

RESISTÊNCIA ESTRUTURAL DE DUTOS CORROÍDOS SOBRE PRESSÃO  
INTERNA E EXTERNA

Urbano Souza Ferraz

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS  
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE  
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS  
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS  
EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Aprovada por:

---

Prof. Theodoro Antoun Netto, Ph.D.

---

Prof. Segen Farid Estefen, Ph.D.

---

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

---

Dr. Cesar José Moraes Del Vecchio, Ph.D.

---

Prof. José Luiz de França Freire, Ph.D.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

NOVEMBRO DE 2007

# **Livros Grátis**

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

Milhares de livros grátis para download.

FERRAZ, URBANO SOUZA

Resistência Estrutural de Dutos  
Corroídos Sobre Pressão Interna e Externa.  
[Rio de Janeiro] 2007

XII, 128 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ,  
D.Sc., Engenharia Oceânica, 2007)

Tese - Universidade Federal do Rio de  
Janeiro, COPPE

1. Defeitos de Corrosão
2. Pressão Interna e Externa
3. Elementos Finitos
4. Modos de Falha

I. COPPE/UFRJ

II. Título ( série )

## DEDICATÓRIAS

- A Deus.
- Aos meus pais Ebe Souza Ferraz e Bolivar Andrade Ferraz (*in memorian*), que sempre trabalharam e se empenharam para a minha formação.
- Aos meus irmãos Itamar Souza Ferraz e Hélio José Souza Ferraz.
- A todos os meus Tios e Tias (*in memorian*) pelo exemplo de boa vontade, perseverança e carinho.
- A todos os meus amigos que estiveram comigo nesta jornada.

## **AGRADECIMENTOS**

- Ao Prof. Theodoro Antoun Netto pelo esforço e empenho no desenvolvimento deste trabalho.
- Aos Professores Segen Farid Estefen, Ilson Pasqualino e Murilo Vaz pelo apoio técnico.
- Aos Técnicos do Laboratório de Tecnologia Submarina Fabrício, Tadeu, Robson pela execução de todos os testes experimentais.
- Aos estagiários que, junto com os técnicos, participaram intensamente do desenvolvimento deste trabalho.
- As secretárias do Programa de Engenharia Oceânica Glace e Nilda.
- Agradecimentos especiais aos colegas e amigos do Laboratório de Tecnologia Submarina, em especial a Ana Paula, Deborah, Bianca, Cássia, Paulo Câmara, Silvestre, Xavier, Marcelo Igor, Francisco, Marcos Baeta e Olivier.
- A equipe de informática, Marcos e Fabrício.
- A Adriana Botto pela participação em alguns dos artigos publicados.
- A todas as secretárias e funcionários que passaram pelo LTS no tempo que estive desenvolvendo este trabalho, em especial a Denise.
- A instituição COPPE/ UFRJ, pelo apoio e pela excelente qualidade de ensino, formando profissionais de alta qualidade, exemplo para o mundo inteiro.
- A Agência Nacional do Petróleo por todo o apoio financeiro, que permitiu o desenvolvimento deste trabalho.
- A todos que, direta ou indiretamente participaram deste caminhada.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.).

## RESISTÊNCIA ESTRUTURAL DE DUTOS CORROÍDOS SOBRE PRESSÃO INTERNA E EXTERNA

Urbano Souza Ferraz

Novembro/2007

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Programa: Engenharia Oceânica

A perda de material na parede de dutos devido à corrosão geralmente resulta em *pits* localizados, com diferentes profundidades e formas irregulares, nas superfícies externas e internas de dutos. Os efeitos dos danos de corrosão nas pressões internas e externas de linhas offshore foram estudados através de experimentos e análises numéricas baseadas no método dos elementos finitos. Um extensivo estudo paramétrico foi realizado a partir de análises utilizando modelos bidimensionais (2-D) e tridimensionais (3-D), considerando diferentes geometrias de defeitos e suas interações com a ovalização. Para este estudo, defeitos externos longitudinais em dutos foram reproduzidos em laboratório. Os resultados experimentais foram primeiramente utilizados para calibrar um modelo numérico baseado no método dos elementos finitos, capaz de simular a descontinuidades da geometria (defeitos) e determinar a pressão de ruptura e colapso em função de parâmetros de material e geometria de diferentes dutos e defeitos. Mecanismos de colapso são complexos e não são afetados somente pela geometria do defeito, mas também pela interação de defeitos com a ovalização da seção transversal, como será mostrado neste trabalho.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

CORRODED PIPES STRUCTURAL RESISTANCE SUBMITTED BY INTERNAL  
AND EXTERNAL PRESSURE

Urbano Souza Ferraz

November/2007

Advisor: Theodoro Antoun Netto

Department: Ocean Engineering

The loss of metal in a pipeline due to corrosion usually results in localized pits with various depths and irregular shapes on its external and internal surfaces. The effect of corrosion defects on the collapse pressure of offshore pipelines was studied through combined small-scale experiments and nonlinear numerical analyses based on the finite element method. An extensive parametric study using 2-D and 3-D numerical models was carried out encompassing different defect geometries and their interaction with pipe ovalization. In this work, the effect of external corrosion defects was studied via a series of small-scale experiments and through a non-linear numerical model based on the finite element method. After calibrated in view of the experimental results, the model was used to determine the collapse and burst pressures as a function of material and geometric parameters of different pipes and defects. Collapse mechanisms are complex and do affect the collapse pressure of corroded pipes. The problem is not only affected by the geometry of the defect but also by the interaction of the defect with the ovality of the cross section as it will be shown next.

## ÍNDICE

<b>1. – INTRODUÇÃO</b>	01
<b>2. – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	04
2.1 – CORROSÃO EM METAIS	04
2.2 – AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS SUJEITOS AO PROCESSO DE CORROSÃO	05
2.2.1 – MÉTODO AGA-NG18	07
2.2.2 – ASME B31G (1991)	08
2.2.2.1 – MÉTODO 085DL	09
2.2.2.2 – MÉTODO ÁREA EFETIVA	10
2.2.3 – TEORIA DE CASCA – CRITÉRIO DE KANNINEM	12
2.2.4 – CRITÉRIO DE SIMS	13
2.2.5 – CRITÉRIO DE RITCHIE E LAST	14
2.2.6 – CRITÉRIO PCORR – PRCI/BATELLE	14
2.2.7 – NORMA DNV RP F101 (2004)	15
<b>3. – TESTES EXPERIMENTAIS</b>	23
3.1 – PRESSÃO INTERNA	23
3.1.1 – PREPARAÇÃO DOS MODELOS	23
3.1.2 – APARATO DE TESTE: PRESSÃO INTERNA	28
3.2 – PRESSÃO EXTERNA	30
3.2.1 – PREPARAÇÃO DOS MODELOS	30
3.2.2 – APARATO DE TESTE: PRESSÃO EXTERNA	33
3.3 – RESULTADOS EXPERIMENTAIS	35
3.3.1 – PRESSÃO INTERNA	35
3.3.2 – PRESSÃO EXTERNA	37
3.4 - TESTES DE TRAÇÃO	41
<b>4. – ANÁLISES NUMÉRICAS</b>	44
4.1 – PRESSÃO INTERNA	44
4.1.1 – CORRELAÇÃO NUMÉRICO EXPERIMENTAL	46

4.1.2 – ESTUDO PARAMÉTRICO	47
4.1.2.1 – PRIMEIRA ABORDAGEM – PARÂMETROS GEOMÉTRICOS	47
4.1.2.2 – SEGUNDA ABORDAGEM - ESCOAMENTO	54
4.1.2.3 – TERCEIRA ABORDAGEM – RESTRIÇÃO NOS BORDOS	57
4.1.3 – EQUAÇÃO PROPOSTA	58
4.1.4 – RESULTADOS COMPARATIVOS ENTRE EQUAÇÃO PROPOSTA E MODELO ANALÍTICO	62
4.2 – PRESSÃO EXTERNA	
4.2.1 - ANÁLISE DE SENSIBILIDADE	70
4.2.2 – CORRELAÇÃO NUMÉRICO EXPERIMENTAL	73
4.2.3- ESTUDO PARAMÉTRICO	76
4.2.4 - DETERMINAÇÃO DA EQUAÇÃO PARA PRESSÃO DE COLAPSO	85
<b>5. – CONCLUSÕES</b>	<b>90</b>
5.1 – PRESSÃO INTERNA	90
5.2 – PRESSÃO EXTERNA	92
<b>6. – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>96</b>
<b>7. – ANEXOS</b>	<b>100</b>

## NOMENCLATURA

- $A$  = área do defeito no plano longitudinal
- $A_0$  = área original na seção transversal ( $=l \cdot t$ )
- $d$  = espessura máxima perdida na parede do tubo na região do defeito
- $(d/t)_{med}$  = medida relativa da profundidade de corrosão
- $d_{nm}$  = profundidade média de um defeito combinado a partir de defeitos adjacentes em uma colônia de defeitos que interagem
- $D$  = diâmetro externo nominal ou medido experimentalmente
- $D_{max}$  = diâmetro máximo medido numa seção transversal do modelo experimental
- $D_{min}$  = Diâmetro mínimo medido numa seção transversal do modelo experimental
- $E$  = módulo de elasticidade
- $f_{\theta}$  = fator de concentração circunferencial
- $f_z$  = fator de concentração axial
- $f_u$  e  $f_y$  = fator *de-rating* de resistência a tração
- $K$  = fator de resistência do material
- $l$  = comprimento axial do defeito
- $l_{nm}$  = comprimento longitudinal total de um defeito combinado por defeitos adjacentes de  $n$  à  $m$  em uma colônia de defeitos que interagem incluindo o espaço entre eles
- $L$  = comprimento do modelo
- $M$  = uma das várias formas do “fator de dilatação de Folias”
- $m$  = fator de encruamento do material
- $n_0$  = parâmetro de encruamento.
- $p$  = pressão interna
- $P_f$  = pressão de falha prevista no defeito

- $P_{inst}$  = pressão de instabilidade do modelo
- $P_r$  = pressão de ruptura para o modelo corroído experimental
- $\hat{P}_r$  = pressão obtida das análises numéricas dos modelos com defeitos retangulares;
- $\hat{P}_{r\text{real}}$  = pressão de ruptura dos modelos com defeitos reais;
- $P_{CO}$  = pressão de colapso do duto intacto obtida experimentalmente
- $P_{cor}$  = pressão de colapso dos modelos com defeitos obtida experimentalmente;
- $\hat{P}_{COR}$  = pressão de colapso dos modelos com defeitos obtida numericamente utilizando o modelo real;
- $\hat{P}_{COR}$  = pressão de colapso dos modelos numéricos com defeitos simplificados.
- $\tilde{P}_r$  = pressão de ruptura para o modelo corroído analítico
- $P_{ri}$  = pressão de ruptura para o modelo intacto experimental
- $R$  = raio do duto
- $R_m$  = raio médio do duto
- $R_0$  = raio médio inicial no modelo analítico
- $StD[d/t]$  = desvio padrão da medida  $d/t$
- $t$  = espessura do tubo (mm)
- $t_m$  = espessura média do ensaio de pressão interna para obtenção das propriedades circunferenciais
- $t_{max}$  = espessura máxima medida numa seção transversal do modelo experimental
- $t_{min}$  = espessura mínima medida numa seção transversal do modelo experimental
- $t_0$  = espessura inicial no modelo analítico.
- $t_1$  = espessura da parede na região com defeito
- $t_2$  = espessura da parede na região sem defeito
- $u_0$  = deslocamento radial teórico do modelo de casca
- $u_2$  = deslocamento radial do modelo numérico

- $z_1$  = eixo de orientação axial na região do defeito do modelo analítico  
 $z_2$  = eixo de orientação axial na região intacta do modelo analítico  
 $x, y, z$  = coordenadas cartesianas  
 $r, \theta, z$  = coordenadas polares cilíndricas  
 $u, v, w$  = deslocamentos associados às coordenadas cilíndricas  $r, \theta$  e  $z$   
 $1, 2, 3$  = coordenadas cartesianas do modelo numérico  
 $\alpha$  = comprimento adimensional do defeito  
 $\beta$  = fator de adimensionalização do comprimento do defeito no modelo de

flexão da casca

- $\gamma_m$  = fator de segurança parcial para modelo de corrosão longitudinal  
 $\gamma_d$  = fator de segurança parcial para profundidade de corrosão  
 $\Delta_0$  = ovalização inicial do modelo experimental  
 $\varepsilon$  = deformação  
 $\varepsilon_{LD}$  = deformação associada a *Luders Band*  
 $\varepsilon_d$  = fator para a profundidade de corrosão  
 $\varepsilon_e$  = deformação equivalente de Von Mises  
 $\varepsilon_{e,inst}$  = deformação equivalente de Von Mises no ponto de instabilidade do

material

- $\varepsilon_{max}$  = deformação máxima num ensaio de tração  
 $\varepsilon_\theta$  = deformação circunferencial  
 $\varepsilon_r$  = deformação radial  
 $\varepsilon_z$  = deformação axial  
 $\varepsilon'$  = deformação logarítmica  
 $\Xi_0$  = excentricidade do modelo experimental  
 $\eta$  = relação entre a espessura na região do defeito e a região intacta do duto  
 $\lambda$  = fator de adimensionalização do comprimento do defeito no critério de

ruptura

- $\nu$  = coeficiente de Poisson  
 $\sigma$  = tensão normal  
 $\sigma_e$  = tensão equivalente de Von Mises

$\sigma_{e,inst}$  = tensão equivalente de Von Mises no ponto de instabilidade do material

$\sigma_{fluxo}$  = tensão de fluxo do duto, uma propriedade associada a tensão de escoamento do material

$\sigma_0$  = tensão de escoamento

$\sigma_p$  = tensão de proporcionalidade

$\sigma_\theta$  = tensão circunferencial

$\sigma_r$  = tensão radial

$\sigma_t$  = tensão verdadeira

$\sigma_{tu}$  = tensão última na tensão verdadeira

$\sigma_u$  = tensão última

$\sigma_z$  = tensão axial

## 1.0 - INTRODUÇÃO

Com o envelhecimento das linhas de transporte de óleo e gás em todo o mundo, a avaliação da resistência à corrosão passou a ter grande importância, sendo necessário evitar que os dutos corroídos eventualmente sofram falhas que impliquem em interrupções na operação e vazamentos de produtos com conseqüentes danos ambientais [1]. Estudos realizados pelo *National Research Council of United States* (NCR) mostram que metade dos acidentes ocorridos no mar do norte entre 1967 e 1990 foram devidos a problemas causados pelo processo corrosivo [2]. Dados obtidos a partir do *Office of Pipeline Safety* indicam que em 2001, 29% dos incidentes em dutos de transporte de petróleo e 19% em linhas de transporte de gás nos Estados Unidos foram devidos a problemas de corrosão [3]. Em 2004, o patamar chegou a 32%, considerando dutos de transporte de gás. Já em 2005, os dados indicaram uma queda no percentual de acidentes devido à corrosão. Os índices ficaram na ordem de 23% para linhas de transporte de petróleo e 17% para gás [4].

A perda de espessura gerada nos dutos utilizados na indústria *Onshore* e *Offshore* é normalmente resultado da criação de pontos de corrosão localizados, com defeitos e geometria muito irregulares nas superfícies externas e ou internas do duto. Diversos outros mecanismos de corrosão podem ser observados, porém a sua intensidade varia de acordo com o ambiente o qual o duto está submetido [5].

A avaliação da integridade estrutural de linhas corroídas tem sido e continua a ser uma grande preocupação. Corrosão interna e externa tem se tornado uma das principais falhas em linhas de dutos [2,6,7]. Tem-se observado que inspeções regulares de linhas utilizando ferramentas de alta resolução e reparo de defeitos significativos é muito mais econômico que não se inspecionar e suportar o custo de falhas futuras [5]. Métodos para avaliação de defeitos causados por corrosão estão disponíveis há décadas, como por exemplo, o código ASME B31G [8] e a Norma DNV RP F101 [9]. Porém com o passar dos anos, algumas modificações foram propostas e adotadas em relação a alguns códigos originais.

A análise não-linear através do método de elementos finitos tem sido uma ferramenta importante para se prever a capacidade limite de linhas sobre pressão interna e externa, flexão e forças axiais. Este método tem sido utilizado para a avaliação localizada

da resistência de dutos com defeitos de variadas geometrias e submetidos a diferentes tipos de carregamento [10,11,12].

Com base nos resultados das análises, pode-se ter a decisão por realizar reparos imediatos, ou não, na linha estudada. Assim, tem-se um controle sobre a sua resistência estrutural, e conseqüentemente sobre a vida útil do duto em operação.

Diversos autores têm-se empenhado no estudo dos carregamentos aos quais dutos sob pressões internas e externas são submetidos [1,13,14,15,16]. Alguns dispositivos foram criados para minimizar os efeitos e impedir propagação de colapso de linhas de transporte em operação[10,11,17].

No Capítulo 2.0, uma revisão bibliográfica foi realizada identificando as práticas e normas existentes para dutos com defeitos e submetidos à pressão interna. Para pressão externa, que se sobrepõe à pressão interna em lâminas d'água profundas e ultra profundas, ainda não existem normas específicas para dutos com defeitos.

Os testes experimentais de pressão interna e externa realizados são descritos no Capítulo 3.0. Equipamentos de testes específicos foram criados para dutos em pequena escala, representando as condições reais de carregamento dos dutos em operação.

Estudos sobre a correlação numérica e experimental, considerando modelos numéricos reais e simplificados, assim como equações simplificadas são propostas no Capítulo 4.0 e validada para diferentes geometrias de defeitos. Modelos numéricos complexos foram analisados visando um estudo mais profundo sobre dutos submetidos a pressões internas e externas.

Como observado em trabalhos publicados [13,14,15], os mecanismos de propagação de colapso se mostram bastante complexos, envolvendo a combinação de diversos parâmetros geométricos e de material.

A proposta desta tese é estudar, em duas partes distintas, o comportamento estrutural de dutos corroídos sob pressão interna e externa através de testes experimentais e análises numéricas baseadas no método dos elementos finitos. Uma vez calibrados, os modelos numéricos são utilizados em extensos estudos paramétricos para avaliar o efeito deletério de defeitos de corrosão com diferentes geometrias na pressão de ruptura e pressão de colapso de dutos. Fórmulas analíticas e empíricas disponíveis na literatura, para o caso da pressão de ruptura, e desenvolvida no âmbito desse trabalho, para o cálculo da pressão

de colapso, são analisadas com base nos resultados numéricos e experimentais. Suas aplicações permitem uma rápida avaliação do efeito de um dano simples gerado por corrosão na capacidade estrutural de dutos.

## 2.0 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 - CORROSÃO EM METAIS

Duto de aço tem sido utilizado nos sistemas de distribuição de água há mais de cinco séculos [18]. O processo de corrosão em metais consiste na perda de material por ação química ou eletroquímica do meio pelo qual o material está submetido. Além da perda de material, variações químicas ou modificações estruturais podem ser geradas, tornando o material inadequado para uso [5].

Considerando-se como oxidação-redução todas as reações químicas que consistem em receber ou ceder elétrons, pode-se considerar os processos de corrosão como reações de oxidação dos metais, isto é, o metal age como redutor cedendo elétrons que são recebidos por uma substância, o oxidante, existente no meio corrosivo.

O processo de corrosão é espontâneo, consiste na destruição do metal através da sua superfície, e está constantemente transformando o material, afetando sua durabilidade e desempenho, deixando assim de satisfazer o fim a que se destina.

A formação de um composto metálico na superfície do material pode agir como uma barreira, diminuindo assim a velocidade de corrosão.

Grande parte dos metais e ligas possui específicos tipos de corrosão, normalmente intensificada pela presença de condensados e gases dissolvidos, como oxigênio ( $O_2$ ), gás sulfídrico ( $H_2S$ ) e dióxido de carbono ( $CO_2$ ) [5].

A deterioração de materiais não metálicos, como por exemplo, o concreto, borracha e madeira, devida à ação do meio ambiente é considerada também como corrosão: a corrosão do concreto está relacionada à deterioração do cimento por ação do sulfato; a perda de elasticidade da borracha, devido à oxidação por ozônio, pode também ser considerada como corrosão; a madeira exposta à solução de ácidos e sais ácidos perde sua resistência devido à hidrólise da celulose e, admite-se este fato a corrosão da madeira [5].

Os problemas de corrosão são freqüentes e ocorrem nas mais variadas atividades, como por exemplo, nas indústrias químicas, petroquímicas, naval, de construção civil, automobilística, causando grandes perdas econômicas.

## **2.2- AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS SUJEITOS AO PROCESSO DE CORROSÃO**

O projeto de linhas baseados em técnicas de confiabilidade estrutural envolve os seguintes aspectos:

- Identificação dos modos de falha;
- Definição dos estados limites;
- Incertezas nas medidas das variáveis aleatórias;
- Cálculo da probabilidade de falha;
- Determinação dos níveis de confiabilidade;
- Calibração dos fatores de segurança;

Códigos de projeto estrutural normalmente especificam cargas e fatores de segurança apropriados para o projeto, como é o caso das normas ASME B31G [8] e DNV RP F101 [9].

Doglione e Firrao [19] realizaram estudos em falhas de dutos que ocorreram em um período de aproximadamente trinta anos e observaram que alguns casos de acidentes ocorreram por inadequada escolha de material e por erro de operação.

Outro ponto importante que deve ser considerado no projeto estrutural de um duto submarino é o tipo de carregamento no qual o duto está sendo submetido.

Análises de estabilidade hidrodinâmicas de dutos, considerando parâmetros de solo, alturas máximas de onda e períodos de correntes decenárias e centenárias, assim como análises de viabilidade de lançamento para dutos vazios são de fundamental importância para se verificar as condições de instalação de uma determinada linha.

O carregamento global considera efeitos de empuxo, onda, correnteza e também o próprio peso do duto, onde este é considerado como uma viga, com o objetivo de calcular as cargas globais.

Carregamentos locais como efeitos de pressão interna e externa, tração e flexão são aplicadas ao duto modelado, onde as informações desejadas são obtidas através de análises numéricas realizadas pelo software utilizado.

Na indústria *Offshore*, oleodutos e gasodutos podem sofrer corrosão interna, que na maioria dos casos é consequência da presença de água ou de componentes corrosivos no produto que está sendo transportado, e corrosão externa que em geral resulta de falhas na proteção catódica ou de danos no revestimento de proteção.

Heitzer [20] propôs uma abordagem estática limite em estruturas 3-D por meio de um algoritmo interativo direto e verificou que defeitos axiais têm grande efeito no carregamento limite de um duto sobre pressão interna, e tem um pequeno efeito sobre a força axial. Para o caso de defeitos circunferenciais, Heitzer [20] observou o efeito contrário. As análises limite de dutos com defeitos foram desenvolvidas sobre um sistema de multi-carregamentos e os defeitos foram considerados na forma elipsoidal.

Bomba e Choi [21] estabeleceram um critério para interpretação de resultados de inspeções internas de linhas de dutos *Offshore*. Ainda não há regras ou normas definidas para critérios de aceitação de defeitos em linhas de dutos por um determinado método de inspeção interna. Determinados parâmetros foram considerados, como comprimento da falha, profundidade, orientação e números de falhas. Para um defeito simples de corrosão interna e externa, uma redução de 80% da espessura é aceitável.

Loula *et al.* [22] propuseram uma metodologia alternativa para avaliação de interação de defeitos utilizando a tecnologia de redes neurais. Inicialmente, um arquivo de dados e elementos finitos contendo informações sobre interações de em determinado defeito com um determinado tamanho é produzida e utilizada na montagem e validação das fases da concepção de uma rede neural. A partir disto, a tecnologia das redes neurais consegue fornecer respostas apropriadas para novas interações.

A complexidade da geometria dos defeitos causados por corrosão e a intensidade de seus efeitos podem se ampliadas pela associação e ou proximidades entre eles. Dois ou mais defeitos juntos causam interação entre os campos de tensões gerados por cada um deles. A superposição de defeitos é comum em regiões onde se tem corrosão generalizada rasa.

Os defeitos de corrosão são volumétricos, ou seja, possuem três dimensões. No entanto, no desenvolvimento de métodos para a avaliação estrutural de dutos corroídos, a dimensão circunferencial ou longitudinal do defeito pode ser desprezada, em casos particulares de geometria do defeito e do carregamento atuante.

A seguir serão apresentados alguns dos métodos existentes utilizados para avaliar a resistência estrutural de dutos com defeitos submetidos a carregamentos de pressão interna.

### 2.2.1 – MÉTODO AGA-NG18

Como base para o método ASME B31G, Kiefner e Duffy [23] desenvolveram um trabalho no início da década de 70, patrocinado pela *American Gas Association* (AGA), a partir de uma equação estabelecida por Maxey, *et al.* [24] desenvolvida no Laboratório Batelle, baseada em uma relação semi empírica para calcular a resistência remanescente em um defeito ocasionado pela perda de material. A equação denominada NG-18 descrita a seguir, é baseada num modelo do tamanho da zona plástica de Dugdale [25], em um fator de dilatação denominado fator de Folias, relacionado ao aumento da tensão em uma fratura axial num cilindro pressurizado e numa relação entre a área do defeito considerando um plano longitudinal e a área efetiva na seção transversal de um duto.

$$P_f = \frac{\sigma_{flow} \cdot 2t}{D} \left[ \frac{1 - \frac{A}{A_o}}{1 - \frac{A}{A_o} \cdot \frac{1}{M_1}} \right] \quad (2.1)$$

onde:

$$M_1 = \sqrt{1 + \frac{2.51(l/2)^2}{Dt} - \frac{0.54(l/2)^4}{(Dt)^2}} \quad (2.2)$$

Sendo:

$l$  : comprimento longitudinal do defeito;

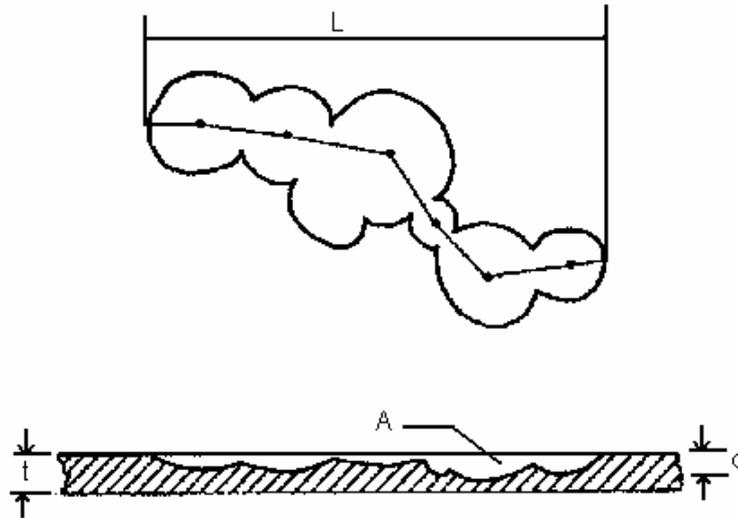
$D$  : diâmetro do duto;

$t$  : espessura do duto;

$\sigma_o$  : tensão de escoamento;

$\sigma_{fluxo}$  : tensão de fluxo, dado por  $\sigma_{fluxo} = \sigma_o + 10 \text{ Ksi}$

De acordo com a equação (2.1), a perda na resistência devido à falta de material na região corroída é proporcional a quantidade de perda de material na direção axial ao longo do duto. Como observado na Figura 2.1, este método assume um perfil longitudinal, onde é determinada a máxima profundidade do defeito.



**Figura 2.1** – Perda de material de acordo com o método AGA-NG18.

A validação da equação foi realizada a partir de mais de 80 testes experimentais com diferentes materiais e diferentes formas de defeitos. Os resultados de previsão de falha obtidos pela equação mostraram serem bastantes conservadores em relação aos experimentos. Isto se justifica pela forma retangular do defeito, considerada para retratar o defeito de corrosão. A partir desta primeira equação, novos estudos surgiram visando aperfeiçoar o método AGA-NG18.

### **2.2.2 - ASME B31G (1991)**

Baseada na equação AGA-NG18, o critério ASME B31G [8] é o mais utilizado para se avaliar a estrutura dos dutos corroídos, submetidos apenas a carregamentos de pressão. O critério se baseia na quantidade de material perdido pelo processo de corrosão e na tensão de escoamento do material do duto. Devido ao excesso de conservadorismo em alguns

casos de defeitos, Kiefner e Vieth [26, 27] realizaram um trabalho de pesquisa, que tinha como objetivo introduzir modificações no critério B31G para torná-lo menos conservador. Assim, surgiram duas novas versões do critério B31G.

A primeira versão também conhecida como área efetiva, utiliza um processo iterativo para determinar a área do material perdido. A segunda versão, conhecida como 085dl, sendo  $d$  a profundidade máxima do defeito e  $l$  seu comprimento. A principal diferença entre estes dois métodos encontra-se na caracterização da forma do defeito. Em ambos os casos, bastam fornecer o comprimento  $l$  e a profundidade do defeito.

Mas como a confiabilidade dos resultados fornecidos pelos dois métodos para defeitos onde  $l^2 > 50Dt$  não foi plenamente demonstrada no trabalho desenvolvido, existe a preocupação de que o uso destes dois métodos na avaliação de defeitos deste tipo possa conduzir a resultados não conservadores.

A Equação 2.3 é fornecida pela norma B31G para o cálculo da pressão de falha para linhas de dutos corroídos.

$$P_f = \frac{2t}{D}(1.1\sigma_{yield}) \left[ \frac{1 - (2/3)(d/t)}{1 - (2/3)(d/t)(M_{T1}^{-1})} \right] \quad (2.3)$$

onde

$$M_{T1} = \sqrt{1 + 0.8 \frac{l^2}{Dt}} \quad (2.4)$$

### 2.2.2.1 - MÉTODO 085dl

Este critério que também é conhecido como critério B31G modificado, surgiu pelo excesso de conservadorismo do critério B31G, apesar dele ser amplamente aceito e muito utilizado [12]. O critério 085dl é dado por:

$$P_f = \frac{2t}{D}(\sigma_{yield} + 10.000) \left[ \frac{1 - 0.85(d/t)}{1 - 0.85(d/t)(M_{T2}^{-1})} \right] \quad (2.5)$$

Para  $l^2/Dt \leq 50$ :

$$M_{T2} = \sqrt{1 + 0.6275 \frac{l^2}{Dt} + 0.003375 \frac{l^4}{D^2 t^2}} \quad (2.6)$$

Para  $l^2/Dt > 50$ :

$$M_{T2} = 0.032 \frac{l^2}{Dt} + 3.3 \quad (2.7)$$

Neste caso, a tensão de escoamento  $\sigma_{flow}$  é dada pela definição menos conservadora de  $\sigma_{yield} + 10$  Ksi. Além disso, este critério utiliza um fator empírico 0.85 preferível ao formato parabólico e também uma expressão com três termos para o fator de Folias.

Estas simplificações resultam em estimativas menos conservadoras e mais confiáveis da pressão de falha do que o critério B31G.

### 2.2.2.2 - MÉTODO ÁREA EFETIVA

Este método assume que [12]:

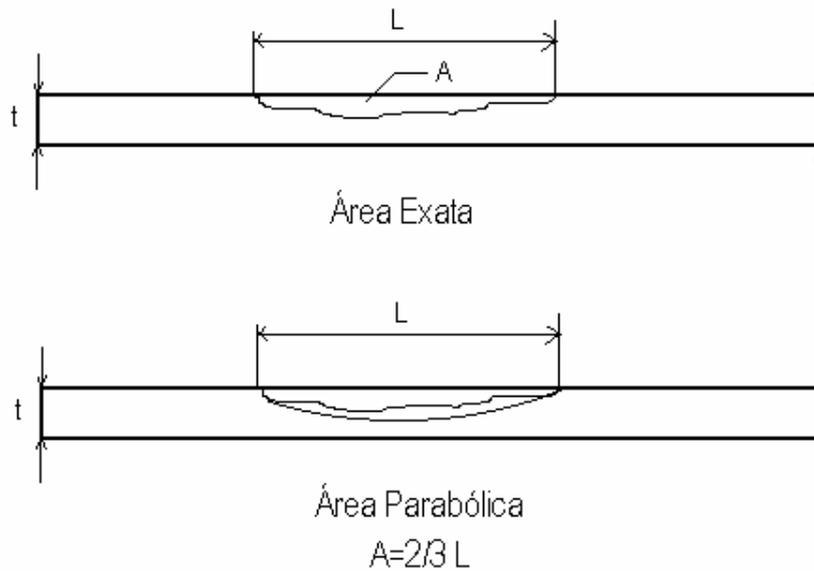
- Intensidade do material perdida devido aos efeitos de corrosão é proporcional a quantidade de perda de material medida axialmente ao longo da linha (Figura 2.2);
- Profundidade máxima de um defeito de corrosão encontra-se em um plano axial ao longo da linha;

Logo, a pressão é dada por:

$$P_f = \frac{2t}{D} \sigma_{flow} \left[ \frac{1 - A/A_0}{1 - (A/A_0)(M_T^{-1})} \right] \quad (2.8)$$

onde  $M_T$  é o fator de Folias para um defeito passante

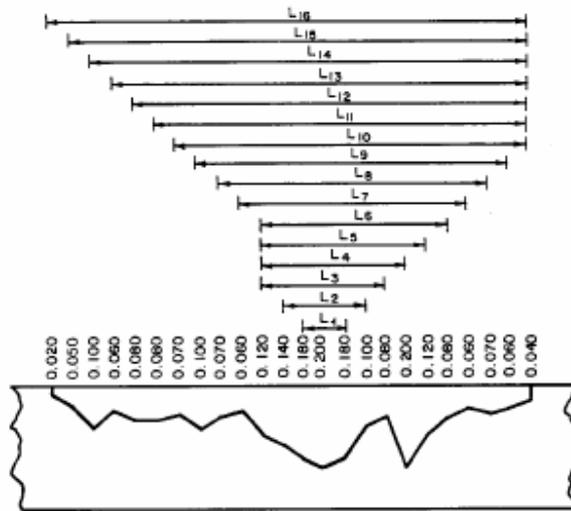
Devido à região do defeito ser irregular, um contorno do defeito é medido e os pontos mais profundos são transladados para um plano axial, para que se possa realizar a análise (Figura 2.2).



**Figura 2.2** - Representação parabólica da região do defeito usado no critério B31G

Comparando os critérios da área efetiva e ASME B31G, este último assume conservadoramente que  $\sigma_{flow} = 1.1\sigma_{yield}$  e assume também que o defeito de corrosão possui um formato parabólico, resultando em expressões como  $A = \frac{2}{3}Ld$  e  $A_0 = Lt$ .

Com o desenvolvimento tecnológico e a utilização de computadores, cálculos mais precisos da área efetiva de defeitos com geometria complexa puderam ser determinados. O software conhecido como RSTRENG foi criado para análise de perfis de deformação detalhados. O programa avalia um defeito através de um diagrama denominado mapa de contorno de profundidade de *pite*, conforme mostrado na Figura 2.3. O perfil axial dos defeitos é obtido a partir da plotagem dos pontos mais profundos, ao longo do trajeto do contorno do mapa.



**Figura 2.3** - Distribuição de profundidades ao longo do defeito.

A pressão de ruptura computada pelo RSTRENG se baseia em 16 possibilidades de geometrias e defeitos e, considera como previsão de falha, o menor valor de pressão.

### 2.2.3 – TEORIA DE CASCA – CRITÉRIO DE KANNINEM

Considerando defeitos axissimétricos de profundidade uniforme, o critério Kanninem [12,28] determina o fator de Folias utilizando a teoria de casca, resultando numa relação mais detalhada que os fatores comentados anteriormente. Considerando que não ocorra tensão axial, o aumento do comprimento circunferencial do defeito é determinante na previsão de falha de dutos, de tal forma que seus resultados são conservadores e em alguns casos inferiores ao critério B31-G.

$$P_f = \frac{\sigma_u 2t}{D} \left[ \frac{1 - (d/t)}{1 - (d/t)(M_5^{-1})} \right] \quad (2.9)$$

onde:

$$M_5 = \{(1 + \eta^4)(\cosh \alpha \cdot \sinh \alpha + \sin \alpha \cdot \cos \alpha) 2 \cdot \eta^{3/2}(\cosh^2 \alpha - \cos^2 \alpha) + 2 \cdot \eta^2(\cosh \alpha \cdot \sinh \alpha + \sin \alpha \cdot \cos \alpha) + 2 \cdot \eta^{5/2}(\cosh^2 \alpha - \cos^2 \alpha)\} \cdot \{\cosh \alpha \cdot \sinh \alpha + \sin \alpha \cdot \cos \alpha + 2 \cdot \eta^{5/2} \cosh \alpha \cdot \cos \alpha + \eta^2(\cos \alpha \cdot \sinh \alpha - \sin \alpha \cdot \cosh \alpha)\}^{-1}$$

$$\alpha = \frac{0,9306l}{\sqrt{D(t-d)}} \quad \text{e} \quad \eta = 1 - \frac{d}{t}$$

#### 2.2.4 – CRITÉRIO DE SIMS

Assim como no caso do critério AGA NG-18 que deu origem ao código ASME B31G, o critério de Sims [12,29] foi elaborado a partir dos resultados de testes experimentais. Os defeitos de formatos circulares deram origem a uma equação empírica, para valores de resistência remanescente em defeitos de corrosão circulares e cavidades em vasos de pressão cilíndricos e esféricos.

Ao contrário do critério ASME B31G, o defeito é considerado com profundidade uniforme. Com isto, admitiu-se que os resultados apresentam um grau maior de conservadorismo, em relação ao critério ASME B31G. Para o critério de Sims, o colapso plástico de um dano deve ser menor que 90% do componente intacto.

A aplicação do critério de Sims se resume a defeitos com cavidades estreitas e cavidades largas, onde a largura circunferencial mínima dos defeitos com cavidades largas é dado por:  $w > 6.d + 0.1D$ .

Cavidades largas:

$$P_f = \left( \frac{\sigma_0}{0.9} \right) \frac{2t}{D} \left[ \frac{1 - (d/t)}{1 - (d/t)(M_5^{-1})} \right] \quad (2.10)$$

$$M_{T1} = \sqrt{1 + 0.8 \left( \frac{D}{t} \right) \left( \frac{l}{D} \right)^2} \quad (2.11)$$

Cavidades estreitas:

$$P_f = \left( \frac{\sigma_0}{0.9} \right) \frac{2t}{D} \left[ \frac{1 - (d/t)}{1 - (d/t)(M_5^{-1})} \right] \quad (2.12)$$

$$M_{T1} = \sqrt{1 + 2.5 \left( \frac{D}{t} \right) \left( \frac{l}{D} \right)^2} \quad (2.13)$$

### 2.2.5 – CRITÉRIO DE RITCHIE E LAST

Também conhecido como critério Shell92, o critério desenvolvido por Ritchie e Last [12] apresenta uma simplificação da geometria do defeito, em comparação com o critério ASME B31G. Os defeitos de corrosão são considerados tendo uma perda uniforme de material.

A consideração da tensão crítica de  $0.9\sigma_u$  aumenta a previsão de falha do duto, fazendo com que seja menos conservadora em relação a outros métodos apresentados anteriormente.

$$P_f = \frac{(0.9\sigma_u)2t}{D} \left[ \frac{1 - (d/t)}{1 - (d/t)(M_5^{-1})} \right] \quad (2.14)$$

$$M_{T1} = \sqrt{1 + 0.8 \frac{l^2}{Dt}} \quad (2.15)$$

### 2.2.6 – CRITÉRIO PCORRC – PRCI/BATELLE

Nos anos 90, a *American Gas Association* (AGA) contratou o laboratório Batelle afim de realizar uma série de estudos sobre defeitos de dutos causados pelo processo de corrosão [12,30]. Como resultado deste estudo, observou-se que materiais dúcteis falham basicamente por colapso plástico. Concluiu-se também que o colapso plástico é regido pela tensão última, e não pela tensão de fluxo como descrito em critérios anteriores. Observou-se também que a falha ocorre por mecanismos diferentes, de acordo com a dureza do material.

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

$$P_f = \frac{\sigma_u 2t}{D} \left[ 1 - \frac{d}{t} \left( 1 - e^{-0.157 \cdot \frac{l}{\sqrt{R \cdot (t-d)}}} \right) \right] \quad (2.16)$$

Os resultados obtidos pelo PCORR foram comparados a testes experimentais realizados pela BG Technology, onde surgiu uma equação que define a pressão de falha em defeitos de corrosão de dutos com durezas consideradas moderadas e altas. A utilização da tensão última reduz o conservadorismo dos resultados, como já comprovado em critérios anteriores.

### **2.2.7 - NORMA DNV RP F101 (2004)**

Primeiramente emitida em 1999 e revisada em 2004, a norma DNV-RP-F101 [9] apresenta recomendações baseadas na experiência de quatro anos de uso, resultantes de uma parceria entre BG Technology e DNV, para dutos corroídos sujeitos a pressão interna e pressão interna combinada com tensões de compressão longitudinal. Estas recomendações foram desenvolvidas através de extensivos testes laboratoriais em escala real e análises numéricas utilizando o método dos elementos finitos, considerando formas de corrosão longitudinal e circunferencial. São considerados defeitos de corrosão internos e externos, interação de defeitos e defeitos de formato complexo.

De acordo com a recomendação, os tipos de defeitos abrangidos e que podem ser avaliados são:

- corrosão interna do material base;
- corrosão externa do material base;
- corrosão em juntas soldadas;
- colônias de defeitos de corrosão que interagem;
- perda de material devido a reparos;

**PRIMEIRA ANÁLISE: Defeito de corrosão longitudinal isolado sujeito à carga de pressão interna**

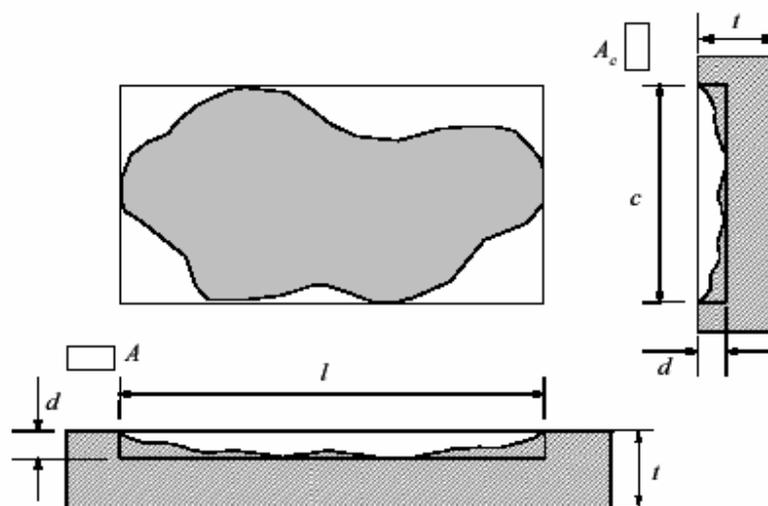
Esta abordagem estuda um defeito isolado, independentemente de outros defeitos (Figura 2.4). Algumas condições têm que ser satisfeitas para que o defeito seja considerado um defeito isolado.

**Primeira condição:** Espaço circunferencial angular entre defeitos adjacentes ( $\Phi$ ):

$$\phi > 360\sqrt{\frac{t}{D}} \quad (2.17)$$

**Segunda condição:** Espaço axial entre defeitos adjacentes ( $s$ ):

$$s > 2.0\sqrt{Dt} \quad (2.18)$$



**Figura 2.4** - Desenho esquemático de defeitos de corrosão.

A pressão máxima de operação em uma linha corroída contendo um defeito de corrosão longitudinal isolado submetida à pressão interna é dada pela Equação 2.19, não sendo válida para defeitos onde o seu comprimento circunferencial seja maior que o longitudinal.

$$P_f = \gamma_m \frac{2t f_u}{(D-t)} \frac{(1 - \gamma_d (d/t)^*)}{\left(1 - \frac{\gamma_d (d/t)^*}{Q}\right)} \quad (2.19)$$

sendo:

$$Q = \sqrt{1 + 0.31(l/\sqrt{Dt})^2} \quad (2.20)$$

$$(d/t)^* = (d/t)_{med} + \varepsilon_d StD[d/t] \quad (2.21)$$

onde:

$t$	: espessura do duto
$D$	: diâmetro externo nominal
$f_u$	: fator de-rating de resistência a tração
$\gamma_m$	: fator de segurança parcial para modelo de corrosão longitudinal
$\gamma_d$	: fator de segurança parcial para profundidade de corrosão
$l$	: comprimento longitudinal máximo da região corroída
$StD[d/t]$	: desvio padrão da medida d/t
$\varepsilon_d$	: fator para a profundidade de corrosão
$(d/t)_{med}$	: medida relativa da profundidade de corrosão

Os fatores  $\gamma_m$ ,  $\gamma_d$  e  $\varepsilon_d$  são fornecidos por tabelas baseados em classes de seguranças, qualidade do material e método de inspeção e precisão na determinação do tamanho do defeito.

Para análise de projeto de dutos, as classes de segurança foram divididas em:

- Alta : áreas com freqüente atividades humanas;
- Normal : aplicada para linhas de óleo e gás;
- Baixa : linhas de injeção de água;

Os valores do fator de segurança parcial  $\gamma_m$  são mostrados na Tabela 2.1. São baseados em medidas de profundidade relativa, obtidas por pig instrumentado onde a profundidade do defeito medido e a precisão são dadas como uma fração da espessura. Os requisitos adicionais do material podem ser satisfeitos ou não, dependendo da qualidade do duto. Na Tabela 2.1 também são mostrados os valores de  $\gamma_m$  para medidas de profundidade absoluta (medidas por ultra-som).

**Tabela 2.1** - Fator de segurança parcial  $\gamma_m$  para medida de profundidade.

<i>Método de Inspeção</i>	<i>Classes de Segurança</i>		
	<i>Baixa</i>	<i>Normal</i>	<i>Alta</i>
Relativa	$\gamma_m = 0.79$	$\gamma_m = 0.74$	$\gamma_m = 0.70$
Absoluta	$\gamma_m = 0.82$	$\gamma_m = 0.77$	$\gamma_m = 0.73$

A precisão da medida do defeito na inspeção é expressa pelo desvio padrão (Tabela 2.2). Os fatores  $\gamma_d$  e  $\varepsilon_d$  são baseados neste desvio padrão (Tabela 2.3). O nível de segurança indica as medidas que ocorrem dentro de uma dada precisão da medida.

**Tabela 2.2** - Fator de segurança parcial  $\gamma_m$  para medida de profundidade absoluta.

<i>Precisão da medida do dano</i>	<i>Nível de Confiança</i>	
	<i>80%</i>	<i>90%</i>
Exato	StD[d/t] = 0.00	StD[d/t] = 0.00
$\pm 0.05$ de t	StD[d/t] = 0.04	StD[d/t] = 0.03
$\pm 0.01$ de t	StD[d/t] = 0.08	StD[d/t] = 0.06
$\pm 0.02$ de t	StD[d/t] = 0.16	StD[d/t] = 0.12

**Tabela 2.2** - Fatores de segurança parcial  $\gamma_d$  e  $\varepsilon_d$ .

$StD[d/t]$	$\varepsilon_d$	<i>Classes de Segurança</i>		
		<i>Baixa</i>	<i>Normal</i>	<i>Alta</i>
Exato 0.00	0.0	$\gamma_d = 1.00$	$\gamma_d = 1.00$	$\gamma_d = 1.00$
0.04	0.0	$\gamma_d = 1.16$	$\gamma_d = 1.16$	$\gamma_d = 1.16$
0.08	1.0	$\gamma_d = 1.20$	$\gamma_d = 1.28$	$\gamma_d = 1.32$
0.16	2.0	$\gamma_d = 1.20$	$\gamma_d = 1.38$	$\gamma_d = 1.58$

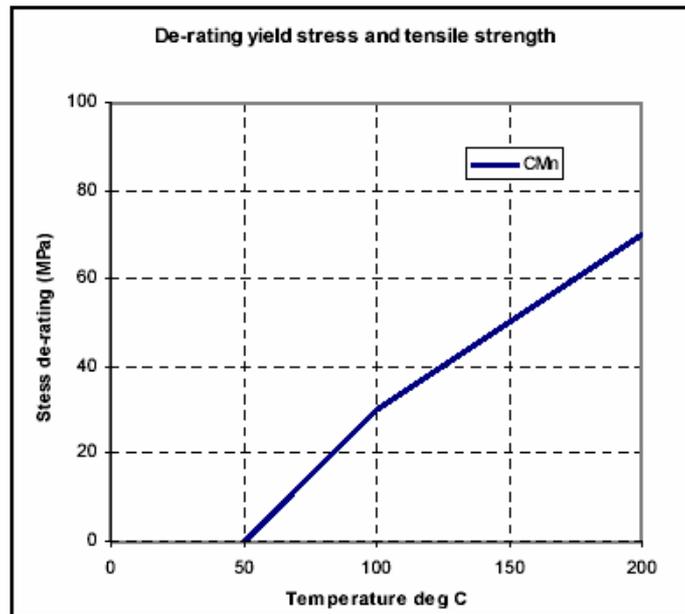
A mínima tensão especificada de tração (SMTS) é usada na equação para a especificação do material à temperatura ambiente. Para temperaturas mais altas, a influencia sobre as propriedades mecânicas do material devem ser consideradas. O fator  $f_u$  é definido por:

$$f_u = SMTS - f_{u,temp}$$

O mesmo ocorre para o caso da mínima tensão especificada de escoamento (SMYS):

$$f_y = SMYS - f_{y,temp}$$

A Figura 2.5 pode ser usada para ambos os fatores.



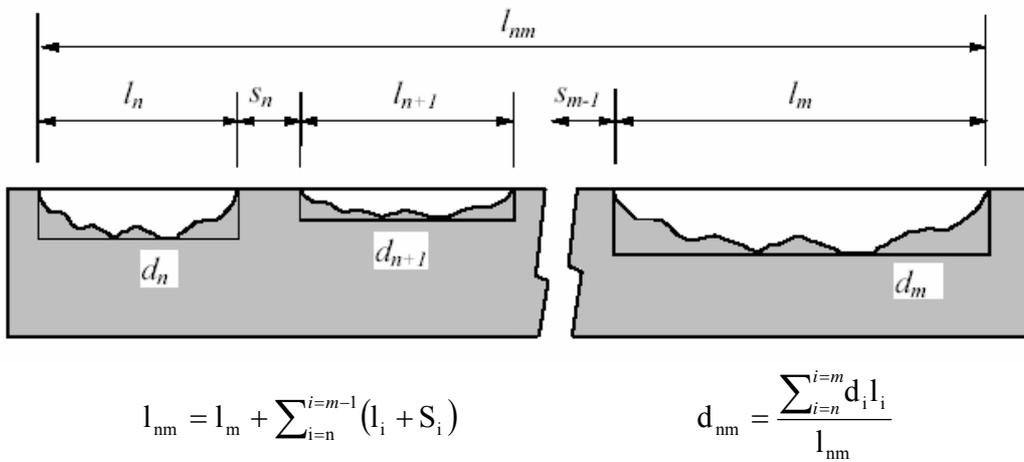
**Figura 2.5** - Fatores  $f_u$  e  $f_y$  em função da temperatura.

### **SEGUNDA ANÁLISE: Avaliação da interação entre defeitos.**

A interação entre defeitos ocorre quando um defeito interage com defeitos vizinhos, tanto na direção axial ou circunferencial. Sendo assim, a pressão de ruptura é menor quando comparada ao caso do defeito isolado. As regras de interação são válidas somente para defeitos sobre carregamento de pressão interna. Algumas informações são necessárias para se realizar esta avaliação:

- Posição angular de cada defeito;
- Espaço axial entre defeitos adjacentes;
- Posição dos defeitos (internos ou externos);
- Comprimento, profundidade e largura de cada defeito;

Neste método, cada defeito e suas combinações são considerados com o objetivo de, utilizando a equação de um defeito de corrosão isolado, determinar a mínima pressão de operação. A profundidade do defeito combinado é a média da profundidade baseada na aproximação retangular da área corroída de cada defeito isolado (Figura 2.6). Orientações são dadas quando a interação entre defeitos deve ser considerada, o que inclui regras de como projetar os defeitos ao longo da linha e como considerar combinações de defeitos internos e externos.



**Figura 2.6** - Interação entre defeitos.

A pressão admissível em uma linha corroída com defeitos que interagem pode ser estimada por:

$$P_f = \gamma_m \frac{2t f_u}{(D-t)} \frac{(1 - \gamma_d (d_{nm}/t)^*)}{1 - \frac{\gamma_d (d_{nm}/t)^*}{Q_{nm}}} \quad n, m = 1 \dots N \quad (2.22)$$

onde:

$$Q_{nm} = \sqrt{1 + 0.31 (l_{nm} / \sqrt{d/t})^2} \quad (2.23)$$

$$(d_{nm}/t)^* = (d_{nm}/t)_{med} + \varepsilon_d StD [d_{nm}/t] \quad (2.24)$$

sendo :

$d_{nm}$  : profundidade média de um defeito combinado a partir de defeitos adjacentes em uma colônia de defeitos que interagem.

$l_{nm}$  : comprimento longitudinal total de um defeito combinado por defeitos adjacentes de  $n$  à  $m$  em uma colônia de defeitos que interagem incluindo o espaço entre eles.

## 3.0 – TESTES EXPERIMENTAIS

Atualmente, existem grandes quantidades de dutos terrestres e submarinos em operação que apresentam problemas visíveis de corrosão por *pite* em suas superfícies externas. A corrosão por *pite* se caracteriza por ser uma das formas de corrosão mais prejudiciais, por ter a capacidade de causar rápida perda de material metálico. Porém, dutos corroídos podem continuar em operação, sob condição de se recalcularem as suas máximas pressões internas e externas. A utilização de um critério confiável para se confirmar a integridade estrutural do duto se faz necessário.

A primeira etapa deste trabalho descreve testes experimentais de dutos submetidos a pressões internas e externas, através de dutos em escala reduzida, cujo objetivo é de calibrar modelos numéricos que serão desenvolvidos. Os testes foram realizados no Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE-UFRJ, onde aparatos foram especialmente desenvolvidos para cada teste, representando as condições de dutos reais em operação.

### 3.1 - PRESSÃO INTERNA

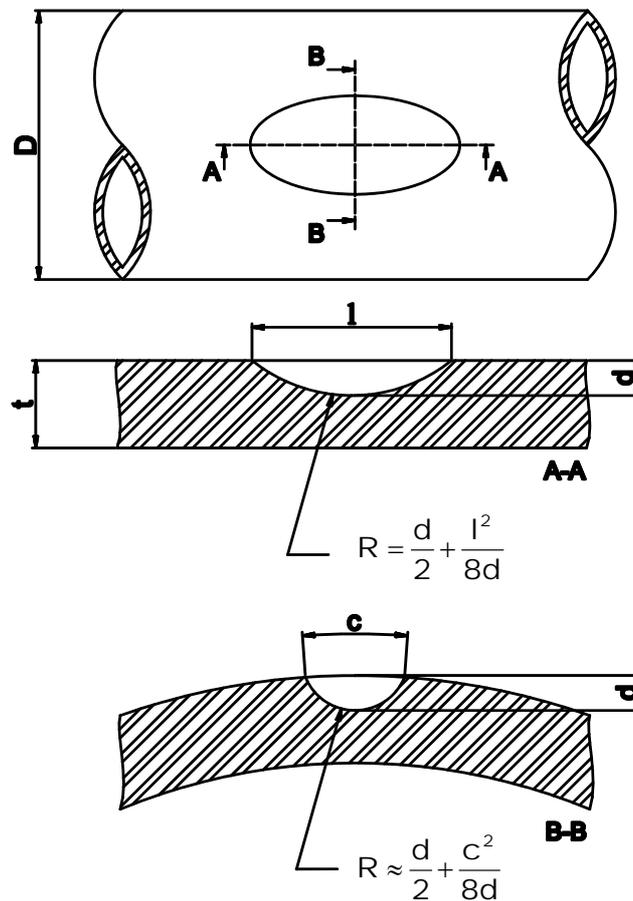
#### 3.1.1 – PREPARAÇÃO DOS MODELOS

Nos testes experimentais de pressão interna, realizados por Loureiro [31] em um primeiro trabalho, foram utilizados sete modelos de dutos em escala reduzida de modo a representar dutos em escala real. Destes modelos, um modelo intacto (T1I) e seis modelos foram fabricados com defeitos de corrosão longitudinal simples (T2D, T3D, T4D, T5D, T6D e T7D). Os testes foram realizados sob cuidadosas condições de controle. Um desenho esquemático das dimensões dos defeitos de corrosão pode ser visto na Figura 3.1.

Todos os modelos foram retirados do mesmo duto de aço carbono AISI 1020, com relação  $D/t = 16$ , de modo a se obter as mesmas propriedades mecânicas em todos os modelos testados.

Os modelos para os testes de pressão interna foram cortados a partir de um tubo de comprimento total igual a cinco metros, que se encontrava disponível para testes em laboratório. O comprimento longitudinal de cada modelo testado foi de 420 mm, de forma a

garantir um comprimento igual a  $L = 10D$ , que foi julgado adequado quando comparado aos métodos analíticos. Isso foi comprovado com os resultados da correlação numérico-experimental, em estudos apresentados à frente.

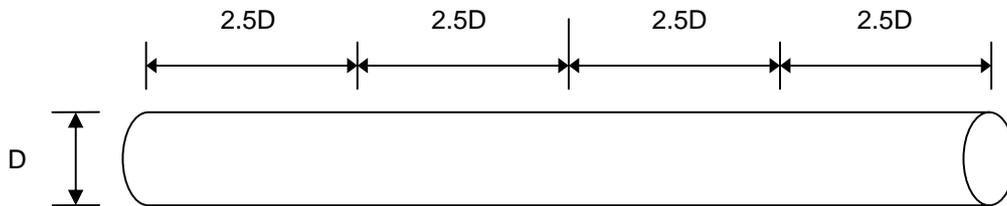


**Figura 3.1** - Desenho esquemático do tubo com as respectivas dimensões.

Antes de serem ensaiados, os modelos tiveram suas superfícies mapeadas. A interpretação dos resultados experimentais e posterior comparação com os resultados numéricos implicam no conhecimento das imperfeições geométricas, onde possui significativa influência nas cargas de ruptura.

Para os testes de pressão interna, os diâmetros ( $D$ ) foram medidos a cada  $15^\circ$ , em cinco seções transversais de cada modelo (Figura 3.2), com o auxílio de um paquímetro. A medida das espessuras foi realizada também a cada  $15^\circ$  nas duas extremidades do modelo,

utilizando um micrômetro. Os principais valores de espessuras encontrados variaram de +5% à +6% do valor nominal.



**Figura 3.2** - Distribuição das seções medidas dos modelos - cinco seções - pressão interna.

Outros parâmetros importantes e que define geometricamente o modelo são a ovalização inicial ( $\Delta_o$ ) e a excentricidade, representadas nas equações (3.1) e (3.2), respectivamente. A ovalização inicial média entre os modelos testados foi de 0.17% e a excentricidade 0.55%.

$$\Delta_o = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{D_{\max} + D_{\min}} \quad (3.1)$$

$$\Xi_o = \frac{t_{\max} - t_{\min}}{t_{\max} + t_{\min}} \quad (3.2)$$

onde:

$D_{\max}$  e  $D_{\min}$ : são os diâmetros externos máximos e mínimos respectivamente;

$t_{\max}$  e  $t_{\min}$  são as espessuras máximas e mínimas respectivamente.

A média dos valores dos diâmetros externos ( $D$ ), a média dos valores das espessuras ( $t$ ) medidas nas extremidades do modelo e os principais parâmetros geométricos dos defeitos obtidos pelos modelos utilizados nos testes de pressão interna são mostrados na Tabela 3.1.

A geração dos defeitos foi realizada através do processo de eletro-erosão, na superfície central do duto. Para isso, foram fabricadas ferramentas personalizadas para cada tipo de defeito, em geometria circular na direção longitudinal e circunferencial, de modo

que fossem obtidas profundidades máximas ( $d$ ) de aproximadamente  $0.6t$ ,  $0.7t$ ,  $0.8t$ , comprimentos longitudinais máximos ( $l$ )  $0.5D$  e  $1.0D$ , e comprimento circunferencial máximo ( $c$ ) igual a  $0.31D$ . A Figura 3.3 mostra o modelo T3D com defeito gerado por eletro-erosão.

**Tabela 3.1** – Parâmetros geométricos dos modelos de teste de pressão interna.

<i>Modelo</i>	<i>D</i> [mm]	<i>t</i> [mm]	<i>d</i> [mm]	<i>l</i> [mm]	<i>c</i> [mm]
T1I	42.06	2.76	-	-	-
T2D	41.94	2.73	1.58	42.00	13.00
T3D	41.92	2.73	1.59	21.00	13.00
T4D	41.95	2.73	1.87	42.00	13.00
T5D	41.95	2.73	1.91	21.00	13.00
T6D	41.95	2.73	2.13	42.00	13.00
T7D	41.95	2.73	2.24	21.00	13.00



**Figura 3.3** – Modelo T3D com defeito induzido.

Para se medir a profundidade dos defeitos, prendeu-se o modelo em um torno mecânico (Figura 3.4) e, utilizando um relógio comparador com precisão de 0.01 mm e deslizando na direção longitudinal do modelo, mede-se à profundidade máxima do defeito (Figura 3.5). O ponto de deslizamento é determinado pela extremidade do defeito, de forma a coincidir com a sua profundidade máxima circunferencial. Desta forma, é garantido que o ponto máximo de profundidade seja coincidente longitudinalmente e circunferencialmente.



**Figura 3.4** – Mapeamento do modelo.

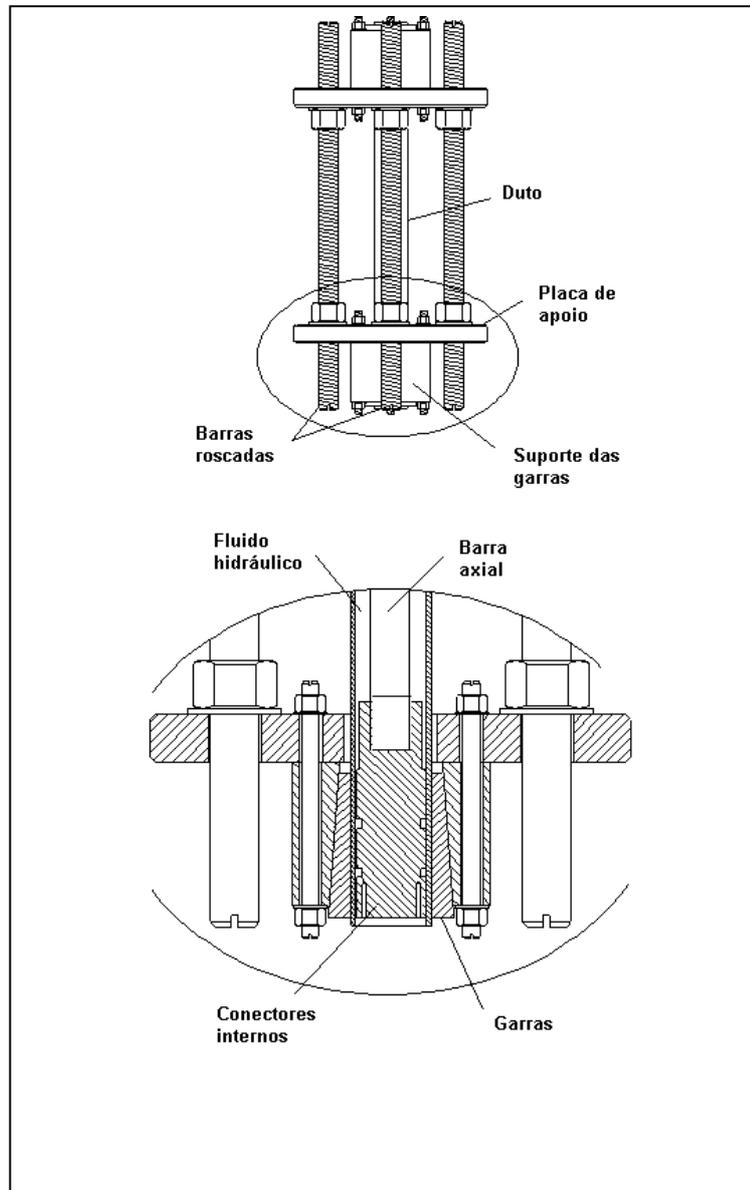


**Figura 3.5** – Relógio comparador:0.01 mm de precisão.

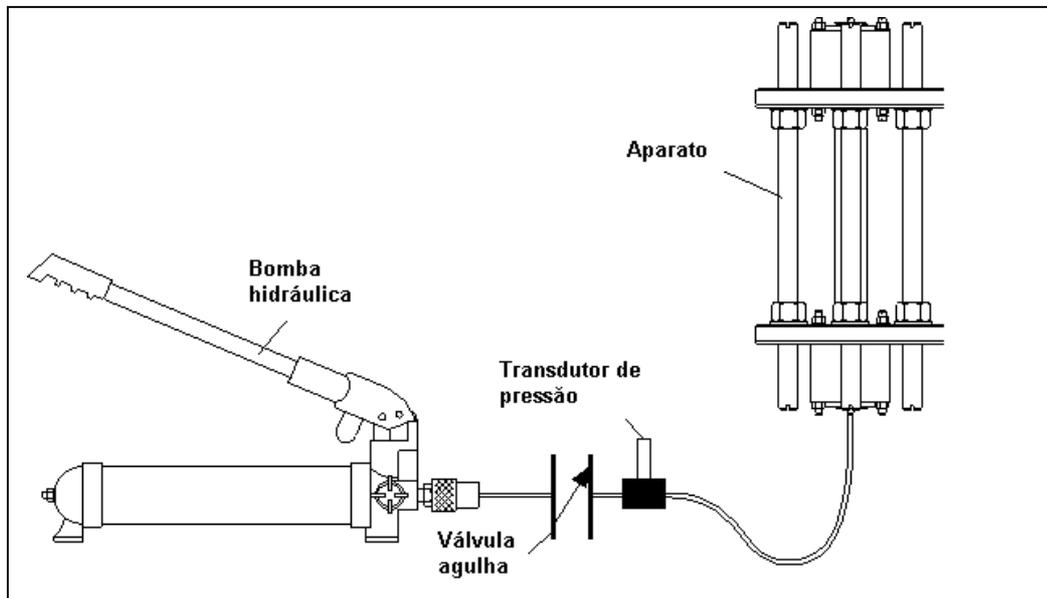
### **3.1.2 – APARATO DE TESTE: PRESSÃO INTERNA**

Os testes experimentais foram realizados em um aparato especialmente desenvolvido para simulação do processo de carregamento de dutos sob pressão interna em escala reduzida. Este aparato consiste de duas placas de apoio interligadas por quatro barras rosqueadas, conforme a Figura 3.6, através do qual prendem dois conectores internos e conectados entre si por uma barra passante interna ao modelo. Os conectores internos possuem dois anéis de vedação para que não haja vazamentos. Uma válvula é acoplada a um dos conectores para ser conectada a mangueira de injeção de fluido. A principal função deste aparato é representar as condições de um modelo de duto infinito, ou seja, que as condições de carregamento que uma determinada região do duto afetada por um defeito de corrosão sejam representadas de uma maneira real (condição de deformação plana).

Depois de montado, o aparato é então introduzido no interior da câmara hiperbárica horizontal, para uma maior segurança do operador. O modelo é pressurizado internamente a uma taxa de aproximadamente 0.45 MPa/min até a ruptura. O teste é realizado através de um sistema de injeção de óleo composto por uma bomba hidráulica de baixa vazão, com uma válvula agulha micrométrica, um calibrador analógico de pressão e um transdutor de pressão elétrico, como pode ser visto na Figura 3.7.



**Figura 3.6** – Forma esquemática do aparato de pressão interna e externa.



**Figura 3.7** – Configuração para teste de pressão interna.

## 3.2- PRESSÃO EXTERNA

### 3.2.1 – PREPARAÇÃO DOS MODELOS

Testes experimentais, analogamente à pressão interna, porém em número maior, foram realizados em onze modelos de dutos em escala reduzida. As mesmas características geométricas são observadas para ambos os casos (Figura 3.1). Destes modelos, dez apresentam defeitos de corrosão longitudinal simples e um modelo intacto. Dentre os modelos com defeitos utilizados nos testes experimentais, todos apresentam o mesmo comprimento de defeito  $l$ , sendo que seis modelos possuem defeitos com as mesmas dimensões geométricas dos modelos utilizados para pressão interna. Os demais quatro modelos apresentam os comprimentos circunferências  $c$  (6.5mm) e profundidades  $d$  diferentes ( $0.2t$ ,  $0.4t$ ), como pode ser visto na Tabela 3.2 .

Os modelos foram obtidos a partir de dois tubos de mesmo material (AISI 1020) e comprimento total igual a sete metros. O primeiro conjunto de modelos T1I a T7D foram

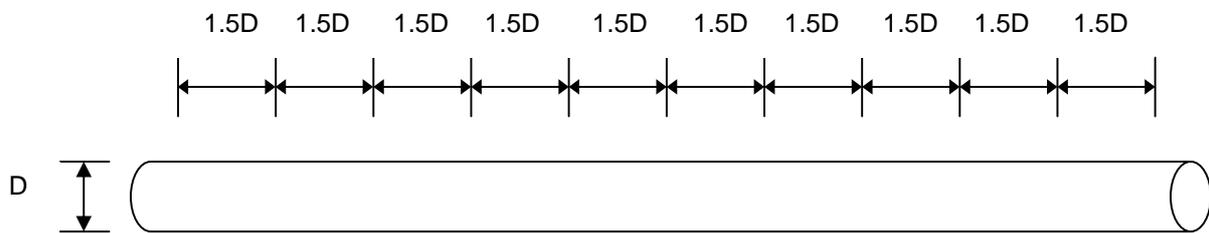
obtidos da primeira vara de duto AISI 1020, assim como o conjunto de modelos T8D a T11D foram obtidos posteriormente a partir da segunda vara de duto. Em ambos os conjuntos, o comprimento total longitudinal de cada modelo testado foi de 750 mm.

Como no caso dos testes de pressão interna, antes de serem ensaiados, os modelos tiveram suas superfícies cuidadosamente mapeadas. A interpretação dos resultados experimentais e posterior comparação com os resultados numéricos também implica no conhecimento das imperfeições geométricas, no qual influenciam significativamente nas cargas de colapso.

**Tabela 3.2** – Parâmetros geométricos dos modelos de teste de pressão externa.

<i>Modelo</i>	<i>D</i> [mm]	<i>t</i> [mm]	$\Delta\theta_{max}$ [%]	<i>d</i> [mm]	<i>l</i> [mm]	<i>c</i> [mm]
T1I	42.11	2.81	0.0700	-	-	-
T8D	42.03	2.77	0.0773	0.55	42.00	6.5
T9D	42.04	2.76	0.0773	0.54	21.00	6.5
T10D	42.05	2.77	0.0654	1.08	42.00	6.5
T11D	42.05	2.77	0.0773	1.09	21.00	6.5
T2D	42.06	2.77	0.0927	1.65	42.00	13.00
T3D	42.08	2.79	0.1605	1.71	21.00	13.00
T4D	42.07	2.73	0.0464	1.91	42.00	13.00
T5D	42.07	2.79	0.0499	1.91	21.00	13.00
T6D	42.03	2.79	0.0381	2.24	42.00	13.00
T7D	42.07	2.78	0.0416	2.14	21.00	13.00

No mapeamento da superfície dos modelos, os diâmetros (*D*) foram medidos a cada 18° ao longo da circunferência, em onze seções transversais de cada modelo (Figura 3.8). As medições foram realizadas com a utilização de um paquímetro. As medidas das espessuras, como no caso anterior, foram obtidas pela medição nas duas extremidades do modelo. As medições foram realizadas a cada 18°, com o auxílio de um micrômetro.



**Figura 3.8** - Distribuição das seções medidas dos modelos - onze seções - pressão externa.

Conforme pode ser observado na Tabela 3.2, os valores médios dos diâmetros medidos variaram entre 0.07% e 0.71% do valor nominal (42 mm), enquanto que os valores das espessuras variaram entre 1.11% e 4.07% do valor nominal (2.7 mm). A ovalização máxima foi em todos os casos foi menor que 0.16% (variando entre 0.04% e 0.061%). A excentricidade apresentou valores variando entre 1.4% e 4.4%.

Especificamente para pressão externa, onde a ovalização e variação de espessura são parâmetros de extrema importância, a escolha da região de indução do defeito torna-se primordial para se obter uma boa correlação numérico experimental. A escolha da região para a indução do defeito foi determinada utilizando dois critérios previamente estabelecidos:

- Determinação da região de maior ovalização: Foi escolhida a região mais ovalizada, a partir da medição dos diâmetros das onze seções distribuídas ao longo do modelo.
- Determinação da região de menor espessura: A partir da região de maior ovalização, escolheu-se a região de menor espessura determinada pelas medidas obtidas das extremidades do modelo.

A partir da determinação da região mais adequada, são induzidos os defeitos de eletroerosão. Utilizaram-se as mesmas ferramentas dos modelos de pressão interna para a determinação dos defeitos do primeiro conjunto de modelos de pressão externa. Para o segundo conjunto, foram fabricadas novas ferramentas com as mesmas características das anteriores, porém com profundidades máximas ( $d$ ) de aproximadamente  $0.2t$  e  $0.4t$ ,

comprimentos longitudinais máximos ( $l$ )  $0.5D$  e  $1.0D$ , e comprimento circunferencial máximo ( $c$ ) igual a  $0.155D$ .

Para a determinação do valor da profundidade do defeito, utilizou-se da mesma técnica empregada no estudo de pressão interna, prendendo o modelo com defeito induzindo em um torno, e realizando as medições longitudinais e circunferenciais com o auxílio de um relógio comparador (Figuras 3.4 e 3.5).

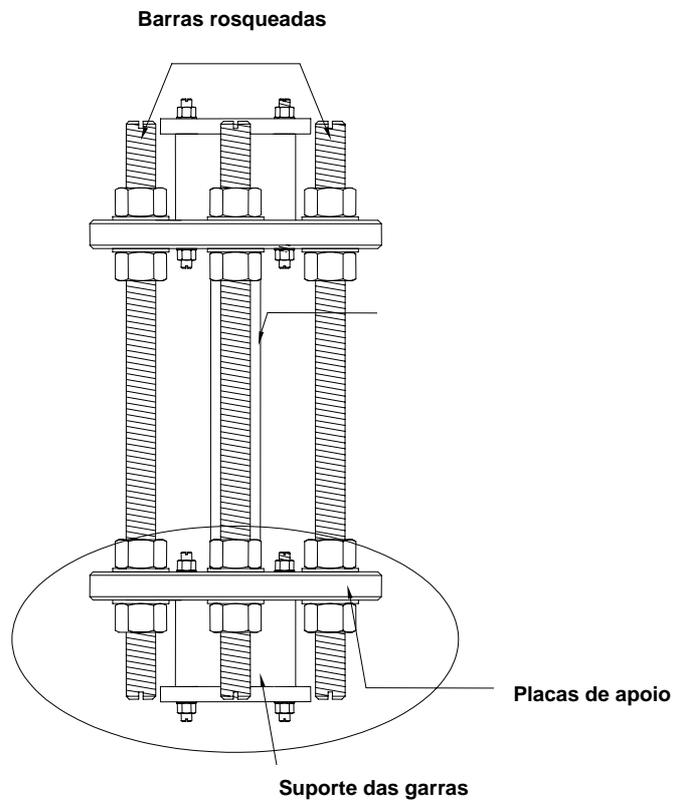
### 3.2.2 – APARATO DE TESTE: PRESSÃO EXTERNA

Conforme pode ser visto nas Figuras 3.9, 3.10 e 3.11, o aparato utilizado para pressão externa se difere em alguns pontos do aparato utilizado para pressão interna. Neste caso, o duto é vedado também por dois conectores internos, em contato com as placas de apoio que estão conectadas através de quatro barras rosqueadas, fazendo com que nenhuma tensão seja transferida para o modelo e, conseqüentemente, não ocorra influência da pressão hidrostática. A função mais importante das barras rosqueadas é de não permitir o deslocamento dos conectores no sentido axial, mantendo-os na mesma posição durante todo o teste e representando as condições mais próximas da realidade de um duto em operação.

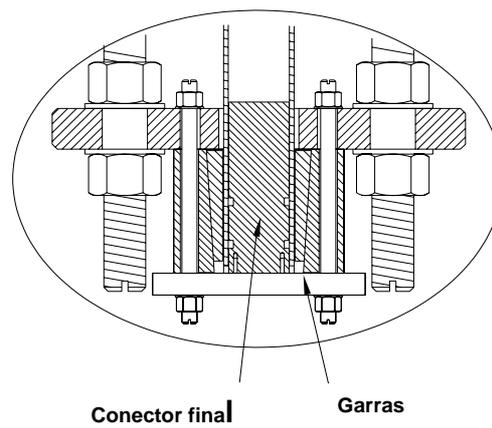
Após ser montado, o aparato é colocado dentro da câmara hiperbárica horizontal utilizada para testes. O equipamento localizado no Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE-UFRJ, com cinco metros de comprimento e capacidade de 10 Ksi é fechado, enchido com água e pressurizado a uma taxa de aproximadamente 0.33 MPa/min até o colapso. Durante o teste, o sinal proveniente de um transdutor de pressão é monitorado via um sistema de operação de aquisição de dados em ambiente LABVIEW.



**Figura 3.9** – Modelo T6D montado e pronto pra teste.



**Figura 3.10** - Vista esquemática do aparato de pressão externa.



**Figura 3.11** - Detalhe da região da extremidade do aparato.

### 3.3 – RESULTADOS EXPERIMENTAIS

#### 3.3.1 – PRESSÃO INTERNA

As pressões máximas obtidas em cada teste são dadas na Tabela 3.3. No modelo intacto (T1I), a correlação é igual a um, pois a pressão de ruptura ( $P_r$ ) é a própria pressão de ruptura do duto intacto ( $P_{ri}$ ). As Figuras 3.12 e 3.13 mostram o rasgo desenvolvido na região da ruptura para o modelo intacto e o perfil da região do defeito para o modelo T4D em seguida ao teste.

**Tabela 3.3** - Resultados experimentais de pressão interna.

<i>Modelo</i>	$\frac{P_r}{P_{ri}}$ [MPa]
T1I	1.000
T2D	0.646
T3D	0.779
T4D	0.566
T5D	0.720
T6D	0.467
T7D	0.603

Onde:

- $P_{ri}$  é a pressão de ruptura do duto intacto obtida experimentalmente;
- $P_r$  é a pressão de ruptura dos modelos com defeitos obtida experimentalmente;

A influência na redução de espessura na pressão de ruptura de dutos é bem clara, como pode ser visto nos resultados na Tabela 3.3. Para um defeito com  $l=1D$ , quando aumentamos a profundidade de  $0.58t$  para  $0.78t$ , a razão entre as pressões de ruptura dos modelos com defeitos e do modelo intacto ( $P_r/P_{ri}$ ) varia de 0.65 para 0.47, o que corresponde a uma redução de 18%. Para  $l=0.5D$ , analogamente ao caso anterior, considerando os modelos T3D e T7D, a redução é também de 18%.



**Figura 3.12** – Modelo intactoT1I após teste de pressão interna.



**Figura 3.13** – Modelo com defeito T4D em seguida ao teste.

Uma avaliação experimental da resistência limite de dutos com defeitos axissimétricos, intermediários e localizados foi descrita no Anexo B, onde posteriormente serão comparados aos resultados experimentais para defeitos simples descritos neste trabalho.

### 3.3.2 – PRESSÃO EXTERNA

Os resultados obtidos de pressão de colapso com os respectivos modos de colapso observados são indicados na Tabela 3.4. Os resultados experimentais serviram como diretrizes para calibrar um modelo numérico.

**Tabela 3.4** – Resultados experimentais obtidos a partir do teste de pressão externa.

<i>Modelo</i>	$\frac{P_{cor}}{P_{co}}$	<i>Modos de colapso</i>
T1I	1.000	<i>F</i>
T8D	0.978	<i>F</i>
T9D	0.966	<i>F</i>
T10D	0.872	<i>U</i>
T11D	0.939	<i>U</i>
T2D	0.664	<i>U</i>
T3D	0.763	<i>U</i>
T4D	0.612	<i>U</i>
T5D	0.767	<i>U</i>
T6D	0.599	<i>U</i>
T7D	0.762	<i>U</i>

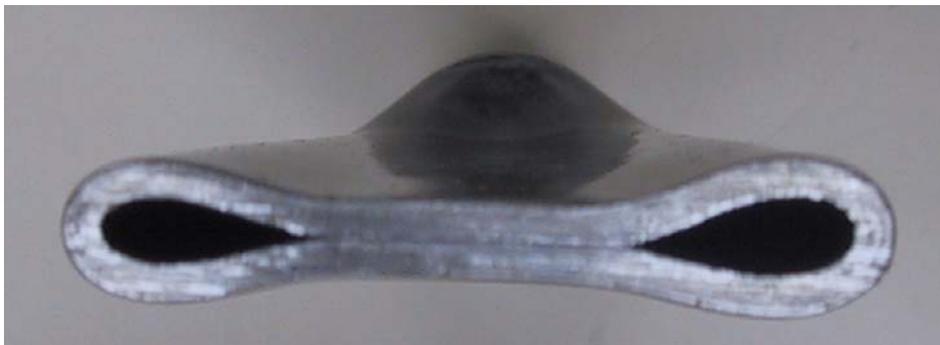
Onde:

- $P_{cor}$  : Pressão de colapso do duto;
- $P_{CO}$  : Pressão de colapso do duto intacto.

Na Figura 3.14, observa-se o modelo intacto TII após o colapso. Dois diferentes modos de colapso podem ser observados para os modelos testados: o usual modo duplo-simétrico (aqui referenciado de modo *Flat*) para dutos intactos e dutos com defeitos rasos (Figura 3.15), e o modo com formato de U (referenciado como modo *U*) com apenas um plano de simetria para a seção colapsada, como pode ser visto na Figura 3.16. Esse segundo modo de colapso foi claramente induzido devido à presença do defeito na região de maior ovalização e menor diâmetro. Conforme será visto posteriormente no estudo paramétrico, diferentes outros modos de colapso são observados e dependem das dimensões dos defeitos e de sua respectiva posição em relação a região ovalizada.



(a)

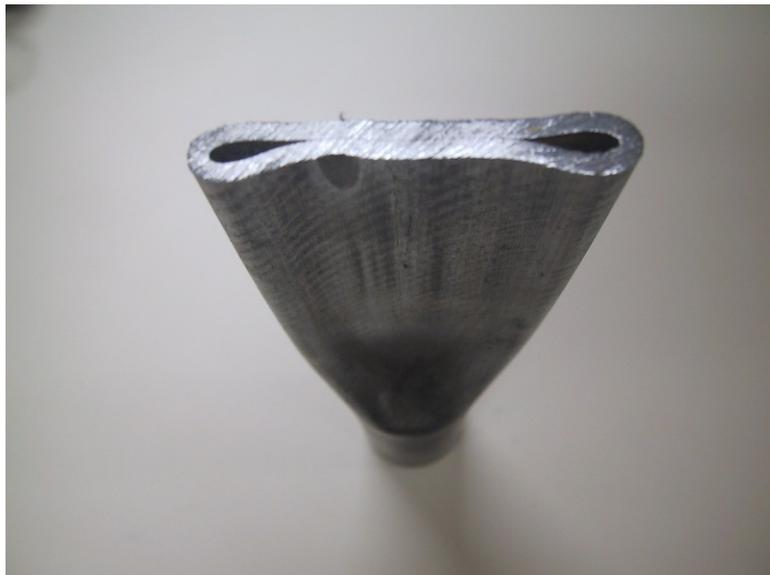


(b)

**Figura 3.14** - Modelo do duto intacto TII após colapso (a) e (b) – Modo *Flat*.



(a)



(b)

**Figura 3.15** - Modelo do duto com defeito T8D – defeito raso - (a) e (b) – Modo *Flat*.



(a)



(b)

**Figura 3.16** - Modelo do duto com defeito T5D (a) e (b) – Modo *U*.

### 3.4 - TESTES DE TRAÇÃO

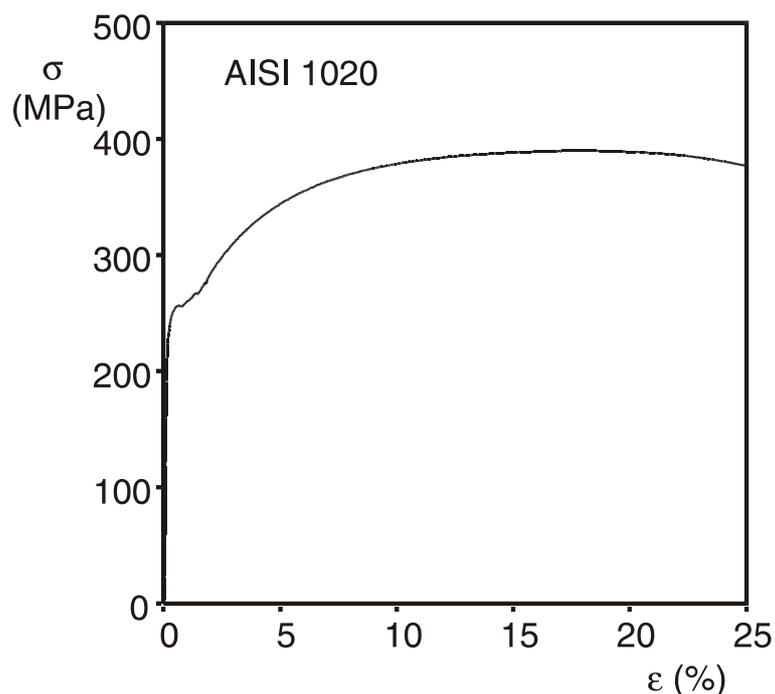
As propriedades do material foram determinadas através de ensaios de tração realizados em corpos de prova retirados na direção longitudinal da vara do duto usado na confecção dos modelos, com o objetivo de se determinar a curva tensão-deformação do material e seu comportamento plástico. Os corpos de prova foram ensaiados com 150 mm de comprimento e 12 mm circunferencial.

Para obter uma melhor definição dos resultados, os modelos testados foram instrumentados com extensômetros elétricos (*strain gages*) uniaxiais, de modo a se monitorar as deformações durante o experimento (Figura 3.17).



**Figura 3.17** – Corpo de prova de tração instrumentado e pronto para a realização do ensaio de tração.

A curva utilizada para as análises de pressão interna foi levantada a partir de dois corpos de prova, obtidos em testes anteriores [31], Figura 3.18.



**Figura 3.18** - Curva de engenharia tensão-deformação ( $P_o$ ) do aço AISI 1020

As tensões de escoamento ( $\sigma_o$ ), de ruptura ( $\sigma_r$ ) e o módulo de elasticidade ( $E$ ), foram determinados a partir da curva tensão-deformação obtidos pela média das curvas dos corpos de prova ensaiados. Os parâmetros determinados a partir da curva de material utilizada para pressão interna são mostrados na Tabela 3.5.

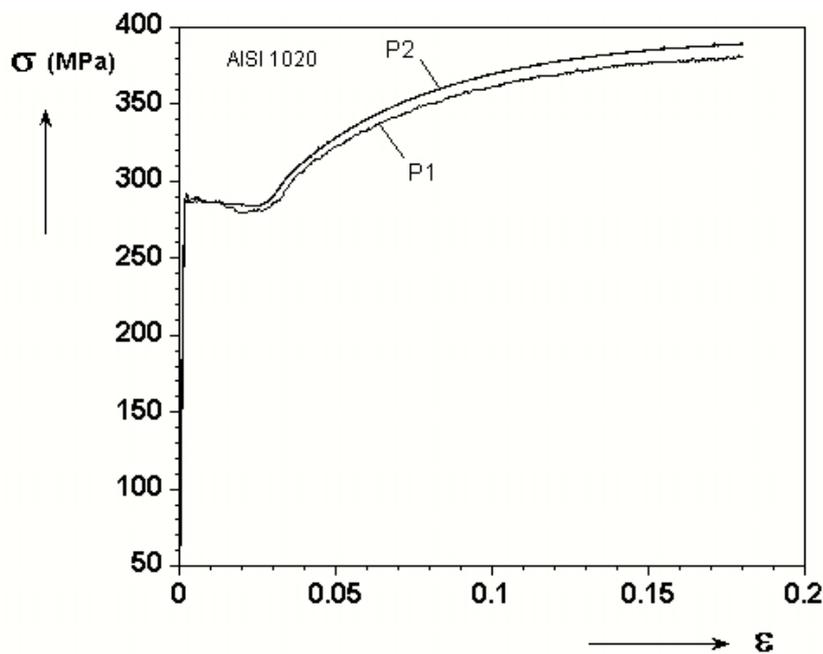
**Tabela 3.5** - Parâmetros de materiais do aço AISI 1020 – pressão interna

<i>Curva</i>	$E$ [GPa]	$\sigma_o$ [MPa]	$\sigma_p$ [MPa]	$\sigma_r$ [MPa]	$\nu$
$P_o$	209	264	183	392	0.3

As curvas tensão-deformação utilizadas nas análises de pressão externa ( $P1$  e  $P2$ ) foram determinadas a partir dos testes de tração de duas varas de dutos AISI-1020, de onde foram extraídos os modelos de mesmas dimensões dos testes de pressão interna. Porém,

para pressão externa foram realizados testes em três corpos de prova para o levantamento das curvas.

Para primeiro conjunto de modelos, a curva de material P1 foi levantada a partir da média das três curvas obtidos do ensaio dos três corpos de prova da primeira vara de tubo. O mesmo ocorreu para o segundo conjunto de modelos (curva P2). As curvas sobrepostas podem ser vistas na Figura 3.19.



**Figura 3.19** - Curvas de aço AISI 1020 P1 e P2

Os resultados dos parâmetros de material obtidos a partir das curvas de material P1 e P2 a serem utilizados nas análises podem ser visto na Tabela 3.6.

**Tabela 3.6** – Parâmetros de materiais do aço AISI 1020 – pressão externa.

Curvas	$E$ [GPa]	$\sigma_o$ [MPa]	$\sigma_p$ [MPa]	$\sigma_r$ [MPa]	$\nu$
P1	216	287	243	381	0.3
P2	211	291	250	389	0.3

## 4.0 – ANÁLISES NUMÉRICAS

O foco do estudo do modelo numérico, o qual foi baseado no método dos elementos finitos, foi simular um duto corroído com e sem danos na sua superfície externa, submetidas a pressões internas e externas.

Os dutos foram modelados com espessura uniforme e não uniforme, e comprimento longitudinal igual a dez vezes o seu diâmetro externo.

Na análise numérica pelo método dos elementos finitos, foi adotado um modelo tridimensional com representação de um quarto da geometria do duto, isto é, foram adotadas condições de simetria com o objetivo de diminuir o esforço computacional da solução. A deformação das seções transversais dos dutos é assumida sendo simétrica em relação ao plano 1-2. Além disso, o plano 2-3, localizado no centro da posição axial do duto e do defeito, também é assumido sendo um plano de simetria.

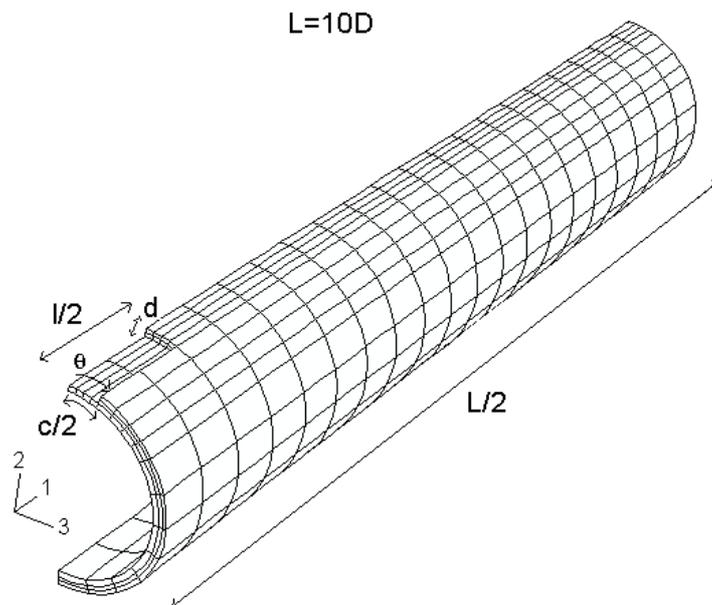
A malha de elementos finitos foi gerada a partir de um elemento sólido tridimensional C3D27 (elemento quadrático) com vinte e sete nós. O comportamento do material ocorre segundo a teoria lagrangiana, onde o elemento deforma com o material. O número de pontos de integração por elemento é igual a 27. As malhas bidimensionais e tridimensionais dos modelos intactos e com defeitos simplificados (retangulares) foram geradas com a utilização de um programa em código FORTRAN. Os graus de liberdades ativos foram os três componentes de translação em cada nó ( $U_x$ ,  $U_y$ ,  $U_z$ ). Os materiais foram assumidos elasto-plásticos, com encruamento isotrópico – teoria de plasticidade J2-type [32].

### 4.1 – PRESSÃO INTERNA

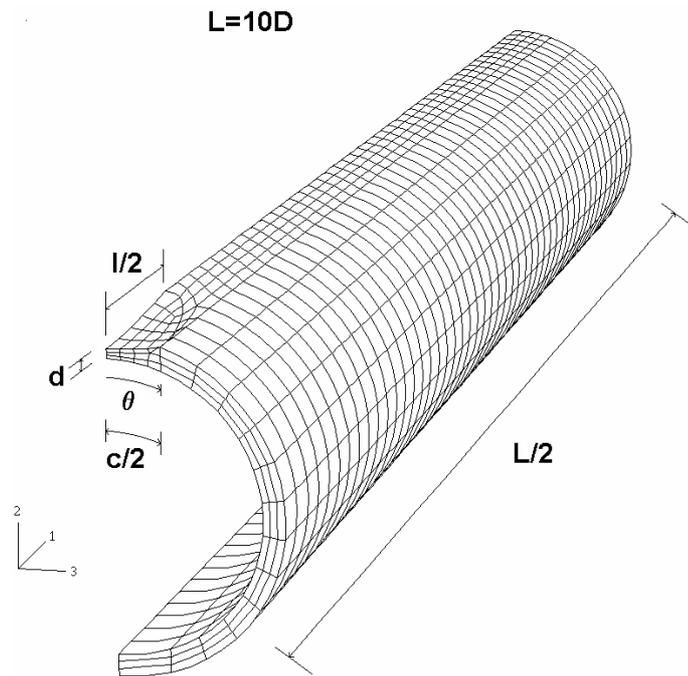
No estudo desenvolvido por Loureiro [31], foram realizadas análises considerando o defeito na forma retangular (espessura uniforme), pela sua simplicidade. Também foi realizado um estudo de sensibilidade para que se definisse a malha que fornecesse uma boa solução no menor tempo possível de análise. A malha de elementos finitos que foi gerada e considerada satisfatória é representada na Figura 4.1, onde foram considerados como setores de comprimento longitudinal ( $l$ ) e circunferencial ( $c$ ), com espessura constante ( $d/t$ ). Foram utilizadas nas análises as geometrias reais ( $D$ ,  $t$ ,  $l$ ,  $c$ ,  $d$ ) conforme visto na Figura 4.1,

e os parâmetros dos dutos testados (módulo de elasticidade, tensão de escoamento e coeficiente de Poisson).

Em complemento ao trabalho anterior, foram realizadas análises considerando a geometria do defeito real (espessura não uniforme). A malha de elementos foi gerada a pelo software ABAQUS CAE, que faz parte do pacote do programa computacional ABAQUS, representando fielmente as mesmas geometrias do defeito (Figura 4.2). A montagem da malha foi gerada pelo próprio programa, através do modelo sólido tridimensional C3D27 (elemento quadrático).



**Figura 4.1** - Malha de elementos finitos com defeito retangular (simplificado).



**Figura 4.2** - Malha de elementos finitos com defeito real.

#### 4.1.1 - CORRELAÇÃO NUMÉRICO EXPERIMENTAL

Os resultados dos testes experimentais e das análises numéricas dos dutos com defeito simplificado e real podem ser vistos na Tabela 4.1, onde:

- $P_{ri}$  é a pressão de ruptura do duto intacto obtida experimentalmente;
- $P_r$  é a pressão de ruptura dos modelos com defeitos obtida experimentalmente;
- $\hat{P}_r$  é a pressão obtida das análises numéricas dos modelos com defeitos retangulares;
- $\hat{P}_{r\text{real}}$  é a pressão de ruptura dos modelos com defeitos reais;

Como se podem observar, as pressões de rupturas calculadas numericamente para os dutos com defeitos simplificados foram menores que as obtidas dos testes experimentais. Já

os modelos com defeito real apresentaram maiores pressões de ruptura, porém com uma aproximação melhor.

**Tabela 4.1** - Comparação entre resultados dos testes experimentais e análises numéricas.

<i>Modelo</i>	$\frac{P_r}{P_{ri}}$	$\frac{\hat{P}_r}{P_{ri}}$	$\frac{\hat{P}_{r \text{ real}}}{P_{ri}}$
T1I	1.000	1.022	1.004
T2D	0.646	0.565	0.679
T3D	0.779	0.674	0.820
T4D	0.566	0.451	0.603
T5D	0.720	0.584	0.813
T6D	0.467	0.355	0.534
T7D	0.603	0.408	0.710

#### 4.1.2 - ESTUDO PARAMÉTRICO

##### 4.1.2.1 – PRIMEIRA ABORDAGEM – PARÂMETROS GEOMÉTRICOS

Um modelo numérico foi utilizado por Loureiro [31] para se desenvolver um estudo paramétrico sobre a influência dos parâmetros geométricos dos dutos e dos danos na pressão de ruptura em linhas de dutos de aço grau API, amplamente utilizados. Na Tabela 4.2 podem-se observar as variações dos parâmetros geométricos utilizados nas análises.

**Tabela 4.2** – Parâmetros geométricos do estudo paramétrico.

Material	X-52; X-65; X77
$D$ (mm)	406.4
$t$ (mm)	12.7
$d/t$	0.1; 0.2; 0.4; 0.6; 0.8
$l/D$	0.5; 1.0; 1.5; 2.0; 2.5
$c/D$	0.0785; 0.1047; 0.1571

As curvas tensão-deformação utilizadas podem ser aproximadas no regime plástico pela equação de Tvergaard:

$$\varepsilon = \frac{\sigma_p}{E} \left[ \frac{1}{n} \left( \frac{\sigma}{\sigma_p} \right)^n - \frac{1}{n} + 1 \right] \quad \text{para } \sigma \geq \sigma_p \quad (4.1)$$

onde:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad \text{para } \sigma < \sigma_p$$

$\varepsilon$  = deformação;

$\sigma$  = tensão;

$\sigma_p$  = tensão de proporcionalidade;

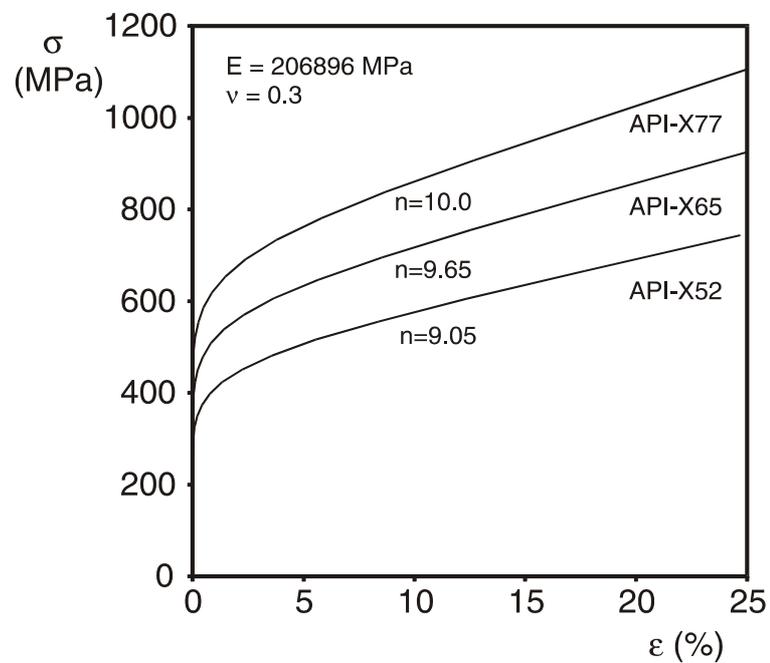
$n$  = parâmetro de encruamento.

Os parâmetros dos materiais e suas respectivas curvas são mostrados na Tabela 4.3 e Figura 4.3.

**Tabela 4.3** – Parâmetros das curvas.

Material	$\sigma_p$ [MPa]	$\sigma$ [MPa]	$n$
X-52	246	359	9.05
X-65	325	448	9.65
X-77	401	531	10.0

Os parâmetros da Tabela 4.3 foram adotados como referência e serviram como base para as análises comparativas. Nas análises, alguns parâmetros geométricos mantiveram-se constantes, enquanto que outros foram alterados. O objetivo da combinação dos parâmetros geométricos foi verificar a influência na pressão de ruptura em função de parâmetros do material. Como será mostrado a seguir, quando as pressões de ruptura são adimensionalizadas pelas pressões de ruptura dos dutos intactos, o resultado para os três materiais se aglutina, e o que se pode ver é apenas uma curva que caracteriza os três materiais.

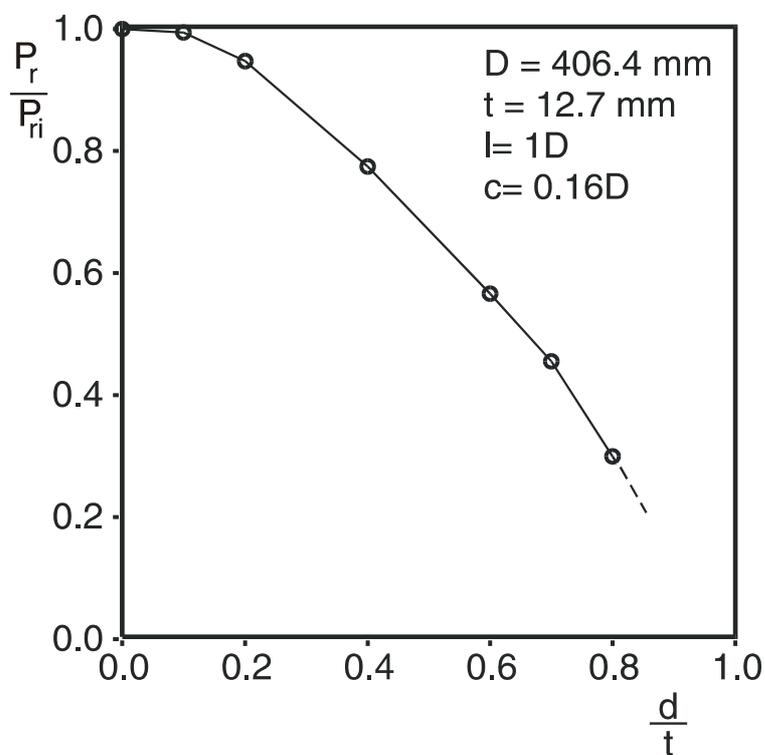


**Figura 4.3** – Curvas tensão-deformação obtidas pela aproximação da equação de Tvergaard.

- **PRIMEIRA ANÁLISE:**  $l/D$  e  $c/D$  constantes, variando  $d/t$  (Tabela 4.4 e Figura 4.4)

**Tabela 4.4** – Parâmetros geométricos.

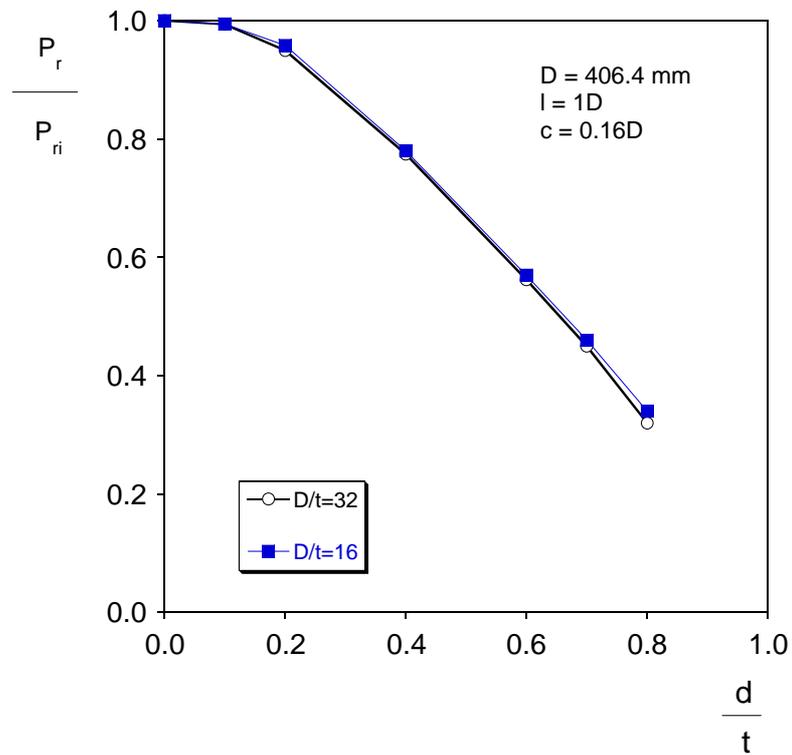
$d/t$	0.1; 0.2; 0.4; 0.6; 0.8
$l/D$	1.0
$c/D$	0.1571



**Figura 4.4** – Pressão de ruptura versus profundidade do defeito.

Neste caso, nota-se que a profundidade do defeito possui o efeito mais prejudicial na pressão de ruptura, porém variado e dependente da relação  $d/t$ . Para  $d/t < 0.2$  a perda da capacidade de ruptura é bem pequena, da ordem de 5%.

Complementando o estudo da profundidade do defeito, foram realizadas análises utilizando os mesmos parâmetros  $l/D$ ,  $c/D$  e  $d/t$ , para  $D/t=16$ . A comparação das curvas na Figura 4.5 indica que praticamente não houve alteração das relações de pressão de ruptura.

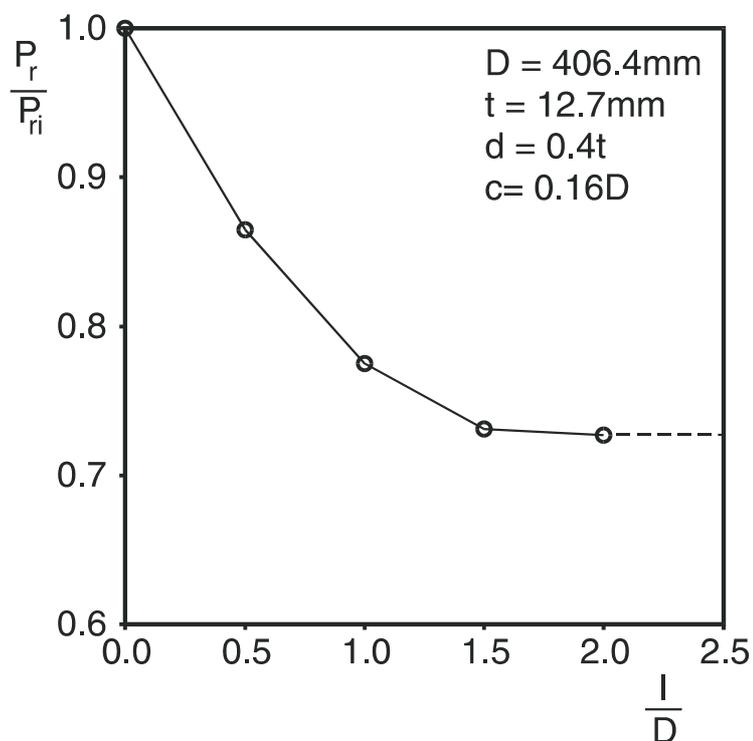


**Figura 4.5** – Pressão de ruptura versus profundidade do defeito.

- **SEGUNDA ANÁLISE:**  $d/t$  e  $c/D$  constante, variando  $l/D$  (Tabela 4.5 e Figura 4.6)

**Tabela 4.5** – Parâmetros geométricos.

$d/t$	0.4
$l/D$	0.5; 1.0; 1.5; 2.0
$c/D$	0.1571



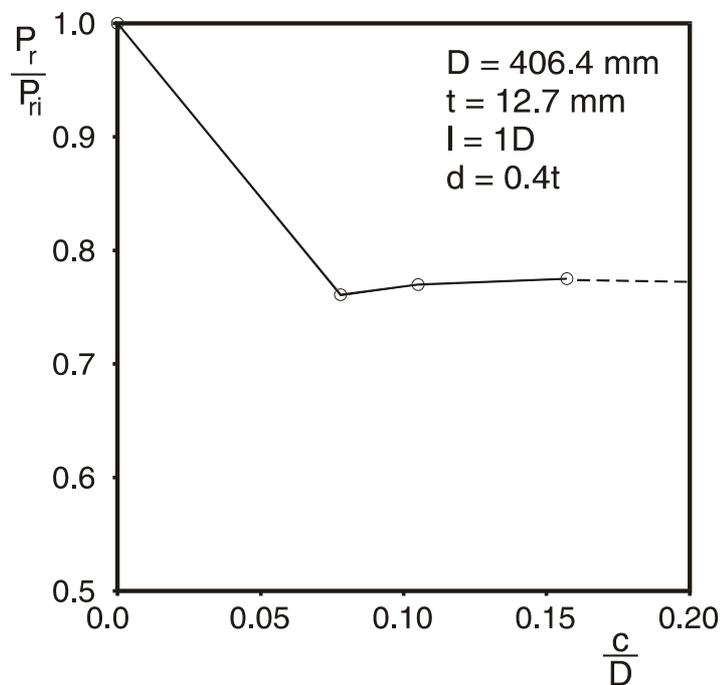
**Figura 4.6** – Pressão de ruptura versus comprimento longitudinal do defeito.

Verifica-se que a variação se torna menor quando o comprimento longitudinal aumenta. Observa-se que para  $l/D=0.5$  a capacidade de ruptura diminui em cerca de 13%, enquanto que quando  $l/D=1.5$  e  $2.0$  a variação é mínima.

- **TERCEIRA ANÁLISE:**  $d/t$  e  $l/D$  constante, variando  $c/D$  (Tabela 4.6 e Figura 4.7)

**Tabela 4.6** – Parâmetros geométricos.

$d/t$	0.4
$l/D$	1.0
$c/D$	0.0785; 0.1047; 0.1571



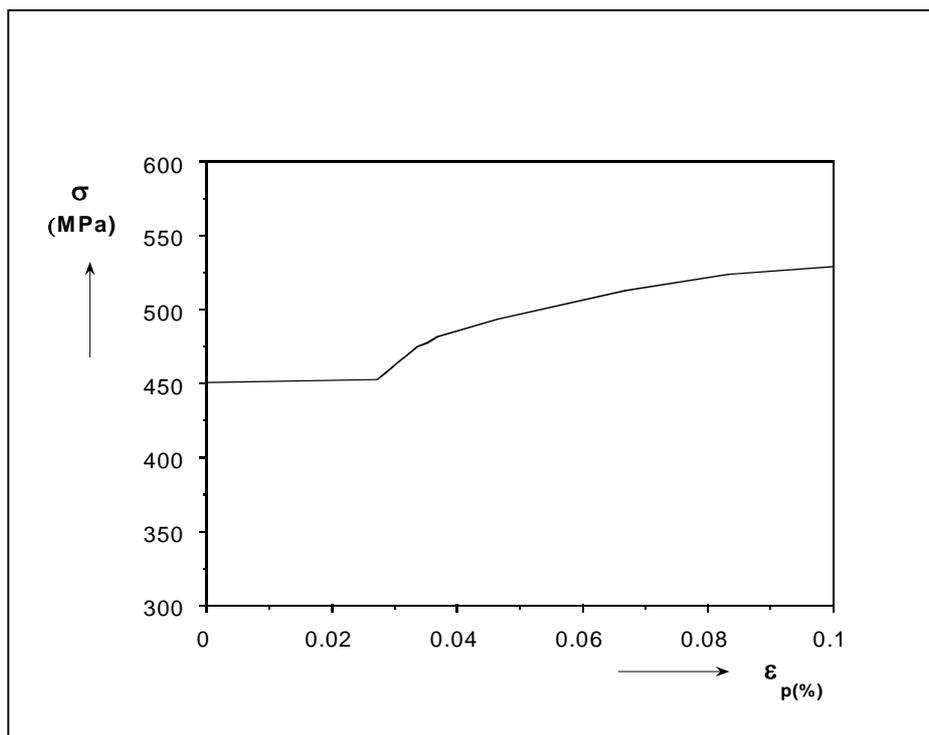
**Figura 4.7** – Pressão de ruptura versus comprimento circunferencial do defeito.

Os resultados mostram neste caso que ocorre uma pequena variação na pressão de ruptura para defeitos com  $c/D > 0.0785$ .

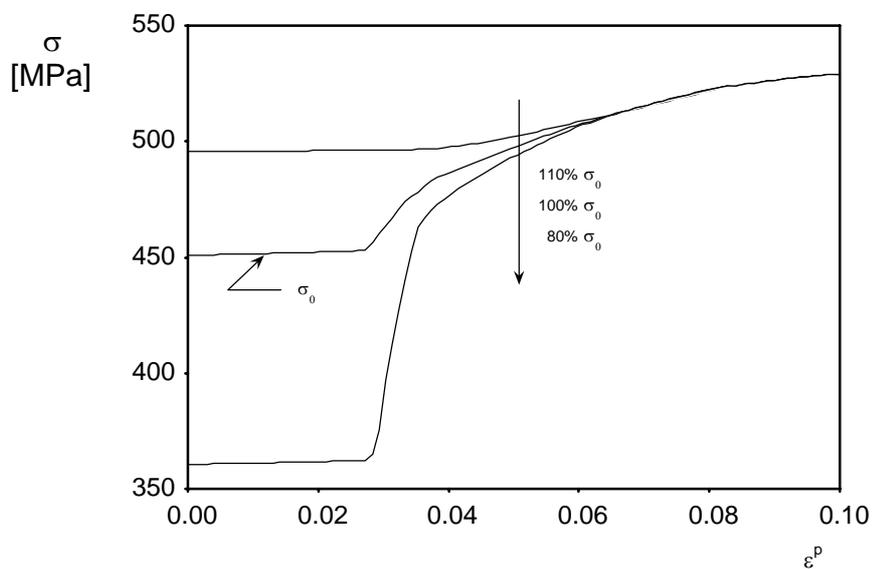
#### 4.1.2.2 – SEGUNDA ABORDAGEM - ESCOAMENTO

O objetivo deste estudo foi verificar o comportamento e a influência do patamar de escoamento nas pressões de ruptura dos dutos de aço X-65. Para isto, uma curva tensão-deformação foi obtida da literatura e considerada como referência. O limite de escoamento ( $\sigma_o$ ) e limite de ruptura ( $\sigma_u$ ) determinado para esta primeira análise foi de 452 MPa e 520 MPa respectivamente. O módulo de elasticidade ( $E$ ) considerado foi de 207 GPa e coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) de 0.3 .

Foram realizadas análises numéricas utilizando o modelo numérico do duto intacto. A Figura 4.8 mostra a curva da região plástica do aço material utilizado (aço X-65). Neste trabalho, primeiramente alterou-se em  $0.8\sigma_o$  (80%) e  $1.1\sigma_o$  (110%) o limite de escoamento, mantendo-se o limite de ruptura e deformações constantes (Figura 4.9).



**Figura 4.8** – Curva tensão-deformação de referência.



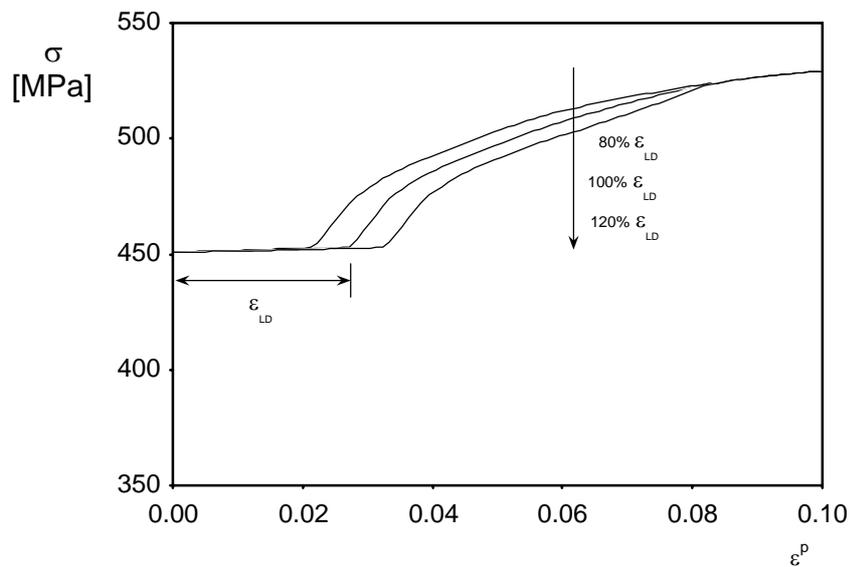
**Figura 4.9** – Variação da tensão de escoamento.

Os resultados apresentados na Tabela 4.7 indicam uma variação na pressão de ruptura em função da tensão. Observamos que a medida em que se reduz a tensão de escoamento, mantendo o limite de ruptura constante, a pressão de ruptura também reduz. No caso da redução de 20% de  $\sigma_0$ , a redução da pressão de ruptura é da ordem de 19.7%. Aumentando a tensão de escoamento em 10%, verificou-se que a pressão de ruptura também aumenta em 9.3%. A partir dos resultados desta análise, observa-se que para esta faixa de variação de tensão, a variação da pressão de ruptura é proporcional à variação do limite de escoamento, para um limite de resistência fixo.

**Tabela 4.7** – Tensão de ruptura obtida pela variação da tensão de escoamento.

<i>Tensão</i>	$P_{ri}$ [MPa]
80%	26.51
100%	33.02
110%	36.08

Em uma segunda etapa, a análise da variação da deformação em 80% e 120% da deformação original (Figura 4.10) foi realizada. As tensões de escoamento e ruptura foram mantidas as mesmas da configuração original da curva.



**Figura 4.10** – Variação da deformação.

A partir dos resultados das análises indicados na Tabela 4.8, observou-se que a variação da pressão de ruptura em função da variação da deformação para  $0.8\epsilon_0$  e  $1.2\epsilon_0$  foi de 0.6% para ambos os casos. Assim, verifica-se que a deformação praticamente não influencia a pressão de ruptura.

**Tabela 4.8** – Tensão de ruptura obtida pela variação da deformação.

<i>Deformação</i>	$P_{ri}$ [MPa]
80%	32.81
100%	33.02
120%	33.21

### 4.1.2.3 – TERCEIRA ABORDAGEM – RESTRIÇÃO NOS BORDOS

Foi realizado um estudo para analisar a influência da pressão interna, considerando dutos com comprimento infinito (deformação plana) e dutos com os bordos fechados. Isto significa verificar a interferência da mudança de condições de contorno nas extremidades dos modelos. As análises numéricas foram realizadas para o aço X-65, variando  $d/t$ . As dimensões podem ser vistas na Tabela 4.9.

**Tabela 4.9** – Parâmetros geométricos.

Material	X-65
$D$ [mm]	406.4
$t$ [mm]	12.7
$l/D$	1.0
$c/D$	0.1571

Os resultados são mostrados Tabela 4.10, onde  $P_{r1}$  e  $P_{r2}$  se referem a pressão de ruptura dos dutos com bordos livres e tamponados, respectivamente. De acordo com os resultados, observa-se que a maior diferença entre as condições dos bordos foi de 4.6% para a relação  $d/t = 0.6$ , onde a pressão dos bordos livres foi maior que a condição tamponada.

**Tabela 4.10** – Resultados das análises para diferentes relações de  $d/t$ .

$d/t$	$P_{r1}$ [MPa]	$P_{r2}$ [MPa]
0.4	23.5	23.6
0.6	16.82	16.05
0.8	10.92	10.98

Para os casos 0.4 e 0.8 de  $d/t$ , os resultados se mantêm praticamente inalterados (0.43% e 0.55% respectivamente). A relação das pressões para as condições geométricas

analisadas mostrou que uma desprezível variação de pressão ocorre entre as condições de contorno dos bordos.

Estudos realizados para defeitos axissimétricos [33] mostraram uma maior diferença entre os bordos restritos e tamponados. Os modelos com maior redução de espessura ( $d/t = 0.75$ ) apresentaram uma variação maior entre os modelos com bordos restritos e tamponados (24.62%), sendo a pressão do bordo restrito maior que a condição tamponada. Para o caso de modelos com redução de espessura intermediária ( $d/t = 0.5$ ), verificou-se que praticamente não houve alteração das pressões de ruptura para os dois modelos (0.98%). Com a redução da relação de espessura, observou-se que os modelos tamponados apresentaram uma maior pressão de ruptura, da ordem de 2% em comparação com os bordos restritos.

Outros estudos foram realizados baseados em três condições de bordos (livres, restritos e tracionados) [33,34]. Os resultados mostram valores praticamente iguais das pressões de ruptura para defeitos axissimétricos, onde apenas o modelo livre apresentou uma diferença da ordem de 8.02% em comparação aos outros dois casos.

#### **4.1.3 – EQUAÇÃO PROPOSTA**

No Capítulo 2.0, códigos e recomendações existentes na literatura que podem ser utilizadas para avaliar a resistência residual de linhas corroídas sob pressão interna foram comentados. Normalmente são equações que relacionam a geometria do duto, o material e as características geométricas do dano para se calcular a pressão de falha da linha corroída. Apesar disto poder ser feito aqui, optou-se por ir um passo além simplificando o problema. A idéia então foi estabelecer um procedimento simples que pudesse capacitar ao inspetor uma avaliação rápida do efeito detrimental de um simples dano. O operador poderia então mais tarde decidir que tipo de análises e/ou ações seriam mais adequadas em cada caso.

Este procedimento foi desenvolvido utilizando os dados experimentais e os resultados numéricos do estudo paramétrico. Metodologias similares foram propostas para diferentes problemas por outros autores [35]. Aqui é assumido que a pressão de ruptura seja dependente dos principais parâmetros do problema, isto é:

$$P_r = f(D, t, d, l, c, P_{ri}) \quad (4.2)$$

A partir do segundo Teorema de Buckingham, esta função pode ser reduzida para a seguinte relação entre as variáveis adimensionais:

$$\frac{P_r}{P_{ri}} = F\left(\frac{t}{D}, \frac{l}{D}, \frac{d}{D}, \frac{c}{D}\right) \quad (4.3)$$

A qual é simplificada na série abaixo:

$$\frac{P_r}{P_{ri}} = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \left[ \left(\frac{t}{D}\right)^{\alpha_1} \left(\frac{l}{D}\right)^{\alpha_2} \left(\frac{d}{D}\right)^{\alpha_3} \left(\frac{c}{D}\right)^{\alpha_4} \right]^n \quad (4.4)$$

Posteriormente a expressão é simplificada negligenciando os termos de ordem maiores ( $n > 1$ ). Definindo  $A_0 = 1$ , a equação se resume à:

$$\frac{P_r}{P_{ri}} \approx 1 + A_1 \left(\frac{t}{D}\right)^{\alpha_1} \left(\frac{l}{D}\right)^{\alpha_2} \left(\frac{d}{D}\right)^{\alpha_3} \left(\frac{c}{D}\right)^{\alpha_4} \quad (4.5)$$

Os dados numéricos foram reduzidos através de um esquema iterativo baseado no método dos mínimos quadrados. Como o estudo paramétrico indicou pouca variação dos parâmetros  $c/D$  na pressão de ruptura para  $c/D > 0.0785$ , o expoente  $\alpha_4$  foi determinado zero. Foi-se verificado também que para diferentes valores de  $t/D$ , as curvas praticamente se aglutinavam (Figura 4.5), não influenciando nos demais parâmetros. Assim, o resultado deste procedimento gerou a seguinte equação:

$$\frac{P_r}{P_{ri}} = 1 - 0.9435 \left(\frac{d}{t}\right)^{1.6} \left(\frac{l}{D}\right)^{0.4} \quad (4.6)$$

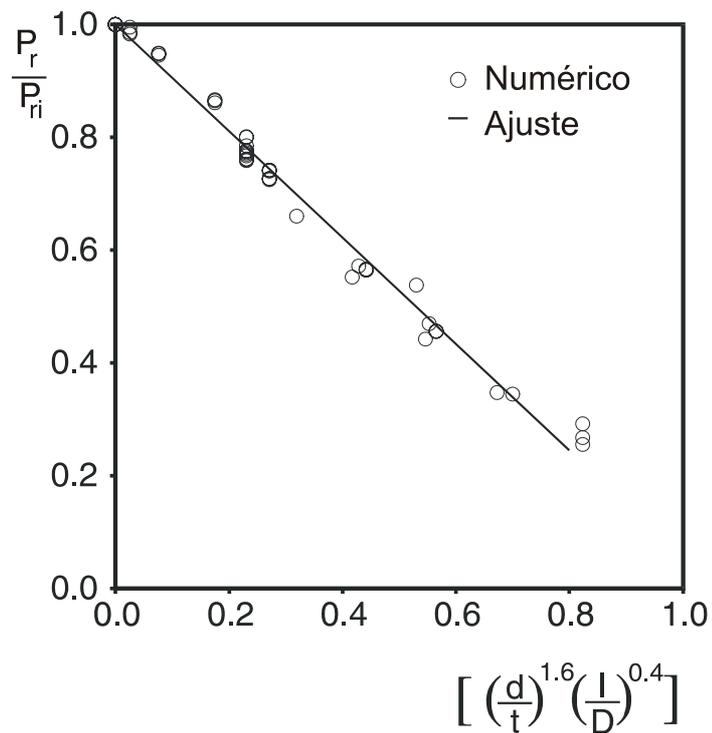
Onde:

$$c/D \geq 0.0785$$

$$0.1 \leq d/t \leq 0.8$$

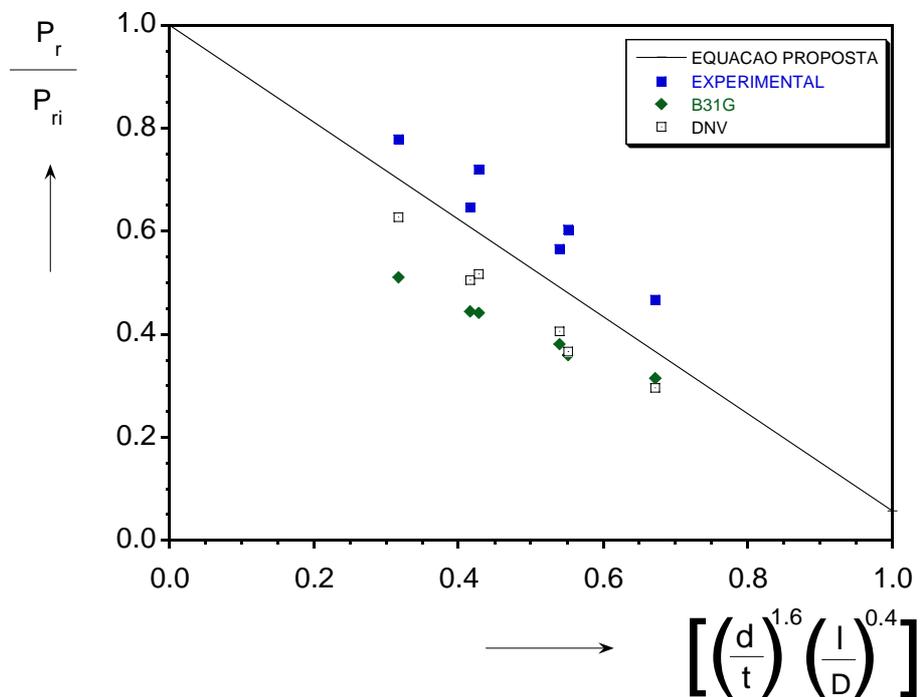
$$l/D \leq 1.5$$

Os resultados numéricos também foram plotados versus os mesmos parâmetros na Figura 4.11 mostrando uma boa correlação com o ajuste linear.



**Figura 4.11** - Pressão de ruptura versus função empírica dos parâmetros geométricos e ajuste linear.

As previsões obtidas usando as equações do critério B31G [8], e da norma DNV [9] são mostradas Figura 4.12.



**Figura 4.12** - Comparação entre experimentos, ajuste linear e previsões do código da DNV e dos critérios B31G.

A comparação entre a equação (4.6) proposta e os códigos B31G [8] e DNV [9] mostraram uma boa correlação. No entanto, para menores valores do parâmetro geométrico representado pela abscissa do gráfico da Figura 4.12, verifica-se pequena divergência da curva B31G [8], a curva da DNV [9] e a equação proposta. Outro fato observado é que as curvas da DNV [9] e da equação proposta são aproximadamente paralelas, porém mantendo o conservadorismo da curva da DNV [9].

Pode observar na Figura 4.12 que o código B31G [8] provou ser conservador em todos os casos analisados. O ajuste linear proposto ficou aproximadamente situado entre os resultados das normas e dos testes experimentais. Como mencionada anteriormente, o modelo numérico tende a ser mais conservador quando mais profundos e mais longos forem os defeitos analisados.

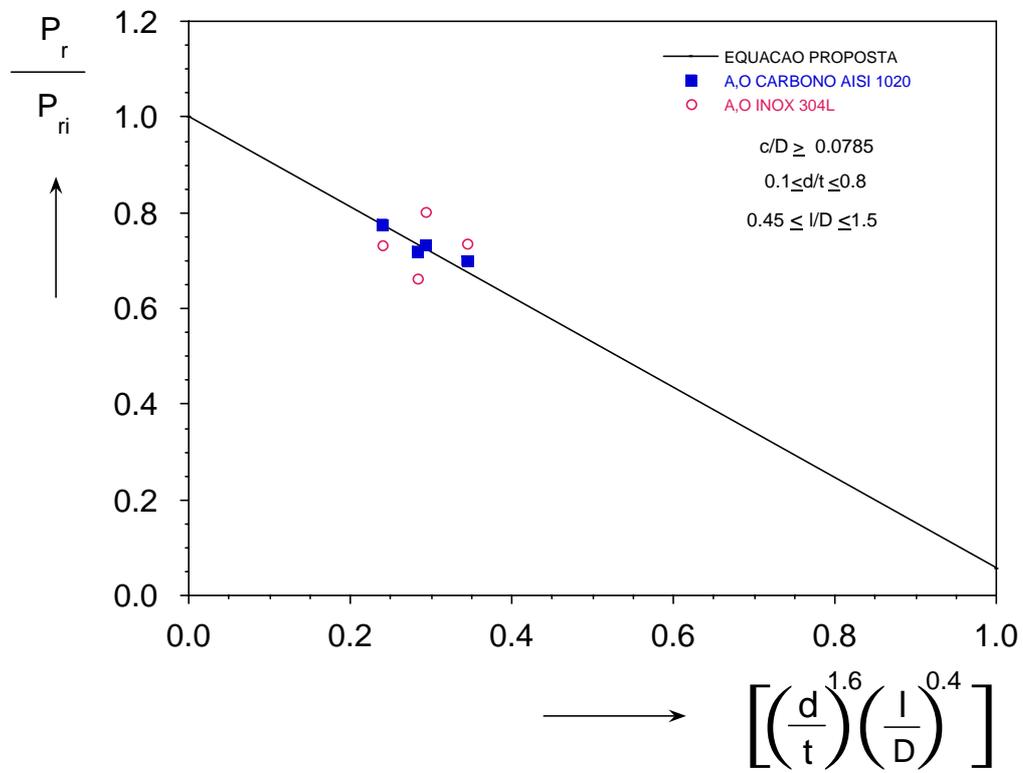
#### 4.1.4 - RESULTADOS COMPARATIVOS ENTRE EQUAÇÃO PROPOSTA E TESTES EXPERIMENTAIS

Nesta seção, a equação proposta e outras formulações disponíveis na literatura para o cálculo da pressão de ruptura (equação (4.6)) são comparadas com os resultados experimentais obtidos por Loureiro [31], Silva [33] e Pinto [34]. As pressões de ruptura de dutos com defeitos são adimensionalizadas pela pressão de ruptura de dutos intactos, calculada conforme descrição no Anexo A. Os parâmetros geométricos dos modelos experimentais são descritos nas Tabelas 7.1 e 7.2 do Anexo B.

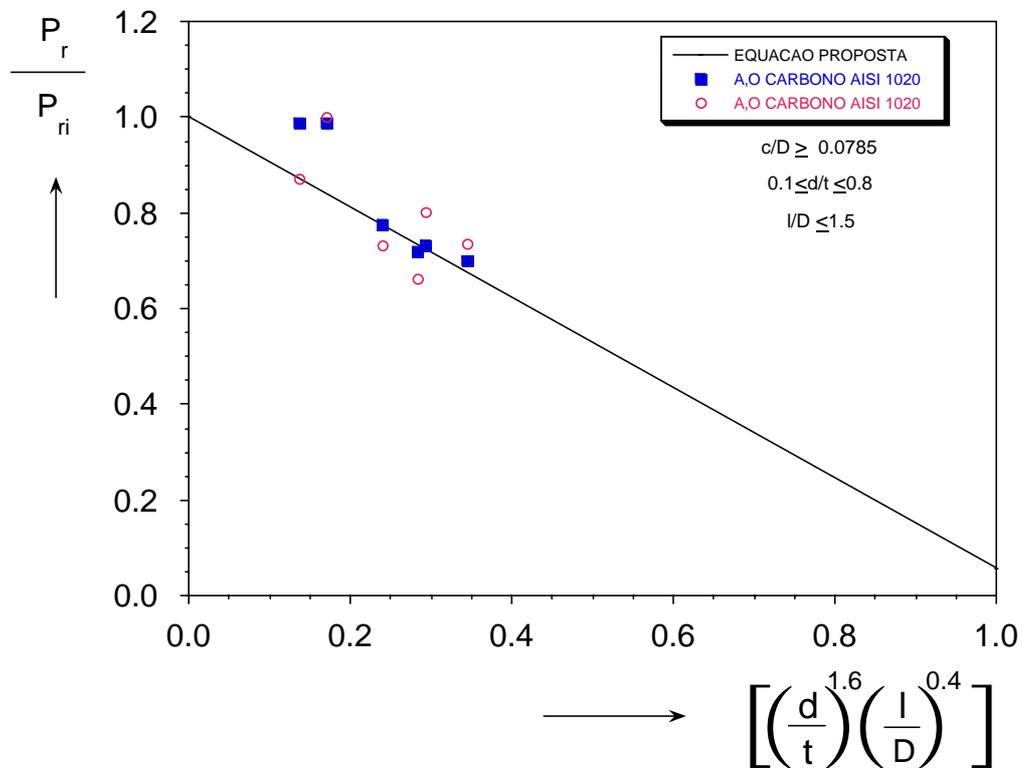
Em uma primeira análise, os modelos experimentais com as condições de aplicação da equação descrita pelo estudo paramétrico ( $c/D \geq 0.0785$ ,  $0.1 \leq d/t \leq 0.8$  e  $l/D \leq 1.5$ ) foram adotados. Pode-se observar que os pontos descritos por  $0.45 \leq l/D \leq 1.5$  estão próximos ao ajuste linear proposto, o que indica que a equação representa bem a pressão de ruptura dos modelos experimentais para os estes parâmetros de classe indicados (Figura 4.13).

Depois de verificada a boa correlação da equação para  $0.45 \leq l/D \leq 1.5$ , são introduzidos os pontos onde o parâmetro de classe  $l/D$  é expandido para  $l/D \leq 1.5$  (Figura 4.14). Observamos que alguns pontos se distanciam da curva, o que indica que o ajuste proposto não representa tão bem defeitos muito curtos.

De posse dessas informações, as pressões adimensionalizadas dos defeitos intermediários de  $30^\circ$ ,  $50^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $120^\circ$  e  $180^\circ$  são adicionados (Figura 4.15). Pode-se observar que os pontos referentes aos modelos com defeitos de  $30^\circ$  e  $50^\circ$  estão próximos à curva, porém à medida que o comprimento circunferencial do defeito aumenta, os pontos se afastam da curva do ajuste proposto.



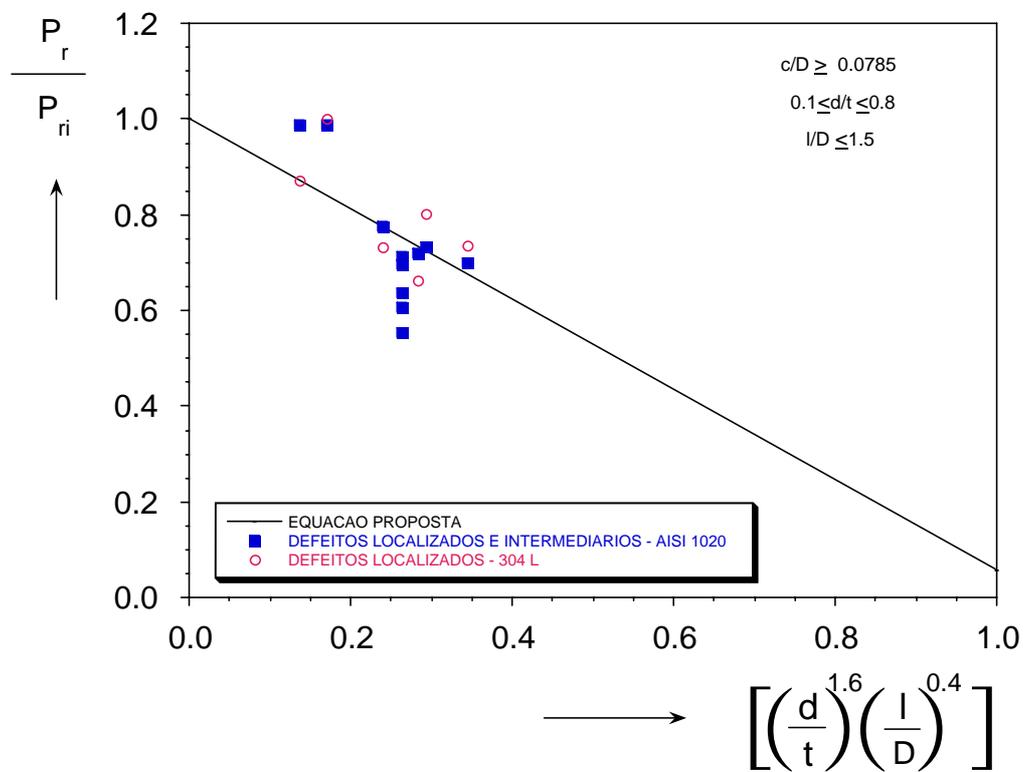
**Figura 4.13** – Gráfico comparativo - parâmetros:  $0.45 \leq l/D \leq 1.5$



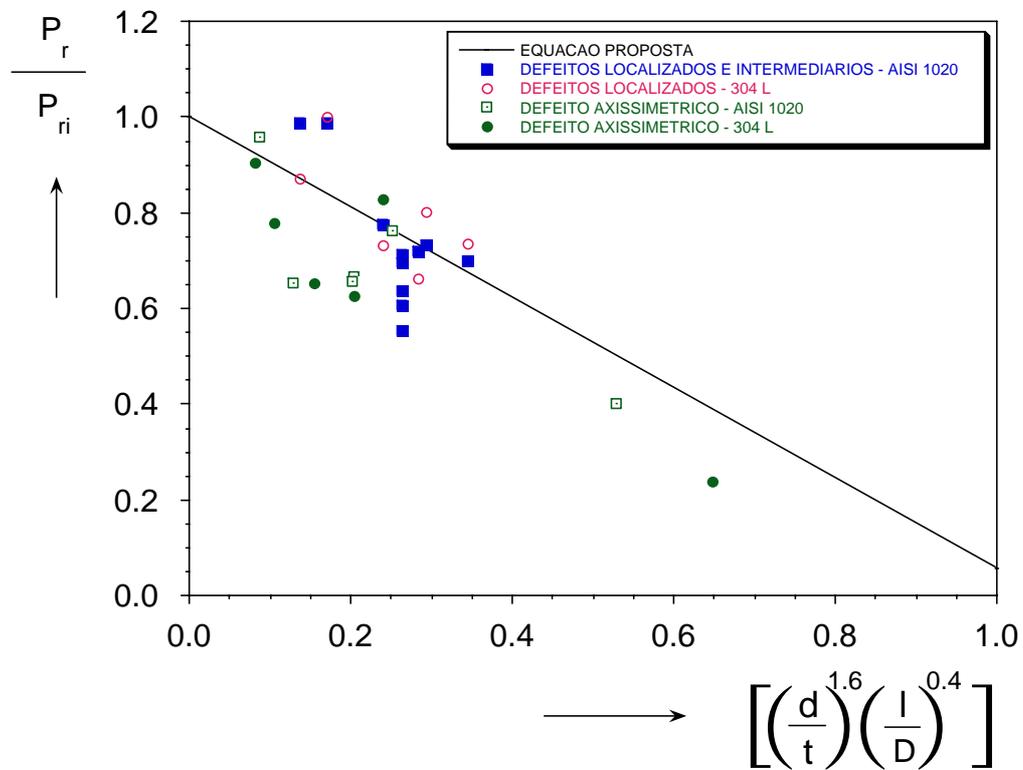
**Figura 4.14** - Gráfico comparativo - defeitos localizados:  $l/D \leq 1.5$

Confirmando a tendência dos modelos de defeitos localizados, podemos observar na Figura 4.16 para defeitos axissimétricos para  $0.45 \leq l/D \leq 1.5$  que a medida em que aumenta-se o comprimento circunferencial do defeito, os pontos tendem a ficar abaixo da curva do ajuste proposto. Com isto, verifica-se a necessidade de um estudo mais profundo da influência dos parâmetros circunferenciais na pressão de ruptura de dutos, sendo sugerido para ser mais bem avaliado em trabalhos futuros.

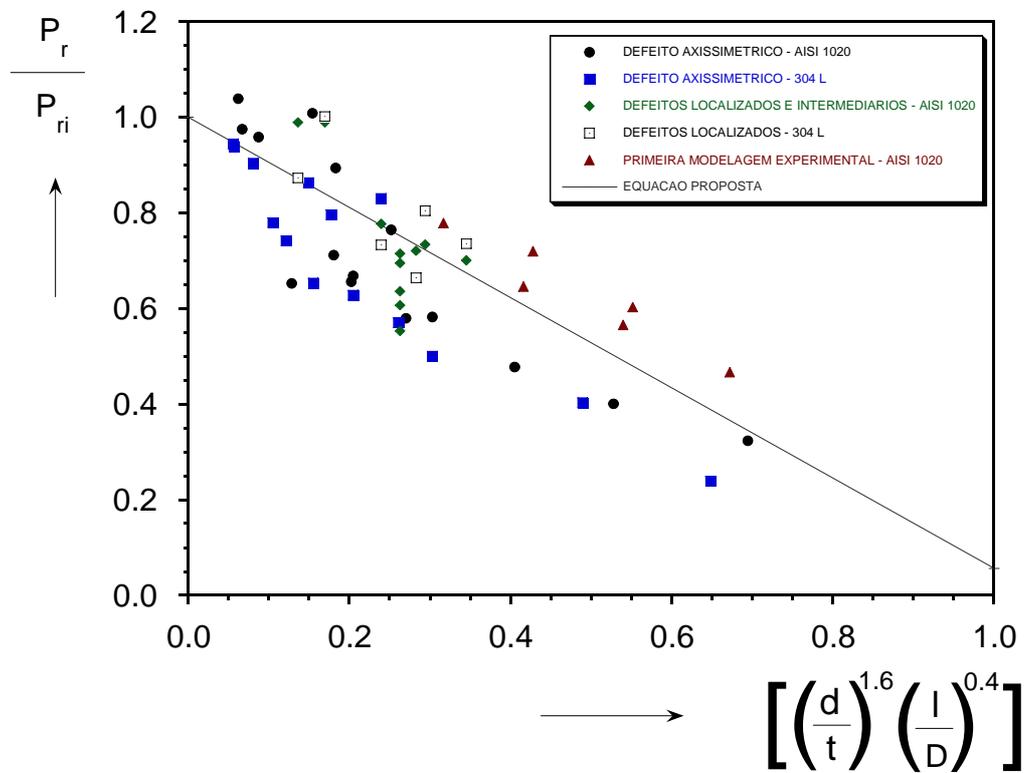
Para uma análise comparativa, o resultados experimentais de pressão de ruptura para os defeitos axissimétricos, localizados e intermediários descritos no Anexo B, assim como os pontos experimentais obtidos dos testes de pressão interna realizados para defeitos simples por Loureiro [31] são plotados na Figura 4.17. Observa-se que os pontos seguem a mesma tendência paralelos e coincidentes com a curva da equação proposta.



**Figura 4.15** – Gráfico comparativo – adição dos defeitos intermediários: 30°, 50°, 90°, 120° e 180°.



**Figura 4.16** – Gráfico comparativo – representação dos defeitos axissimétricos, localizados e intermediários: pressão de ruptura dos modelos testados.



**Figura 4.17** – Gráfico comparativo - pressões de ruptura experimentais: defeitos simples, axissimétricos, localizados e intermediários.

## 4.2 – PRESSÃO EXTERNA

Estudos sobre o comportamento de dutos corroídos sobre pressão externa não são facilmente encontrados na literatura. Atualmente com a necessidade de estudos mais detalhados sobre operação de dutos em lâminas de água profundas e ultraprofundas, alguns autores têm-se empenhado no entendimento dos fenômenos associados à pressão externa de dutos.

Bai e Hauch [36] estudaram o problema reduzindo a espessura do elemento de casca, de forma que o mesmo assumisse o valor da espessura da região corroída. Conforme esperado, o modelo analítico proposto forneceu valores conservadores, principalmente para defeitos profundos.

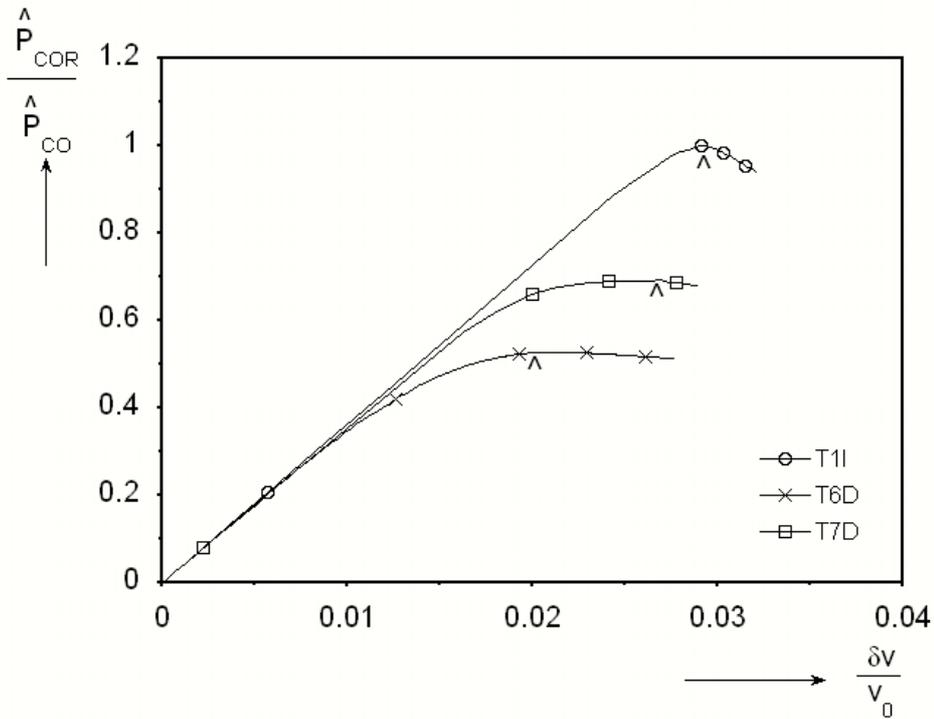
Fatt [37] propôs uma solução exata para flambagem elástica de superfícies cilíndricas com espessura não uniforme. Usando o mesmo modelo analítico, Xue e Fatt [38] investigaram diferentes modelos de flambagem de dutos corroídos. Dependendo da profundidade e do comprimento circunferencial do defeito, os autores sugeriram que o mecanismo de deformação, na região corroída, corresponde a de um arco (Timoshenko e Gere [39]). Limites entre modos de flambagem elástica simétrica e não simétrica são definidos em função da geometria do defeito.

Karamanos e Eleftheriadis [40] examinaram o colapso de dutos sujeito a um carregamento transversal quase-estático, analisando a capacidade de absorção da energia e transformando em deformação plástica, problemas estes normalmente causados por acidentes devidos a choques de âncoras.

Como foi visto anteriormente, a Figura 4.2 apresenta o sistema de coordenadas globais e uma típica malha de elementos finitos. A mesma malha foi utilizada no estudo de pressão externa. Neste caso, primeiramente as análises foram realizadas utilizando o exato formato do defeito (modelo real). Visando a simplicidade e um menor tempo de processamento das análises, o modelo simplificado também foi utilizado, com o intuito de reproduzir uma aproximação da região do defeito.

Os modelos foram primeiramente utilizados para simular cada experimento realizado. A geometria e os parâmetros do material testado foram utilizados nas análises de cada modelo.

A Figura 4.18 mostra a curva  $P-\delta v$  obtida a partir dos modelos reais T1I, T6D e T7D, onde  $v_0$  é o volume interno original do duto e  $\delta v$  é o valor absoluto da mudança de volume determinada para cada nível de pressão. O pico de pressão indicado por  $\wedge$  indica o momento do colapso.



**Figura 4.18** – Resposta da mudança de volume em função da pressão aplicada até o colapso dos modelos T1I, T6D e T7D.

Para o duto intacto, o colapso foi iniciado através de uma imperfeição local introduzida na vizinhança  $x_1 = 0$ , na forma de:

$$w_o(\theta) = -\Delta_o \exp\left[-\beta\left(\frac{x_1}{D}\right)^2\right] \cos 2\theta \quad (4.7)$$

sendo  $w_o$  o deslocamento radial e  $\theta$  a coordenada polar angular medida através do eixo  $x_2$ . A amplitude máxima da imperfeição é  $\Delta_o$  e  $\beta$  descreve sua extensão, que foi considerada igual a dois diâmetros. Para duto corroídos, a ovalização foi mantida constante a  $\Delta_o$  ao longo do duto ( $x_1$  eixo).

#### 4.2.1 - ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

A precisão da solução obtida está relacionada com o grau de refinamento da malha. Nas análises de pressão externa, foi realizado um estudo de sensibilidade para que se definisse a malha que fornecesse uma boa solução no menor tempo possível. A obtenção da malha ótima depende de diversos parâmetros tais como geometria do problema, carregamento imposto e condições de contorno.

Inicialmente para o duto intacto, optou-se por realizar análises bidimensionais considerando condições de deformação plana. A partir disto, foi realizado o refinamento da malha nas direções circunferencial e radial.

O modelo foi dividido inicialmente em 10 seções ao longo da direção circunferencial (correspondente a um elemento a cada  $15^\circ$ ) e 1 elemento na direção radial (modelo 1001). Na nomenclatura utilizada para representação dos modelos, os dois primeiros números indicam o número de elementos na direção circunferencial e os dois últimos indicam o número de elementos na direção radial.

Pelos resultados analisados a partir dos modelos intactos bidimensionais e indicados na Tabela 4.11, a malha considerada satisfatória foi gerada com 20 elementos circunferenciais e 3 elementos radiais uniforme em cada direção (modelo 2003).

Após se determinar a malha ideal para o modelo intacto, seguiu-se a análise de sensibilidade para os modelos com defeitos.

**Tabela 4.11**– Análises de sensibilidade do modelo bidimensional (modelo intacto).

Modelo	1001	1002	1003	2001	2002	2003	3001	3002	3003
$P_c$ [MPa]	13.20	13.16	13.13	11.88	11.88	11.87	11.80	11.81	11.79

Para os modelos bidimensionais com defeitos, a distribuição e o refinamento da malha variaram dependendo da geometria. Para facilitar a análise, optou-se por modelar os danos com geometrias retangulares retirando-se os elementos e nós respectivos do arquivo de entrada. Os danos foram simulados considerando-se inicialmente as características geométricas de cada modelo experimental realizado. Assim como no caso de pressão interna, estes defeitos foram considerados como setores de comprimento circunferencial  $c$ , com espessura constante relacionada a  $d/t$ . Também foram utilizados nas análises os parâmetros dos materiais dos dutos testados (módulo de elasticidade, tensão de escoamento e coeficiente de Poisson) obtidos pelo ensaio de tração, como visto anteriormente.

Para este estudo de sensibilidade, as análises foram realizadas com modelos de defeitos com comprimentos circunferenciais ( $c$ ) de  $4.5^\circ$ , profundidade do defeito ( $d/t$ ) variando entre 0.1, 0.4 e 0.8.

As seções circunferenciais e longitudinais foram determinadas a partir do modelo intacto. No entanto, para se avaliar a influência das combinações relacionada às profundidades dos defeitos, optou-se por dobrar a malha nos dois sentidos.

Os resultados das análises indicados na Tabela 4.12 mostraram que não ocorreu praticamente nenhuma influência na pressão, considerando a variação da profundidade dos defeitos com a alteração de elementos nas direções circunferenciais e radiais. No entanto, observou-se que o tempo de processamento da análise foi proporcional ao dobramento do número de elementos. Isto indica que a malha 2003 continua a ser satisfatória e pode ser considerada como referência para as análises bidimensionais.

Depois de definida a malha bidimensional satisfatória (2003), optou-se por realizar análises tridimensionais para se determinar a melhor distribuição longitudinal adequada às análises. Modelos numéricos simétricos foram criados onde se variaram em 10, 20, 40 e 80 seções longitudinais distribuídas uniformemente, em um mesmo comprimento  $L=5D$ .

**Tabela 4.12** – Análises de sensibilidade modelo bidimensional (com danos circunferenciais de 4.5°).

<i>d/t</i>	<i>Seções circunferenciais</i>	<i>Seções radiais</i>	<i>P<sub>c</sub> [MPa]</i>
0.1	20	3	11.39
	40	3	11.30
	20	6	11.39
	40	6	11.30
0.4	20	3	7.57
	40	3	7.51
	20	6	7.58
	40	6	7.52
0.8	20	3	4.64
	40	3	4.58
	20	6	4.64
	40	6	4.58

De acordo com os resultados obtidos e mostrados na Tabela 4.13, não houve praticamente nenhuma variação da pressão de colapso para os modelos com 10, 20 e 40 seções analisadas. Para o modelo com 80 seções, a variação foi desprezível (0.32%).

**Tabela 4.13** – Análises de sensibilidade modelo tridimensional

<i>Modelo</i>	<i>Seções</i>	<i>P<sub>c</sub> [MPa]</i>
2003	10	12.25
	20	12.25
	40	12.25
	80	12.21

Desta forma, a distribuição longitudinal considerada adequada foi 20 seções, no qual se obteve uma relação de tamanho longitudinal *versus* tamanho circunferencial do defeito (razão de aspecto) aproximadamente igual a três.

#### 4.2.2- CORRELAÇÃO NUMÉRICO EXPERIMENTAL

Para o estudo de pressão externa, foram realizadas análises utilizando os modelos simplificados e reais, representando fielmente as dimensões dos modelos experimentais. A Tabela 4.14 mostra os resultados obtidos das análises numéricas e experimentais. As pressões são definidas como:

- $P_{CO}$  é a pressão de colapso do duto intacto obtida experimentalmente (41,73 Mpa);
- $P_{cor}$  é a pressão de colapso dos modelos com defeitos obtida experimentalmente;
- $\hat{P}_{COR}$  é a pressão de colapso dos modelos com defeitos obtida numericamente utilizando o modelo real;
- $\hat{P}_{COR}$  é a pressão de colapso dos modelos numéricos com defeitos simplificados.

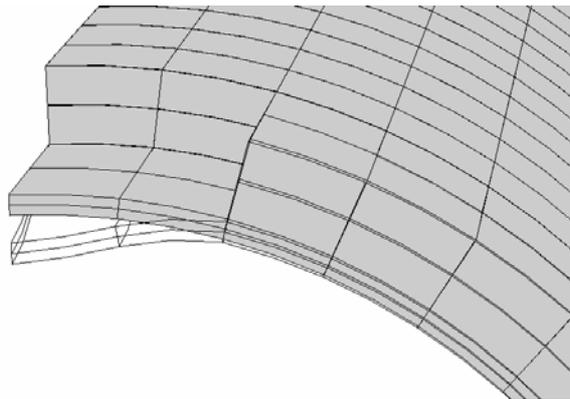
**Tabela 4.14** – Comparação entre experimentos e análises.

<i>Modelo</i>	<i>Curva de Material</i>	$\frac{P_{cor}}{P_{CO}}$	$\frac{\hat{P}_{COR}}{P_{CO}}$	$\frac{\hat{P}_{COR}}{P_{CO}}$
T1I	P1	1.000	1.057	1.000
T8D	P2	0.978	0.979	1.001
T9D	P2	0.966	1.007	1.032
T10D	P2	0.872	0.910	0.823
T11D	P2	0.939	0.977	0.936
T2D	P1	0.664	0.696	0.476
T3D	P1	0.763	0.786	0.718
T4D	P1	0.612	0.607	0.344
T5D	P1	0.767	0.770	0.737
T6D	P1	0.599	0.556	0.227
T7D	P1	0.762	0.731	0.353

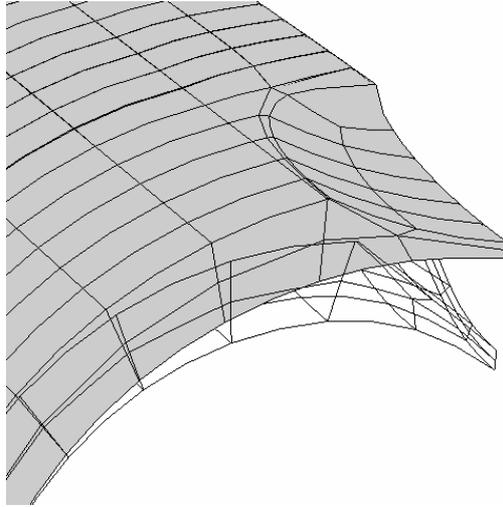
Através da análise dos resultados e dimensões geométricas dos defeitos, observa-se que a variação do comprimento longitudinal ( $l$ ) é o parâmetro que causa o maior efeito

detrimental. Maior inclusive que o parâmetro profundidade ( $d$ ). Por exemplo, a pressão de colapso dos modelos T3D, T5D e T7D são praticamente as mesmas, apesar de possuírem profundidades diferentes ( $d/t = 0.6, 0.7, \text{ e } 0.80$ , respectivamente). Resultados similares foram obtidos para os modelos T2D, T4D, e T6D. Ao contrário, a pressão de colapso variou significativamente entre o modelos com o mesmo ( $d/t$ ), mas diferente ( $l/D$ ) (e.g. T2D e T3D, T4D e T5D, T6D e T7D). No entanto, os dutos analisados através do modelo real, em geral, possuíram uma ótima correlação numérico-experimental com desvio máximo de 4.0%.

Dependendo da geometria do defeito, quanto mais material é removido do duto na análise simplificada, o defeito tende a se comportar como um arco, conforme descrito previamente por Xue e Fat [38]. Esse comportamento pode ser observado na análise numérica do duto T6D. Ao utilizar o modelo simplificado, a região do defeito colapsa simetricamente conforme um arco enquanto o restante da seção permanece quase intacto, Figura 4.19. Portanto, a máxima pressão alcançada nessa análise é muito menor que a pressão calculada nos testes experimentais e nas análises através do modelo real. No modelo real, o modo  $U$  de colapso é observado ao longo de toda a seção, ou seja, toda a seção deforma na forma de um  $U$ -simétrico, Figura 4.20.

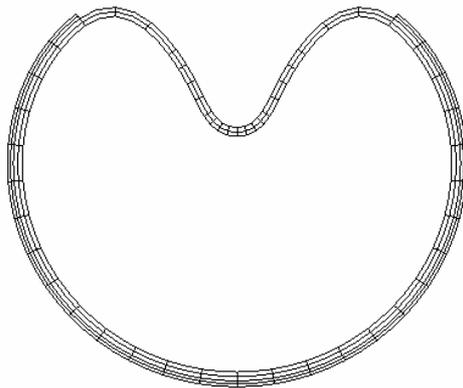


**Figura 4.19** – Modo de colapso localizado: comportamento de arco.



**Figura 4.20** – Início do estágio de colapso: Modo  $U$ .

Para verificar a possibilidade de ocorrência de modos de colapso não simétricos e seus efeitos na pressão de colapso, análises bidimensionais considerando seções transversais foram realizadas. Entretanto, para as geometrias consideradas neste estudo, somente modos de colapso simétricos foram observados. Uma típica malha com configuração deformada obtida nestas análises é mostrada na Figura 4.21.



**Figura 4.21** – Modo de colapso simétrico ( $D/t = 32$ ,  $d/t = 0.4$ ,  $c/\pi D = 0.3$ ).

### 4.2.3- ESTUDO PARAMÉTRICO

Dependendo da geometria do defeito, as análises numéricas e experimentais mostraram que podem ocorrer diferentes modos de colapso. A posição circunferencial do defeito em relação a ovalização da seção transversal pode também identificar a forma de colapso e a pressão de colapso correspondente.

Um extensivo estudo paramétrico utilizando modelos simplificados em 2-D (considerando o estado plano de deformação) e 3-D foram realizados. O objetivo foi descrever os diferentes mecanismos de colapso associado com defeitos com dimensões variadas, e qual a influência sobre a pressão de colapso. O modelo simplificado foi utilizado pelo fato do defeito de corrosão pode acontecer em qualquer posição e direção, dependendo do mecanismo de corrosão. Assim, foi utilizada uma aproximação mais conservadora dos defeitos, considerando sua profundidade em toda a região afetada da espessura. Como foi observado anteriormente, o grau de conservadorismo vai depender fortemente da geometria do defeito. Outras aproximações similares ao método da área efetiva [12], como visto para cálculos de pressão interna, podem ser utilizadas para estimar a pressão de colapso de dutos com defeitos irregulares, porém cabendo isso a ser investigado em trabalho futuros.

Os parâmetros geométricos dos dutos com defeitos podem ser vistos na Tabela 4.15. Como previamente já comentado, os defeitos são considerados seções de comprimentos longitudinais ( $l$ ), circunferenciais ( $c/\pi D$ ) e com profundidade do defeito ( $d$ ), associada à espessura do duto ( $t$ ).

**Tabela 4.15** – Material e parâmetros geométricos analisados.

Material	X-65
$D$ (mm)	406.4
$t$ (mm)	12.7
$d/t$	0.2, 0.4, 0.6
$l/D$	1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0, 6.0, 7.0, 8.0, 9.0, 10.0, 11.0, 12.0, 13.0, 14.0
$c/\pi D$	0.00156, 0.00312; 0.00625; 0.0125; 0.025; 0.05; 0.1; 0.2; 0.3; 0.4; 0.5; 0.6; 0.7; 0.8; 0.9; 0.95; 1.0

A curva tensão-deformação do material utilizada nas análises foi representada pela curva de Tvergaard.

A Tabela 4.16 apresenta os parâmetros da curva utilizados para aproximar a tensão de escoamento (0.2%) para a tensão de escoamento nominal do aço API X-65. O módulo de Young e o coeficiente de Poisson foram considerados iguais a  $E = 206.896$  GPa e  $\nu = 0.3$ , respectivamente.

**Tabela 4.16** - Parâmetros da aproximação de Tvergaard.

<i>Material</i>	$\sigma_p$ [MPa]	$\sigma_y$ [MPa]	<i>n</i>
X-65	325	448	9.65

Outros materiais usados na prática (grau API, incluindo curvas de deformação mostrando a instabilidade devido as Bandas de Luders) são considerados neste estudo paramétrico. Entretanto, não foram observadas diferenças significativas entre as relações de pressões de colapso de um duto corroído e as pressões de um duto intacto, para os diferentes graus API. Assim, para uma maior simplicidade, somente os resultados do aço API grau X-65 foi considerado neste trabalho.

Nas Figura 4.22 e Figura 4.23, podemos observar a influência do comprimento longitudinal do defeito ( $l/D$ ) e comprimento circunferencial, caracterizado por  $c/\pi D$ , nas pressões de colapso dos dutos analisados. Verificamos como a geometria do defeito pode afetar a pressão de colapso com seus modos associados.

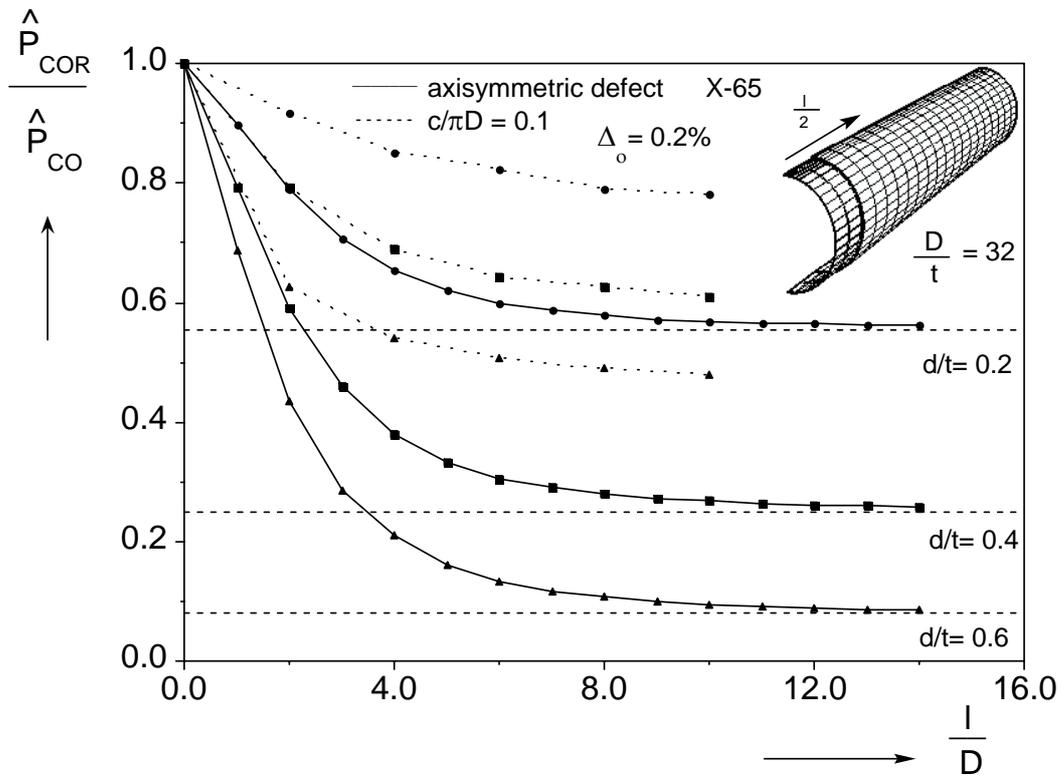
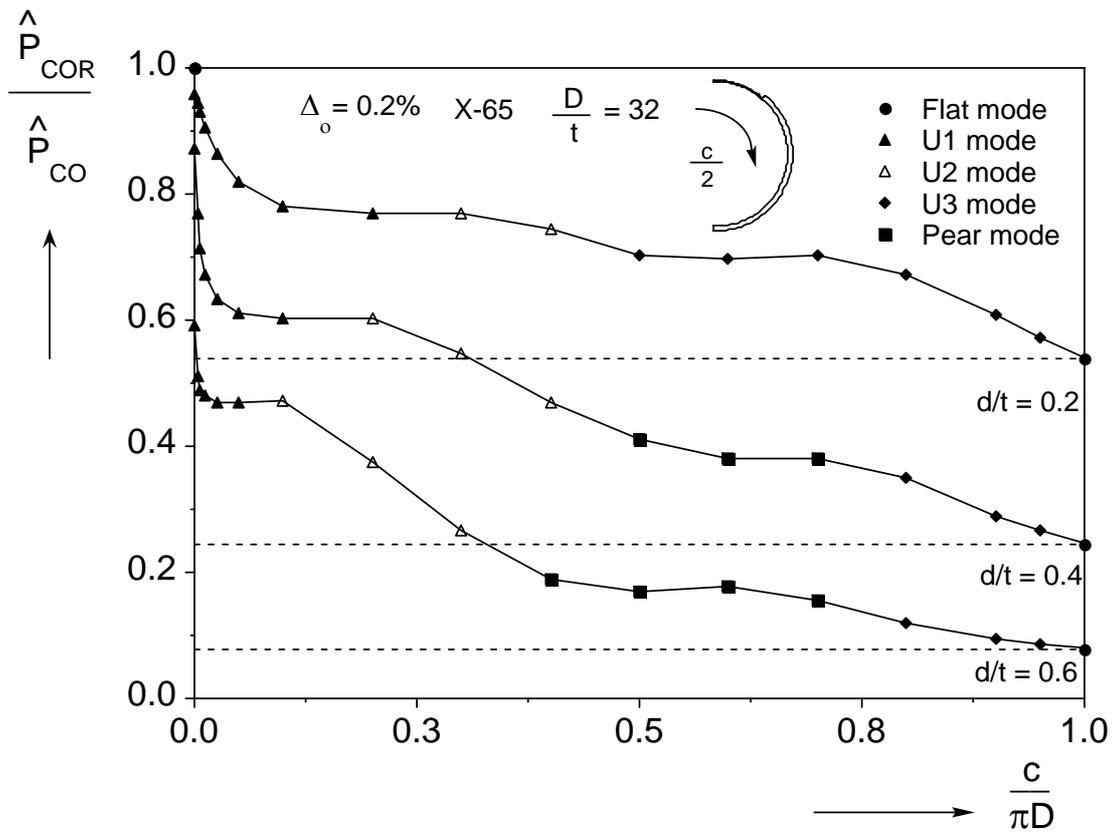


Figura 4.22 – Pressão de colapso em função de  $l/D$ .



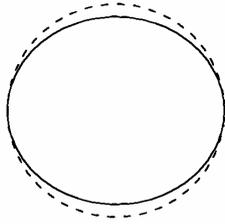
**Figura 4.23** – Pressão de colapso em função de  $c/\pi D$ .

Na Figura 4.22, os resultados de análises de dutos com três profundidades são mostrados:  $d/t = 0.2, 0.4, \text{ e } 0.6$ . Observamos como o comprimento do defeito influencia a pressão de colapso, mantendo a profundidade do defeito constante. As curvas para as diferentes profundidades mostram o mesmo comportamento. Observa-se que a partir de  $c/\pi D = 8.0$ , a curva tende a se tornar linear, até atingir os níveis de pressões de colapso de um duto considerado de parede fina.

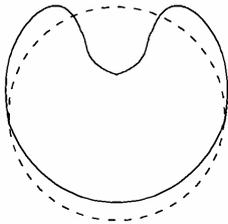
Quando analisamos a influência do parâmetro  $c/\pi D$  sobre os modos de colapso, na Figura 4.22, os dutos e defeitos foram assumidos com comprimentos infinitos, utilizando modelos analisados em 2-D por serem de uma maior simplicidade. Devido à axissimetria do defeito apresentado na Figura 4.22, o modo de colapso obtido para todos os casos foi o convencional modo *Flat* observado para dutos intactos. As curvas convergem suavemente para a linha pontilhada, no qual corresponde a pressão de colapso de dutos com espessura reduzida.

Situação similar é observada para defeitos estreitos na Figura 4.22, onde se observa que a pressão de colapso atinge um primeiro nível, onde o modo-*U* de colapso é identificado. Porém, a medida em que aumenta os comprimentos circunferenciais dos defeitos, ocorrem outros fenômenos. A curva não se converge suavemente. Isto indica que outros modos de colapso estão atuantes. Analisando os modelos numéricos, foram identificados diferentes modos de colapso, mostrados na Figura 4.24.

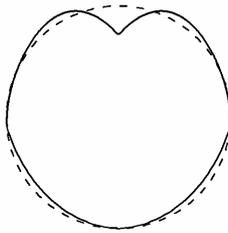
Dutos intactos colapsam no modo *flat* (Figura 4.24(a)). Dutos com defeitos de pequena profundidade colapsam no modo *UI*, isto é, toda a seção deforma na forma de um *U*-simétrico (Figura 4.24(b)). Este modo se altera para o comportamento instabilidade de arco ou modo *U2* (Figura 4.24(c)) dependendo da profundidade do defeito. Para defeitos com profundidades de  $d/t = 0.4$  e  $0.6$ , conforme a largura do defeito aumenta, um outro modo de colapso é observado onde a seção transversal parece o formato de uma pêra (Figura 4.24(d)). Quando a maior parte da seção é afetada pelo defeito, o duto colapsa em um modo intermediário entre o *UI* e o modo *flat*, chamado de modo *U3* (Figura 4.24(e)). Conforme esperado quando o defeito assume toda a seção, ou seja,  $c/D \rightarrow \pi$ , o colapso reverte para o modo *Flat*.



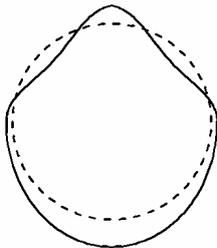
(a)



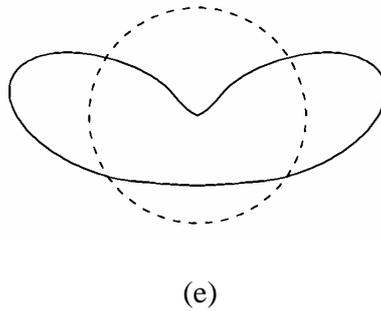
(b)



(c)



(d)

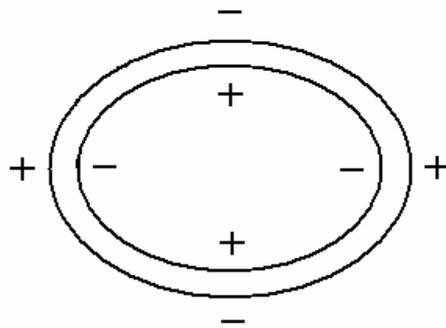


**Figura 4.24** – Modos de colapso dimétrico: (a) modo “flat”; (b) modo- $U1$  ; (c) modo- $U2$  ; (d) modo “pêra”; (e) modo- $U3$ .

Esses mecanismos de colapso são complexos e afetam a pressão de colapso de dutos com defeitos de corrosão. Esse problema não é apenas afetado pela geometria do defeito, conforme ilustrado acima, mas também pelo tipo (interno ou externo) e defeito, no qual diferentes tipos de profundidades ( $d/t = 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.6$ ) de defeitos e ovalizações (0.2% and 0.5%) também foram analisadas.

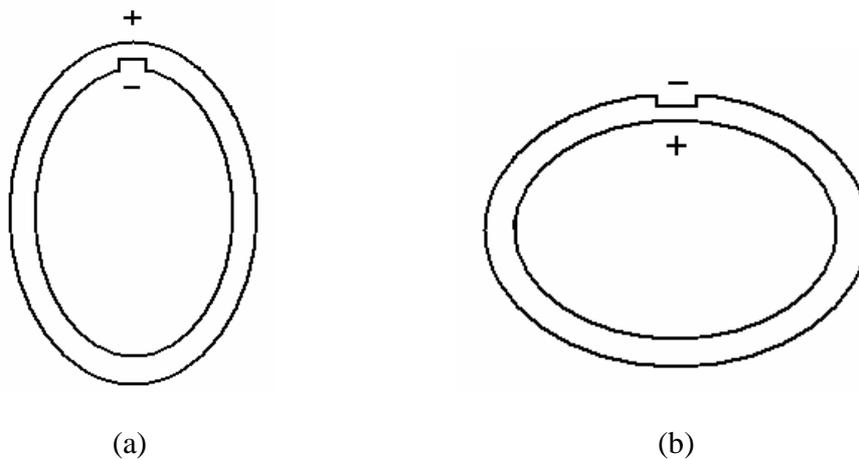
Um estudo sobre a influência dos defeitos internos e externos e suas combinações com a profundidade e ovalização do defeito pode ser visto na Tabela 4.17. Diferentes combinações entre ovalização, profundidade e posição de defeito indicam a influência dessas combinações nos modos e conseqüentemente na pressão de colapso de dutos, conforme explicado a seguir.

Quando o duto ovalizado é submetido a pressão externa, as fibras do material experimentam uma combinação de deformações de membrana e flexão. Para uma seção transversal qualquer do duto, a deformação de membrana – de compressão (negativa) - é constante ao longo da espessura e ao redor da circunferência. Já magnitude e sinal (tração/compressão) da deformação de flexão dependem da posição ao redor da circunferência e através da espessura. A Figura 4.25 ilustra as regiões do duto ovalizado sob pressão externa com maiores deformações de flexão.



**Figura 4.25** – Tração (+) ; Compressão (-)

De uma forma simplificada, um duto com seção perfeitamente circular com um defeito de corrosão, tende a colapsar conforme indicado na Figura 4.26, ou seja, defeitos internos ou externos tendem a coincidir com as regiões em que as deformações de flexão preponderantemente compressivas. Dependendo da sua posição ao longo da espessura, o duto tende a colapsar em modos (diâmetros máximos e mínimos) defasados de 90 graus.



**Figura 4.26** – Defeitos coincidentes: regiões de predominância de deformações de flexão compressivas.

A Tabela 4.17 indica que o pior cenário ocorre quando o defeito coincide com as fibras mais comprimidas na seção transversal ovalizada sem a presença do defeito. Isto está esquematicamente ilustrado na primeira e quarta linha da Tabela. Nesses casos, defeito e ovalização interagem promovendo o colapso do duto na mesma orientação. Isto é, o duto colapsaria no modo ilustrado caso estivesse apenas ovalizado, ou se sua seção transversal fosse perfeitamente circular, porém com defeitos de corrosão nas posições indicadas. A

presença simultânea dessas duas imperfeições, relativamente posicionadas conforme indicado, precipita a instabilidade do duto (colapso).

Por outro lado, quando o defeito se encontra a 90 graus em relação às fibras mais comprimidas (segunda e terceira linhas) da seção ovalizada, defeito e ovalização interagem de forma a gerar um efeito estabilizador (2ª e 3ª linhas) . Isto porque ovalização e defeito promovem modos de colapso com orientações defasadas de 90 graus. O efeito global é o aumento da pressão de colapso, conforme indicado na Tabela 4.17 Eventualmente e dependendo dos seus valores, ovalização ou profundidade do defeito prevalece para determinar a configuração final de colapso. Esse efeito estabilizador é claramente identificado nos campos sombreados nas 2ª e 3ª linhas. Verifica-se que, para uma mesma ovalização (0.5%), a pressão de colapso é pouco influenciada pelo aumento da profundidade do defeito até valores de  $d/t$  iguais a 0.4 (ao contrário do que acontece para os outros casos – 1ª e 2ª linhas). Finalmente, para  $d/t$  igual a 0.6 o defeito prevalece na determinação do modo, causando uma queda abrupta da pressão de colapso.

Geometrias adicionais de defeitos poderiam ser consideradas, particularmente defeitos com diferentes comprimentos através de análises numéricas em 3-D. Dependendo dos parâmetros como profundidade e comprimento do defeito e sua posição em relação à seção ovalizada, pequenas diferenças entre os mecanismos de colapso podem ocorrer. Para este estudo, no entanto, optou-se pela análise em 2-D (defeitos infinitos na direção longitudinal), já que o modelo foi capaz de ilustrar bem a interação existente entre a posição do defeito e a ovalização do duto.

**Tabela 4.17 – Influência da posição do defeito e ovalização do duto na pressão de colapso.**

$\Delta_0$	0.2%					0.5%						
	$d/t$	0.1	0.2	0.3	0.4	0.6	0.1	0.2	0.3	0.4	0.6	
Ovalização / Posição do defeito	$\hat{P}_{COR} / \hat{P}_{CO}$ (Configuração de colapso)*					$\hat{P}_{COR} / \hat{P}_{CO}$ (Configuração de colapso)*						
		0.95	0.88	0.74	0.64	0.49		0.96	0.86	0.77	0.68	0.54
		0.99	0.99	0.96	0.75	0.54		0.98	0.96	0.94	0.94	0.68
		0.99	0.99	0.88	0.71	0.53		0.98	0.96	0.95	0.95	0.66
		0.93	0.83	0.72	0.62	0.49		0.94	0.85	0.75	0.66	0.53

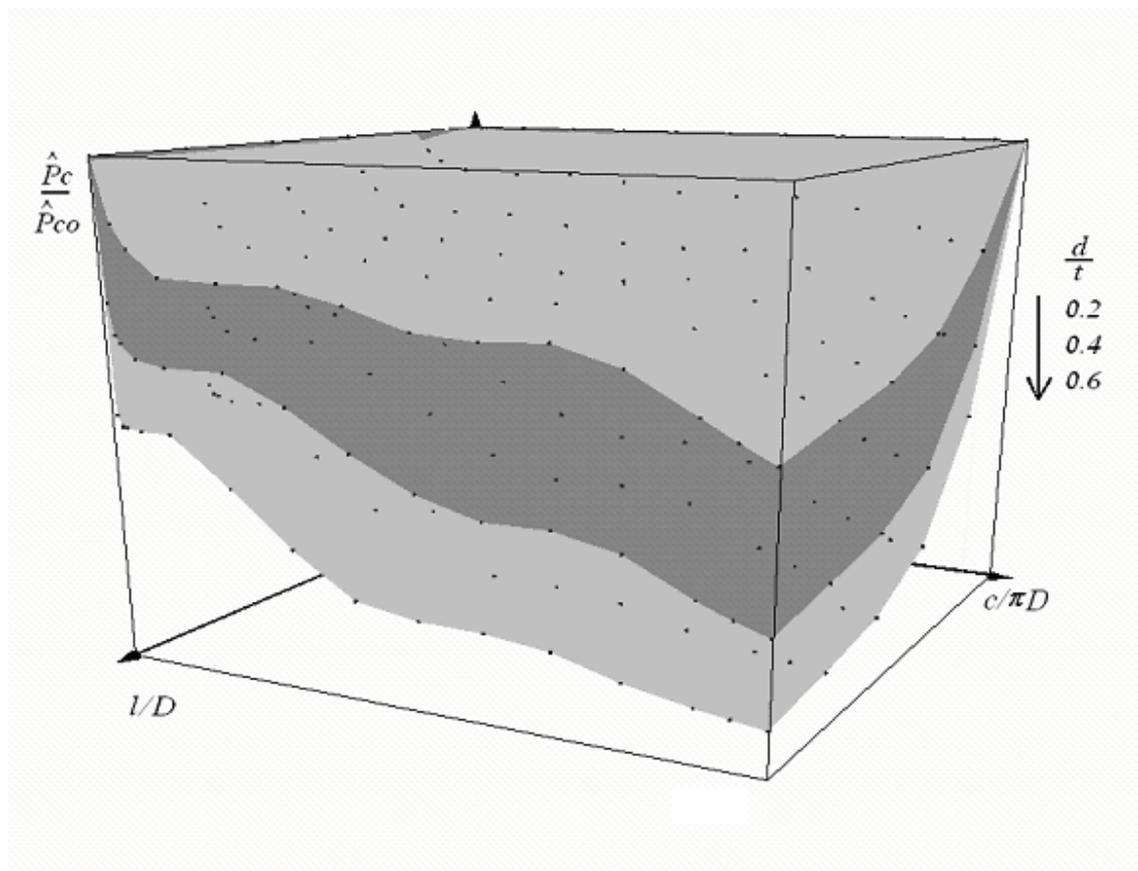
(\*) Os desenhos esquemáticos representam a configuração preferida de colapso. Dependendo da geometria do defeito, o colapso pode ocorrer pelo modo *flat* ou pelo modo *U*.

#### 4.2.4 - DETERMINAÇÃO DA EQUAÇÃO PARA PRESSÃO DE COLAPSO

Análises numéricas pelo método dos elementos finitos, conforme já comentado, são uma opção viável para se determinar a pressão de colapso de dutos com defeitos. No entanto, em muitos casos podem não ser a opção mais prática. Normalmente, o uso preliminar de uma fórmula que relaciona a geometria do duto, material e características geométricas do defeito é recomendado. Neste trabalho, um dos objetivos foi estabelecer um procedimento simples que permita ao examinador avaliar instantaneamente o efeito detrimental de um defeito simples de dutos sob pressão externa. O operador poderia então decidir qual o tipo de análise e/ou ação que seria mais propícia para cada cenário.

Esse procedimento é desenvolvido usando dados experimentais e resultados de análises numéricas do estudo paramétrico. Uma metodologia similar foi proposta no passado [10,11] para um problema diferente. A partir de um extenso estudo paramétrico, foi

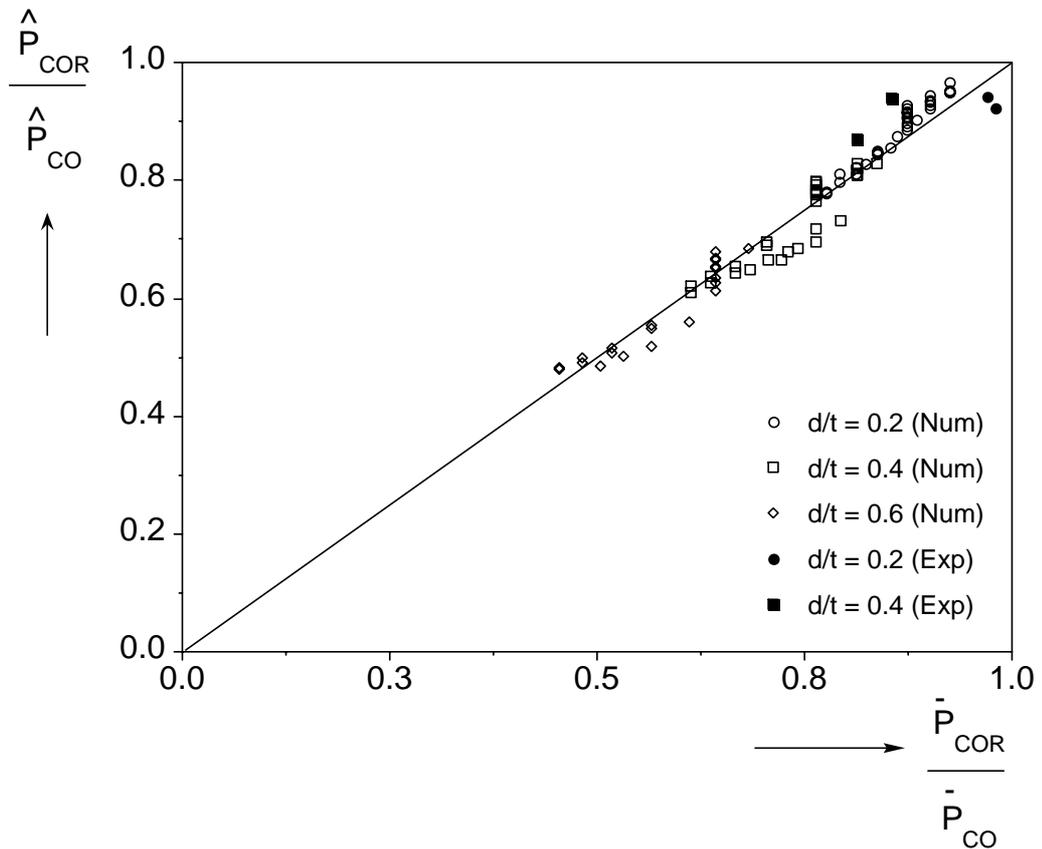
criado um gráfico que representa tridimensionalmente as variáveis geométricas dos defeitos, com suas respectivas pressões de colapso. Através da análise do gráfico 3-D (Figura 4.27), observamos que existe uma grande complexidade na avaliação dos modos de colapso e geometria dos defeitos. Dessa forma, a equação proposta foi escolhida para avaliar uma geometria específica de defeito, com comportamento similar.



**Figura 4.27** – Gráfico 3-D.

Para o presente estudo, a expressão obtida através da aproximação dos dados numéricos, é dada por:

$$\frac{\bar{P}_{COR}}{\bar{P}_{CO}} = \left[ \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t} \left( 1 - \left( \frac{c}{\pi D} \right)^{0.4} \left( \frac{l}{10D} \right)^{0.4} \right)} \right]^{2.675} \quad (4.8)$$



**Figura 4.28** – Comparação entre pressões de colapso experimentais, analíticas (equação 4.8) e numéricas.

A Figura 4.28 apresenta uma comparação entre os resultados obtidos pela equação (4.8) e os resultados numéricos e experimentais. Os expoentes da equação (4.8) foram calibrados para a combinação dos parâmetros em classes, conforme apresentado abaixo:

- Defeitos estreitos e largos:

$$\text{para } \frac{d}{t} = 0.2 \text{ e } \frac{c}{\pi D} \leq 0.2 .$$

$$\text{Nessa classe, se } \frac{c}{\pi D} \geq 0.1 \text{ adotar } \frac{c}{\pi D} = 0.1 .$$

- Defeitos moderadamente profundos e moderadamente estreitos:

$$\text{para } \frac{d}{t} = 0.4 \text{ e } \frac{c}{\pi D} \leq 0.1 .$$

$$\text{Nessa classe, se } \frac{c}{\pi D} \geq 0.05 \text{ adotar } \frac{c}{\pi D} = 0.05 .$$

- Defeitos profundos e estreitos:

$$\text{para } \frac{d}{t} = 0.6 \text{ e } \frac{c}{\pi D} \leq 0.05 .$$

$$\text{Nessa classe, se } \frac{c}{\pi D} \geq 0.025 \text{ adotar } \frac{c}{\pi D} = 0.025 .$$

Pode-se perceber que essas classes correspondem a uma perda de material de até aproximadamente  $0.04\pi Dt$  por unidade de comprimento. O procedimento acima pode portanto, avaliar profundidades intermediárias, caso a variação da largura seja propriamente ajustada para se adequar aos limites. Por exemplo, uma acurácia similar pode ser obtida para defeitos com  $\frac{d}{t} = 0.25$  e  $\frac{c}{\pi D} \leq 0.16$ . Em todas as classes,  $\frac{l}{D}$  deve ser mantido fixo com valor igual a 10 caso  $\frac{l}{D} \geq 10$ , já que a pressão de colapso para todos os defeitos tendem assintoticamente a limites mais baixos nesse valor, correspondendo a efeitos com comprimentos infinitos (Figura 4.26).

A Figura 4.28 mostra também os resultados experimentais versus os dados analíticos para os modelos com  $d/t = 0.2$  e  $0.4$ . Verificou-se que uma boa correlação foi obtida.

Atenção deve ser prestada para não se extrapolar os resultados obtidos através do procedimento apresentado para geometrias materiais que difiram muito das usadas nesse estudo. Esse procedimento pode ser usado como uma ferramenta simples na avaliação da pressão de colapso de dutos com defeitos simples do tipo estreitos e largos ou profundos e finos, desde que os parâmetros avaliados não desviem significativamente dos valores usados no estudo paramétrico.

## 5.0 – CONCLUSÕES

Neste trabalho, um amplo estudo do comportamento estrutural de dutos submetidos a pressões internas e externas foi realizado a partir de testes experimentais de dutos de aço AISI 1020 em pequena escala e análises numéricas baseado no método dos elementos finitos. Para isto, defeitos de corrosão foram induzidos a partir de ferramentas específicas através do processo de eletroerosão, com o objetivo de que nenhuma tensão residual fosse transferida para o modelo, de forma a apresentar as mesmas propriedades mecânicas em todas as regiões. A primeira etapa descreve testes experimentais de dutos submetidos a pressões internas e externas, através de dutos em escala reduzida, cujo objetivo é de calibrar modelos numéricos que serão desenvolvidos. A segunda etapa descreve os modelos numéricos, o qual foi baseado no método dos elementos finitos, com o objetivo de simular um duto corroído com e sem danos na sua superfície externa do duto.

### 5.1 – PRESSÃO INTERNA

- Nos testes experimentais de pressão interna, realizados por Loureiro [31] em um primeiro trabalho, foram utilizados sete modelos de dutos de aço carbono AISI 1020, com relação  $D/t = 16$ , em escala reduzida de modo a representar dutos em escala real. A mesma metodologia também foi aplicada para os testes de pressão externa.

- No estudo desenvolvido por Loureiro [31], foram realizadas análises considerando o defeito na forma retangular (espessura uniforme), pela sua simplicidade. Em complemento a este primeiro trabalho, foram criados modelos considerando a geometria do defeito real (espessura não uniforme). A malha de elementos foi gerada a pelo software ABAQUS CAE, que faz parte do pacote do programa computacional ABAQUS, representando fielmente as mesmas geometrias do defeito. A comparação entre os resultados experimentais e numéricos mostrou a boa correlação onde as pressões de rupturas calculadas numericamente para os dutos com defeitos simplificados foram menores que as obtidas dos testes experimentais. Já os modelos com defeito real apresentaram maiores pressões de ruptura, porém com uma aproximação melhor.

- Complementado o estudo paramétrico realizado por Loureiro [31] sobre a influência dos parâmetros geométricos dos dutos e dos danos na pressão de ruptura em linhas de dutos de aço grau API, foram realizadas análises da profundidade do defeito utilizando os mesmos parâmetros  $l/D$ ,  $c/D$  e  $d/t$ , para  $D/t=16$ , e mesmos parâmetros de material. A comparação indica que praticamente não houve alteração das relações de pressão de ruptura, mostrando o mesmo comportamento para diferentes relações de  $D/t$ .

- Uma segunda abordagem foi considerada no estudo paramétrico de pressão interna. O objetivo deste estudo foi verificar o comportamento e a influência do patamar de escoamento nas pressões de ruptura dos dutos de aço X-65. Os resultados apresentados na indicam uma variação na pressão de ruptura em função da tensão. Verificou-se que a medida em que se reduz a tensão de escoamento, mantendo o limite de ruptura constante, a pressão de ruptura também reduz. No caso da redução de 20% de  $\sigma_o$ , a redução da pressão de ruptura é da ordem de 19.7%. Aumentando a tensão de escoamento em 10%, verificou-se que a pressão de ruptura também aumenta em 9.3%.

- Foi realizado um estudo para analisar a influência da pressão interna, considerando dutos com comprimento infinito (deformação plana) e dutos com os bordos fechados. A relação das pressões para as condições geométricas analisadas mostrou que uma desprezível variação de pressão ocorre entre as condições de contorno dos bordos.

- A comparação da equação proposta obtida a partir do extenso estudo paramétrico realizado, e as normas B31G [8] e DNV RP F101 [9] mostraram uma boa correlação. Porém, para menores valores dos parâmetros geométricos verifica-se pequena divergência da curva B31G [8], a curva da DNV [9] e a equação proposta. O código B31G [8] provou ser conservador em todos os casos analisados.

- Os resultados comparativos entre a equação proposta e testes experimentais realizados por Loureiro [31], Silva [33] e Pinto [34] mostraram uma mesma tendência. observar que os pontos descritos por  $0.45 \leq l/D \leq 1.5$  estão próximos ao ajuste linear proposto, o que indica que a equação representa bem a pressão de ruptura dos modelos experimentais para os estes parâmetros de classe indicados para  $l/D < 0.45$ , verificou-se que alguns pontos se distanciam da curva, o que indica que o ajuste proposto não

representa tão bem defeitos muito curtos. Para defeitos intermediários acima de 50°, os pontos se afastam da curva do ajuste proposto.

## 5.2 – PRESSÃO EXTERNA

- Testes experimentais, analogamente à pressão interna, porém em número maior, foram realizados em onze modelos de dutos em escala reduzida. As mesmas características geométricas são observadas para ambos os casos. A interpretação dos resultados experimentais e posterior comparação com os resultados numéricos implicam no conhecimento das imperfeições geométricas, no qual influenciam significativamente nas cargas de colapso.

- Especificamente para pressão externa, onde a ovalização e variação de espessura são parâmetros de extrema importância, a escolha da região de indução do defeito torna-se primordial para se obter uma boa correlação numérico experimental: região de maior ovalização e menor espessura.

- Foram observados dois diferentes modos de colapso nos testes experimentais: o usual modo duplo-simétrico (aqui referenciado de modo *Flat*) para dutos intactos e dutos com defeitos rasos, e o modo com formato de U (referenciado como modo *U*) com apenas um plano de simetria para a seção colapsada. Esse segundo modo de colapso foi claramente induzido devido à presença do defeito na região de maior ovalização e menor diâmetro.

- Para o estudo de pressão externa, foram realizadas análises utilizando os modelos simplificados e reais, representando fielmente as dimensões dos modelos experimentais. Através da análise dos resultados e dimensões geométricas dos defeitos, observa-se que a variação do comprimento longitudinal ( $l$ ) é o parâmetro que causa o maior efeito detrimental. Maior inclusive que o parâmetro profundidade ( $d$ ).

- Dependendo da geometria do defeito, quanto mais material é removido do duto na análise simplificada, o defeito tende a se comportar como um arco, conforme descrito previamente por Xue e Fat [38]. Esse comportamento pode ser observado na análise

numérica do duto T6D. Ao utilizar o modelo simplificado, a região do defeito colapsa simetricamente conforme um arco enquanto o restante da seção permanece quase intacto.

- Dependendo da geometria do defeito, as análises numéricas e experimentais mostraram que podem ocorrer diferentes modos de colapso. A posição circunferencial do defeito em relação a ovalização da seção transversal pode também identificar a forma de colapso e a pressão de colapso correspondente.

- Um extensivo estudo paramétrico utilizando modelos simplificados em 2-D (considerando o estado plano de deformação) e 3-D foram realizados. O objetivo foi descrever os diferentes mecanismos de colapso associado com defeitos com dimensões variadas, e qual a influência sobre a pressão de colapso. O modelo simplificado foi utilizado pelo fato do defeito de corrosão pode acontecer em qualquer posição e direção, dependendo do mecanismo de corrosão.

- Verificou-se como o comprimento longitudinal do defeito influencia a pressão de colapso, mantendo a profundidade do defeito constante. As curvas para as diferentes profundidades mostram o mesmo comportamento. Observa-se que a partir da relação de  $c/\pi D = 8.0$ , a curva tende a se tornar linear, até atingir os níveis de pressões de colapso de um duto considerado de parede fina. Porém, a medida em que aumenta os comprimentos circunferenciais dos defeitos, ocorrem outros fenômenos. A curva não se converge suavemente. Isto indica que outros modos de colapso estão atuantes.

- Dutos intactos colapsam no modo *flat*, dutos com defeitos de pequena profundidade colapsam no modo *U1*, onde toda a seção deforma na forma de um *U*-simétrico. Este modo se altera para o comportamento instabilidade de arco ou modo *U2* dependendo da profundidade do defeito. Para defeitos com profundidades de  $d/t = 0.4$  e  $0.6$ , conforme a largura do defeito aumenta, um outro modo de colapso é observado onde a seção transversal parece o formato de uma pêra. Quando a maior parte da seção é afetada pelo defeito, o duto colapsa em um modo intermediário entre o *U1* e o modo *flat*, chamado de modo. Conforme esperado quando o defeito assume toda a seção, o colapso reverte para o modo *Flat*.

-Um estudo sobre a influência dos defeitos internos e externos e suas combinações com a profundidade e ovalização do defeito foi realizado. Diferentes combinações entre

ovalização, profundidade e posição de defeito indicam a influência dessas combinações nos modos e conseqüentemente na pressão de colapso de dutos. Quando o duto ovalizado é submetido à pressão externa, as fibras do material experimentam uma combinação de deformações de membrana e flexão.

- Geometrias adicionais de defeitos poderiam ser consideradas, particularmente defeitos com diferentes comprimentos através de análises numéricas em 3-D. Dependendo dos parâmetros como profundidade e comprimento do defeito e sua posição em relação à seção ovalizada, pequenas diferenças entre os mecanismos de colapso podem ocorrer.

- Neste trabalho, foi estabelecido um procedimento simples que permita ao examinador avaliar instantaneamente o efeito detrimental de um defeito simples de dutos sob pressão externa. Os expoentes da equação (4.8) foram calibrados para a combinação dos parâmetros em classes. Esse procedimento foi desenvolvido usando dados experimentais e resultados de análises numéricas do estudo paramétrico. Através da análise do gráfico 3-D observamos que existe uma grande complexidade na avaliação dos modos de colapso e geometria dos defeitos.

## **TRABALHOS FUTUROS**

1) É sugerido um estudo sobre interações de defeitos, para uma melhor avaliação da influência dos parâmetros geométricos na pressão de ruptura seguindo a mesma metodologia realizada para defeitos simples.

2) Devido à necessidade da utilização de dutos em lâminas d'água cada vez mais profundas, um estudo mais amplo sobre a influência da pressão de colapso deve ser investigado, incluindo carregamentos combinados de flexão e pressão externa, aumentando a abrangência dos parâmetros de classe.

3) Estudo da interação de defeitos adjacentes na pressão de colapso de dutos.

4) Pela complexidade de operações em águas profundas, métodos de reparos metálicos e não metálicos devem ser avaliados, para se recuperar a integridade estrutural de dutos com defeitos em operação.

## 6.0 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] NETTO, T.A., FERRAZ, U.F., ESTEFEN S.F., “The Effect of Corrosion Defects on the Burst Pressure of Pipelines” *Journal of Constructional Reserch* 61 (2005) 1185-1204.
- [2] WOLFFRAN, J.; YAHAYA, N., “On the Some Uncertainties on the Structural Integrity Assessment of Corroded Pipelines”. *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering* - OMAE’99/S&R-6032, Canadá, 1999.
- [3] Office of pipeline safety, U.S. Department of Transportation. Pipeline Statistics, [http:// ops.dot.gov/stats.htm](http://ops.dot.gov/stats.htm), 2004.
- [4] PALMER-JONES, R., GONÇALVES, A., Course of Defect Assessment in Pipelines – Rio de Janeiro, Setembro, 2007.
- [5] GENTIL,V., *Corrosão – Livros Técnicos e Científicos*, 4ª Edição, Rio de Janeiro, 2003.
- [6] NETTO, T.A.; FERRAZ, U.F; BOTTO, A., “On the effect of corrosion defects in the collapse pressure of pipelines”, 24<sup>th</sup> *International Conference of Offshore and Polar Engineering*, Halkidiki, Grécia, OMAE 2005-67261, 2005.
- [7] CHOI, J.B., “Development of Limit Load Solutions for Corroded Gas Pipelines”, *Irternational Journal of Pressure Vessels and Piping*, Janeiro, 2003.
- [8] ASME B31G, 1991. Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines. A Supplement to ANSI/ASME B31 Code for Pressure Piping.
- [9] DNV Recommended Practice, RP-F101, 2004. Corroded Pipelines. Det Norske Veritas.
- [10] KYRIAKIDES, S., PARK, T.D., and NETTO, T.A.-“On the Design of Integral Buckle Arrestors for Offshore Pipelines”. *Applied Ocean Research*, Vol.20, pp.95-104, 1998.
- [11] NETTO, T.A.; ESTEFEN, S.F.; “Buckle Arrestors for Deepwater Pipelines”. *Marine Structures*, Vol.9, pp.873-883, 1996.

- [12] STEPHENS, D.R.; FRANCINI, R.B.; “A Review and Evaluation of Remaining Strength Criteria for Corrosion Defects in Transmission Pipelines” *Proc. Int’l Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE’00*, CD Rom, 2000.
- [13] NETTO, T.A.; FERRAZ, U.F; BOTTO, A. – “On the Effect of Corrosion Defects in the Collapse Pressure of Pipelines”, International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering- OMAE - June, 2005.
- [14] NETTO, T.A.; FERRAZ, U.F; BOTTO, A. “Residual Strength of Corroded Pipelines Under External Pressure: A Simple Assessment”, *6<sup>th</sup> International Pipeline Conference*, 2006.
- [15] NETTO, T.A.; FERRAZ, U.F; BOTTO, A. “On the Effect of Corrosion Defects on the Collapse Pressure of Pipelines”. *International Journal of Solids and Structures*, ELSEVIER , 2007.
- [16] COSHAM, A.; HOPKINS, P.; MACDONAL, K.A., “Best Practice for the Assessment of Defects in Pipelines – Corrosion”. *Engineering Failure Analysis*, ELSEVIER , 2007.
- [17] PASQUALINO, I.P., ESTEFEN, S.F.; ALVES, T.M.J. “Propagation of Buckles in Thick Walled Pipelines for Ultra Deepwater Applications”. *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE*, 2000.
- [18] SARIN ,P. et all – “Physico-Chemical Characteristics of Corrosion Scales in Old Iron Pipes” – *Water Research*, Volume 35, pp. 2961-2969, 2001.
- [19] DOGLIONE, R.; FIRRAO, D., “Structural Collapse Calculation of Old Pipelines” *Int. J. Fatigue*, Vol. 20, No 2, pp 161-168, 1998.
- [20] HEITZER, M. “Plastic Limit Loads of Defective Pipes Under Combined Internal Pressure and Axial Tension”. *International Journal of Mechanical Sciences*, Volume 44, pp. 1219-1224, 2002.
- [21] CHOI, H.S. e BOMBA, J.G. – “Acceptance Criteria of Defects in Undersea Pipeline Using Internal Inspection”. *Ocean Engineering*, Volume 30, pp. 1613-1624, 2003.

- [22] LOULA, A. F. D.; GUERREIRO, J.N.C.; SILVA R.C.C. “A study of Pipe Corrosion Defects Using the FEM and Neural Networks”, *Advances in Engineering Software*, Volume 38, pp. 868-875, 2007.
- [23] MAXEY, W. A. KIEFNER, J. F., EIBER, R. J. And DUFFY, A. R. – “Ductile Fracture Initiation, Propagation, and Arrest in Cylindrical Vessels”, Fracture Toughness, In: Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics, Part. II, ASTM STP 514, pp. 70-81, 1972.
- [24] KIEFNER, J. F., MAXEY W. A., EIBER, R. J. AND DUFFY, A.R. – “*Failure stress levels of flaws in pressurized cylinders*”, Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing ASTM STP 536, American Society for Testing and Materials, pp. 461-481, 1973.
- [25] STHEPHENS, D.R., FRANCINI, R.B. “*A Review and Evaluation of Remaining Strength Criteria for Corrosion Defects in Transmission Pipelines*”, In: Proceedings of Int’l Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering OMAE’00, ETCE2000/OGPT-10255, 2000.
- [26] KIEFNER, J.F.; VIETH, P.H., “Evaluating Pipe 1: New Method Corrects Criterion for Evaluating Corroded Pipe”. *Oil & Gas Journal*, Volume 88, n.32, pp. 56-59, 1990.
- [27] KIEFNER, J.F.; VIETH, P.H., “Evaluating Pipe Conclusion: PC Program Speeds New Criterion for Evaluating Corroded Pipe”. *Oil & Gas Journal*, Volume.88, n.34, pp 91-93.,1990.
- [28] KANNINEM, M. F., PAGALTHIVARTHI, K. V.; Popelar, C.H., “A Theoretical Analysis for Residual Strength of Corroded Gas and Oil Transmission Pipelines”, *Symposium on Corrosion Forms and Control for Infrastructure*, San Diego, California, Novembro 3-4, 1991.
- [29] SIMS, J. R., HANTZ, B. F. and KUEHN, K. E., “A Basis for the Fitness for Service Evaluation of Thin Areas in Pressure Vessels and Storage Tanks” *Pressure Vessel Fracture, Fatigue, and Life Management*, Volume 233, pp. 51-58, ASME 1992.

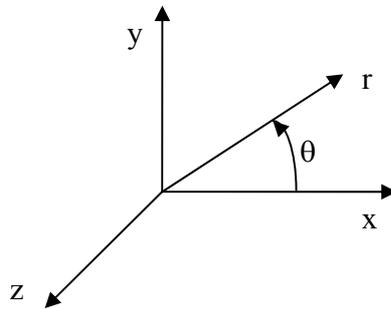
- [30] STHEPHEN, D.R., LEIS B. “Development of an Alternative Criterion for Residual Strength of Corrosion Defects in Moderate-to High-Toughness Pipe”, IPC 2000, Calgary, Canadá.
- [31] LOUREIRO, J., *Influência da Corrosão na Resistência Limite de Dutos sob Pressão Interna*. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2001.
- [32] ABAQUS User’s and Theory Manuals (1998). Version 6.4, Hibbitt, Karlsson Sorensen, Inc.
- [33] GOMES DA SILVA, D. P., *Análise da Integridade Estrutural de Dutos com Defeitos Axissimétricos sob Pressão Interna*. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2005.
- [34] XAVIER PINTO, O. S., *Avaliação Numérico-Experimental de Métodos Analíticos para Cálculo da Pressão de Ruptura de Dutos Corroídos*. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2007.
- [35] FU, B.; KIRKWOOD, M.G., “Predicting Failure of Internally Corroded Linepipe using Finite Element Method”. *Proc. International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE*, Volume 5, pp.175-184, 1995.
- [36] BAI Y, HAUCH S., “Analytical Collapse of Corroded Pipes”, *8<sup>th</sup> International Conference of Offshore and Polar Engineering*, Montreal, Canadá, pp. 24-29, 1998.
- [37] FATT, M.S. H., “Elastic-plastic Collapse of Non-uniform Cylindrical Shells Subjected to Uniform External Pressure”, *Thin Wall Structures*, Volume 35, pp. 117-137,1999.
- [38] XUE, J.; FATT, M.S.H. - “Buckling of a Non-uniform, Long Cylindrical Shell Subjected to External Hhydrostatic Pressure”, *Engineering Structures*, Vol 24, pp. 1027-1034, 2002.
- [39] TIMOSHENKO, S.P., GERE J.M., *Theory of Elastic Stability*, Editora McGraw-Hill, Nova Iorque, 1961.
- [40] KARAMANOS, S.A., ELEFThERIADIS, C. “Collapse of Pressurized Elastoplastic Tubular Members Under Lateral Loads” *International Journal of Mechanical Sciences*, Volume 46, pp. 35-56, 2004.

## **7 - ANEXOS**

## ANEXO A

### 7.1 – FLEXÃO ELÁSTICA DE CASCA CILÍNDRICA

As tensões e deformações de um cilindro contendo uma região de espessura reduzida, submetido à pressão interna podem ser descritas com o auxílio do sistema de coordenadas cilíndricas, conforme pode ser visto na Figura 7.1.



**Figura 7.1** – Sistema de Coordenadas Cilíndricas.

Onde as coordenadas são descritas por:

$$x = r \cdot \cos \theta; \quad y = r \cdot \sin \theta$$

$$\theta = \tan^{-1} \left( \frac{y}{x} \right); \quad r = \sqrt{x^2 + y^2}$$

As deformações associadas aos deslocamentos  $u$ ,  $v$  e  $w$  às coordenadas cilíndricas  $r$ ,  $\theta$  e  $z$  respectivamente, podem ser descritas da seguinte forma:

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1}{r} \left( \frac{\partial v}{\partial \theta} + u \right); \quad \varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}; \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}$$

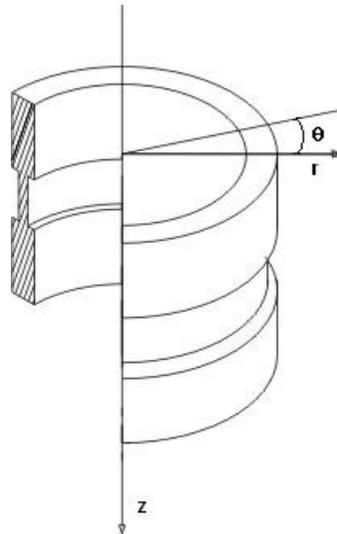
(7.1)

$$\varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \right); \quad \varepsilon_{\theta z} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial \theta} + \frac{\partial v}{\partial z} \right); \quad \varepsilon_{r\theta} = \frac{1}{2} \left[ \frac{\partial v}{\partial r} + \frac{1}{r} \left( \frac{\partial u}{\partial \theta} - v \right) \right]$$

Uma vez sendo conhecidas as componentes de deformação, utilizando as equações constitutivas considerando o material linear elástico e isotrópico, pode se determinar as componentes de tensão.

Observando a deformação circunferencial, é visto que na equação um de seus termos está associado a dilatação do cilindro ( $u$ ) e o outro está associado à variação de deslocamento angular ( $\partial v/\partial \theta$ ).

Considerando um defeito axissimétrico, como não há variação de deslocamento angular, a deformação circunferencial está associada ao efeito da componente de dilatação. A Figura 7.2 ilustra a forma do defeito axissimétrico proposto na solução do desenvolvimento analítico descrito.



**Figura 7.2-** Modelo do defeito axissimétrico proposto.

### 7.1.1 – DEFEITOS AXISSIMÉTRICOS

A curva analítica que descreve a flexão de uma casca cilíndrica de geometria axissimétrica, sujeita à ação de pressão, foi desenvolvida baseada na solução elástica, axissimétrica apresentada por Timoshenko [39], no qual a parede do duto é tratada como uma placa.

Como o problema apresenta simetria em relação ao eixo  $z$ , considera-se que todas as derivadas em relação a esse eixo são nulas. Anulando as componentes de variação angular associada às deformações obtidas em (7.1), tem-se os valores de deformação para o caso axissimétrico.

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{u}{r}; \quad \varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}; \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (7.2)$$

$$\varepsilon_{rz} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \right); \quad \varepsilon_{\theta z} = \frac{1}{2} \frac{\partial v}{\partial z}; \quad \varepsilon_{r\theta} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{v}{r} \right)$$

Após a dedução do módulo de rigidez à flexão, por equilíbrio de componentes de forças e momentos fletores, obtém-se a seguinte equação ordinária de quarta ordem a coeficientes constantes.

$$\frac{d^4 u}{dz^4} + \frac{12 \cdot (1-\nu)}{t^2 R^2} u = \frac{12 \cdot (1-\nu^2)}{Et^3} p \quad (7.3)$$

A solução da equação (7.3) pode ser escrita em função de termos hiperbólicos ou exponenciais:

$$u = A \sin(\beta z) \sinh(\beta z) + B \sin(\beta z) \cosh(\beta z) + C \cos(\beta z) \cosh(\beta z) + D \cos(\beta z) \sinh(\beta z) + \frac{pR^2}{Et}$$

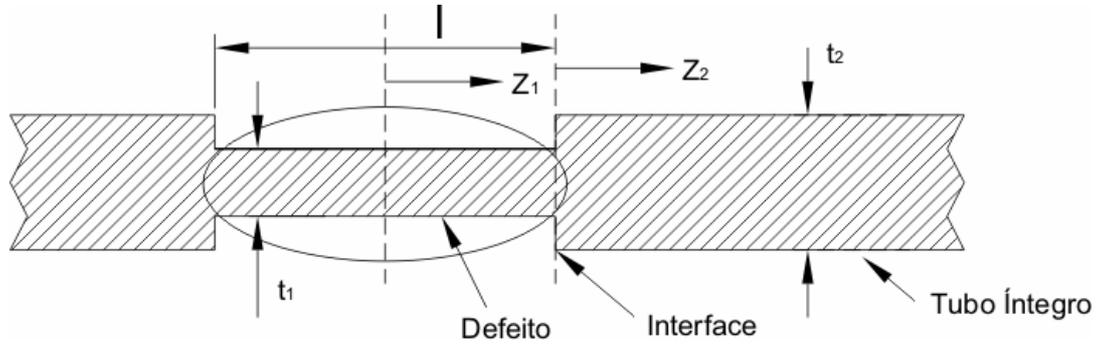
ou

$$u = Ae^{\beta z} \cos(\beta z) + Be^{\beta z} \sin(\beta z) + Ce^{-\beta z} \cos(\beta z) + De^{-\beta z} \sin(\beta z) + \frac{pR^2}{Et} \quad (7.4)$$

Onde:

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1-\nu^2)}{t^2 R^2}}$$

No caso de um duto com defeito axissimétrico, o problema é dividido em duas partes: a primeira compreendendo a região do defeito a partir do seu ponto médio, e a segunda compreendendo a região posterior ao defeito, conforme mostrado na Figura 7.3.



**Figura 7.3** – Defeito Axissimétrico – Divisão do problema.

Na região do defeito, pela simetria de deformação em relação ao centro, a flexão nesta região pode ser expressa por:

$$u_1 = A \cos(\beta_1 z_1) \cosh(\beta_1 z_1) + B \sin(\beta_1 z_1) \sinh(\beta_1 z_1) + \frac{pR^2}{Et_1} \quad (7.5)$$

Onde:

$$\beta_1 = \sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \nu^2)}{t_1^2 R^2}}$$

Na região íntegra, a deformação é representada pelo estado de deformações no infinito. A flexão para esta região será:

$$u_2 = C e^{-\beta_2 z_2} \cos(\beta_2 z_2) + D e^{-\beta_2 z_2} \sin(\beta_2 z_2) + \frac{pR^2}{Et_2} \quad (7.6)$$

Onde:

$$\beta_2 = \sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \nu^2)}{t_2^2 R^2}}$$

Os coeficientes A, B, C e D das equações (7.5) e (7.6) são obtidos através das condições de contorno associadas a continuidade da flexão, da inclinação, do momento fletor e do esforço cortante na interface entre a região do defeito e a região íntegra.

$$\begin{aligned}
 \text{i)} \quad & u_1\left(z_1 = \frac{l}{2}\right) = u_2(z_2 = 0); \\
 \text{ii)} \quad & \left. \frac{du_1}{dz} \right|_{z_1 = \frac{l}{2}} = \left. \frac{du_2}{dz} \right|_{z_2 = 0}; \\
 \text{iii)} \quad & M_1\left(z_1 = \frac{l}{2}\right) = M_2(z_2 = 0); \\
 \text{iv)} \quad & Q_1\left(z_1 = \frac{l}{2}\right) = Q_2(z_2 = 0).
 \end{aligned} \tag{7.7}$$

Resolvendo o sistema de equações lineares obtidos através das condições de contorno, pode se determinar os coeficientes A, B, C e D:

$$\begin{aligned}
 A &= \frac{\hat{p}}{\Delta} \left\{ \frac{T^7}{2} (\sin \alpha \cosh \alpha + \cos \alpha \sinh \alpha) + \frac{T^3}{2} (\cos \alpha \sinh \alpha - \sin \alpha \cosh \alpha) + T^2 \cos \alpha \cosh \alpha \right\}; \\
 B &= \frac{\hat{p}}{\Delta} \left\{ \frac{T^7}{2} (\cos \alpha \sinh \alpha - \sin \alpha \cosh \alpha) - \frac{T^3}{2} (\cos \alpha \sinh \alpha + \sin \alpha \cosh \alpha) - T^2 \sin \alpha \sinh \alpha \right\}; \\
 C &= \frac{\hat{p}}{\Delta} \left\{ \frac{T^4}{2} (\cos \alpha - \cosh 2\alpha) + \frac{T^3}{4} (\sin 2\alpha - \sinh 2\alpha) - \frac{T^{-1}}{4} (\sin 2\alpha + \sinh 2\alpha) \right\} \tag{7.8}
 \end{aligned}$$

$$D = \frac{-\hat{p}}{\Delta} \left\{ \frac{T^3}{4} (\sin 2\alpha - \sinh 2\alpha) + \frac{T^{-1}}{4} (\sin 2\alpha + \sinh 2\alpha) \right\};$$

$$\Delta = \frac{T^7}{4} (\sinh 2\alpha + \sin 2\alpha) + \frac{T^4}{2} (\cosh 2\alpha - \cos 2\alpha) + \frac{T^3}{2} (\sinh 2\alpha - \sin 2\alpha) + \frac{T^2}{2} (\cosh 2\alpha + \cos 2\alpha) + \frac{T^{-1}}{4} (\sinh 2\alpha + \sin 2\alpha)$$

Onde:

$$T = \sqrt{\frac{t_2}{t_1}};$$

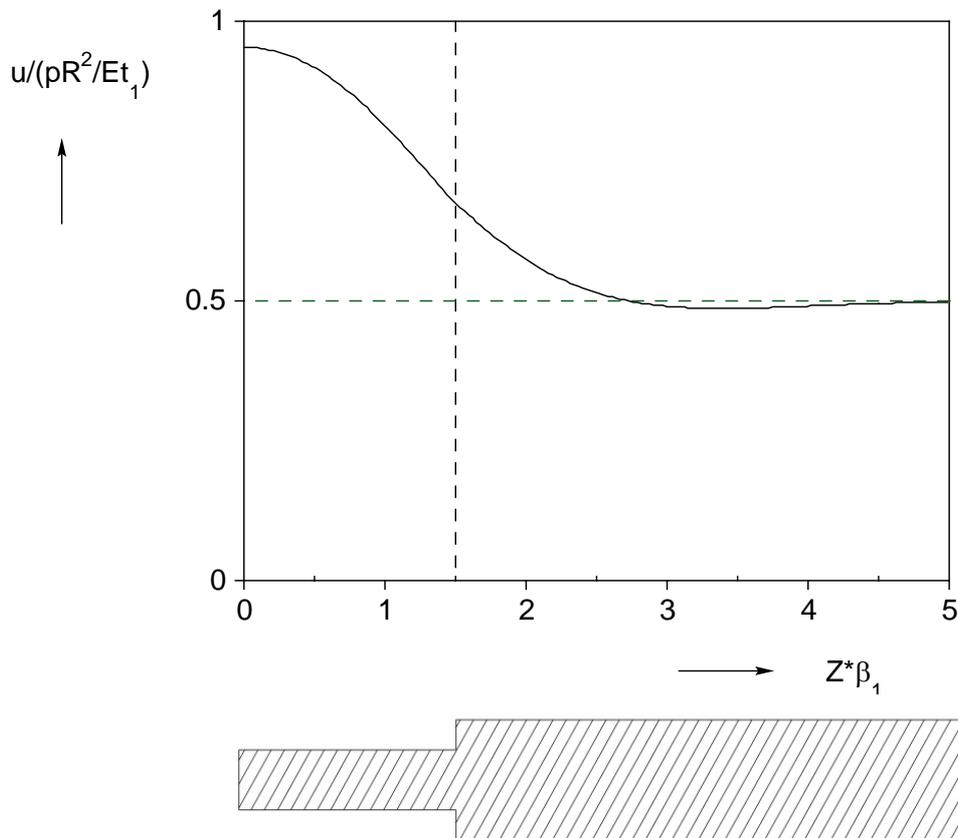
$$\hat{p} = \frac{pR^2}{Et_2} - \frac{pR^2}{Et_1};$$

$$\alpha = \beta_1 \frac{l}{2};$$

$$\beta_1 = \sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \nu^2)}{t_1^2 R^2}}.$$

Uma vez sendo conhecidas as constantes A, B, C e D, com a substituição dos valores é obtida a flexão da casca nas regiões do defeito e íntegra.

A Figura 7.4 mostra a deformação, tanto na região do defeito axissimétrico quanto em suas proximidades, de um defeito com 50% de perda de espessura de parede e meio comprimento a de 1,5.



**Figura 7.4** – Flexão da Casca de um defeito axissimétrico.

### 7.1.2 - INSTABILIDADE PLÁSTICA - CRITÉRIOS

No desenvolvimento do critério de instabilidade, tanto no caso de dutos intactos e dutos corroídos, o material na região plástica é representado segundo a relação exponencial dada pela seguinte expressão:

$$\sigma_t = K \cdot \varepsilon'^m \quad (7.9)$$

Os parâmetros  $K$  e  $m$  indicam, respectivamente, a resistência do material expressa em unidade de tensão e uma grandeza adimensional que mede o encruamento do material.

Para um estado de tensões, o comportamento plástico do material pode ser representado através da tensão equivalente e a deformação equivalente de Von Mises.

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2}{2}} \quad (7.10)$$

$$\varepsilon_e = \sqrt{\frac{2 \cdot [(\varepsilon_r - \varepsilon_\theta)^2 + (\varepsilon_\theta - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_r)^2]}{9}}$$

O critério analítico utiliza os valores de tensão e deformação equivalentes para calcular os parâmetros do material.

$$\sigma_e = K \cdot \varepsilon_e^m \quad (7.11)$$

Considerando a curva de tensão por deformação de um material, a resistência máxima suportada por um componente deste é representada no gráfico por um ponto de inflexão, no qual caracteriza a instabilidade plástica do material. A presença da inflexão na curva garante um ponto de derivação nula, a partir do qual pode-se determinar o ponto no qual o material sofre instabilidade.

### 7.1.2.1 - DUTOS INTACTOS

No caso de um cilindro de paredes finas sujeito à pressão interna, as componentes de tensão associadas às direções circunferencial, axial e radial serão, respectivamente:

$$\sigma_\theta = \frac{pR}{t}; \quad \sigma_z = \frac{pR}{2t}; \quad \sigma_r = 0 \quad (7.12)$$

Representando as contribuições das componentes de tensão através da tensão equivalente de Von Mises, tem-se a seguinte relação de tensões:

$$\sigma_e = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \sigma_\theta \quad (7.13)$$

Pela teoria de deformação, pode-se escrever a seguinte equação constitutiva para componente de deformação axial no regime plástico:

$$\varepsilon_z = \frac{\varepsilon_e}{\sigma_e} \left[ \sigma_z - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_\theta + \sigma_r) \right] \quad (7.14)$$

Substituindo as componentes de tensão dadas em (7.12) na equação (7.14), verifica-se que a deformação axial será nula.

$$\varepsilon_z = 0 \quad (7.15)$$

No regime plástico, considera-se que a deformação ocorre a volume constante, logo:

$$\varepsilon_\theta + \varepsilon_z + \varepsilon_r = 0 \quad (7.16)$$

Desta forma, pode ser obtida a seguinte relação entre a deformação radial e circunferencial:

$$\varepsilon_r = -\varepsilon_\theta \quad (7.17)$$

Representando as contribuições das componentes de deformação através da deformação equivalente, obtém-se:

$$\varepsilon_e = \frac{2\sqrt{3}}{3} \varepsilon_\theta \quad (7.18)$$

Considerando a equação da tensão circunferencial em (7.12), pode-se colocar a pressão em evidência e assim derivá-la:

$$p = \frac{\sigma_{\theta} \cdot t}{R} \quad (7.19)$$

$$dp = \frac{t}{R} d\sigma_{\theta} + \frac{\sigma_{\theta}}{R} dt - \frac{\sigma_{\theta} \cdot t}{R^2} dR$$

Dividindo todos os termos da derivação pela pressão, chega-se a:

$$\frac{dp}{p} = \frac{d\sigma_{\theta}}{\sigma_{\theta}} + \frac{dt}{t} - \frac{dR}{R} \quad (7.20)$$

Quando o material atinge a instabilidade plástica, a variação da pressão é nula. Utilizando esta propriedade na equação (7.20), obtém-se a seguinte relação:

$$\frac{d\sigma_{\theta}}{\sigma_{\theta}} = \frac{dR}{R} - \frac{dt}{t} \quad (7.21)$$

Substituindo a relação entre a variação do raio e o raio original pela derivada da deformação circunferencial e a relação entre a variação da espessura e a espessura original do cilindro pela deformação radial, a relação acima ficará:

$$\frac{d\sigma_{\theta}}{\sigma_{\theta}} = d\varepsilon_{\theta} - d\varepsilon_r \quad (7.22)$$

Utilizando a relação existente entre a deformação radial e circunferencial, dada em (7.17), a equação (7.22) pode ser reescrita como:

$$\frac{d\sigma_{\theta}}{\sigma_{\theta}} = 2d\varepsilon_{\theta} \quad (7.23)$$

Substituindo as expressões (7.13) e (7.18) na relação acima, tem-se que:

$$\frac{d\sigma_e}{\sigma_e} = \sqrt{3} \cdot d\varepsilon_e \quad (7.24)$$

Derivando a equação (7.13) e substituindo na relação dada pela equação (7.24), temos que a deformação equivalente, na pressão de instabilidade plástica, será dada por:

$$\varepsilon_{e,inst} = \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot m \quad (7.25)$$

Substituindo a deformação obtida na equação acima, calcula-se a tensão de instabilidade do material.

$$\sigma_{e,inst} = K \left( \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot m \right)^m \quad (7.26)$$

Representando as componentes de deformação circunferencial e radial a partir de suas definições em deformação logarítmica:

$$\varepsilon'_\theta = \ln\left(\frac{R}{R_0}\right); \quad \varepsilon'_r = \ln\left(\frac{t}{t_0}\right) \quad (7.27)$$

Substituindo as equações acima na relação da pressão dada em (7.19), pode-se reescrevê-la como:

$$p = \frac{\sigma_\theta \cdot t_0 \cdot e^{\varepsilon'_r}}{R_0 \cdot e^{\varepsilon'_\theta}} \quad (7.28)$$

Substituindo as relações (7.13), (7.14) e (7.18) na equação obtida ela ainda pode ser reescrita por:

$$p = \frac{2\sqrt{3}}{3} \cdot \sigma_e \cdot \frac{t_0}{R_0} \cdot e^{-\sqrt{3}\varepsilon_e} \quad (7.29)$$

Assim, utilizando a equação da pressão obtida e substituindo os valores de tensão e deformação equivalentes, obtidos para o ponto de instabilidade do material, obtém-se a pressão de instabilidade.

$$p_{ins} = \frac{2\sqrt{3}}{3} \cdot \frac{t_0}{R_0} \cdot K \left( \frac{\sqrt{3} \cdot m}{3} \right) e^{-m} \quad (7.30)$$

### 7.1.2.2 - DUTOS CORROÍDOS

No caso de dutos corroídos, as componentes de tensão serão as tensões utilizadas para o caso de um cilindro de paredes finas multiplicados por fatores de ajuste da forma. Assim:

$$\sigma_\theta = \frac{p \cdot R}{t} \cdot f_\theta, \quad \sigma_z = \frac{p \cdot R}{2t} \cdot f_z; \quad \sigma_r = 0 \quad (7.31)$$

Substituindo as componentes de tensão na equação da tensão equivalente de Von Mises dada em (7.10), tem-se:

$$\sigma_e = \frac{p \cdot R}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_\theta^2 + \frac{f_z^2}{4} + \left(f_\theta - \frac{f_z}{2}\right)^2}{2}} = \frac{p \cdot R}{t} \cdot \sqrt{f_\theta^2 + \frac{f_z^2}{4} + \frac{f_z \cdot f_\theta}{2}} \quad (7.32)$$

$$\sigma_e = \sigma_\theta \cdot \sqrt{f_\theta^2 + \frac{f_z^2}{4} + \frac{f_z \cdot f_\theta}{2}}$$

A partir da equação encontrada acima, podemos obter a seguinte relação:

$$K_1 = \frac{\sigma_\theta}{\sigma_e} = \left( \sqrt{f_\theta^2 + \frac{f_z^2}{4} + \frac{f_z \cdot f_\theta}{2}} \right)^{-1} \quad (7.33)$$

Representando as componentes de deformação circunferencial e radial através das equações constitutivas obtidas pela teoria de deformação, no regime plástico, tem-se:

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{\varepsilon_e}{\sigma_e} \left[ \sigma_{\theta} - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_z + \sigma_r) \right] = \frac{\varepsilon_e}{\sigma_e} \cdot \frac{p \cdot R}{t} \cdot \left[ f_{\theta} - \frac{1}{4} f_z \right]; \quad (7.34)$$

$$\varepsilon_r = \frac{\varepsilon_e}{\sigma_e} \left[ \sigma_r - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{\theta} + \sigma_z) \right] = -\frac{\varepsilon_e}{\sigma_e} \cdot \frac{p \cdot R}{t} \cdot \frac{1}{2} \left[ f_{\theta} + \frac{f_z}{2} \right]$$

Utilizando a relação obtida (7.33), as componentes de deformação podem ainda reescritas como:

$$\varepsilon_{\theta} = \varepsilon_e \cdot K_2$$

Onde:

$$K_2 = \frac{f_{\theta} - \frac{f_z}{4}}{\sqrt{f_{\theta}^2 + \frac{f_z^2}{4} + \frac{f_z \cdot f_{\theta}}{2}}} \quad (7.35)$$

$$\varepsilon_r = \varepsilon_e \cdot K_3$$

Onde:

$$K_3 = \frac{-\frac{1}{2} \left( f_{\theta} + \frac{f_z}{4} \right)}{\sqrt{f_{\theta}^2 + \frac{f_z^2}{4} + \frac{f_z \cdot f_{\theta}}{2}}}$$

Considerando a equação da tensão circunferencial em (7.31), podemos colocar a pressão em evidência:

$$p = \frac{\sigma_{\theta} \cdot t}{f_{\theta} \cdot R} \quad (7.36)$$

Similar a equação obtida em (7.28), a pressão pode ser reescrita.

$$p = \frac{\sigma_\theta}{f_\theta} \cdot \frac{t_0 \cdot e^{\varepsilon'_r}}{R_0 \cdot e^{\varepsilon'_\theta}} \quad (7.37)$$

Substituindo as relações obtidas em (7.33) e (7.35) obtém-se:

$$p = \frac{K_1 \cdot \sigma_e}{f_\theta} \cdot \frac{t_0 \cdot e^{K_3 \varepsilon_e}}{R_0 \cdot e^{K_2 \varepsilon_e}} = \frac{K_1}{f_\theta} \cdot \sigma_e \cdot \frac{t_0}{R_0} \cdot e^{-\varepsilon_e (K_2 - K_3)} \quad (7.38)$$

Utilizando a relação potencial que descreve o material no regime plástico, usando tensão e deformação equivalente, na equação acima, chega-se a:

$$p = \frac{K_1}{f_\theta} \cdot K \cdot \varepsilon_e^m \cdot \frac{t_0}{R_0} \cdot e^{-\varepsilon_e (K_2 - K_3)} \quad (7.39)$$

Derivando a equação obtida para pressão, podemos obter a deformação na qual ocorre a instabilidade do material, uma vez que sabemos que neste ponto, não há variação de pressão.

$$\frac{dp}{d\varepsilon_e} = \frac{K_1 \cdot K}{f_\theta} \cdot \frac{t_0}{R_0} \cdot \left[ m \cdot \varepsilon_e^{-m-1} \cdot e^{-\varepsilon_e (K_2 - K_3)} - (K_2 - K_3) \cdot \varepsilon_e^m \cdot e^{-\varepsilon_e (K_2 - K_3)} \right] \quad (7.40)$$

Assim, a deformação equivalente no ponto de instabilidades será:

$$\frac{dp}{de} = 0 \Rightarrow \varepsilon_{e, inst} = \frac{m}{K_2 - K_3} \quad (7.41)$$

Substituindo a deformação encontrada podemos calcular a pressão de instabilidade.

$$p_{ins} = \frac{K_1 \cdot K}{f_\theta} \cdot \frac{t_0}{R_0} \cdot \left( \frac{m}{K_2 - K_3} \right)^m \cdot e^{-m} \quad (7.42)$$

Para o caso de um defeito axissimétrico, os fatores circunferencial e radial de ajuste da forma serão:

$$f_{\theta} = \frac{1 - \frac{d}{t} \cdot \frac{1}{M}}{1 - \frac{d}{t}}; \quad f_z = \frac{t_2}{t_1}$$

Onde:

$$d = t_2 - t_1;$$

$$M^{-1} = \frac{1}{\Delta} \left\{ \frac{T^2}{7} \cdot (\sin \alpha \cosh \alpha + \cos \alpha \sinh \alpha) + \frac{T^3}{2} \cdot (\cos \alpha \sinh \alpha - \sin \alpha \cosh \alpha) + T^2 \cos \alpha \cosh \alpha \right\}$$

$$\Delta = \frac{T^7}{4} (\sinh 2\alpha + \sin 2\alpha) + \frac{T^4}{2} (\cosh 2\alpha - \cos 2\alpha) + \frac{T^3}{2} (\sinh 2\alpha - \sin 2\alpha) + \frac{T^2}{2} (\cosh 2\alpha + \cos 2\alpha) + \frac{T^{-1}}{4} (\sinh 2\alpha + \sin 2\alpha)$$

$$\alpha = \lambda \frac{l}{2}; \quad \lambda = \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)m^m 2^{1-m}}{R^2 t_1} \frac{K}{E}}$$

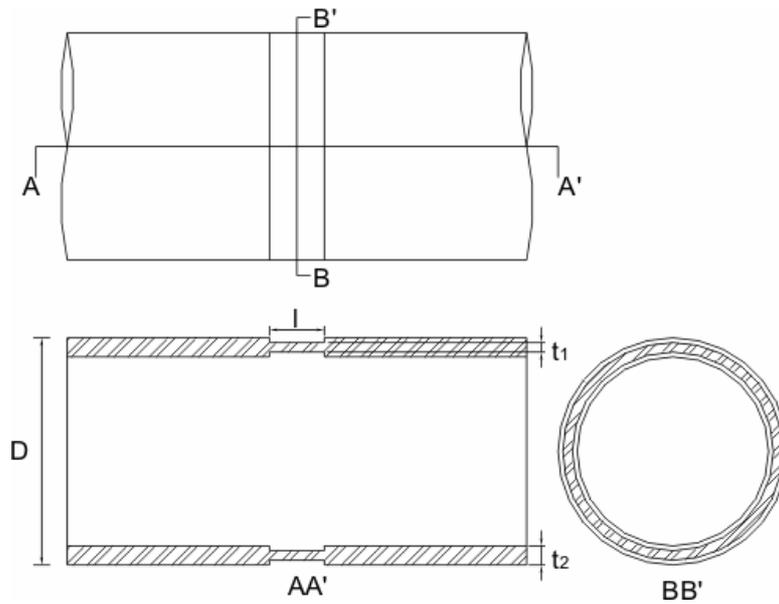
## ANEXO B

### **7.2 – ESTUDO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE DUTOS COM DEFEITOS AXISSIMÉTRICOS, INTERMEDIÁRIOS E LOCALIZADOS**

#### **7.2.1 – DESCRIÇÃO DO MODELO**

Um amplo estudo sobre defeitos de corrosão axissimétricos e localizados com diferentes comprimentos e profundidades de defeitos foi realizado por Silva [33] e Pinto [34] visando avaliar a pressão de ruptura de dutos com defeitos em aço carbono AISI 1020 e aço INOX 304L através de ensaios experimentais de modelos em escala reduzida, modelos analíticos e numéricos. A nomenclatura dos dutos utilizada foram TMS para aço carbono e TSS para aço INOX.

Foram realizados testes experimentais em trinta modelos de dutos com defeitos axissimétricos, Figura 7.5, que foram cuidadosamente mapeados representando a reais dimensões dos modelos testados. A espessura do defeito foi representada de acordo com a relação  $t1/t2$ , onde  $t1$  representa a espessura do modelo na região do defeito e  $t2$  a espessura do duto sem defeito. As relações nominais diferentes de redução de espessura que foram consideradas são: 0.25; 0.50; 0.75.



**Figura 7.5** – Parâmetros geométricos dos modelos com defeitos axissimétricos.

O comprimento longitudinal do defeito foi calculado através do parâmetro adimensional  $\alpha$ , definido a partir de um modelo analítico descrito no anexo A. Para cada uma das três reduções de espessura utilizadas, três valores nominais de  $\alpha$  foram considerados: 1.00; 1.50 e 3.00. O parâmetro  $\alpha$  é definido por:

$$\alpha = \frac{1}{2} \sqrt[4]{\frac{3(l - \nu^2)}{t_1^2 R^2}} \quad (7.43)$$

onde:

- $l$  - comprimento longitudinal do defeito;
- $\nu$  - coeficiente de Poisson;
- $R$  - raio médio;

A partir das médias dos diâmetros e espessuras medidos nas distintas seções nas regiões do defeito e na parte íntegra dos tubos foram calculados os parâmetros geométricos médios dos tubos e defeitos correspondentes.

As Tabelas 7.1 e 7.2 apresentam os valores finais dos parâmetros geométricos dos tubos e dos defeitos onde os valores de  $l$  foram calculados com base na equação (7.43).

Para distinguir os modelos intactos dos defeituosos, os modelos com dano receberam em sua nomenclatura, após o número de identificação da vara a letra “D” para defeitos axissimétricos e “I” para defeitos intermediários, acompanhados de uma numeração, representando assim cada um dos defeitos estudados.

O monitoramento das deformações e deslocamentos radiais em diversos pontos do modelo foi realizado, a partir da instrumentação de cada modelo. Para isso, foram utilizados *strain-gages* biaxiais na região central do defeito, sobre a geratriz coincidente com o ponto de menor espessura.

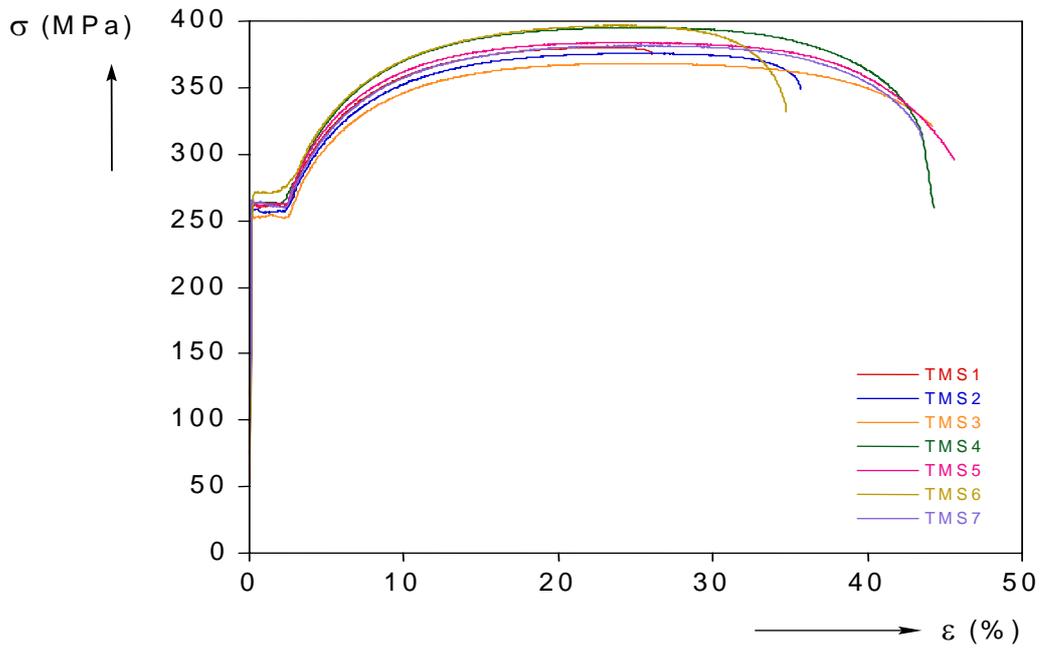
Testes de tração foram realizados para a determinação das propriedades do material a partir da curva tensão–deformação de engenharia dos materiais testados, Figuras 7.6 e 7.7.

**Tabela 7.1** - Valores médios da geometria dos dutos e dos defeitos – Aço Carbono 1020.

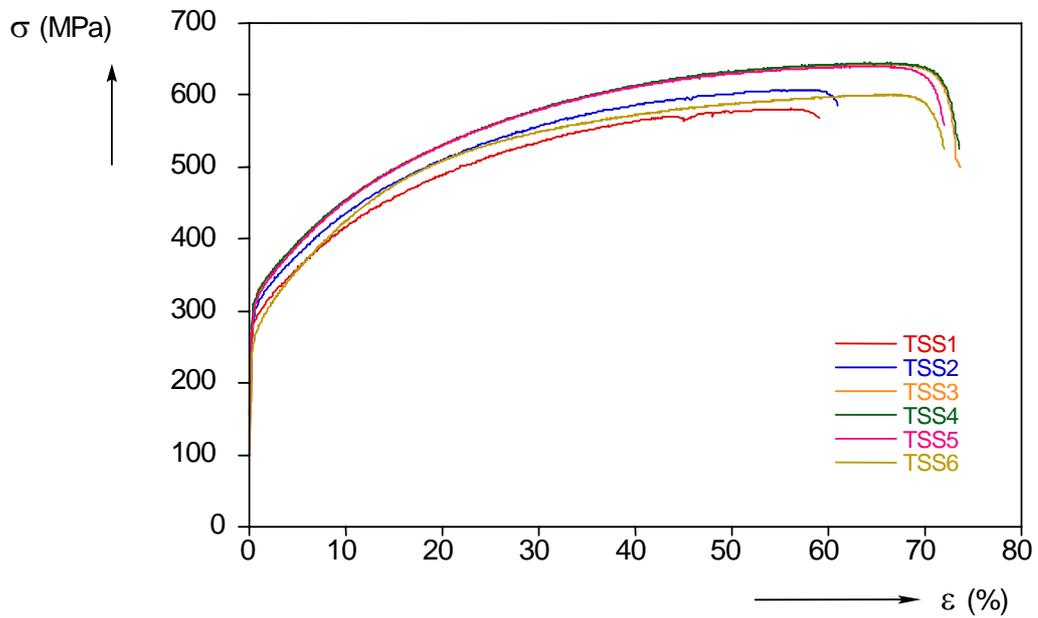
<i>Modelo</i>	<i>D</i> <i>mm</i>	<i>t<sub>2</sub></i> <i>mm</i>	$\Delta_0$ %	<i>E<sub>0</sub></i> %	$\frac{t_1}{t_2}$	<i>t<sub>1</sub></i> <i>mm</i>	<i>l/D</i>	<i>l</i> <i>Mm</i>	<i>c</i> <i>rad</i>
TMS2D1	72.92	3.06	0.08	1.57	0.25	0.77	0.12	8.57	2 $\pi$
TMS2D2	72.86	3.02	0.08	1.79	0.25	0.76	0.16	11.84	2 $\pi$
TMS2D3	72.81	3.03	0.08	2.44	0.25	0.75	0.33	23.98	2 $\pi$
TMS2D4	72.85	3.02	0.08	2.52	0.50	1.50	0.15	11.27	2 $\pi$
TMS1D5	72.78	3.01	0.07	0.73	0.50	1.50	0.23	17.00	2 $\pi$
TMS1D6	72.79	3.01	0.04	0.99	0.49	1.48	0.47	34.08	2 $\pi$
TMS1D7	72.86	3.06	0.06	1.05	0.72	2.20	0.19	14.02	2 $\pi$
TMS3D8	72.78	3.00	0.05	1.87	0.77	2.30	0.29	20.90	2 $\pi$
TMS3D9	72.76	3.06	0.08	1.50	0.75	2.30	0.59	42.91	2 $\pi$
TMS4D10	72.62	2.98	0.06	1.55	0.50	1.49	0.82	59.60	2 $\pi$
TMS4D11	72.63	2.95	0.03	1.12	0.50	1.48	1.63	118.69	2 $\pi$
TMS4D12	73.02	2.97	0.03	1.89	0.73	2.16	1.11	80.80	2 $\pi$
TMS5D13	73.00	2.95	0.02	3.39	0.25	0.74	0.64	46.69	2 $\pi$
TMS5D14	73.04	2.93	0.04	3.47	0.24	0.70	1.27	93.07	2 $\pi$
TMS5D15	73.04	3.04	0.04	2.97	0.73	2.22	2.25	164.07	2 $\pi$
TMS6D1	73.02	3.01	0.06	2.00	0.50	1.50	0.11	8.22	$\pi/30$
TMS6D2	73.03	3.00	0.03	2.13	0.50	1.50	0.45	32.90	$\pi/30$
TMS6D3	73.02	2.99	0.04	2.01	0.50	1.50	0.68	49.36	$\pi/30$
TMS7D1	73.15	3.03	0.10	2.32	0.50	1.52	0.19	13.68	$\pi/10$
TMS7D2	73.09	3.04	0.08	1.91	0.50	1.52	0.75	54.68	$\pi/10$
TMS7D3	73.09	2.99	0.07	2.08	0.50	1.49	1.12	82.10	$\pi/10$
TMS7I1	72.98	3.05	0.0343	0.788	0.50	1.52	0.56	41.48	$\pi/6$
TMS7I2	73.09	2.99	0.0835	1.945	0.50	1.49	0.56	41.48	5 $\pi/18$
TMS4I3	73.00	3.02	0.0425	1.722	0.50	1.51	0.56	41.48	$\pi/2$
TMS4I4	72.96	3.04	0.1872	0.568	0.50	1.52	0.56	41.48	2 $\pi/3$
TMS6I5	72.95	3.02	0.0356	1.328	0.50	1.51	0.56	41.48	$\pi$

**Tabela 7.2** - Valores médios da geometria dos dutos e dos defeitos – Aço Inox 304L.

<i>Modelo</i>	$D$ [mm]	$t_2$ [mm]	$\Delta_0$ [%]	$\Xi_0$ [%]	$\frac{t_1}{t_2}$	$t_1$ [mm]	$l/D$	$l$ [mm]	$c$ rad
TSS2D1	72.77	2.71	0.10	3.99	0.25	0.68	0.11	8.20	$2\pi$
TSS2D2	72.91	2.77	0.16	4.18	0.25	0.69	0.16	11.73	$2\pi$
TSS2D3	72.83	2.75	0.11	3.65	0.25	0.69	0.32	23.61	$2\pi$
TSS2D4	72.78	2.78	0.11	2.89	0.51	1.43	0.15	11.22	$2\pi$
TSS1D5	72.66	2.80	0.13	3.32	0.51	1.42	0.23	16.44	$2\pi$
TSS1D6	72.75	2.85	0.10	1.98	0.50	1.42	0.45	32.95	$2\pi$
TSS1D7	72.83	2.79	0.15	3.24	0.75	2.08	0.17	12.72	$2\pi$
TSS3D8	72.88	2.82	0.11	2.36	0.77	2.17	0.28	20.48	$2\pi$
TSS3D9	72.85	2.78	0.12	3.89	0.76	2.10	0.56	40.56	$2\pi$
TSS4D10	72.65	2.83	0.08	2.80	0.50	1.41	0.80	58.09	$2\pi$
TSS4D11	72.67	2.85	0.89	3.00	0.50	1.42	1.60	116.61	$2\pi$
TSS4D12	73.06	2.80	0.18	6.29	0.76	2.12	0.92	67.48	$2\pi$
TSS5D13	73.00	2.80	0.12	2.66	0.25	0.70	0.53	39.00	$2\pi$
TSS5D14	72.96	2.81	0.15	4.28	0.25	0.70	1.07	78.03	$2\pi$
TSS5D15	72.87	2.77	0.14	3.68	0.77	2.14	1.84	134.14	$2\pi$
TSS5D1	73.05	2.77	0.19	3.66	0.50	1.38	0.11	8.24	$\pi/30$
TSS5D2	73.07	2.77	0.16	3.88	0.50	1.39	0.45	32.98	$\pi/30$
TSS5D3	73.06	2.79	0.21	3.75	0.49	1.36	0.68	49.46	$\pi/30$
TSS6D1	73.05	2.77	0.07	3.35	0.55	1.53	0.19	13.68	$\pi/10$
TSS6D2	73.07	2.77	0.10	5.74	0.54	1.49	0.75	54.68	$\pi/10$
TSS6D3	73.10	2.71	0.07	2.46	0.55	1.50	1.12	82.10	$\pi/10$



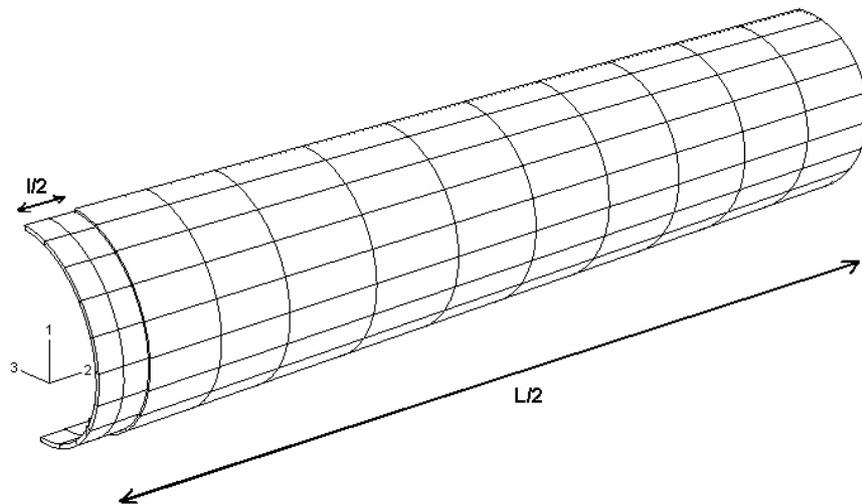
**Figura 7.6** – Curvas de engenharia – aço carbono AISI 1020.



**Figura 7.7** – Curvas de engenharia – aço INOX 304 L.

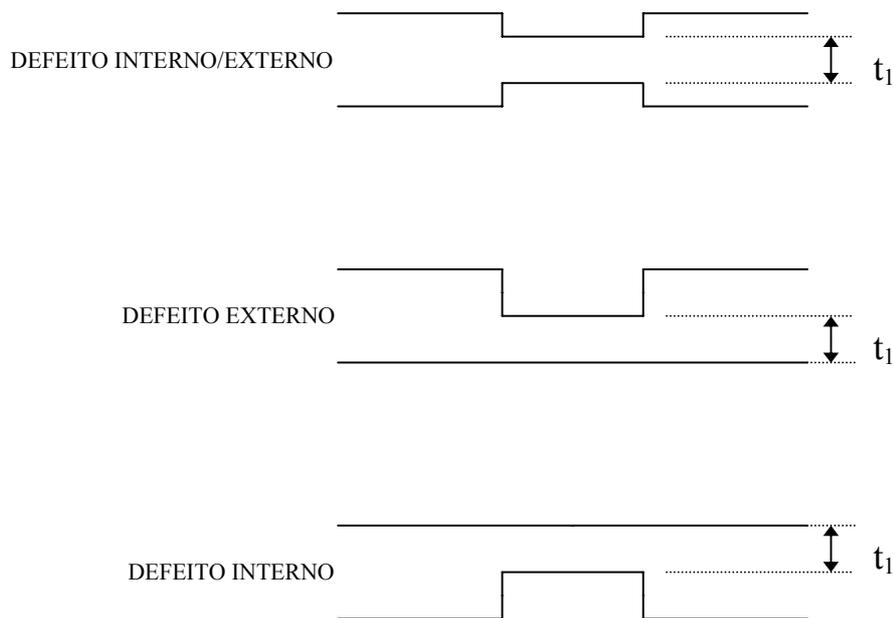
Em paralelo aos testes experimentais, modelos numéricos de dutos com defeitos axissimétricos foram desenvolvidos, e análises numéricas pelo método dos elementos finitos foram realizadas visando à simulação computacional dos ensaios de pressão interna.

A Figura 7.8 ilustra tridimensionalmente a geometria dos modelos simétricos gerados e o sistema de coordenadas globais utilizados nas análises.



**Figura 7.8** – Malha em elementos finitos e graus de liberdade.

Um estudo do posicionamento do defeito também foi realizado visando observar variação na pressão de ruptura para um defeito de mesmo comprimento e redução da espessura na qual é modificada a posição do defeito em relação à espessura do duto, como mostrado na Figura 7.9.



**Figura 7.9**– Distribuição dos defeitos axissimétricos na espessura do duto.

A partir dos resultados, observou-se que o defeito posicionado apenas na superfície externa é 1.17% maior que o dano com simetria interna e externa, e 0.71% menor para o caso com defeito posicionado somente na superfície interna. Como conclusão, o resultado deste estudo indicou que o fator atuante na resistência limite está associado às dimensões do defeito, sendo pouco influenciada pela posição ao longo da espessura.

Estudos sobre resistência remanescente de dutos com defeitos externos e/ou internos de corrosão, considerando uma variedade mais ampla de geometria de defeitos, para aço carbono AISI 1020 e aço INOX 304L foram considerados.

Os testes em escala reduzida e análises numéricas pelo método dos elementos finitos foram realizados em modelos com três tipos de defeitos:

*Axissimétricos*: considerando as mesmas relações de espessuras  $t1/t2$ , ou seja, 0.25, 0.5, 0.75, porém com relações adicionais  $l/D$ .

*Localizados*: Os estudos de defeitos localizados seguiu o mesmo procedimento dos defeitos axissimétricos. Nos dimensionamentos dos defeitos localizados, foi considerada

uma faixa de comprimento longitudinal de defeito ( $l$ ), uma relação de espessura ( $t1/t2$ ) de 50% e comprimento circunferencial do defeito ( $c$ ) correspondente a  $6^\circ$  e  $18^\circ$ .

*Intermediários:* Nas análises dos modelos com defeitos intermediários, variou-se o comprimento circunferencial do defeito ( $c$ ), entre os modelos axissimétrico e localizado. Neste caso, os comprimentos circunferenciais dos modelos foram considerados comprimentos angulares de  $30^\circ$ ,  $50^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $120^\circ$  e  $180^\circ$ . Na realização dos testes e análises para este tipo de defeito, foram utilizados somente modelos de aço carbono AISI 1020.

As Tabelas 7.3 e 7.4 a seguir apresentam os resultados dos testes em escala reduzida executados para o aço carbono AISI 1020 e o aço INOX 304L respectivamente. Modos de falha observados também estão descritos e serão discutidos a seguir.

**Tabela 7.3** - Modos de Falha e Pressões de Ruptura dos Modelos de Aço Carbono.

<i>MODELO</i>	<i>MODO DE FALHA</i>	$P_r$ [Mpa]
TMS2D1	Rompimento Circunferencial na Região do Defeito	18.17
TMS2D2	Rompimento Circunferencial na Região do Defeito	18.01
TMS2D3	Rompimento Circunferencial na Região do Defeito	14.86
TMS2D4	Rompimento Circunferencial na Região do Defeito	31.20
TMS1D5	Rompimento Circunferencial na Região do Defeito	29.09
TMS1D6	Rompimento Localizado Longitudinal do Material *	24.87
TMS1D7	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	32.37
TMS3D8	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	32.09
TMS3D9	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	30.13
TMS4D10	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	23.48
TMS4D11	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	22.81
TMS4D12	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	22.73
TMS5D13	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	12.40
TMS5D14	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	9.95
TMS5D15	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	22.73
TMS6D1	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	33.80
TMS6D2	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	26.47
TMS6D3	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	24.45
TMS7D1	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	32.48
TMS7D2	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	24.20
TMS7D3	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	22.70

\* Vazamento anterior à ruptura (“*Leak before break*”)

**Tabela 7.4** - Modos de Falha e Pressões de Ruptura dos Modelos de Aço Inox.

<i>MODELO</i>	<i>MODO DE FALHA</i>	$P_r$ [Mpa]
TSS2D1	Rompimento Circunferencial na Região do Defeito	23.39
TSS2D2	Rompimento Circunferencial na Região do Defeito	20.91
TSS2D4	Rompimento Localizado Longitudinal do Material *	36.30
TSS2D5	Rompimento Localizado Longitudinal do Material *	33.74
TSS1D6	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	33.62
TSS1D7	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	37.51
TSS1D8	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	37.67
TSS1D9	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	35.77
TSS3D10	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	29.37
TSS3D11	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	28.40
TSS3D12	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	34.45
TSS4D13	Rompimento Circunferencial na Região do Defeito	17.72
TSS4D14	Rompimento Localizado Longitudinal do Material *	10.56
TSS4D15	Rompimento Longitudinal Semelhante ao Duto Intacto	32.30
TSS6D1	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	37.96
TSS6D2	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	31.86
TSS6D3	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	29.08
TSS7D1	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	40.70
TSS7D2	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	32.67
YSS7D3	Rompimento Longitudinal na Região do Defeito	29.21

\* Vazamento anterior à ruptura (“*Leak before break*”)

Todos os modelos foram instrumentados com extensômetros elétricos (strain gages) e com transdutores lineares de deslocamento (lvdt's), de acordo com a geometria do defeito, de maneira a se monitorar as deformações e deslocamentos radiais nos modelos em escala reduzida durante o teste experimental.

### **7.2.2 – ANÁLISE DO CRITÉRIO DE RUPTURA**

A análise entre os experimentos e simulações numéricas realizadas por Silva [33] e Pinto [34] para aço AISI 1020 e o aço INOX 304L mostraram uma boa correlação dos resultados dos modelos axissimétricos. Apesar das propriedades de engenharia dos

materiais terem sido obtidas por testes na direção longitudinal ao invés da direção circunferencial, a boa correlação indica pequenas variações em ambas as direções. O erro médio absoluto obtido a partir da soma dos valores absolutos dos erros relativos encontrados para defeitos axissimétricos foi de 6.66% para o aço carbono e -12.69% para o aço INOX. A discrepância entre alguns resultados de pressão de ruptura numérica e experimental podem ter sido causadas pelas diferenças geométricas entre os dois modelos, como por exemplo, a dificuldade de medição exata de espessura do modelo experimental na região do defeito.

Os valores de pressão de ruptura do aço carbono foram diferentes, devido às propriedades mecânicas de cada material. No entanto, a relação entre as pressões encontradas para cada geometria de dano é similar para ambos os materiais. A adimensionalização da pressão de ruptura dos modelos com defeito em relação ao modelo intacto correspondente ( $P_r/P_{ri}$ ) leva a um parâmetro de comparação entre modelos que depende da geometria do defeito e no qual pode ser utilizado para comparar modelos de materiais distintos.

Os resultados dos testes experimentais realizados mostraram que ocorreu uma variação de modo de falha, existindo casos de falha circunferencial, longitudinal, e também casos de falhas localizadas. As imperfeições geométricas ao longo do modelo experimental e características dos danos gerados, como a redução de espessura pode justificar estas variações nos modos de falha observados experimentalmente.

Analisando os modos de falha relacionados a combinações de geometrias longitudinais e axiais dos defeitos axissimétricos, verifica-se que para os modelos de aço carbono, o efeito de rompimento circunferencial na região do defeito ocorre para protótipos com maior redução de espessura. O mesmo fato pode ser observado para modelos com profundidades de defeitos intermediárias. No caso do aço INOX, verificou-se que este fenômeno é observado para protótipos com maior redução de espessura. Para os modelos que apresentam defeitos com menor redução de espessura, a ruptura ocorre na direção longitudinal e o modo de ruptura se assemelha à forma do duto intacto.

Em alguns modelos testados, Silva [33] e Pinto [34] observaram o fenômeno “*Leak-before-break*” (LBB). Este fenômeno corresponde a um vazamento do fluido interno através da parede do duto, antes da ruptura. O fenômeno LBB pode ocorrer em dutos com

defeitos axiais e circunferenciais, onde a profundidade de penetração do defeito pode ocasionar uma trinca, sob condição de carregamentos e deslocamentos complacentes controlados, respectivamente ao tipo de defeito.

As relações entre as tensões circunferenciais e axiais definem o modo de falha predominante. Para modelos axissimétricos, pode-se observar que dependendo da geometria e tipo de material, a tensão axial pode superar a tensão circunferencial, devido à combinação de tensões de membrana e de flexão, induzindo a ruptura no sentido circunferencial.

Para o caso dos defeitos localizados e defeitos intermediários a correlação numérico-experimental da pressão de ruptura apresentou também bom resultado. O erro médio absoluto do aço carbono e aço INOX foram de 6.37% e 7.56% para o caso da correlação com os defeitos localizados. Para os defeitos intermediários, os erros foram de 5.32% e 7.56% respectivamente.

O modo preferencial de falha depende da relação entre a tensão axial e a tensão circunferencial no momento da ruptura. No caso de tubos intactos sob pressão interna hidrostática, a tensão circunferencial é sempre superior à tensão axial ( $\sigma_{\theta} = P.R/t$  e  $\sigma_{\theta} = P.R/2.t$ ), causando ruptura sempre na direção longitudinal. Nos tubos com defeitos axissimétricos, dependendo da geometria e do material dos tubos testados a tensão axial devido à combinação das tensões de membrana e de flexão pode eventualmente superar a tensão circunferencial, induzindo a ruptura no sentido circunferencial (Figura 7.10).



(a) TMS4D11\*



(b) TSS4D13\*



(c) TSS4D14\* (Rompimento localizado longitudinal do material)

\* As nomenclaturas nas fotografias foram alteradas após os testes para seguir a seqüência dos modelos testados anteriormente (anotação em baixo de cada figura).

**Figura 7.10** – Modelos Experimentais de Ruptura para defeitos axissimétricos.

# Livros Grátis

( <http://www.livrosgratis.com.br> )

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)  
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)  
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)  
[Baixar livros de Matemática](#)  
[Baixar livros de Medicina](#)  
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)  
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)  
[Baixar livros de Meteorologia](#)  
[Baixar Monografias e TCC](#)  
[Baixar livros Multidisciplinar](#)  
[Baixar livros de Música](#)  
[Baixar livros de Psicologia](#)  
[Baixar livros de Química](#)  
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)  
[Baixar livros de Serviço Social](#)  
[Baixar livros de Sociologia](#)  
[Baixar livros de Teologia](#)  
[Baixar livros de Trabalho](#)  
[Baixar livros de Turismo](#)