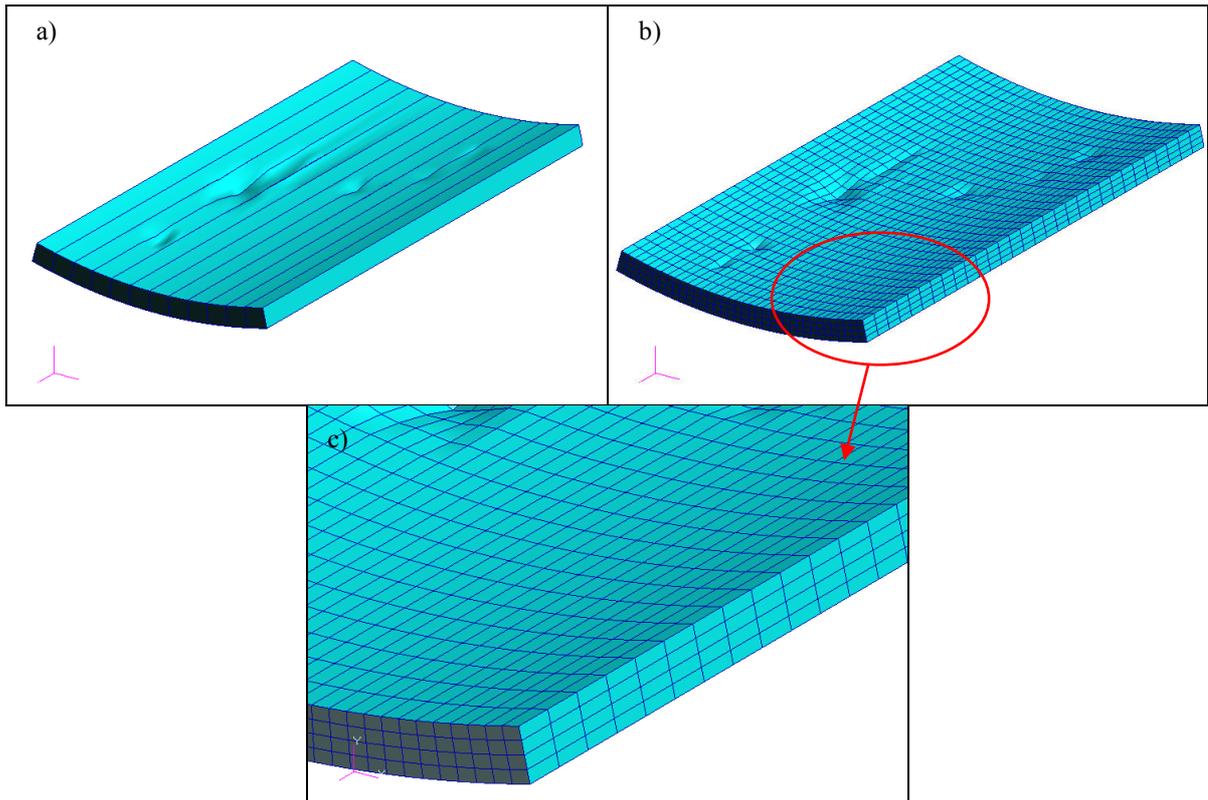


Figura 3.30 – Ilustração das etapas realizadas para a construção do duto modelo 003 com defeito “real” de corrosão.

Após esta etapa, continua-se o processo de construção manual do duto no PATRAN. Gerando os sólidos subseqüentes que formam o duto (Figura 3.31a), seguido da sua respectiva malha mista de elementos finitos (Figuras 3.31b). Utilizou-se malha mista principalmente para reduzir o tempo de construção do modelo e a quantidade de elementos e nós da malha.

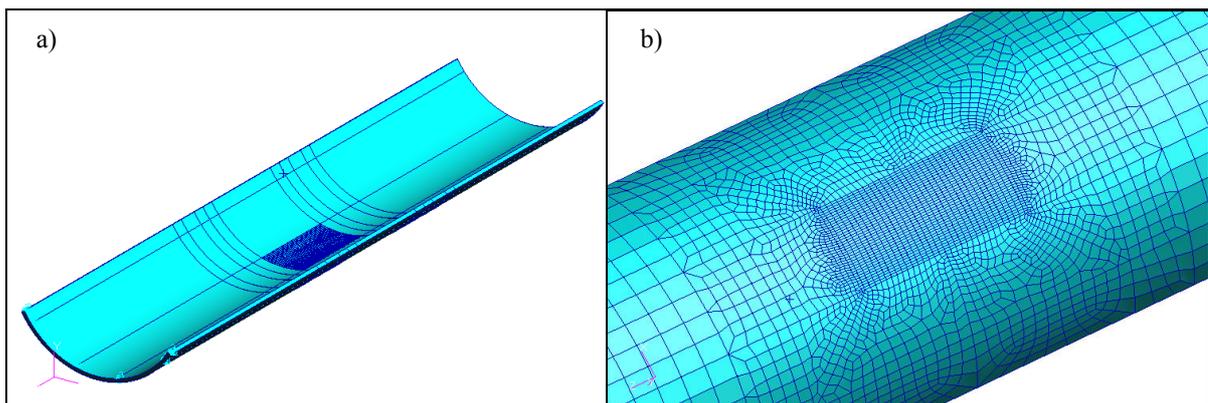


Figura 3.31 – Ilustração das etapas realizadas para a construção do duto modelo 003 com defeito “real”.

## 4 ANÁLISE NÃO-LINEAR DE DUTOS COM DEFEITOS DE CORROSÃO

### 4.1 Introdução

A avaliação da pressão de ruptura de dutos corroídos sujeitos aos vários tipos de carregamentos pode ser calculada através de uma análise numérica não-linear. Como já foi descrito anteriormente, em uma análise linear, o Método dos Elementos Finitos (MEF) calcula a solução do sistema de equações matriciais  $[K][u]=[F]$  através de métodos diretos ou iterativos.

Já para o caso da análise não-linear, onde na estimativa da pressão de ruptura de dutos estão envolvidos grandes deformações e não linearidades de material, o sistema de equações passa a ser resolvido por incrementos, ou seja,  $[K][\Delta u]=[\Delta F]$ . Isso se deve ao fato de  $[K]$  não mais ser constante, ou seja, ser função apenas das propriedades elásticas do material, passando a depender do estado atual e da história de deformação do material (Diniz, 2002). Assim esse efeito não-linear acaba se espalhando pelo domínio à medida que mais pontos atingem o limite elástico.

Neste trabalho as análises não-lineares foram realizadas utilizando o programa comercial ANSYS (2004), sendo empregados os recursos “Automatic Time Step”, que ativam um esquema automático de forma a garantir que a variação do incremento de carga não seja nem muito grande (o que resulta em muitas bisseções e re-análises) e nem também muito conservador (o que resulta em um incremento de carga muito pequeno), e alternativamente “Save-Restart” automatizado via Python (PYTHON, 2005), ver Cabral (2007) para maiores detalhes, que possibilita ao usuário que reinicialize a análise não-linear a cada incremento de carga a partir de um passo imediatamente anterior e controle a cada incremento de carga os resultados gerados durante a análise e estabeleça critérios próprios de convergência baseados nos valores de variáveis físicas quaisquer.

### 4.2 Considerações iniciais

Quando um duto está submetido a um carregamento crescente de pressão interna e decorrente disto, vir a falhar, o que ocorre nesta falha é um rompimento do duto na região do defeito, para o defeito isolado, ou próximo a ela, para defeitos múltiplos, e o fluido pressurizado começa a vazar através de uma descontinuidade surgida nela. Como a formulação do MEF usada neste trabalho é baseada na Mecânica do Contínuo, é impossível simular este tipo de descontinuidade no material. Por esta razão, foi definido um critério para detectar o nível de pressão de falha (ruptura) do duto corroído, que será descrito mais adiante.

Uma análise não-linear baseia-se numa seqüência de passos de incremento de carga (“load step”) que podem ser divididos em incrementos menores (“substeps”). Dentro de cada “substep”, são realizadas iterações até que algum determinado critério de convergência estabelecido seja alcançado. A Figura 4.1 ilustra um histórico típico de carregamento em uma análise não-linear.

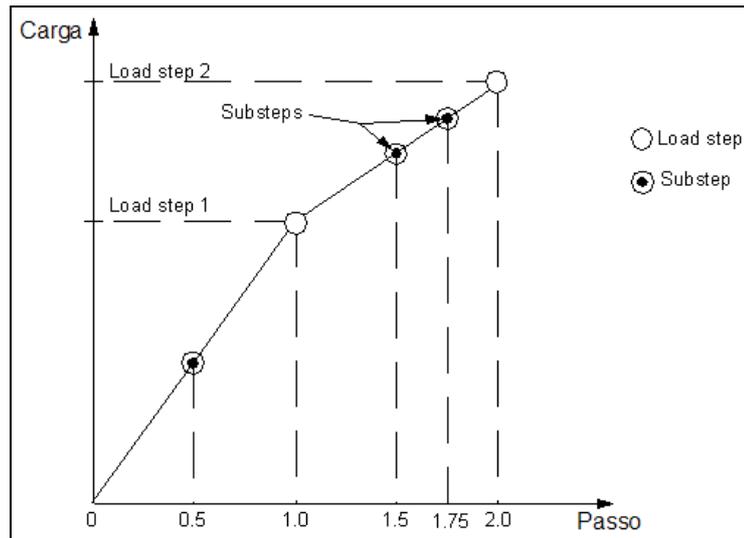


Figura 4.1 – Passo de incremento de carga e seus respectivos “substeps”.<sup>21</sup>

#### 4.2.1 Considerações Sobre Não-Linearidades

Um duto corroído pode apresentar um comportamento não-linear por causa de dois fatores, a não-linearidade geométrica e a não-linearidade física (ou do material). A não-linearidade geométrica é resultante geralmente da influência de grandes deformações sofridas pela estrutura. Para os modelos analisados neste trabalho foi considerado este efeito, ativado através do comando “*NLGEOM, ON*” do ANSYS. Já a não-linearidade física é uma propriedade intrínseca do material que resulta em uma relação não-linear entre tensão e deformação. Esta relação não-linear entre tensão e deformação é expressa na curva tensão verdadeira *versus* deformação verdadeira do material conforme visto na Figura 3.7 da seção 3.5.

Estas não-linearidades fazem a matriz de rigidez da estrutura modificar-se à medida que a estrutura se deforma. Desta forma, quando estes efeitos estão presentes, a solução do problema deve ser obtida por métodos incrementais e iterativos como o método de Newton-Raphson. O método Newton-Raphson resumidamente consiste em: antes de cada solução, o método avalia o vetor de resíduos ou forças não-equilibradas (“out-of-balance load vector”) que é a diferença entre as forças internas (cargas correspondentes às tensões nos elementos) e as cargas externas aplicadas. O método obtém uma solução linear, usando o vetor de forças não-equilibradas e em seguida verifica o critério de convergência. Caso o critério não seja atingido, o vetor de forças não-equilibradas é avaliado novamente, a matriz de rigidez é atualizada e uma nova solução é obtida. Este processo iterativo continua até que o problema atinja algum critério de convergência.

Tornam-se necessárias técnicas de controle como: controle de carga, controle de deslocamento, controle do comprimento de arco. Cada um destes métodos e técnicas tem suas particularidades e devem ser escolhidos de maneira adequada. Devido às suas características de convergência, o Método “Full Newton-Raphson” foi utilizado, no qual a matriz de rigidez é atualizada a cada iteração de equilíbrio. Para maiores detalhes, consultar Bathe (1996), Crisfield (1991) e ANSYS(2004).

#### 4.3 Aplicação dos Incrementos de Carga

Nos modelos aqui analisados um único carregamento foi aplicado, a pressão interna. Para os modelos de elementos finitos este carregamento é representado por dois tipos de

<sup>21</sup> Fonte: Cabral (2007).

cargas, que são aplicados de forma incremental, de acordo com a estratégia de carregamento até o duto atingir a ruptura.

O primeiro tipo é a pressão interna “ $P_{INT}$ ” propriamente dita, aplicada perpendicularmente à superfície dos elementos. O segundo tipo é a carga longitudinal de tração, chamada de carga de extremidade, transmitida para as extremidades do tubo pelos tampos planos usados na vedação dos dutos durante um eventual ensaio experimental ou na operação do duto. Nos modelos constituídos por elementos sólidos esta carga é uma pressão  $P_L$ , aplicada na extremidade do modelo na direção longitudinal. Esta pressão, resultado do equilíbrio de forças na direção longitudinal no duto, é dada por:

$$P_L = P_{INT} \cdot \left( \frac{D_i^2}{D_e^2 - D_i^2} \right) \quad (4.1)$$

Onde  $D_e$  e  $D_i$  são o diâmetro externo e o diâmetro interno do duto, respectivamente.

A estratégia do carregamento aplicada neste trabalho foi à mesma estratégia adotada no trabalho de Cabral (2007). Nela, é primeiramente realizada uma análise linear elástica do modelo submetido a uma pressão unitária ( $P_0$ ). Com isto é verificado o valor máximo da tensão de von Mises  $(\sigma_{max})_0$  a esta pressão. Como utilizamos uma análise linear no modelo, então podemos estimar de forma aproximada o valor da pressão para início do escoamento ( $P_{esc}$ ) da seguinte maneira:

$$P_{esc} = \sigma_{esc} \frac{P_0}{(\sigma_{max})_0} \quad (4.2)$$

onde:  $\sigma_{esc}$  - tensão de escoamento do material.

Encontrado este valor, partimos então para a determinação do valor da pressão e do incremento de carga que serão utilizados no primeiro passo da análise não-linear. Calculados da seguinte forma:

$$P_1 = 0,8 \cdot P_{esc} \quad \Delta P_1 = \frac{P_{esc}}{3} \quad (4.3)$$

O coeficiente 0,8 garante que no primeiro passo de carga inicial todos os pontos do modelo permanecem no regime elástico. No segundo passo de carga pode ocorrer, ou não, o início da plastificação, dependendo do grau de precisão da estimativa feita para o valor de  $P_{esc}$ . Cada passo de carga é dividido em 4 sub-passos (“*substeps*”).

A partir do segundo passo em diante, o valor da pressão ( $P_i$ ) é calculado baseado na soma da pressão do passo imediatamente anterior ( $P_{i-1}$ ) mais o valor do incremento de pressão atual ( $\Delta P_i$ ), conforme equação abaixo:

$$P_i = P_{i-1} + \Delta P_i \quad (4.4)$$

Os incrementos de pressão interna ( $\Delta P_i$ ) devem variar durante a análise de elementos finitos. Inicialmente este valor de incremento é elevado, pois ele foi estimado conforme citado anteriormente, e será o mesmo para os passos subsequentes, a menos que a análise seja interrompida por falta de convergência em um dos sub-passos (a ser definido na próxima seção) ou porque o valor do incremento máximo de deformação plástica ultrapassou o limite estabelecido pelo usuário. Caso ocorra uma dessas duas situações, o valor de  $\Delta P_i$  deverá ser reduzido de 50% do valor anteriormente utilizado e, em seguida, corrige-se automaticamente o valor da pressão com este novo incremento e faz-se novamente a execução da análise a partir daquele passo onde não houve a convergência. O valor do incremento máximo de deformação plástica utilizado foi de 0,0025. Este procedimento é o mesmo empregado por Cabral (2007) no PIPEFLAW e que por sua vez teve como inspiração o procedimento padrão utilizado no CENPES (Benjamin & Andrade, 2005).

#### 4.4 Critérios de Convergência e Ruptura

Para a realização de simulações computacionais de dutos com defeitos faz-se necessário o uso de dois critérios para interrupção da análise. Um deles é o que define a verificação da convergência de solução (critério de convergência) e o outro define o instante em que se considera a ruptura do duto (critério de ruptura). Eles serão descritos nos parágrafos abaixo.

##### a) Critério de Convergência

O processo de iterações não-lineares continua até que a convergência estabelecida seja atingida. Podemos definir valores de convergência no ANSYS para momento, força, deslocamento, rotações ou combinações deles, com a possibilidade de cada um assumir valores diferentes. O critério aqui utilizado foi o baseado nos valores de forças ( $F$ ), através do comando *CNVTOL, F, , 0.001,2,1*. Onde  $F$  é força,  $0.001$  é o valor da tolerância,  $2$  é o tipo de norma a ser utilizado (neste caso norma  $L2$  ou a raiz quadrada da soma dos quadrados) e  $1$  o valor mínimo permitido para o programa calcular o valor de referência da força.

Além disto, também limitamos em 50 o número máximo de iterações de equilíbrio dentro de cada “substep” durante a análise (comando *NEQIT, 50*). Assim, o critério de convergência é atingindo quando as forças não-equilibradas forem menor ou igual a 0,001 dentro do número máximo de iterações definido. Se isto não ocorrer, então é realizada uma correção (redução) no valor do incremento de carga ( $\Delta P_i$ ) em 50% conforme mencionado anteriormente.

##### b) Critério de Ruptura

Conforme mencionado anteriormente, usamos neste trabalho a formulação do método dos elementos finitos, que é baseada na Mecânica do Contínuo. Por esta razão, faz-se necessário definir um critério para detectar o valor de pressão no qual ocorre a falha (ruptura) no duto (Chouchaoui et al, 1992; Fu & Kirkwood, 1995; Batte et al, 1997; apud Andrade et al, 2006).

Um critério de ruptura normalmente utilizado é quando o valor da tensão de von Mises em qualquer ponto da região do defeito atinge um valor igual à tensão última verdadeira ( $\sigma_{ult}^*$ ) do material. Neste trabalho o critério utilizado para os modelos analisados estabelece a interrupção da análise no momento em que todos os elementos ao longo da camada na região mais solicitada atingem a tensão última verdadeira do material ( $\sigma_{ult}^*$ ) (Cabral, 2007). Também para complementar os critérios mencionados, a análise também é interrompida (critério de parada) quando o valor do incremento de pressão  $\Delta P_i$  for menor que 0.01 MPa, pois tais valores são considerados desprezíveis na perspectiva da engenharia (Benjamin & Andrade, 2005).

#### 4.5 Análise Não-Linear via “Automatic Time Step” ou via “Save-Restart”

Para realizar as análises não-lineares no ANSYS dispomos de dois recursos: O “Automatic Time Step” e o “save-restart”. Ambos foram empregados nas análises feitas neste trabalho, sendo mais freqüente o segundo, e serão descritos em seguida.

O “Automatic Time Step” é um recurso em que os carregamentos aplicados são automaticamente determinados pelo programa de análise em função da resposta do estado atual da análise. Isto significa que o carregamento do passo atual estará sempre sujeito a possíveis ajustes (bisseções ou duplicações). Ele tem como característica um esquema automático de forma a garantir que a variação do incremento de carga não seja nem muito

grande e nem muito conservador. Assim um cálculo que estima o valor do próximo incremento de carga é feito baseado em fatores como: número de iterações usadas no último incremento de carga (se excedeu o número máximo permitido); presença de algum elemento distorcido; e tamanho do incremento de deformação plástica (ANSYS, 2004).

No caso do usuário optar por obter um controle maior sobre a análise não-linear, ele pode optar pelo recurso “save-restart” do ANSYS. Este recurso manual permite controlar o incremento de carga a ser usado em cada passo da análise, e assim ele pode sempre reiniciar a análise de um passo imediatamente anterior com o incremento de carga que ele achar adequado. Isto possibilita ter um controle sobre os resultados obtidos e comparar com os critérios de convergências definidos pelo próprio usuário. Ele foi baseado no procedimento padrão utilizado no CENPES (Benjamin & Andrade, 2005).

A sua maior desvantagem é que por ser tratar de um procedimento manual, este consome muito tempo do analista (engenheiro), que tem que estar sempre presente ao final da análise para verificar e analisar os resultados, e a partir daí, definir o próximo valor do incremento de carga e então reiniciar a análise. Isto acaba tornando o trabalho repetitivo, cansativo e sujeito a erros. Por causa disto, foi utilizado para a realização das análises não-lineares via “save-restart” o programa interpretado (“script”) na linguagem de programação Python (PYTHON, 2005) que foi desenvolvido pelo grupo de pesquisas PADMEC.

A função deste “script” é de automatizar todo o processo de execução da análise não-linear realizado via “save-restart” através do controle e da realização de tarefas pré-determinadas, tornando o processo mais rápido e confiável. São tarefas repetitivas como manipulação de textos ou arquivos, cópia de arquivos e execução de programas (solver do ANSYS), que permite que a cada iteração da análise os resultados gerados sejam extraídos e manipulados (Cabral et al, 2006). Ou seja, o “script” faz a interpretação dos resultados e compara com os critérios de convergência e de incremento de carga definidos pelo usuário e os calcula automaticamente. No final da análise é gerado um resumo do histórico de toda a análise não-linear num arquivo em formato Excel (Cabral, 2007). O “script” adota o procedimento padrão criado pelo Cabral (2007).

A Figura 4.2 mostra um fluxograma simplificado com as principais tarefas executadas pelo “script” no processo de automatização da análise não-linear.

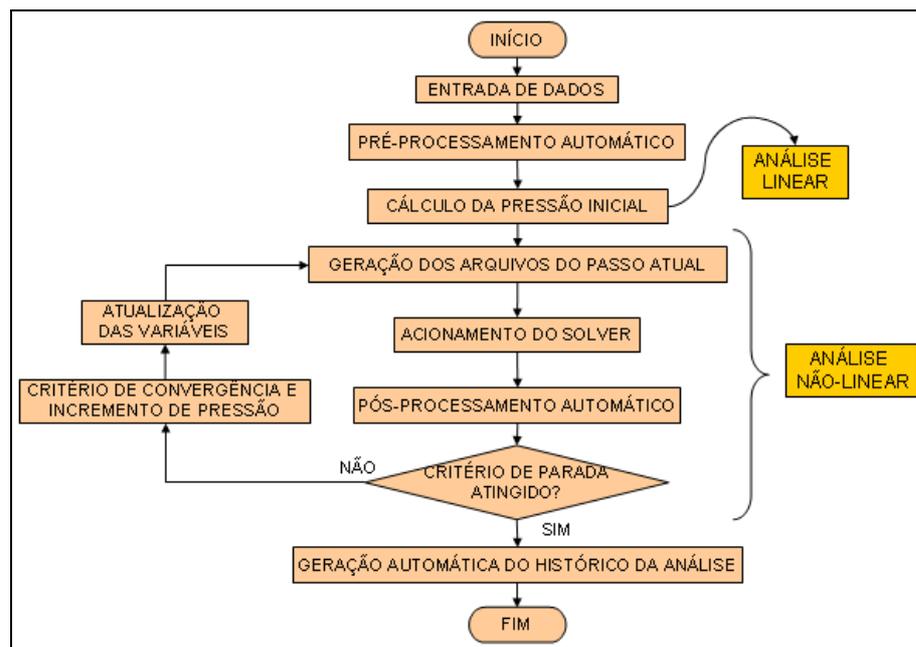


Figura 4.2 – Fluxograma das principais tarefas executadas pelo “script” de automatização.<sup>22</sup>

<sup>22</sup> Fonte: Cabral (2007).

#### 4.6 Exemplos de Modelos com Defeitos de Corrosão Gerados Automaticamente

Serão mostrados os modelos que foram gerados automaticamente no programa PIPEFLAW utilizando as malhas mistas (estruturadas e não-estruturadas).

##### a) IDTS2

A Figura 4.3a mostra a geometria e a malha do modelo IDTS2 que foi gerado pelo programa PIPEFLAW. Ele possui diâmetro externo (DE) de 459,8 mm, espessura da parede (T) de 8,1 mm e comprimento total (LD) de 2000 mm. O defeito dele está localizado na parte externa do duto e tem comprimento na direção longitudinal (LL) de 39,6 mm, comprimento na direção radial (LC) de 31,9 mm, profundidade (D) de 5,39 mm, raio de adoçamento (RA) de 3,5 mm e raio de concordância (RC) de 8 mm. A sua malha mista tem um total de 7104 elementos sólidos 3D lineares e 9873 nós (Figura 4.3a). O mesmo modelo em que foi somente empregado malha estruturada tem um total de 13788 elementos sólidos e 20168 nós (Figura 4.3b), o uso do modelo com malha mista representou uma redução de aproximadamente 49% no número de elementos e 51% no número de nós. A maior ganho obtido com isto é a redução no tempo computacional tanto para a criação do modelo quanto principalmente para a análise numérica.

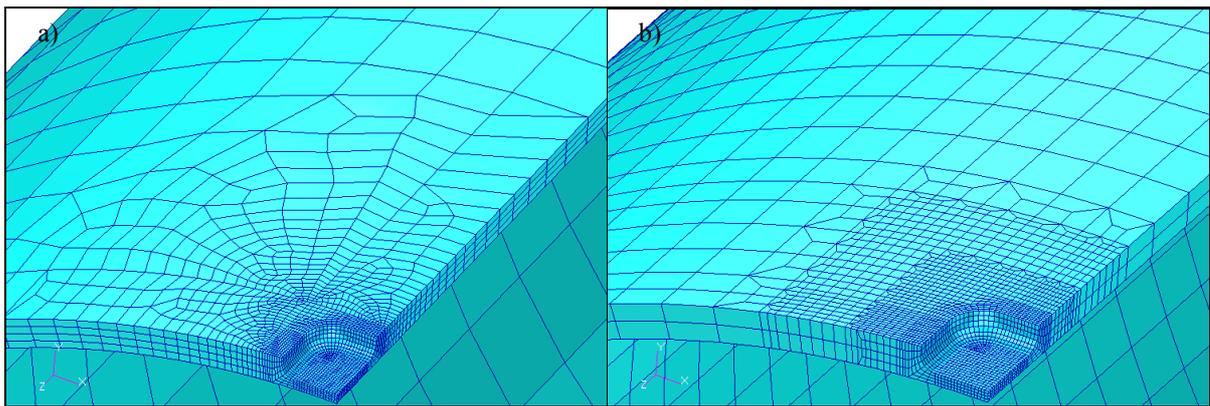


Figura 4.3 – Geometria e malha de elementos finitos na região próxima ao defeito no modelo IDTS2 com malha mista (a) e malha estruturada (b).

Além disso, na tabela 4.1 a seguir, são mostrados os resultados da verificação da qualidade dos elementos hexaédricos de cada uma das malhas deste modelo.

Tabela 4.1 – Verificação da qualidade dos elementos hexaédricos do modelo IDTS2.

Teste dos elementos hexaédricos	Falhou em quantos elementos		Valor crítico		Valor de referência (Ansys)
	Mista	Estruturada	Mista	Estruturada	
Razão de aspecto	2512	10	Max. 12.464354	Max. 5.1896	5
Ângulo de aresta	333	246	Max. 75.450584	Max. 59.796085	30
Inclinação de face	349	443	Max. 48.896084	Max. 47.482456	30
Deformação de face	0	0	Max. 1.5746812	Max. 3.1784158	7
Torção	0	0	Max. 26.673594	Max. 31.813562	45
Afunilamento de Face	1	1	Min. 0.46575674	Min. 0.49162546	0.8

Observamos que ambos os modelos com malha mista e com malha estruturada falharam nos testes de razão de aspecto, ângulo de aresta e inclinação de face, quando comparados ao valor de referência para o “solver” ANSYS. O que se destaca é a diferença entre o valor máximo obtido na razão de aspecto do modelo com malha mista que é mais que o dobro do valor máximo obtido pelo modelo com malha estruturada. Isto ocorre porque os elementos da região de transição ao longo da superfície que estão distantes do defeito têm um comprimento longo e uma baixa altura (Figura 4.4), pois nesta região ainda estamos com quatro elementos ao longo da espessura ao invés de dois.

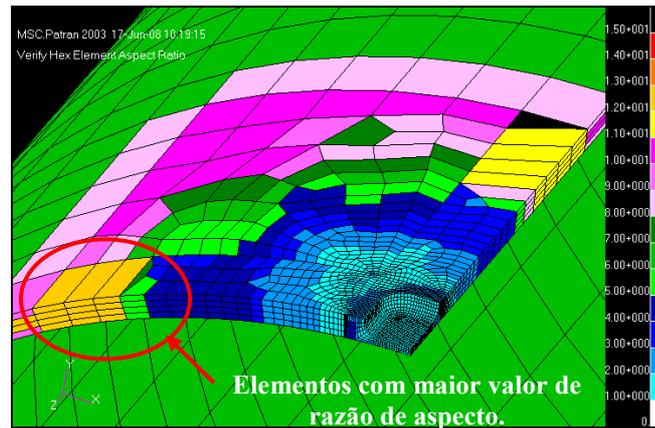


Figura 4.4 – Análise da razão de aspecto do modelo IDTS2.

b) SD\_LC1

A Figura 4.5a mostra detalhes da geometria e da malha do modelo SD\_LC1 obtido pelo programa PIPEFLAW. As dimensões dele são as seguintes: DE igual a 480 mm, T igual a 9 mm e LD igual a 2500 mm. O defeito está localizado na parte interna do duto e possui as seguintes dimensões: LL igual a 40 mm, LC igual a 30 mm, D igual a 5,4 mm, RA igual a 2 mm e RC igual a 8 mm. A sua malha tem um total de 5646 elementos sólidos 3D lineares e 8120 nós (Figura 4.5a). O mesmo modelo em que foi somente empregado malha estruturada tem um total de 9487 elementos e 13912 nós (Figura 4.5b), a utilização do modelo com malha mista representou uma redução de aproximadamente 40% no número de elementos e 41% no número de nós.

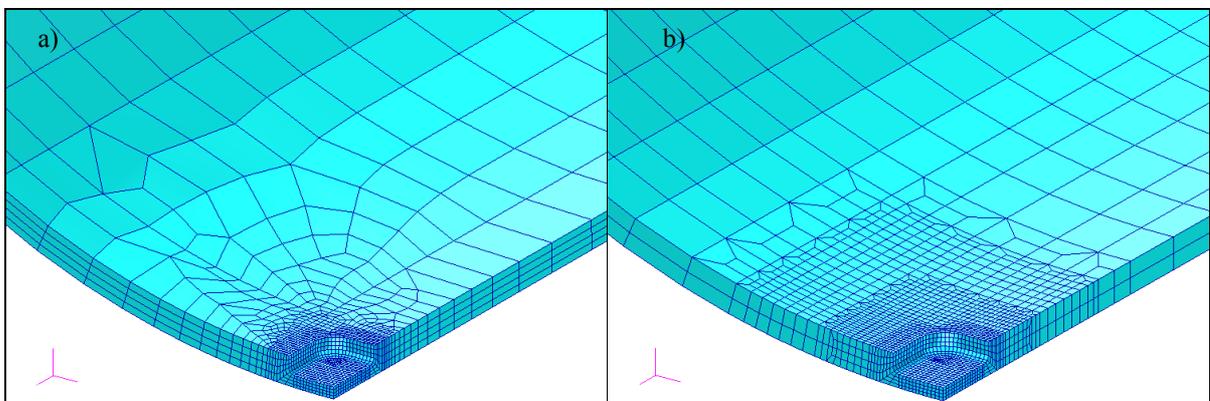


Figura 4.5 – Detalhes da geometria e da malha de elementos finitos na região próxima ao defeito no modelo SD\_LC1 com malha mista (a) e malha estruturada (b).

A Tabela 4.2 a seguir mostra os resultados da verificação da qualidade dos elementos hexaédricos de cada uma das malhas do modelo SD\_LC1.

Tabela 4.2 – Verificação da qualidade dos elementos hexaédricos do modelo SD\_LC1.

Teste dos elementos hexaédricos	Falhou em quantos elementos		Valor crítico		Valor de referência (Ansys)
	Mista	Estruturada	Mista	Estruturada	
Razão de aspecto	2962	0	Max. 10.062567	Max. 4.1881189	5
Ângulo de aresta	404	257	Max. 65.411545	Max. 61.948822	30
Inclinação de face	382	451	Max. 44.722839	Max. 42.472698	30
Deformação de face	0	0	Max. 1.728265	Max. 2.9919798	7
Torção	0	0	Max. 22.992867	Max. 27.11433	45
Afunilamento de Face	1	1	Min. 0.52903658	Min. 0.49784902	0.8

Observamos que ambos os modelos com malha mista e com malha estruturada falharam nos testes de ângulo de aresta e inclinação de face, quando comparados ao valor de referência para o “solver” ANSYS. O que se destaca novamente é a diferença entre o valor máximo obtido na razão de aspecto do modelo com malha mista que é mais que o dobro do valor máximo obtido pelo modelo com malha estruturada, e os motivos são os mesmos já citados anteriormente no modelo IDTS2, ressaltando aqui que no modelo com malha estruturada não foi ultrapassado o valor de referência em nenhum elemento.

#### c) SD\_LC2

A Figura 4.6a mostra a geometria e a malha do modelo SD\_LC2. As dimensões dele são as seguintes: DE igual a 480 mm, T igual a 9 mm e LD igual a 2500 mm. O defeito dele está localizado na parte interna do duto e possui as seguintes dimensões: LL igual a 40 mm, LC igual a 60 mm, D igual a 5,4 mm, RA igual a 2 mm e RC igual a 8 mm. A sua malha tem um total de 7856 elementos sólidos 3D lineares e 10913 nós (Figura 4.6a). O mesmo modelo em que foi somente empregado malha estruturada tem um total de 11452 elementos e 16443 nós (Figura 4.6b), o uso do modelo com malha mista representou uma redução de aproximadamente 31% no número de elementos e 33% no número de nós.

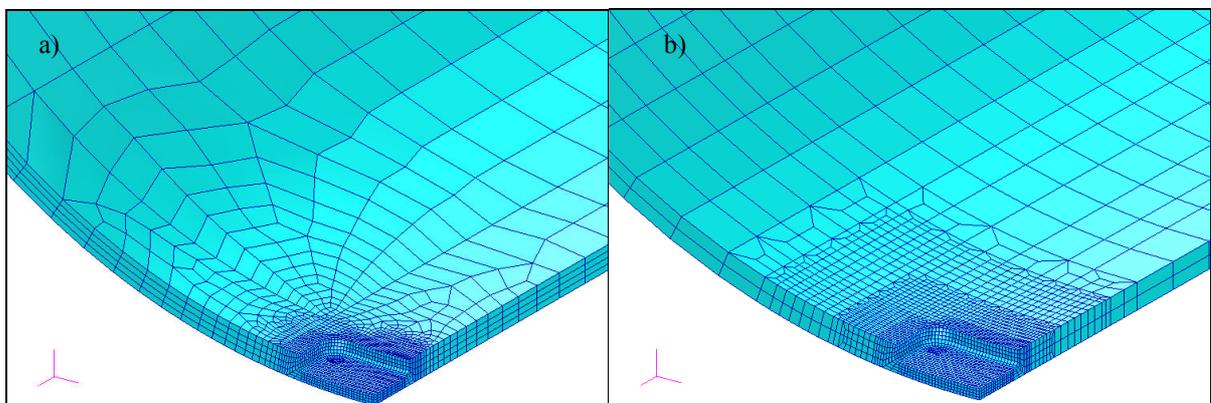


Figura 4.6 – Detalhes da geometria e da malha de elementos finitos na região próxima ao defeito no modelo SD\_LC2 com malha mista (a) e malha estruturada (b).

A Tabela 4.3 a seguir mostra os resultados da verificação da qualidade dos elementos hexaédricos de cada uma das malhas do modelo SD\_LC2.

Tabela 4.3 – Verificação da qualidade dos elementos hexaédricos do modelo SD\_LC2.

Teste dos elementos hexaédricos	Falhou em quantos elementos		Valor crítico		Valor de referência (Ansys)
	Mista	Estruturada	Mista	Estruturada	
Razão de aspecto	3001	0	Max. 14.755299	Max. 4.1881504	5
Ângulo de aresta	518	305	Max. 65.982376	Max. 61.948784	30
Inclinação de face	513	605	Max. 45.409401	Max. 42.472595	30
Deformação de face	0	0	Max. 2.4513719	Max. 2.9917293	7
Torção	0	0	Max. 30.027765	Max. 27.11578	45
Afunilamento de Face	1	1	Min. 0.58365428	Min. 0.49784088	0.8

Ambos os modelos com malha mista e com malha estruturada falharam nos testes de ângulo de aresta e inclinação de face novamente. Destacando-se de novo a diferença entre o valor máximo obtido na razão de aspecto do modelo com malha mista que é mais que o triplo do valor máximo obtido pelo modelo com malha estruturada, e os motivos são os mesmos já citados anteriormente, ressaltando aqui que no modelo com malha estruturada não foi ultrapassado o valor de referência em nenhum elemento.

#### 4.7 Exemplos de Modelos com Defeitos de Corrosão com Geometria Irregular

Os três modelos de dutos foram construídos conforme descrito no capítulo 3, e serão mostrados nos parágrafos seguintes:

##### a) Dutos 001 e 002

Os dutos 001 e 002 foram idealizados contendo uma corrosão generalizada ao longo de uma extensa superfície. Ambos os dutos possuíam as mesmas dimensões, que são as seguintes: Diâmetro externo de 273,7 mm, espessura de parede de 5,24 mm e um comprimento de 930 mm, possuindo corrosão generalizada em toda extensão do seu comprimento. Vale ressaltar que nos modelos computacionais o comprimento total foi ampliado para 2790 mm, sendo 930 mm adicionais para cada extremidade do duto, para que as condições de contorno e carregamento fossem aplicadas neles de forma a não prejudicar a avaliação na região com corrosão. O mapeamento do defeito tenta idealizar todo o perfil da geometria com as dimensões do defeito. Neste caso, os valores de perda de espessura da parede dos dutos, bem como o espaçamento axial e circunferencial entre eles. Estes valores foram gerados aleatoriamente com estatística equivalente àqueles obtidos em dados experimentais fornecidos, que aqui não foram publicados, por motivo de sigilo industrial. Em ambos os dutos ele foi realizado na região que está ilustrada conforme mostra a Figura 4.7 a seguir.

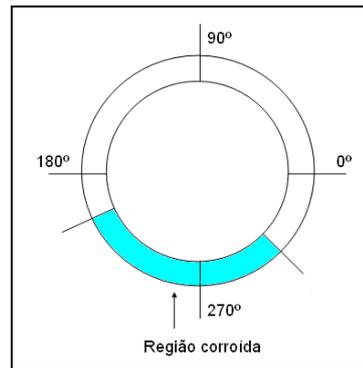


Figura 4.7 – Localização da região do mapeamento da corrosão nos dutos 001 e 002.

A Figura 3.29 mostra um dos modelos ao término de sua construção, ambos têm um total de 10920 elementos sólidos 3D tri-lineares e 16464 nós. A Figura 4.8a mostra todo o perfil do defeito do duto 001 e a Figura 4.8b mostra o detalhe dele, que está localizado na parte interna, o mesmo acontece para o duto 002.

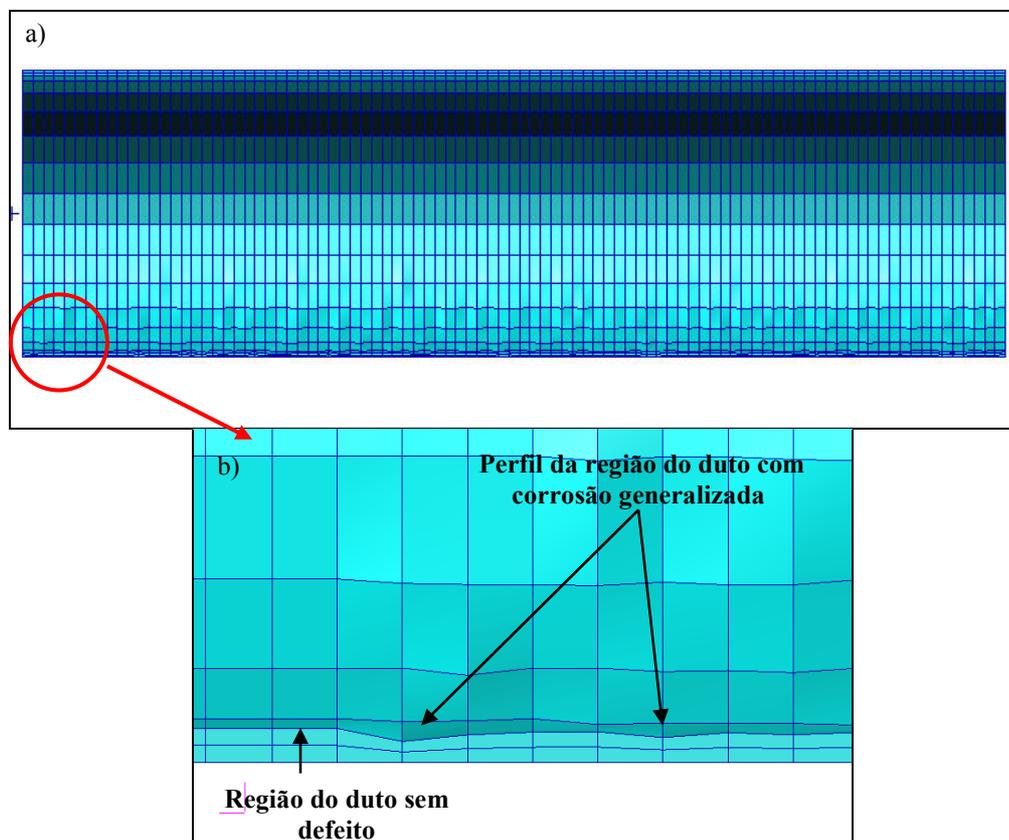


Figura 4.8 – Perfil do defeito “real” de corrosão no duto 001 e o seu detalhe.

#### b) Duto 003

Além dos dutos anteriormente citados, para complementar o estudo sobre dutos com defeitos de corrosão com geometria irregular, foi construído o duto 003, em que o perfil do defeito de corrosão “real”, foi inspirado num artigo publicado na área (Cronin, 2002). A forma do defeito, na verdade são vários pequenos defeitos próximos, foi obtida graficamente através do mapeamento das coordenadas de alguns pontos que formavam os contornos dos defeitos (comprimento e largura). Após isso as profundidades foram então estimadas, e o defeito com o maior comprimento e largura foi considerado o mais profundo, neste caso 50 %

da espessura do duto. Este duto possui as seguintes dimensões: Diâmetro externo de 273,7 mm, espessura de parede de 5,24 mm e comprimento de 1000 mm. A Figura 3.31b mostra o modelo completo após sua construção e as Figura 4.9a e 4.9b mostram detalhes da transição gradual da malha de elementos finitos mista ao longo da superfície.

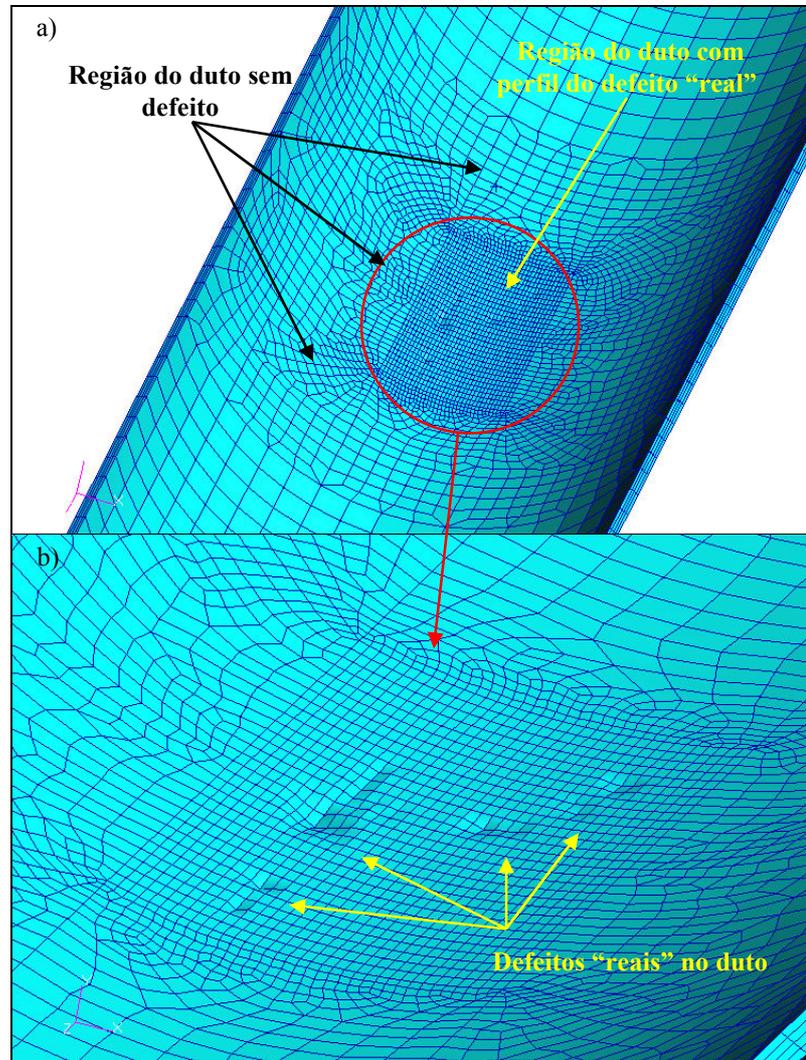


Figura 4.9 – Detalhes da transição da malha de elementos finitos do duto 003 e a região do defeito “real”.

Ao final de sua construção o modelo apresentou um total de 11722 elementos sólidos 3D tri-lineares e 27310 nós.

#### 4.8 Resultado das Análises dos Modelos com Defeitos de Corrosão Gerados Automaticamente

As análises dos modelos desta secção foram realizadas utilizando o procedimento “Automatic Time Step” do ANSYS, pois os mesmos modelos com malhas estruturadas utilizados para validação dos resultados utilizaram este procedimento em um estudo publicado por Cabral et al (2007).

##### a) IDTS2

Este defeito foi o único, dentre os defeitos aqui apresentados, que foi analisado experimentalmente por Benjamin et al (2005). Para este tipo de análise o defeito teve que ser

usinado por eletroerosão assumindo a forma retangular na superfície externa do duto. Ele também foi simulado numericamente por Andrade et al (2006) e Cabral et al (2007). A Figura 4.10 mostra uma visão mais ampla da distribuição da tensão de von Mises no duto com sua malha mista na região próxima do defeito no instante da ruptura numérica.

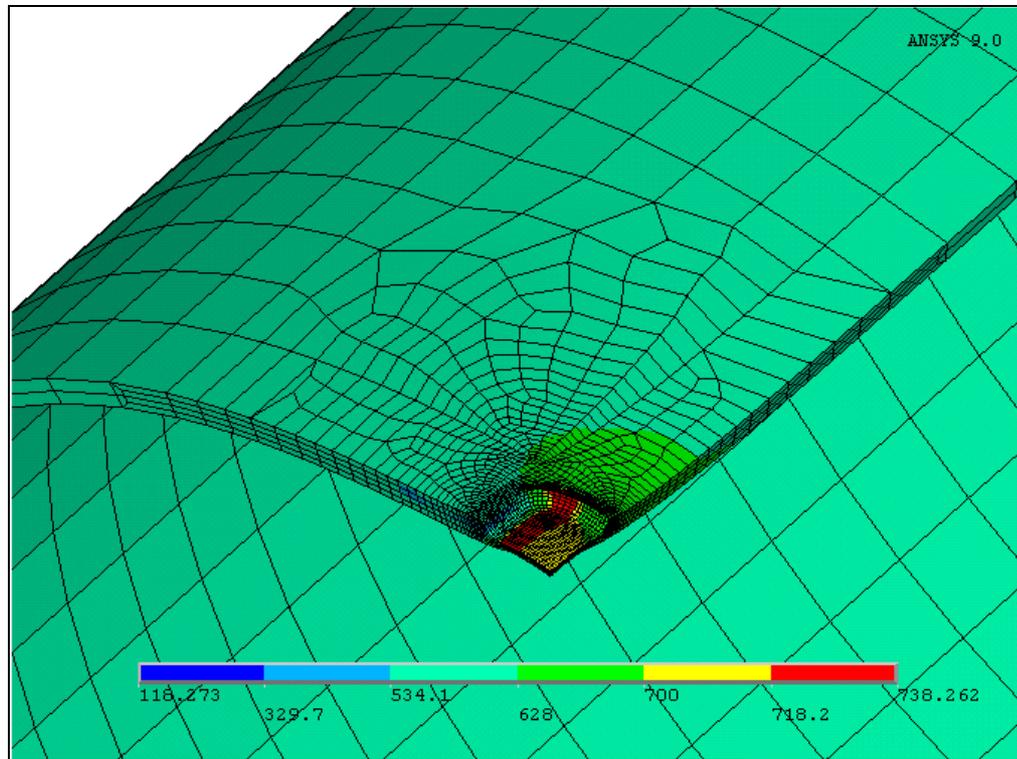


Figura 4.10 – Distribuição da tensão de von Mises no modelo IDTS2 com malha mista.

As Figuras 4.11a e 4.11b mostram no detalhe as distribuições das tensões de von Mises no instante da ruptura numérica na parte superior da região do defeito nos modelos IDTS2 com malha mista e com malha estruturada (Cabral et al, 2007) respectivamente, ambas as análises foram realizadas utilizando o procedimento automático do ANSYS.

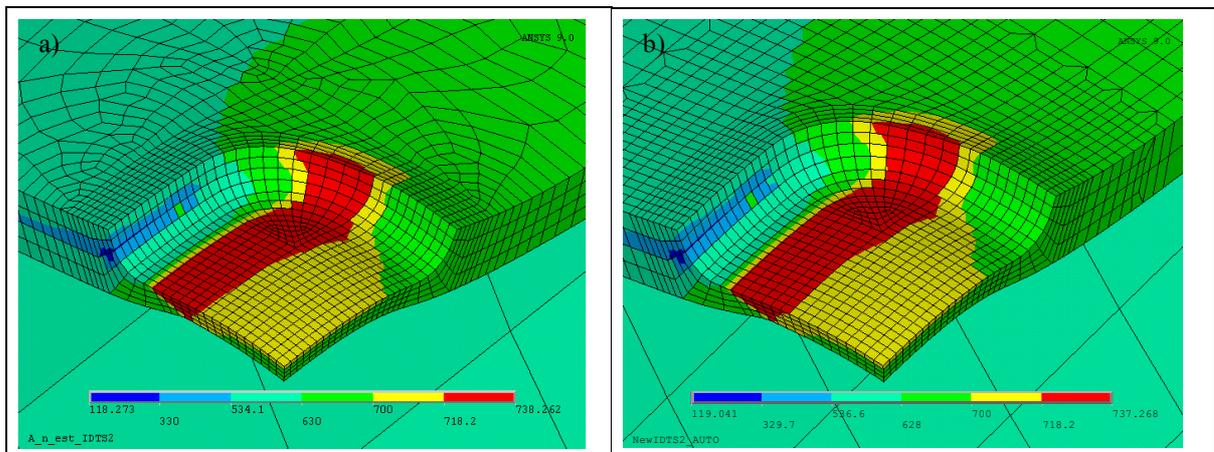


Figura 4.11 – Distribuições das tensões de von Mises na parte superior da região do defeito no instante da ruptura numérica para os modelos IDTS2 com malhas mista (a) e estruturada (b).

São mostrados os detalhes das distribuições das tensões na parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, no momento da ruptura numérica para os modelos IDTS2 com malha mista (Figura 4.12a) e com malha estruturada (Figura 4.12b) (Cabral et al, 2007), respectivamente.

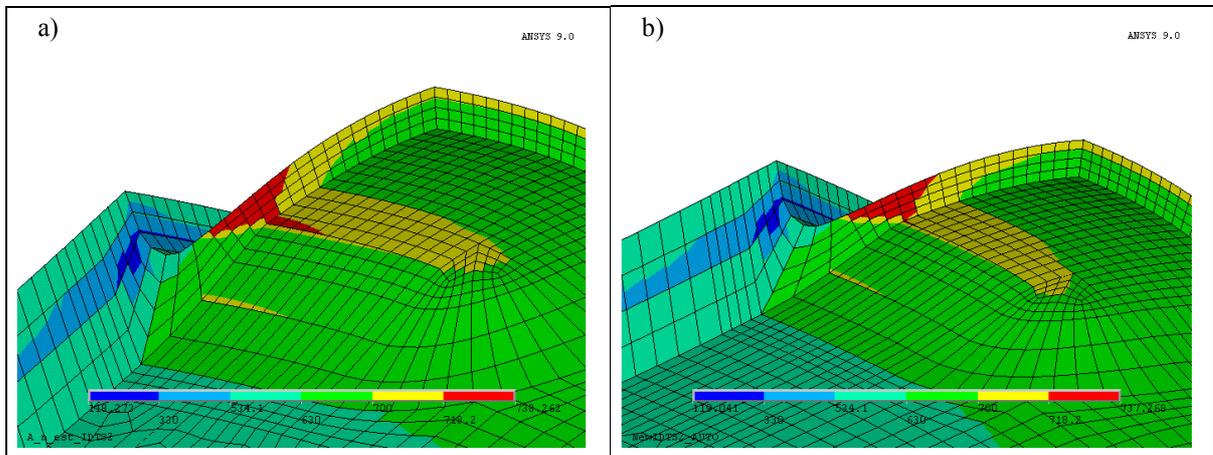


Figura 4.12 – Distribuições das tensões de von Mises na parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, no instante da ruptura numérica para os modelos IDTS2 com malhas mista (a) e estruturada (b).

Pode-se verificar visualmente pelas figuras que as distribuições das tensões de von Mises no momento da ruptura numérica em ambos os casos foram bem parecidas. Os valores obtidos neste instante foram os seguintes: Modelo IDTS2 com malha mista obteve o valor de 738,262 MPa de máxima tensão de von Mises, apenas 0,13% a mais quando comparado ao modelo com malha estruturada (Cabral et al, 2007) que obteve o valor de 737,268 MPa de máxima tensão de von Mises. As pressões de falha de ambos os dutos serão mostradas na tabela abaixo.

A Tabela 4.4 apresenta uma comparação entre as pressões de falhas do modelo IDTS2, medida experimentalmente em laboratório (Benjamin et al, 2005), as medidas numericamente via MEF (Andrade et al, 2006; Cabral et al, 2007), a obtida via MEF neste trabalho e a obtida via método semi-empírico (BS-7910), juntamente com seus respectivos erros em comparação a pressão de falha experimental.

Tabela 4.4 – Pressão de falha experimental *versus* pressões de falha estimadas.

Pressões de falha (Mpa) do IDTS2				Erro <sup>1</sup> (%)				
Experimental	Numérico (MEF)			Empírico	Numérico			Empírico
Pf <sub>(Exp)</sub>	Pf <sub>1</sub> (Andrade et al, 2006)	Pf <sub>2</sub> (Cabral et al, 2007)	Pf <sub>3</sub> (Este trabalho)	Pf <sub>4</sub> (BS7910)	(Andrade et al, 2006)	(Cabral et al, 2007)	(Este trabalho)	(BS7910)
22,679	22,710	22,791	22,78	21,253	+0,14	+0,49	+0,45	-6,29

Nota:  $1 - \text{Erro}(\%) = [ ( Pf_i - Pf_{\text{EXP}} ) / ( Pf_{\text{EXP}} ) ] \cdot 100\%$  (  $i = 1, 2 \text{ e } 3$  )

#### b) SD\_LC1

Este tipo de defeito foi analisado numericamente via MEF por Cabral et al (2007) com a utilização de malha estruturada. A Figura 4.13 mostra uma visão mais ampla da distribuição da tensão de von Mises no duto com sua malha mista na região próxima do defeito, que está localizado na parte interna do duto, no momento em que a ruptura numérica foi atingida.

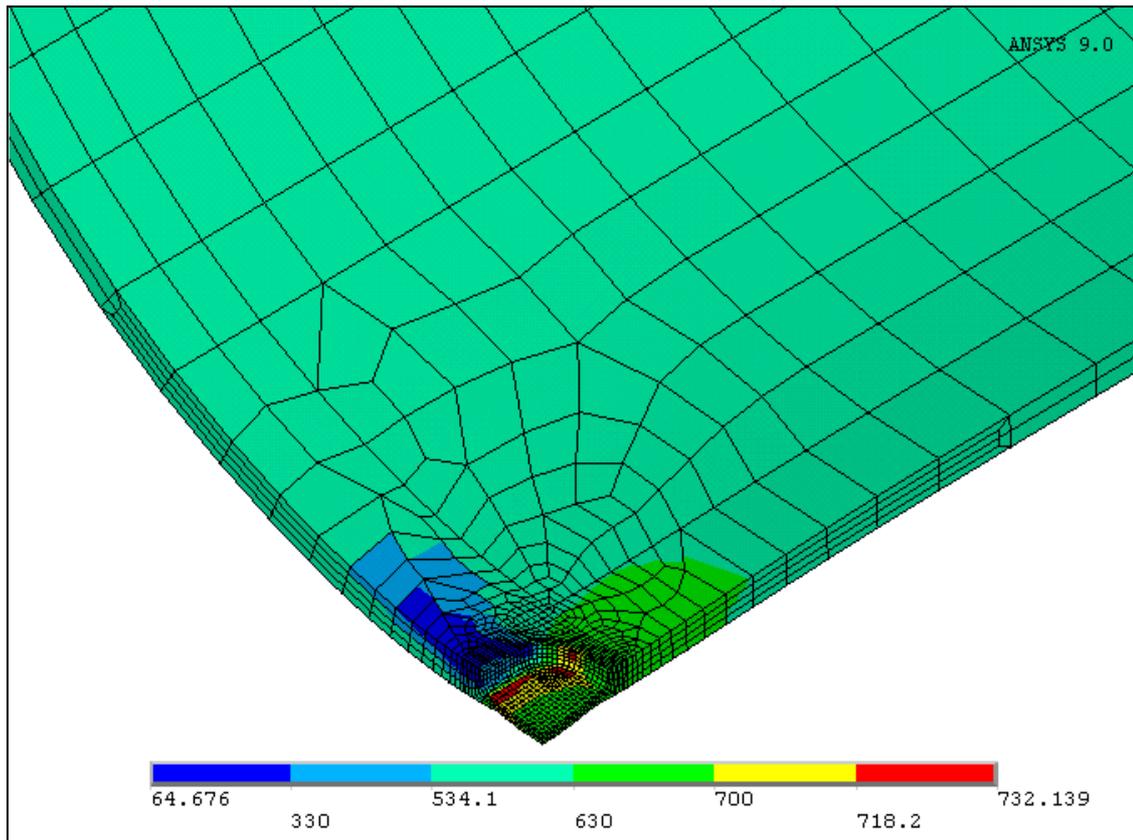


Figura 4.13 – Distribuição da tensão de von Mises no modelo SD\_LC1 com malha mista.

As Figuras 4.14a e 4.14b mostram no detalhe as distribuições das tensões de von Mises na parte superior da região do defeito nos modelos SD\_LC1 com malha mista e com malha estruturada (Cabral et al, 2007) respectivamente, no momento em que a ruptura numérica foi atingida em ambos os casos.

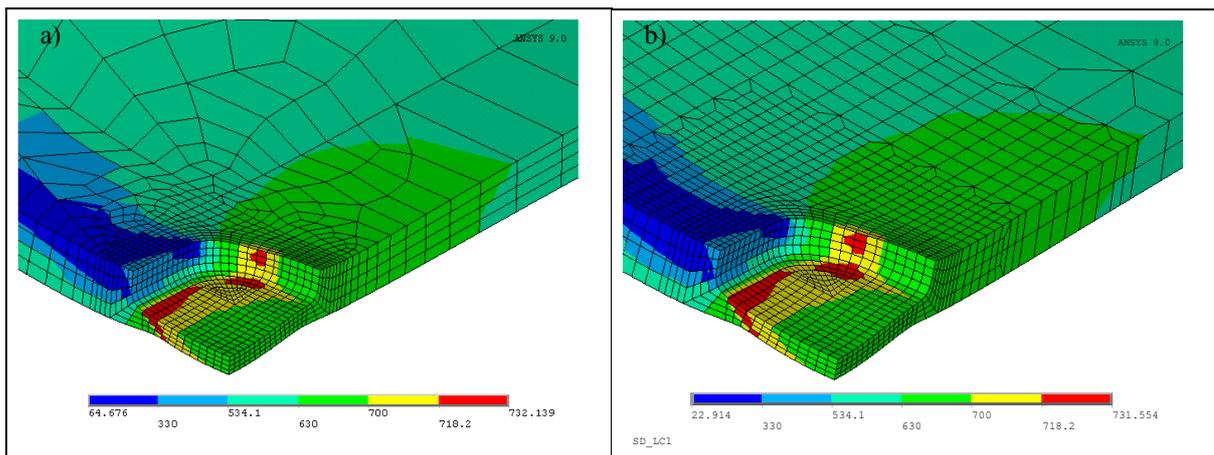


Figura 4.14 – Distribuições das tensões de von Mises na parte superior da região do defeito no instante da ruptura numérica para os modelos SD\_LC1 com malha mista (a) e estruturada (b).

São mostrados os detalhes das distribuições de tensões da parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, no momento da ruptura numérica para o modelo SD\_LC1 com malha mista (Figura 4.15a) e com malha estruturada (Figura 4.15b) (Cabral et al, 2007) respectivamente.

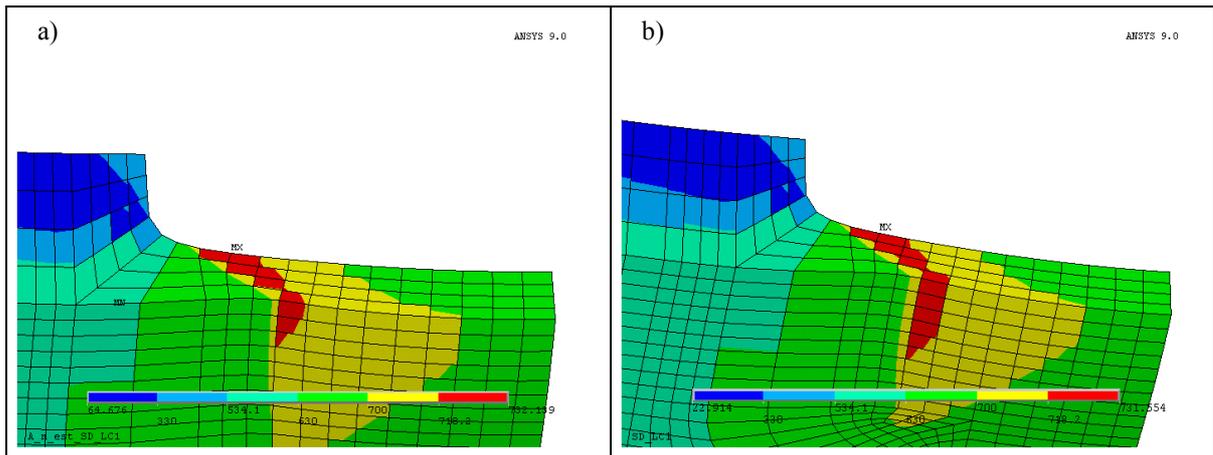


Figura 4.15 – Distribuições das tensões de von Mises da parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, no instante da ruptura numérica para os modelos SD\_LC1 com malhas mista (a) e estruturada (b).

Pode-se verificar visualmente pelas figuras que as distribuições das tensões de von Mises no momento da ruptura numérica em ambos os casos foram bem parecidas. Os valores obtidos neste instante foram os seguintes: Modelo SD\_LC1 com malha mista obteve o valor de 732,139 MPa de máxima tensão de von Mises, apenas 0,07% a mais quando comparado ao modelo com malha estruturada (Cabral et al, 2007), que obteve o valor de 731,554 MPa de máxima tensão de von Mises.

A Tabela 4.5 a seguir, apresenta uma comparação entre as pressões de falhas do modelo SD\_LC1, medida numericamente via MEF (Cabral et al, 2007), a obtida via MEF neste trabalho e a obtida via método semi-empírico (DNV RP-F101).

Tabela 4.5 – Pressão de falha estimada via MEF e via Semi-Empírico.

Pressões de falha (MPa) do SD_LC1		
Numérico (MEF)		Empírico
Pf <sub>1</sub> (Cabral et al, 2007)	Pf <sub>2</sub> (Este trabalho)	Pf <sub>3</sub> (DNV RP-F101)
<b>24,630</b>	<b>24,630</b>	<b>23,418</b>

#### c) SD\_LC2

Este defeito também foi analisado numericamente via MEF por Cabral et al (2007) com a utilização de malha estruturada. A Figura 4.16 mostra uma visão mais ampla da distribuição da tensão de von Mises no duto com sua malha mista na região próxima do defeito, localizado na parte interna do duto, no momento em que a ruptura numérica foi atingida.

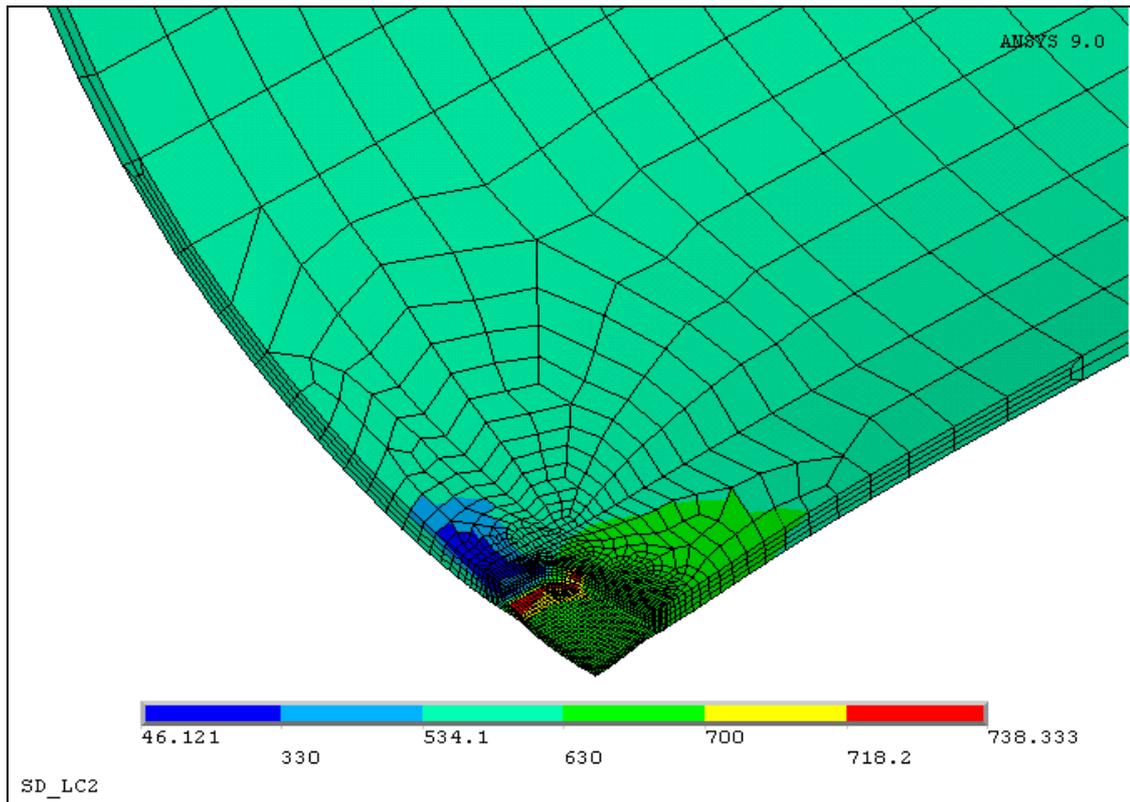


Figura 4.16 – Distribuição da tensão de von Mises no modelo SD\_LC2 com malha mista.

Nas Figuras 4.17a e 4.17b são mostrados no detalhe as distribuições das tensões de von Mises na parte superior da região do defeito nos modelos SD\_LC2 com malha mista e com malha estruturada (Cabral et al, 2007), respectivamente, no momento em que a ruptura numérica foi atingida em ambos os casos.

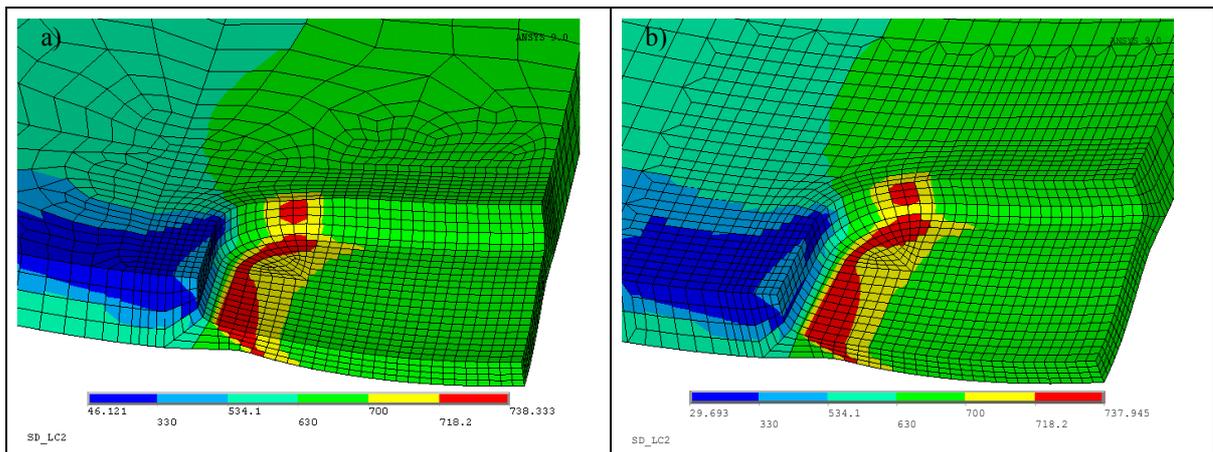


Figura 4.17 – Distribuições das tensões de von Mises na parte superior da região do defeito no instante da ruptura numérica para os modelos SD\_LC2 com malha mista (a) e estruturada (b).

Os detalhes das distribuições de tensões na parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, são mostrados no momento da ruptura numérica para o modelo SD\_LC2 com malha mista (Figura 4.18a) e com malha estruturada (Figura 4.18b) (Cabral et al, 2007), respectivamente.

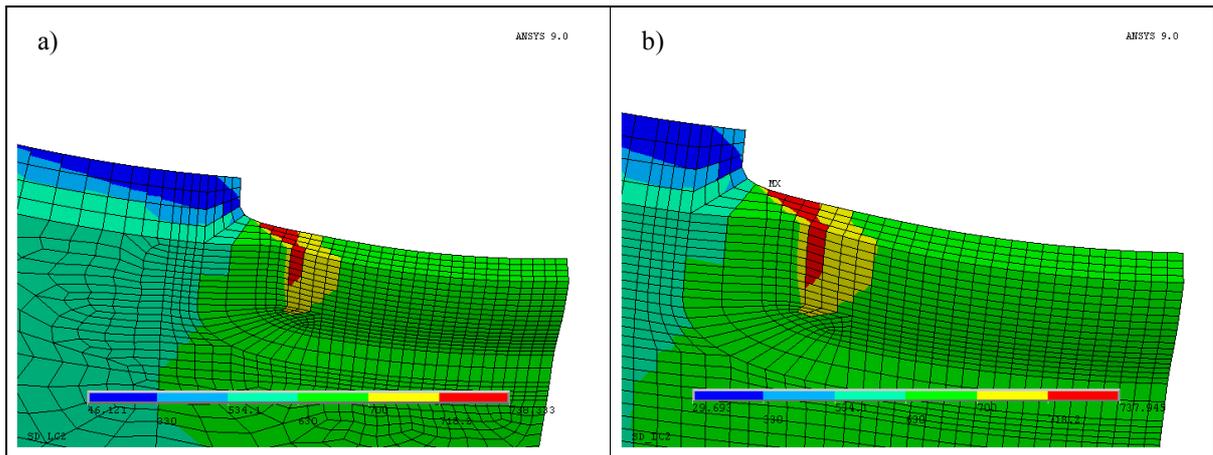


Figura 4.18 – Distribuições das tensões de von Mises da parte inferior da região do defeito, ao longo da espessura, no instante da ruptura numérica para os modelos SD\_LC2 com malhas mista (a) e estruturada (b).

Novamente pode-se verificar visualmente pelas figuras que as distribuições das tensões de von Mises no momento da ruptura numérica em ambos os casos foram bem semelhantes. Os valores obtidos neste instante foram os seguintes: Modelo SD\_LC2 com malha mista obteve o valor de 738,333 MPa de máxima tensão de von Mises, apenas 0,05% a mais quando comparado ao modelo com malha estruturada (Cabral et al, 2007) que obteve o valor de 737,945 MPa de máxima tensão de von Mises.

A Tabela 4.6 a seguir, apresenta uma comparação entre as pressões de falhas do modelo SD\_LC2, medida numericamente via MEF (Cabral et al, 2007), a obtida via MEF neste trabalho e a obtida via método semi-empírico (DNV RP-F101).

Tabela 4.6 – Pressão de falha estimada via MEF e via Semi-Empírico.

Pressões de falha (MPa) do SD_LC2		
Numérico (MEF)		Empírico
Pf <sub>1</sub> (Cabral et al, 2007)	Pf <sub>2</sub> (Este trabalho)	Pf <sub>3</sub> (DNV RP-F101)
<b>24,601</b>	<b>24,719</b>	<b>23,418</b>

Como foi mencionado anteriormente, o ganho de tempo computacional para construção e principalmente análise não-linear de cada modelo com malha mista foi considerável, quando comparado ao mesmo modelo com malha estruturada, a Tabela 4.4 mostra o tempo da análise não-linear de cada modelo com suas respectivas malhas.

Tabela 4.7 – Tempo computacional para a realização das análises não-lineares.

Modelo	Tipo de malha	Computador	Tempo total [horas]
IDTS2	Estruturada	AMD Athlon (tm)64 X2 (2 CPUs) 2,31 GHz 496 MB RAM	5,2
	Mista		0,65
SD_LC1	Estruturada	AMD Athlon (tm)64 X2 (2 CPUs) 2,31 GHz 496 MB RAM	3,73
	Mista		1,67
SD_LC2	Estruturada	AMD Athlon (tm)64 X2 (2 CPUs) 2,31 GHz 496 MB RAM	1,2
	Mista		0,57

#### 4.9 Resultados das Análises dos Modelos com Defeitos de Corrosão com Geometria Irregular

As análises dos modelos desta secção foram realizadas utilizando o procedimento “Save-Restart” automatizado via PYTHON (PYTHON, 2005) desenvolvido por Cabral (2007).

##### a) Duto 001

A Figura 4.19 mostra os valores da distribuição da tensão de von Mises no instante da pressão final no duto 001, juntamente com sua configuração deformada. Foram obtidos os valores de 673,69 MPa para a tensão de von Mises e 23,79 MPa para a pressão. A figura 4.20 mostra a distribuição da tensão de von Mises no mesmo instante na parte interna do duto, na região do perfil de corrosão generalizada.

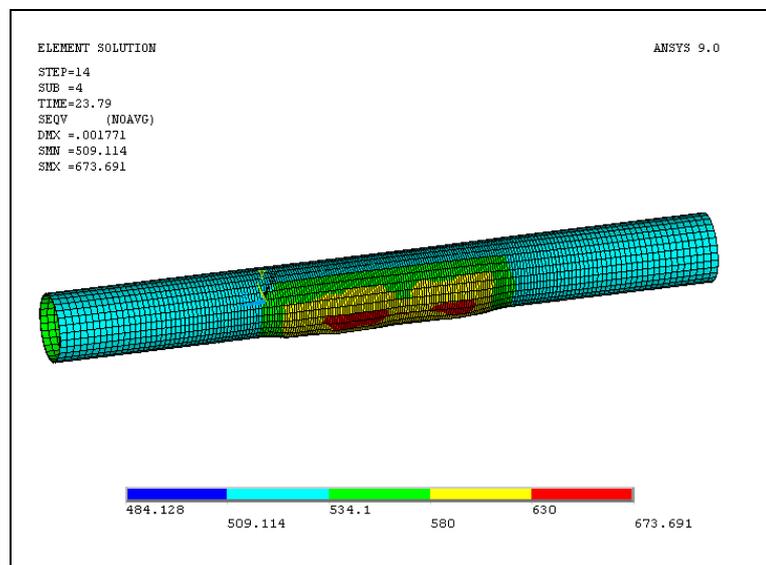


Figura 4.19 – Distribuição da tensão de von Mises no duto 001 e sua configuração deformada.

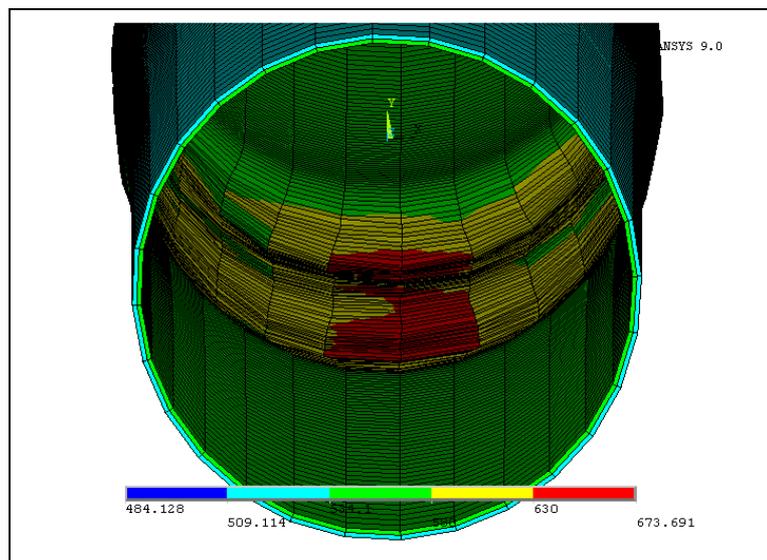


Figura 4.20 – Distribuição da tensão de von Mises na parte interna do duto 001.

Verifica-se que não foi superado o valor de 718,2 MPa da tensão de ruptura do material, pois o critério de parada da análise em função do incremento mínimo foi atingido. Outra conclusão importante é que não ocorreu uma falha localizada, como nos defeitos retangulares, e sim uma perturbação em toda a extensão do defeito, sendo maiores os gradientes de tensões nas regiões que apresentavam as maiores profundidades (Figura 4.20). Na Tabela 4.8 é mostrada parte do resumo da análise não-linear do Duto 001, gerado automaticamente pelo “script” de automatização da análise em uma planilha formato EXCEL. Destaques para o passo onde iniciou o escoamento (passo 2), o passo onde o limite de deformação plástica (0,0025) foi ultrapassado (passo 3), o passo onde não houve convergência (passo 8) e o passo onde o critério de parada foi atingido (passo 13c).

Tabela 4.8 – Parte do resumo do histórico da análise não-linear do Duto 001.

LOAD STEP	P	$\Delta P$	p	ITER.	$\sigma_{eqv.}(MPa)$	Maxima Deformação Plástica
<b>0</b>	0.00	0.00	0.0000	1	<b>0.0000</b>	<b>0.0</b>
<b>2</b>	17.4461	5.1312	13.5977	14	<b>534.51</b>	<b>0.0</b>
			14.8805	15		<b>0.0</b>
			16.1633	16		<b>0.0</b>
			17.4461	15		<b>0.4759E-04</b>
<b>3</b>	22.5773	5.1312	18.7289	18	<b>636.91</b>	<b>0.4929E-03</b>
			20.0117	18		<b>0.2409E-02</b>
			21.2945	18		<b>0.5670E-02</b>
			22.5773	23		<b>0.8977E-02</b>
<b>3a</b>	20.0117	2.5656	18.0875	16	<b>559.49</b>	<b>0.1538E-03</b>
			18.7289	16		<b>0.3391E-03</b>
			19.3703	16		<b>0.6639E-03</b>
			20.0117	16		<b>0.1746E-02</b>
<b>8</b>	23.8601	0.6414	23.3790	21	<b>Non Conv.</b>	<b>0.2413E-02</b>
			23.5394	32		<b>0.2779E-02</b>
			23.69975	50		
			23.8601			
<b>13a</b>	23.7897	0.0100	23.7822	15	<b>673.69</b>	<b>0.5436E-04</b>
			23.7847	44		<b>0.5424E-04</b>
			23.7872	18		<b>0.5439E-04</b>
			23.7897	22		<b>0.5444E-04</b>

Também foi realizado, para este modelo, um estudo para verificar a influência do aumento da profundidade em toda a extensão da corrosão generalizada. O modelo teve os valores da profundidade aumentados em 10 e 20% respectivamente. A Tabela 4.9 mostra os valores da pressão no instante da ruptura e da máxima tensão de von Mises para cada modelo. Vale ressaltar que em ambos os modelos, as análises foram interrompidas novamente por causa do incremento de pressão, que ficou muito pequeno (menor que 0.01 MPa).

Tabela 4.9 – Pressão de falha estimada via MEF.

Duto 001		
Aumento da profundidade (%)	Pressão de Falha (MPa)	Máxima Tensão de von Mises (MPa)
Modelo original	23.79	673.69
10	21.42	673.82
20	18.56	655.53

## b) Duto 002

A Figura 4.21 mostra os valores da distribuição da tensão de von Mises no instante da pressão final no duto 002, juntamente com sua configuração deformada. Foram obtidos os valores de 670,41 MPa para a tensão de von Mises e 23,77 MPa para a pressão. A figura 4.22 mostra a distribuição da tensão de von Mises no mesmo instante na parte interna do duto, na região do perfil de corrosão generalizada.

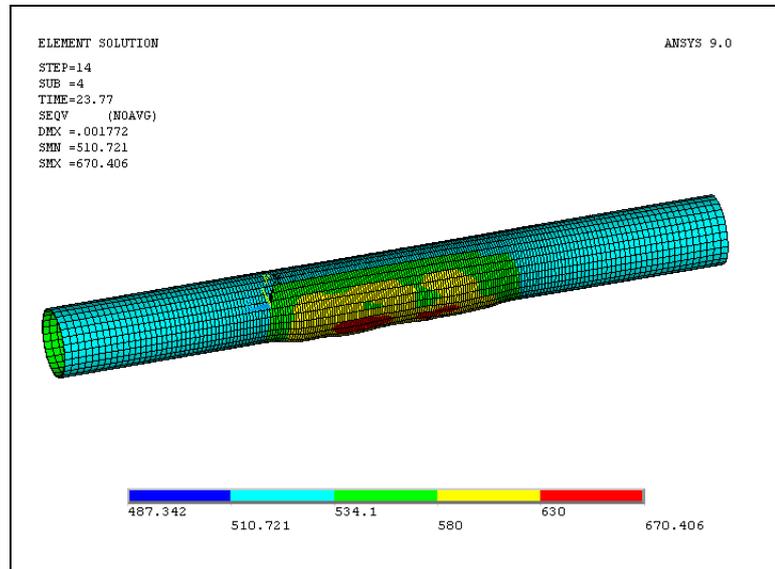


Figura 4.21 - Distribuição da tensão de von Mises no duto 002 e sua configuração deformada.

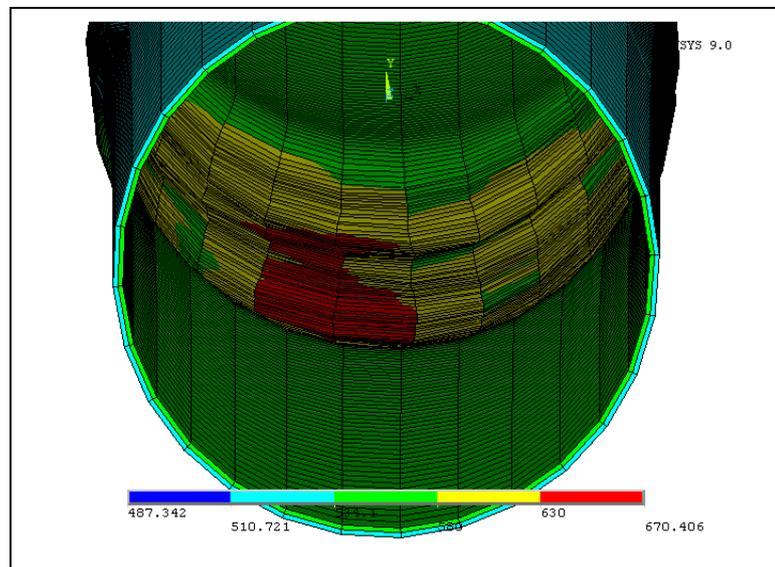


Figura 4.22 – Distribuição da tensão de von Mises na parte interna do duto 002.

Verifica-se novamente que não foi superado o valor de 718,2 MPa da tensão de ruptura do material, pois o critério de parada da análise também foi atingido. Também não ocorreu uma falha localizada, como nos defeitos retangulares, e sim uma perturbação em toda a extensão do defeito, sendo maiores os gradientes de tensões nas regiões que apresentavam as maiores profundidades (Figura 4.22).

## c) Duto 003

A Figura 4.23 mostra os valores da distribuição da tensão de von Mises no instante da pressão final na região do defeito no duto 003. Foram obtidos os valores de 678,73 MPa para a tensão de von Mises e 24,02 MPa para a pressão. A Figura 4.24 mostra, em uma imagem ampliada na região do defeito, a distribuição da tensão de von Mises no mesmo instante.

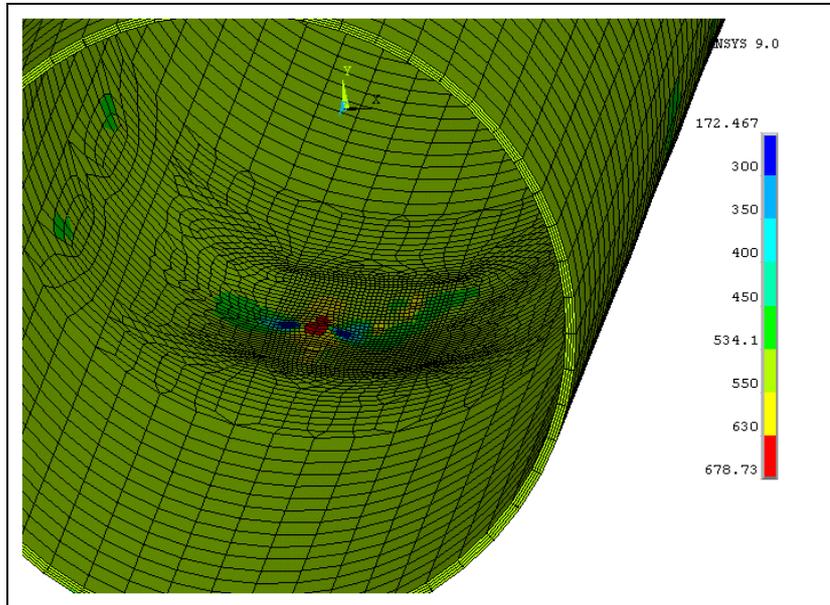


Figura 4.23 – Distribuição da tensão de von Mises na parte interna do duto 003.

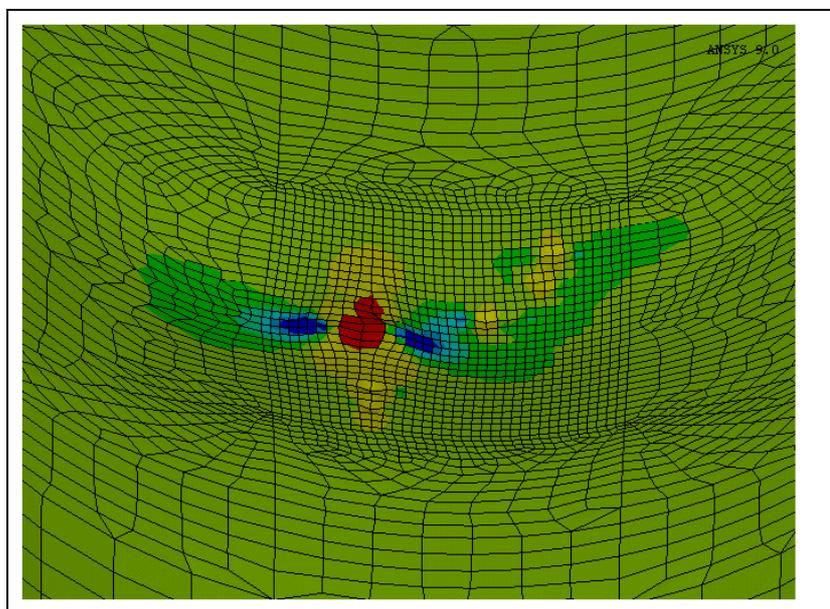


Figura 4.24 – Distribuição da tensão de von Mises a região do defeito no duto 003.

O que podemos verificar é que com este tipo de configuração de defeito, também não foi superado o valor de 718,2 MPa da tensão de ruptura do material, pois o critério de parada da análise foi atingido (incremento de pressão menor que 0,01 MPa). Ocorreu uma perturbação em toda a extensão do defeito, sendo maior na região mais profunda (Figura 4.24).

Não foi possível fazer uma comparação dos resultados dos três modelos com dados experimentais, pois não tínhamos os mesmos disponíveis. Mas foi realizada a análise de um modelo de duto com as mesmas dimensões e sem defeito, para verificar o valor da pressão de ruptura e comparar os resultados com os três modelos. O valor da pressão ao término da análise é mostrado na Tabela 4.10 a seguir.

Tabela 4.10 – Pressão de falha estimada via MEF dos modelos.

<b>Pressão de falha dos modelos</b>				
<b>Modelo</b>	<b>Duto sem defeito</b>	<b>Duto 001</b>	<b>Duto 002</b>	<b>Duto 003</b>
<b>Pressão de falha (MPa)</b>	24,01	23,79	23,77	24.02

O que podemos verificar é que os valores de pressão de ruptura dos três modelos foram bem próximos do obtido pelo modelo sem defeito, principalmente para o duto 003. Isto mostra que os defeitos praticamente não afetaram o comportamento estrutural dos dutos. O motivo de parada da análise para o modelo de duto sem defeito foi novamente o mesmo ocorrido nos outros três modelos, devido o incremento de pressão que ficou menor que o estabelecido.

## 5 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

### 5.1 Conclusões

O uso da simulação computacional via Método dos Elementos Finitos mostrou ser uma poderosa e importante ferramenta para a avaliação estrutural de dutos com defeitos de corrosão, tanto os idealizados como retangulares quanto os de geometria irregular. O uso de programas comerciais que empregam o método, ainda requer usuários bastante especializados para a construção de bons modelos que representem o problema em questão.

Nesse sentido, o desenvolvimento da ferramenta de geração automática de modelos de dutos com defeitos de corrosão mostrou-se bastante satisfatória para a modelagem de defeitos retangulares localizados tanto na superfície interna quanto na superfície externa do duto com o emprego da malha mista de elementos finitos. Os principais ganhos foram a simplificação e economia de código obtidas, além da redução do tempo computacional na geração e principalmente na análise dos modelos. Os resultados das análises realizadas nos modelos com defeitos retangulares com malhas mistas em estudo mostraram a eficiência das ferramentas desenvolvidas, pois os resultados foram muito próximos dos obtidos com modelos que empregaram somente malha estruturada na sua construção.

Além disso, a construção dos modelos computacionais que representasse adequadamente os dutos com defeitos reais de corrosão, juntamente com suas avaliações estruturais realizadas via MEF, foram fundamentais e servirão como passo inicial para a realização de mais pesquisas nesta área, pois foram poucos os trabalhos publicados a respeito deste assunto.

### 5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Em função dos estudos aqui apresentados, existem várias possibilidades que podem contribuir para futuros melhoramentos e extensões. Dentre os quais podem-se destacar:

- Utilizar malha mista em defeitos elípticos.
- Utilizar malha mista em dutos com múltiplos defeitos, tanto retangulares como elípticos.
- Automatizar a geração dos modelos de dutos com defeitos de corrosão com geometria irregular.
- Comparação dos resultados dos modelos com defeitos de corrosão de geometria irregular com dados experimentais.
- Explorar a adaptação de malhas.
- Utilizar superelemento.
- Trabalhar com outros tipos de defeitos, além dos de corrosão.
- Considerar outros tipos de carregamentos (térmico, cargas concentradas, cargas dinâmicas e etc.).
- Estudar a variação do tamanho da caixa de transição da malha não-estruturada.

## REFERÊNCIAS

- Andrade, E.Q.; Benjamin, A.C.; Machado Jr., P.R.S.; Pereira, L.C.; Jacob, B.P.; Carneiro, E.G.; Guerreiro, J.N.C.; Silva, R.C.C.; Noronha Jr., D.B., 2006. *Finite Element Modeling of the Behavior of Pipelines Containing Interacting Corrosion Defects*. 25<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2006-92600), Hamburg, Germany.
- ANSYS, 2004. Ansys Release 9.0 Documentation: Operations Guide(Chapter 3) and Structural Guide (Chapter 8). <http://www.ansys.com/products/multiphysics.asp>.
- Bathe, K.J., 1996. *Finite Elements Procedures*. Editora Prentice-Hall, pp.485-640.
- Batte, A.D.; Fu, B.; Kirkwood, M.G.; Vu, D., 1997. “*Advanced Methods for Integrity Assessment of Corroded Pipelines*”, Pipes & Pipelines International, pp. 5-11, January-February.
- Benjamin, A.C. & Andrade, E.Q., 2003. *Predicting the Failure Pressure of Pipelines Containing Nonuniform Depth Corrosion Defects Using the Finite Element Method*. 22<sup>nd</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2003-37072).
- Benjamin, A.C. & Andrade, E.Q., 2005. *Projeto 601295 “Avaliação de Dutos Corroídos com Defeitos Curtos”* Especificação 13 (Revisão 2): Procedimento para Definição da Estratégia de Aplicação do Carregamento em Análises de Ruptura de Espécimes Tubulares com Defeitos Curtos de Corrosão usando Elementos Finitos.
- Benjamin, A.C.; Freire, J.L.F.; Vieira, R.D.; Castro, J.T.P., 2002. *Burst Tests on Pipeline with Nonuniform Depth Corrosion Defects*. 21<sup>st</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2002).
- Benjamin, A.C.; Freire, J.L.F.; Vieira, R.D.; Diniz, J.L.C.; Andrade, E.Q., 2005. *Burst Tests on Pipeline Containing Interacting Corrosion Defects*. Proc. 24<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2005).
- BS 7910, 1999. *Guide on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures- Annex G: The Assessment of Corrosion in Pipes and Pressure Vessels*, British Standard.
- Cabral, H.L.D.; Willmersdorf, R.B.; Costa, F.A.; Lyra, P.R.M.; Afonso, S.M.B; Torres, J.V.S., 2006. *Automatização da Geração e Análise por Elementos Finitos de Defeitos de Corrosão em Dutos*. Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM2006-03-536), Recife, Brasil.
- Cabral, H.D.L., 2007. *Desenvolvimento de Ferramentas Computacionais para Modelagem e Análise Automática de Defeitos de Corrosão em Dutos*. Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFPE, Recife, Dissertação de Mestrado, 140f.
- Cabral, H.L.D.; Willmersdorf, R.B.; Lyra, P.R.M.; Afonso, S.M.B; Andrade, E.Q., 2007. *Modelagem e Análise Automática de Dutos com Múltiplos Defeitos de Corrosão Alinhados Circunferencialmente*. Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering (CILAMCE2007 – 429), Porto, Portugal.

- Chen, H.F.; Cen, Z.Z.; Xu, B.Y.; Zhan, S.G.; 1997. *A numerical method for reference stress in the evaluation of integrity*. International Journal of Pressure Vessel and Piping, vol. 71, pp. 47-53.
- Chen, H.F.; Shu, D.W.; 2000. *Lower and upper bound limit analyses for pipeline with multi-slots of various configurations*. International Journal of Pressure Vessel and Piping, vol. 75, pp.17-25.
- Caldwell, J.; Smith, G.; Vieth, P.; Williamson, G., 2001. *Pipeline Pigging Course*. Clarion Conference and Pipes & Pipelines International. Technical.
- Chouchaoui, B.A.; Pick, R.J.; Yost, D.B., 1992. *Burst Pressure Predictions of Line Pipe Containing Single Corrosion Pits using the Finite Element Method*, 11th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE 92), Vol. 5, Part A - Pipeline Technology, pp. 203-210.
- Costa, F.A., 2004. *Geração Automática e Análise de Modelos de Dutos com Defeitos Causados por Corrosão*. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFPE, Recife, Dissertação de Mestrado, 56p.
- Crisfield, M.N., 1991. *Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures*, Editora John Wiley and Sons Ltd, London – England, pp.1-20.
- Cronin, D.S., 2002. *Finite Element Analysis of Complex Corrosion Defects*. Proc. Pressure Vessel and Piping Conference (PVP2002-1288), PVP-Vol.441.
- Diniz, J.L.C., 2002. *Resistência de Dutos com Defeitos Usinados*. Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PUC-Rio, Rio de Janeiro, Dissertação de Mestrado, 97p.
- DNV, 1999. *Recommended Practice DNV RP-F101 Corroded Pipelines*, Det Norske Veritas, Norway.
- Fedele, R.A., 2002. *Desafios da Soldagem em Tubulações. Metalurgia e Materiais*. ABM, v.58, n.521, p.322-326.
- Fu, B. & Kirkwood, M.G., 1995. “*Predicting Failure Pressure of Internally Corroded Linepipe Using the Finite Element Method*”, 14th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE’95), Vol. 5, Pipeline Technology, pp. 175-184.
- Gentil, V., 2003. *Corrosão*. Editora LTC, 4<sup>a</sup> ed., Rio de Janeiro, pp.275-276.
- Hopkins, P., 2002. *Training Engineers in Pipeline Integrity*. Western Regional Gas Conference, Arizona, EUA, pp 1-9.
- Kennedy, J.L., 1993. *Oil and Gas Pipeline Fundamentals*. PennWell Publishing Company, 2<sup>a</sup> edição, Tulsa, Oklahoma.
- Kiefner, J.F.; Vieth, P.H., 1989. *A Modified Criterion for Evaluating the Remaining Strength of Corroded Pipe*. Contract PR-3-805, Pipeline Research Council International, Inc, American Gas Assotiation, Catalog No. L51688Hbe.
- MMS, 2000. *Appraisal and Development of Pipeline Defect Assessment Methodologies*. Minerals Management Service Contract No.1435-01-CT-99-50001, Final Report, Washington, 172p. (<http://www.mms.gov/mmshome.htm>).

Noronha Jr., D.B.; Benjamin, A.C.; Andrade, E.Q., 2002. *Finite Element Models for the prediction of failure of pipelines with long corrosion defects*, International Pipeline Conference (IPC02-27191),v.B, Calgary, Canada, pp. 8.

PATRAN, 2005. Help system: *User's Guide, Reference Manual, PCL Manuals, PCL Reference*. [http://www.mscsoftware.com/products/patran\\_support.cfm?Q=396&Z=402](http://www.mscsoftware.com/products/patran_support.cfm?Q=396&Z=402)

PYTHON, 2005. "Python Documentation Release 2.4.1: Tutorial and Library Reference Manual" <http://www.python.org/doc/>.

Robinson, J; Haggemacher, G.H., 1982. *Element Warning Diagnostics*. Finite Element News.

Souza, R.D., 2003. *Avaliação Estrutural de Dutos com Defeitos de Corrosão Reais*. Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PUC-Rio, Rio de Janeiro, Dissertação de Mestrado, 112f.

Telles, P.C.S., 1997. *Tubulações Industriais: Materiais, Projeto, Montagem*. Editora LTC, 9<sup>a</sup> edição, Rio de Janeiro, pp. 1-20, 239.

Tiratsoo, J.N.H., 1992. *Pipeline Pigging Technology*. Gulf Professional Publishing, 2<sup>nd</sup> Edition, pp.1-30.

Wiesner, C.S.; Maddox, S.J.; Xu, W.; Webster, G.A.; Burdekin, F.M.; Andrews, R.M.; Harrison, J.D., 2000. Engineering critical analyses to BS 7910 – the UK guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.77, pp.883-893.