



Universidade Federal  
do Rio de Janeiro  

---

Escola Politécnica

## **ANÁLISE ESTRUTURAL DE DIFERENTES CONCEPÇÕES DE TUBO PARA CONTENÇÃO DE AREIA**

**Mariana Rodrigues França**

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia de Petróleo da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro.

Orientadores: Theodoro Antoun Netto  
Ilson Paranhos Pasqualino

**RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL  
AGOSTO, 2010**

# **ANÁLISE ESTRUTURAL DE DIFERENTES CONCEPÇÕES DE TUBO PARA CONTENÇÃO DE AREIA**

**Mariana Rodrigues França**

**PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE  
ENGENHARIA DO PETRÓLEO DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE  
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS  
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO DO PETRÓLEO.**

**Aprovado por:**

---

**Prof. Theodoro Antoun Netto, Ph.D.  
Engenharia Naval e Oceânica – POLI/COPPE – UFRJ**

---

**Prof. Ison Paranhos Pasqualino, D.Sc.  
Engenharia Naval e Oceânica – POLI/COPPE – UFRJ**

---

**Eng. João Carlos Ribeiro Plácido, Ph.D.  
PETROBRAS**

**RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL  
AGOSTO, 2010**

França, Mariana Rodrigues

Análise Estrutural de Diferentes Concepções de  
Tubo para Contenção de Areia / Mariana Rodrigues  
França – Rio de Janeiro: UFRJ/ Escola Politécnica, 2010.

XV, 63p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Theodoro Antoun Netto, Ilson  
Paranhos Pasqualino.

Projeto de Graduação – UFRJ/ Escola Politécnica/  
Curso de Engenharia do Petróleo, 2010.

Referências Bibliográficas: ps.64-65.

1. Tubos de Contenção de Areia. 2. Pressão de  
Colapso. 3. Ensaios Experimentais e Modelagem  
Numérica. 4. Validação Analítica. I. Antoun Netto,  
Theodoro *et al.* II. Universidade Federal do Rio de  
Janeiro, Escola Politécnica, Curso de Engenharia do  
Petróleo. III. Título.

# **Dedicatória**

Aos meus pais José Helio França e Regina Célia Rodrigues França, por todo amor, carinho e apoio incondicional. Foi graças a vocês que aprendi desde cedo a importância do estudo e foi com vocês que venci todos os meus desafios acadêmicos.

Ao meu amor Marcelo Marsili, pelos momentos felizes e difíceis em que estive presente, pela paciência, compreensão e incentivo em todas as decisões que marcaram estes últimos anos.



# Agradecimentos

À Agência Nacional do Petróleo por financiar os recursos humanos envolvidos neste trabalho através do PRH-35.

Aos meus orientadores Theodoro Antoun Netto e Ilson Paranhos Pasqualino, por todos os conhecimentos passados, por todo o incentivo, dedicação e confiança no meu trabalho.

À toda equipe do Laboratório de Tecnologia Submarina e à Cássia, pelo carinho e suporte em todas as etapas que tornaram este trabalho possível.

Ao professor Virgílio Ferreira Filho por ter colaborado para o curso de Engenharia de Petróleo e, em especial, por ter aberto diversos caminhos de experiências acadêmicas das quais nunca me esquecerei.

Aos meus amigos Fernando, Solange, Leonardo e toda a equipe da ATC copiadora, por todo carinho e amizade que tornaram os meus cinco anos na universidade muito mais felizes e agradáveis.

Aos meus amigos da turma de Engenharia de Petróleo 2005, que foi uma nova família que descobri na universidade e da qual tenho muito orgulho de ter feito parte. Tenho uma admiração muito grande por cada um de vocês e sou muito agradecida pelos ensinamentos de solidariedade e companheirismo que tive ao longo desses cinco anos.

Aos meus amigos da Baker Hughes, por toda compreensão e conhecimento compartilhado.

Aos meus irmãos, tios, primos, avós de sangue e de coração e às minhas amigas, pelo carinho, amor, paciência e por cada momento que rezaram e torceram por mim. Todos vocês fizeram parte desta conquista!

Resumo do Projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica/ UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro de Petróleo.

## Análise Estrutural de Diferentes Concepções de Tubo para Contenção de Areia

Mariana Rodrigues França

Agosto/2010

Orientadores: Prof. Theodoro Antoun Netto  
Prof. Ilson Paranhos Pasqualino

Curso: Engenharia de Petróleo

Na contenção de areia um conjunto telado é submetido a esforços mecânicos e a pressões de trabalho durante a instalação do sistema ou durante a própria vida útil produtiva do poço. Tais esforços podem superar a resistência mecânica do tubo base ou acarretar na ruptura de algum elemento do sistema, como conexões ou acessórios.

O objetivo deste trabalho é avaliar a resistência ao colapso do tubo base furado, que confere resistência mecânica ao conjunto telado, e que caso falhe, pode inviabilizar a produção de um poço com drásticas conseqüências econômicas. Por esse motivo, foram estudadas as influências da razão diâmetro-espessura, ovalização inicial, espaçamento axial e circunferencial entre furos e do diâmetro do furo, na resistência ao colapso do tubo. Para tanto, foram ensaiados tubos íntegros e furados de 1500 mm de comprimento em câmara hiperbárica do Laboratório de Tecnologia Submarina (COPPE/UFRJ). Os resultados dos experimentos foram posteriormente avaliados por modelagem numérica não-linear, através do programa de elementos finitos ANSYS (versão 12.0).

É apresentada ainda a modelagem analítica da pressão de colapso de tubos furados pelo mecanismo das quatro rótulas. Esta formulação que estima a pressão de colapso de tubos utilizados no controle de areia se mostrou simples, barata e eficiente ao ser correlacionada com os resultados da modelagem numérica. Por fim, foi possível concluir que o diâmetro do furo e o espaçamento axial entre furos são os parâmetros de influência significativa na resistência ao colapso de tubos base furados utilizados no controle de areia.

**Palavras-chave:** Contenção de areia, tubos base furados, pressão de colapso, testes experimentais, modelagem numérica e modelagem analítica.

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Engineer.

## Structural Analysis of Different Conceptions of Sand Control Base Pipes

Mariana Rodrigues França

August/2010

Advisors: Prof. Theodoro Antoun Netto  
Prof. Ilson Paranhos Pasqualino

Course: Petroleum Engineering

The screens used for sand control are under mechanical loads during the system installation or even during the productive life of the well. Those applied loads can overcome the mechanical strength of the base pipe or cause breakage of some system element, such as connections or accessories.

The aim of this study is to evaluate the collapse resistance of perforated base pipes, which gives mechanical strength for the whole mesh, and if it fails, can derail the production of a well within drastic economic consequences. For this reason, this study establishes the influences of some parameters at the collapse of the pipes, such as: diameter-thickness ratio, initial ovality, axial and circumferential spacing between perforations and perforation diameter. In this way, intact and perforated pipes 1500mm long were tested in the hyperbaric vessel of the Subsea Technology Laboratory (COPPE/UFRJ). The experimental results were then evaluated by nonlinear numerical modeling through the finite element program ANSYS (12.0 version).

An analytical modeling of the base pipes collapse pressure is also presented by the study of the four hinge method. This describes equations to estimate the collapse pressure of perforated base pipes used in sand control screens and it has proved to be a simple and cheap way when was correlated to the numerical modeling results. Finally, the analyses showed that the perforation diameter and the axial spacing between perforations are the parameters with significant influence on the collapse resistance of the perforated base pipes.

**Keywords:** Sand control, perforated base pipes, collapse pressure, experimental tests, numerical modeling and analytical modeling.

# Sumário

<b>Dedicatória</b> .....	<b>iv</b>
<b>Agradecimentos</b> .....	<b>v</b>
<b>Lista de Figuras</b> .....	<b>x</b>
<b>Lista de Tabelas</b> .....	<b>xiv</b>
<b>Nomenclatura</b> .....	<b>xv</b>
<b>1. Introdução</b> .....	<b>1</b>
1.1. Objetivo.....	2
<b>2. Contenção de Areia</b> .....	<b>3</b>
2.1. Aplicação da contenção de areia.....	3
2.2. Tipos de Telas .....	4
2.3. Mecanismos de Falha das Telas .....	10
<b>3. Revisão Bibliográfica</b> .....	<b>13</b>
3.1. Conceitos .....	13
3.2. Trabalhos Relacionados .....	21
<b>4. Modelagem Física</b> .....	<b>33</b>
4.1. Propriedades do Material.....	33
4.2. Descrição da Geometria .....	34
4.3. Testes de Colapso .....	37
<b>5. Modelagem Numérica</b> .....	<b>43</b>
5.1. Descrição do modelo numérico .....	43

<b>6. Resultados e Discussões.....</b>	<b>48</b>
6.1. Correlação Numérico-Experimental .....	48
6.2. Correlação Numérico-Analítica .....	50
<b>7. Conclusão .....</b>	<b>60</b>
7.1. Trabalhos Futuros.....	61
<b>8. Referências Bibliográficas.....</b>	<b>63</b>

## Lista de Figuras

Figura 1. <i>Liner</i> (a) com rasgos horizontais, (b) com rasgos verticais alinhados, (c) rasgos verticais alternados e (d) rasgos verticais agrupados alternadamente.....	5
Figura 2. Rasgos (a) retos e (b) em formato “V” .....	5
Figura 3. Exemplos de <i>liners</i> ranhurados expansíveis. ....	6
Figura 4. Tela <i>wire-wrapped</i> do tipo <i>direct wrap</i> que possui tubo base furado (ISO 17824, 2009).....	7
Figura 5. Tela <i>wire-wrapped</i> do tipo <i>slip-on</i> que não possui tubo base (ISO 17824, 2009).....	7
Figura 6. Tela <i>prepacked</i> do tipo <i>direct-wrap</i> e <i>slip-on</i> (ISO 17824, 2009). ....	8
Figura 7. Tela ranhurada expansível.....	10
Figura 8. Resistência ao colapso das telas <i>Wire-Wrapped</i> de 5 fabricantes. (Silva, 2008).....	12
Figura 9. Resistência ao colapso das telas <i>Premium</i> de 6 fabricantes (Silva, 2008)...	12
Figura 10. Resposta a tensão-deformação do aço inoxidável SAF 2507: (a) regime de pequena deformação com duas definições de tensão de escoamento e (b) regime de grande deformação que apresenta a tensão última e de ruptura (Kyriakides, et al., 2007).....	14
Figura 11. Comportamento tensão-deformação de um aço X-60 que apresenta a Banda de <i>Lüders</i> : (a) no regime de pequenas deformações e (b) se deformando até falhar (Kyriakides, et al., 2007). ....	17
Figura 12. Método do Comprimento do Arco de Riks (Stramandinoli, 2007). ....	19
Figura 13. Incrementos de carga e o deslocamento associado a partir do método do comprimento de arco (Stramandinoli, 2007).....	20

Figura 14. Curva pressão versus deslocamento de um tubo X-52 sob pressão externa, que apresenta o comportamento de um tubo perfeito e imperfeito (Kyriakides, et al., 2007).....	22
Figura 15. Tensão crítica do aço X-52 em tubos de diferentes razões D/t (Kyriakides, et al., 2007).....	25
Figura 16. Pressão crítica em função da razão D/t para carregamento hidrostático e lateral para um aço X-52 (Kyriakides, et al., 2007).....	26
Figura 17. (a) Ovalização elástica e posterior (b) colapso plástico pelo mecanismo de quatro rótulas.....	27
Figura 18. Trabalho realizado pela pressão externa em sistema (a) real e (b) equivalente (Abbassian, et al., 1998).....	28
Figura 19. Curva Tensão-Deformação verdadeira obtida para o tubo 3 a partir do ensaio de tração uniaxial. ....	34
Figura 20. Desenho esquemático das seções medidas (sem escala). ....	35
Figura 21. Critério de identificação dos corpos de prova utilizados nos testes experimentais. ....	36
Figura 22. Configuração do tubo furado na direção longitudinal (a) e circumferencial (b). ....	37
Figura 23. Tubo preparado com chapa metálica e fita adesiva (a), e sobre estas, manta de borracha e fita adesiva (b). ....	38
Figura 24. Câmara hiperbárica (a) e computador para aquisição de dados (b) utilizados nos ensaios de colapso. ....	39
Figura 25. Resultados obtidos para os ensaios de colapso. ....	40
Figura 26. Configuração pós-colapso do tubo com a chapa metálica (a), do tubo inteiro (b) e da região furada (c) sem o conjunto chapa-manta.....	41
Figura 27. Modelagem numérica do tubo íntegro e do tubo furado.....	43

Figura 28. Detalhe da malha do tubo furado. ....	45
Figura 29. Detalhe da chapa metálica cobrindo o tubo furado e vista inferior do tubo com a superfície de contato em roxo. ....	45
Figura 30. (a) Condições de contorno do tubo furado, (b) aplicação da pressão externa e (c) deslocamento radial do tubo furado com chapa metálica. ....	47
Figura 31. Comparação de duas configurações de tubo furado quanto à influência da chapa metálica. ....	48
Figura 32. Resultado da modelagem numérica dos tubos experimentados. ....	49
Figura 33. Comparação do tubo íntegro T3SFI-02 com um tubo de mesma característica geométrica, mas com furos. ....	50
Figura 34. Pressão de colapso do tubo T3SFI-03 sem pressão axial. ....	51
Figura 35. Resultado da Pressão de Colapso dos tubos experimentados a partir do método analítico. ....	52
Figura 36. Influência da ovalização inicial na pressão de colapso do tubo íntegro. ....	54
Figura 37. Influência da razão $dt/t$ na pressão de colapso do tubo íntegro. ....	54
Figura 38. Correlação numérico-analítica da pressão de colapso para os tubos íntegros. ....	55
Figura 39. Correlação numérico-analítica da pressão de colapso para os tubos furados. ....	55
Figura 40. Influência do alinhamento dos furos. ....	56
Figura 41. Resultado numérico da influência do espaçamento axial entre furos na resistência ao colapso do tubo furado. ....	57
Figura 42. Resultado numérico da influência do espaçamento circunferencial entre furos na resistência ao colapso do tubo furado. ....	57
Figura 43. Resultado numérico da influência do diâmetro externo do furo na resistência ao colapso do tubo furado. ....	58



Figura 44. Variação da correção  $\lambda$  do método das quatro rótulas quanto o diâmetro do furo e o espaçamento axial entre furos e correlação com os valores obtidos por simulação numérica. .... 58

## Lista de Tabelas

Tabela 1. Média das propriedades elásticas dos corpos de prova <i>A,B</i> e <i>C</i> do material do tubo 3.....	34
Tabela 2. Dados geométricos obtidos para cada corpo de prova antes do teste de colapso. ....	36
Tabela 3. Pressão de colapso dos tubos com e sem o conjunto chapa metálica e manta estudados Fonseca (2007) e testados em câmara hiperbárica.....	40
Tabela 4. Pressão de colapso dos 4 tubos experimentados.....	41
Tabela 5. Comparação da pressão de colapso obtida numericamente com os valores obtidos experimentalmente.....	49
Tabela 6. Comparação dos resultados experimentais com o método analítico do mecanismo das 4 rótulas para os tubo íntegros. ....	52
Tabela 7. Comparação dos resultados numéricos e analíticos para a pressão de colapso. ....	60

# Nomenclatura

$a$	Espaçamento longitudinal entre furos ..... [mm]
$A$	Área atual da seção transversal um espécime cilíndrico ..... [mm <sup>2</sup> ]
$A_0$	Área original da seção transversal um espécime cilíndrico ..... [mm <sup>2</sup> ]
$d_p$	Diâmetro do furo ..... [mm]
$d_t$	Diâmetro médio um espécime cilíndrico ..... [mm]
$D$	Diâmetro externo um espécime cilíndrico ..... [mm]
$E$	Módulo de elasticidade ou Young ..... [N/mm <sup>2</sup> ]
$E_p$	Energia potencial por unidade de comprimento do tubo ..... [N]
$E_s$	Módulo secante ..... [N/mm <sup>2</sup> ]
$E_t$	Módulo tangente ..... [N/mm <sup>2</sup> ]
$\{F\}$	Carregamento ..... [N/mm <sup>2</sup> ]
$\{F_{ref}\}$	Carregamento de referência ..... [N/mm <sup>2</sup> ]
$I$	Momento de Inércia da área da espessura do conjunto telado ..... [mm <sup>3</sup> ]
$L$	Comprimento atual de um espécime cilíndrico ..... [mm]
$L_s$	Comprimento do rasgo do tubo ranhurado ..... [mm]
$L_0$	Comprimento inicial de um espécime cilíndrico ..... [mm]
$M_p$	Capacidade de momento plástico da parede do tubo / un. de comp. .... [N]
$M_{po}$	Momento plástico na parede do tubo por unidade de comprimento. .... [N]

$p$	Pressão .....[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_c$	Pressão de colapso.....[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_{cp}$	Pressão de colapso plástico .....[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_e$	Pressão crítica para um cilindro de parede fina .....[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_{oe}$	Pressão de ovalização elástica.....[N/mm <sup>2</sup> ]
$p_y$	Pressão no escoamento devido à compressão circunferencial .....[N/mm <sup>2</sup> ]
$P_o$	Pressão de proporcionalidade .....[N/mm <sup>2</sup> ]
$P_c$	Pressão crítica .....[N/mm <sup>2</sup> ]
$P_{co}$	Pressão de colapso.....[N/mm <sup>2</sup> ]
$P_{cp}$	Pressão de colapso plástico .....[N/mm <sup>2</sup> ]
$R$	Raio externo de um espécime cilíndrico ..... [mm]
$t$	Espessura da parede de um espécime cilíndrico ..... [mm]
$u$	Amplitude da ovalização à pressão $p$ ..... [mm]
$u_o$	Amplitude da ovalização inicial ..... [mm]
$W_h$	Energia dissipada por unidade de comprimento do tubo ..... [N]
$W_p$	Trabalho realizado pela pressão externa / un. comp. do tubo ..... [N]
$Y_p$	Tensão de escoamento mínimo .....[N/mm <sup>2</sup> ]

## Símbolos Gregos:

$\Delta_o$	Ovalização inicial .....	[-]
$\Delta L$	Varição no comprimento de um espécime cilíndrico.....	[mm]
$\Delta \varepsilon_L$	Varição da deformação na banda de <i>Lüders</i> .....	[-]
$\Delta \lambda$	Varição no carregamento de referência.....	[-]
$\varepsilon$	Deformação de engenharia.....	[-]
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação .....	[s <sup>-1</sup> ]
$\varepsilon^e$	Deformação elástica .....	[-]
$\varepsilon^p$	Deformação plástica .....	[-]
$\varepsilon_a$	Deformação axial .....	[-]
$\varepsilon_{\ln}$	Deformação logarítmica .....	[-]
$\varepsilon_t$	Deformação lateral ou transversal .....	[-]
$\varepsilon_{UL}$	Deformação última .....	[-]
$\eta$	Proporção da pressão externa que é transferida par ao tubo base .....	[-]
$\lambda$	Correção da rigidez à flexão elástica .....	[-]
$\mu$	Correção da resistência ao momento plástico .....	[-]
$\Xi_o$	Excentricidade da espessura do tubo .....	[-]
$\nu$	Coefficiente de Poisson .....	[-]
$\sigma$	Tensão de engenharia .....	[N/mm <sup>2</sup> ]

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais .....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_c$	Tensão crítica.....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{eq}$	Tensão equivalente.....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{eq}$	Tensão equivalente.....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{eq-VM}$	Tensão equivalente de Von Mises .....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_L$	Tensão de escoamento inferior.....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_o$	Tensão de escoamento.....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_o'$	Tensão de escoamento segundo API .....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_U$	Tensão de escoamento superior .....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{UL}$	Tensão última .....	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_y$	Tensão de escoamento .....	[N/mm <sup>2</sup> ]

**Subscritos:**

( )<sub>ext</sub> Externo(a)

( )<sub>int</sub> Interno(a)

( )<sub>MAX</sub> Máximo(a)

( )<sub>MIN</sub> Mínimo(a)

**Siglas e Abreviaturas:**

API American Petroleum Institute

ISO International Organization for Standardization

RAO Razão água/óleo

# 1. Introdução

Para que o projeto de um poço seja lucrativo, não se deve considerar apenas os custos envolvidos com a construção do poço e sua produção inicial. O uso destas variáveis na elaboração do projeto pode garantir excelentes benefícios em curto prazo, porém em longo prazo, o risco da necessidade de intervenções pode afetar de forma decisiva a lucratividade do poço. Um problema de destaque na indústria do petróleo e potencial causador de intervenções em poços produtores de óleo e gás é a produção de areia. Além da perda de receita com a parada do poço para intervenção, a produção de areia em quantidades indesejadas danifica equipamentos de superfície e subsuperfície, gerando custos que, dependendo do montante da produção diária do poço, podem inviabilizar a intervenção ocasionando a perda do mesmo. Logo, para não abreviar em tempo significativo a vida útil do poço, faz-se necessário um acompanhamento sistemático da elevação de sólidos. A palavra 'controle' vem explicitar que o que se faz não é excluir totalmente as partículas sólidas da produção, porém colocá-las em níveis aceitáveis, não prejudiciais à produção (Silva, 2008).

A utilização de telas de contenção de areia posicionadas dentro do poço ao longo dos intervalos produtores é a técnica mais difundida para mitigação do problema da produção de areia. Estas nada mais são do que filtros mecânicos que servem como mecanismo de retenção à areia do *gravel pack* ou da formação, e que permitem a passagem do fluido proveniente da limpeza do poço, da produção ou de qualquer atividade de estimulação. A seleção da tela deve buscar o equilíbrio entre dois critérios extremamente conflitantes: o máximo controle de areia e a mínima retenção ao fluxo. Os mecanismos de produção de areia, assim como os modos de falha das telas durante a instalação e a vida produtiva do poço, são fatores preponderantes na correta seleção da tela para controle da produção de areia.

O projeto e o dimensionamento de sistemas de exclusão de sólidos por contenção mecânica consistem, principalmente, em avaliar a distribuição granulométrica da formação de interesse e, maximizando a produção de óleo, dimensionar o conjunto mecânico que proporcione a filtração com exclusão de sólidos mais eficiente (Malbrel, et al., 1999). No entanto, poucos foram os estudos encontrados sobre a resistência ao colapso destes sistemas. Uma avaliação das solicitações impostas ao tubo base, que confere resistência mecânica ao conjunto telado, é necessária para o controle do risco de ruptura prematura do sistema.

Para entender melhor sobre os sistemas de contenção de areia, uma breve apresentação será feita sobre a aplicação, tipos de tela e falhas que ocorrem nos sistemas utilizados para tal. Posteriormente, será realizada uma revisão bibliográfica sobre os métodos analíticos utilizados para prever a pressão de colapso das telas de contenção de areia. Serão discutidos em seguida, os resultados obtidos nos testes experimentais, numéricos e analíticos de tubos furados e íntegros (sem furos).

## **1.1. Objetivo**

O presente trabalho apresenta um estudo da resistência ao colapso dos tubos base furados utilizados em telas de contenção de areia. Foram realizados testes experimentais e numéricos de tubos furados, e também de tubos íntegros para comparação. Os resultados obtidos ajudaram ainda a analisar um método analítico que estima a resistência ao colapso de tubos de contenção de areia. Os parâmetros geométricos dos tubos foram variados no intuito de se obter a influência de cada um deles na resistência ao colapso do conjunto.



## **2. Contenção de Areia**

O controle da produção de areia pode ser feita desde a completação inicial do poço ou em uma intervenção futura. No caso de controle na completação inicial, pressupõe-se um estudo prévio das diversas variáveis que envolvem essa produção. Busca-se, dessa forma, minimizar os problemas que ocasionariam intervenções futuras no poço.

A produção de areia da formação depende de uma série de fatores como: tipo da formação, vazão de produção, razão água-óleo, entre outros. Como mencionado, a areia produzida pode acarretar em diversos problemas como: erosão dos equipamentos de subsuperfície e superfície, manuseio e descarte da areia produzida, redução da vazão ou até mesmo parada de produção e aumento do número de *workovers* (intervenções).

Os mecanismos de produção de areia são complexos e podem ser devido às propriedades naturais do ambiente deposicional, ou mesmo serem induzidos pela completação e produção do poço. A identificação do tipo do arenito produtor é fundamental para a definição da necessidade do controle da produção de areia. Dessa forma, serão aqui apresentados os casos em que deve ser utilizados equipamentos de controle de areia e os tipos de tela comumente empregados.

### **2.1. Aplicação da contenção de areia**

A consolidação de um arenito está diretamente relacionada à cimentação existente entre seus grãos assim como às forças de compactação que a formação está submetida. Os arenitos bem consolidados geralmente apresentam grandes quantidades de material cimentante e, por isso, têm resistência compressiva relativamente alta e grande resistência às forças de arraste impostas pelo fluxo de fluidos durante a produção do poço. Logo, não necessitam de mecanismos para controle de produção de areia na completação do mesmo. Por outro lado, os arenitos de alta porosidade e permeabilidade são normalmente formações confinadas em ambientes com baixa geração de minerais cimentantes e que, se por um lado possuem grande potencial para produção de óleo, têm também um maior potencial para produção de areia. Estes são chamados arenitos inconsolidados e podem ser classificados em três classes distintas: arenito friável, arenito parcialmente inconsolidado e arenito totalmente inconsolidado.

O arenito friável possui características muito próximas ao arenito consolidado. No entanto, a capacidade destas formações de produzirem seus grãos está diretamente relacionada às forças de arraste impostas pelo fluxo de fluidos do reservatório para o poço. Dessa forma, este tipo de formação pode suportar completação a poço aberto, na medida em que a maior área aberta ao fluxo reduz as forças de arraste. Quando completados a poço revestido e canhoneado pode haver a formação de cavernas atrás do revestimento, o que aumenta a área aberta ao fluxo. Logo, é comum que o início da vida produtiva neste tipo de formação apresente certa quantidade de produção de areia que poderá ser decrescente até chegar a traços. Entretanto, alterações nas condições de produção como incremento de vazão, aumento da RAO (razão água-óleo) e depleção do reservatório, podem levar a instabilidades nas formações, com a consequente produção de areia acima de níveis aceitáveis (Costa, 2009).

O arenito parcialmente inconsolidado é caracterizado pela presença de algum material cimentante. A baixa resistência à compressão, assim como baixa a resistência ao arraste devido ao fluxo de fluidos fazem com que este tipo de formação normalmente produza uma quantidade de areia acima do considerado aceitável.

O arenito totalmente inconsolidado, também conhecido como *quicksand*, é uma formação extremamente inconsolidada que possui baixíssima quantidade de agente cimentante entre seus grãos. Com isso, os grãos são mantidos agrupados apenas devido às forças coesivas e de compactação. Mecanismos de controle de areia nestas formações são imprescindíveis.

## **2.2. Tipos de Telas**

Nos últimos anos as telas para a contenção de areia vêm sofrendo uma grande evolução. No entanto, o aparecimento de uma nova geração de tela não acarretou no desaparecimento das gerações anteriores. Os *liners* serão aqui listados como tipos de tela por serem empregados em situações em que há a necessidade de contenção de areia.

### **2.2.1. Liners**

#### **2.2.1.1. Liner Rasgado**

O *liner* rasgado (ou ranhurado) consiste na primeira tentativa de se conter a

produção de areia da formação. Os rasgos (ou ranhuras) têm sua largura controlada, devendo estar de acordo com a curva granulométrica da areia da formação. Estes rasgos são referidos em termos de *gauge*, o que se refere à largura do rasgo ou no caso das telas, espaçamento entre arames, ambos em polegada multiplicada por mil (Ott, et al., 2001).

A disposição dos rasgos ao longo do tubo pode ser feita de várias maneiras, como pode ser visto pela Figura 1. No entanto, deve-se preferir rasgos verticais em relação ao eixo do tubo, uma vez que os rasgos horizontais reduzem a capacidade do tubo sob tração e compressão (Costa, 2009).

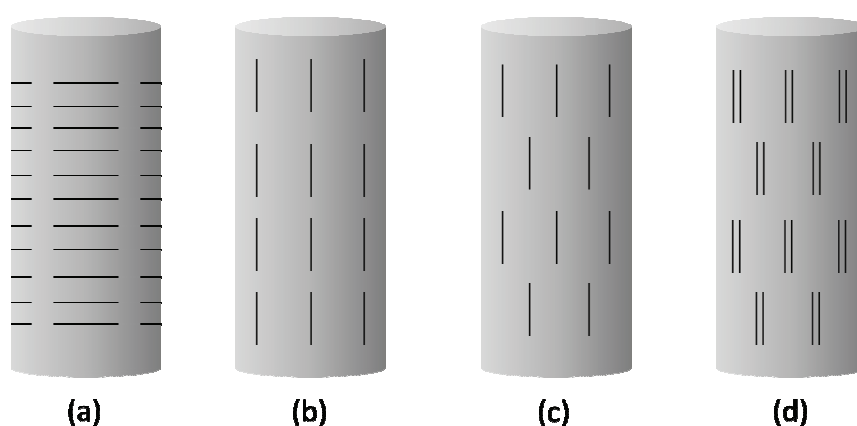


Figura 1. *Liner* (a) com rasgos horizontais, (b) com rasgos verticais alinhados, (c) rasgos verticais alternados e (d) rasgos verticais agrupados alternadamente.

Outro fator importante dos *liners* rasgados é a seção do rasgo, que pode ser reto ou em “V”. O rasgo em “V” apresenta a vantagem de que, se uma partícula penetra o rasgo na parte externa do tubo, tem menos chance de ficar presa. Desta forma, o risco de plugueamento do *liner* rasgado, com conseqüente colapso, é minimizado. Em comparação com as telas, os *liners* rasgados são mais suscetíveis ao plugueamento – caracterizado por entupimento e conseqüente restrição ao fluxo (Ott, et al., 2001).

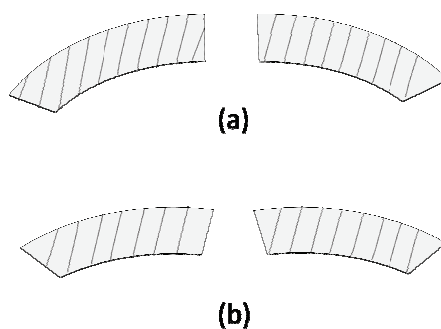


Figura 2. Rasgos (a) retos e (b) em formato “V”.

### 2.2.1.2. *Liner* Expansível

É um *liner* desenvolvido a partir da tecnologia de revestimentos expansíveis e que, quando colocado em posição, é expandido por extrusão e seu diâmetro passa a acompanhar o calibre do poço.

Consiste de um tubo especial com ranhuras e de diâmetro compatível com o do último revestimento descido. O *liner* expansível apresenta as seguintes vantagens em relação ao *liner* convencional para contenção de areia: aumenta a estabilidade do poço, elimina o fluxo anular *liner* x poço, aumenta a área aberta ao fluxo e permite isolamento parcial dos trechos produtores.



Figura 3. Exemplos de *liners* ranhurados expansíveis.

### 2.2.2. Tubos telados

Os tubos telados são vistos como uma evolução aos tubos ranhurados, que se adequaram melhor a grandes variações granulométricas, além de apresentar, em geral, maior resistência mecânica e maior área aberta ao fluxo, sem deixar de ser eficiente na filtração dos sólidos. Na maioria dos casos, os tubos telados possuem um tubo base furado, que será tema do presente estudo.

Os tubos telados possuem aplicação *stand alone*, *gravel pack*, *frac pack* ou expansível. As telas *stand alone* constituem uma alternativa de custo reduzido quando comparadas às outras duas, onde um conjunto de telas é descida e assentado em poço aberto, sem a instalação do pacote de areia (*gravel*). O *gravel pack* é muito utilizado em poços horizontais, onde o anular tela x formação é preenchido com uma areia de granulometria selecionada.

### 2.2.2.1. Wire-Wrapped

São as telas mais comuns para a contenção de areia e são utilizadas nos serviços de *gravel packing*. Uma das vantagens desta tela em relação ao *liner* rasgado é a maior área aberta ao fluxo. Como pode ser visualizada pela Figura 4, esta tela é formada por um *liner* furado (3) sobre o qual são soldadas hastes finas longitudinais (2). As hastes servem de base para o arame (1) que é soldado helicoidalmente. Normalmente as telas são fabricadas em aço inox 316-L e, em ambiente não agressivo, emprega-se tubo base N-80.

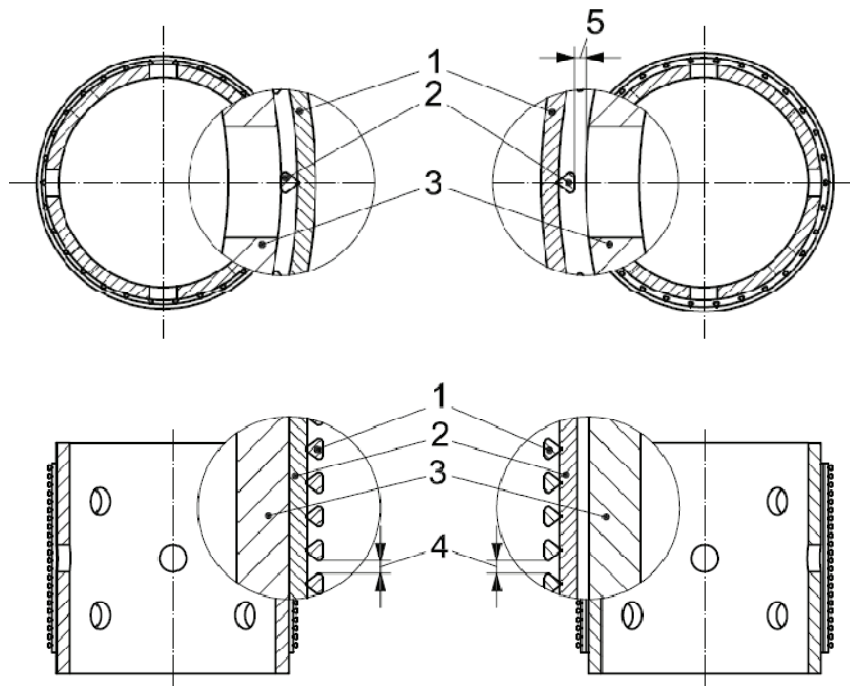


Figura 4. Tela *wire-wrapped* do tipo *direct wrap* que possui tubo base furado (ISO 17824, 2009).

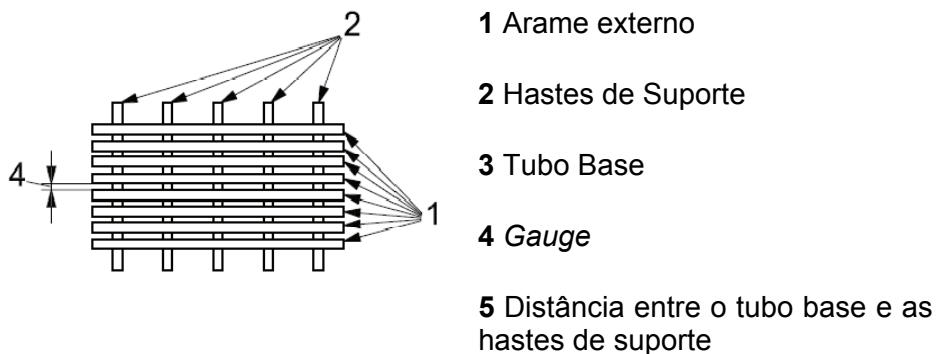


Figura 5. Tela *wire-wrapped* do tipo *slip-on* que não possui tubo base (ISO 17824, 2009).

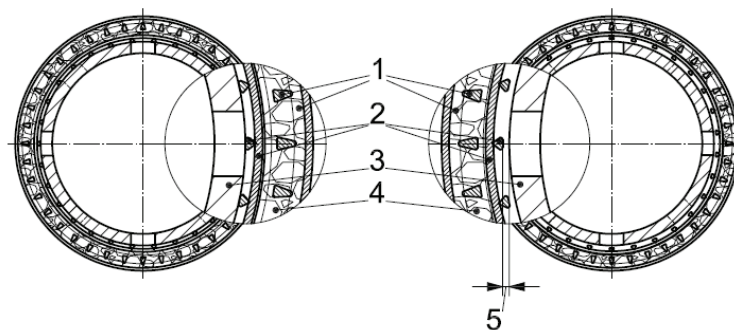
Pode-se encontrar uma variante na qual não existe o tubo base (Figura 5).

Neste caso, as hastes longitudinais e o arame têm os diâmetros aumentados, porém são de resistência mecânica inferior aos que possuem tubo base.

A tela *wire-wrapped* tem o *gauge* (item 4 da Figura 4) definido pelo espaçamento do arame helicoidal. O *gauge* mínimo desta tela é 6, no entanto, não é recomendável o emprego de *gauge* inferior a 8 (Costa, 2009). O tubo base destas telas possuem, na maioria dos casos, diâmetro externo de 1 a 7 polegadas (Silva, 2008).

### 2.2.2.2. PrePacked

As telas *prepacked* (ou pré-empacotada) são muito similares às telas *wire-wrapped*, com a diferença de conter areia de *gravel* resinada, curada e compactada, ou uma manta de cerâmica flexível. A areia pode estar depositada de diferentes formas entre as telas: no espaço entre o arame e o tubo base (*LP prepacked*), entre o arame e o *shroud* perfurado (*SLIMPAK*) ou entre dois arames (*Dual prepacked*). Já a tela baseada na manta de cerâmica foi desenvolvida mais recentemente e consiste em um tubo base furado, sobre o qual fica a manta de cerâmica envolvida por um *shroud* perfurado (Costa, 2009).



1-Tela externa; 2-Tela interna, 3-Tubo base, 4-Areia ou propante sintético, 5-Distância entre tubo base e hastes, 6-Arames internos, 7-Hastes de suporte internas, 8-Arames externos, 9-Hastes de suporte externas e 10-Tamanho dos orifícios (*slots*).

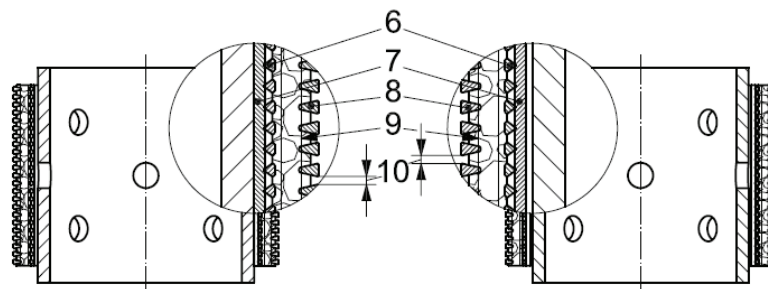


Figura 6. Tela *prepacked* do tipo *direct-wrap* e *slip-on* (ISO 17824, 2009).

O início das completções dos poços horizontais que requeriam contenção de areia foi com a utilização destas telas (Costa, 2009). E até hoje as telas *prepacked* são geralmente utilizadas de forma *stand alone*, como uma alternativa mais economicamente viável ao *gravel pack*, quando a instalação *stand alone* da tela *wire-wrapped* ou do *liner* rasgado não satisfazem os requisitos para controlar a produção de areia. Entretanto, a estas telas podem ainda serem utilizadas em poços com *gravel packing* sem grandes problemas.

### **2.2.2.3. Telas Premium**

Muito similar às telas *wire-wrapped*, as telas *Premium* possuem um tubo base de aço (furado ou rasgado), que confere resistência mecânica, envolto por camadas de telas que possuem a finalidade de contenção dos sólidos da formação. A malha filtrante é protegida por um *shroud* (carcaça externa) furado que assegura a integridade do conjunto durante a descida no poço. Segundo Santos (2007), a especificação do tubo base mais comum para telas *Premium* utilizadas em sistemas de contenção de areia do tipo *gravel pack* ou *stand alone*, em poços horizontais, é de 5 ½" P110, 17 lb/ft com 4,5% de área aberta ao fluxo em aço carbono ou metalurgia especial.

### **2.2.2.4. Sinterizadas**

Estas telas foram desenvolvidas para a contenção de areia em poços horizontais, quando a tecnologia do *gravel packing* ainda não estava totalmente desenvolvida e os *liners* rasgados não atendiam aos requisitos necessários. Como o próprio nome diz, a tela possui um material sinterizado que forma um meio poroso. A tela SINTERPAK da empresa *Halliburton*, por exemplo, possui uma camada de material sinterizado, que varia de 0,15 a 0,25 polegadas de espessura (Costa, 2009). O material fica montado sobre o tubo base furado e tem as extremidades soldadas a um conector fixo ao tubo base. A pressão de colapso, para o tubo base de 5 ½" desta tela é de 3.500 psi e a de pressão interna de 300 psi (Costa, 2009). Outra marca, a STRATAPAC, da empresa *Pall* é formada por múltiplas camadas de material sinterizado que são dispostas concêntricamente sem ligação mecânica entre as mesmas. Estas são colocadas sobre o tubo base furado e são protegidas por um *shroud* perfurado. Logo, a resistência a tração, colapso e pressão interna destas telas são conferidas a resistência do tubo base furado.

### 2.2.2.5. Tela Expansível

Esta tela é baseada na tecnologia de *liners* expansíveis e proporciona a menor restrição possível ao diâmetro interno do poço, sendo ele revestido ou aberto. Esta tecnologia visa evitar o problema de plugueamento das telas e do *gravel packing*.

As telas expansíveis são descidas e instaladas após a perfuração do poço aberto e são, posteriormente, deformadas a frio até atingirem um diâmetro próximo ao do poço. Logo, a vantagem desta tecnologia é a possibilidade de construção de poços com maior diâmetro, próximo ao diâmetro da última fase perfurada. E em termos de poço horizontal, ainda há a redução da perda de carga do trecho horizontal. No Brasil, esta tecnologia foi ainda pouco testada. Um estudo de resistência ao colapso de tubos base furados expansíveis foi realizado por Fonseca (2007).

Um exemplo é a tela formada por um *liner* expansível interno e outro externo com folhas de aço inox ranhuradas e instaladas segundo o *gauge* desejado entre ambos (Figura 7). Durante a expansão as folhas de aço deslizam umas sobre as outras para assumir o novo diâmetro. Existem também as telas expansíveis do tipo *Premium*.



Figura 7. Tela ranhurada expansível.

## 2.3. Mecanismos de Falha das Telas

Como mencionado anteriormente, as telas utilizadas na contenção de areia podem falhar tanto na instalação do conjunto, como durante a produção do poço. As



falhas de instalação têm diversas causas, que variam desde a geometria do poço ao tipo de sonda que está sendo utilizada. As falhas na produção, apesar de conhecidas anteriormente, tiveram sua importância relevada com o advento da contenção de areia em poços horizontais (Costa, 2009). Isto se deve ao fato de que, além do alto custo das telas para os poços horizontais, a substituição destas é onerosa ou muitas vezes impossível.

Durante a descida em poços horizontais de raio curto ou com alto *dog leg* pode ocorrer o dobramento do tubo telado, levando à falha do mesmo. Muitas vezes, apenas a rugosidade do revestimento ou da própria formação, é capaz de levar o conjunto telado à falha. Esta falha por erosão é caracterizada pelo rompimento do material ou perda do *gauge* especificado para a tela, e pode ser maximizada caso a descida seja feita com *heave* alto em poços *offshore* (Silva, 2008).

O colapso dos tubos telados pode ocorrer tanto na instalação como em uma operação de intervenção. Esta falha está diretamente ligada à resistência ao colapso do tubo base (fragilizado pelas perfurações) e, em geral, ocorre devido ao plugueamento das telas, que significa o entupimento das telas filtrantes (Ott, et al., 2001). Na instalação, o colapso pode ocorrer durante a operação de *screen out* do *gravel packing* ou *frack packing*. Já durante a intervenção, o colapso pode ocorrer na circulação reversa para amortecimento do poço. As telas sinterizadas e *prepacked* são, em geral, mais suscetíveis a este tipo de falha (Costa, 2009).

Já a falha por pressão interna pode ocorrer durante a operação de intervenção, ao se tentar eliminar o plugueamento por retrolavagem, o tubo pode colapsar. Isto é comum nas telas sinterizadas

Silva (2008), a partir da carta-guia de alguns fabricantes, apresentou a resistência ao colapso dos tubos telados do tipo *wire-wrapped* (Figura 8 ) e *premium* (Figura 9), segundo o diâmetro externo nominal. Na maioria das cartas-guia, a resistência ao colapso de um tubo de 6 polegadas foi de aproximadamente 5000 psi (34.474 MPa).

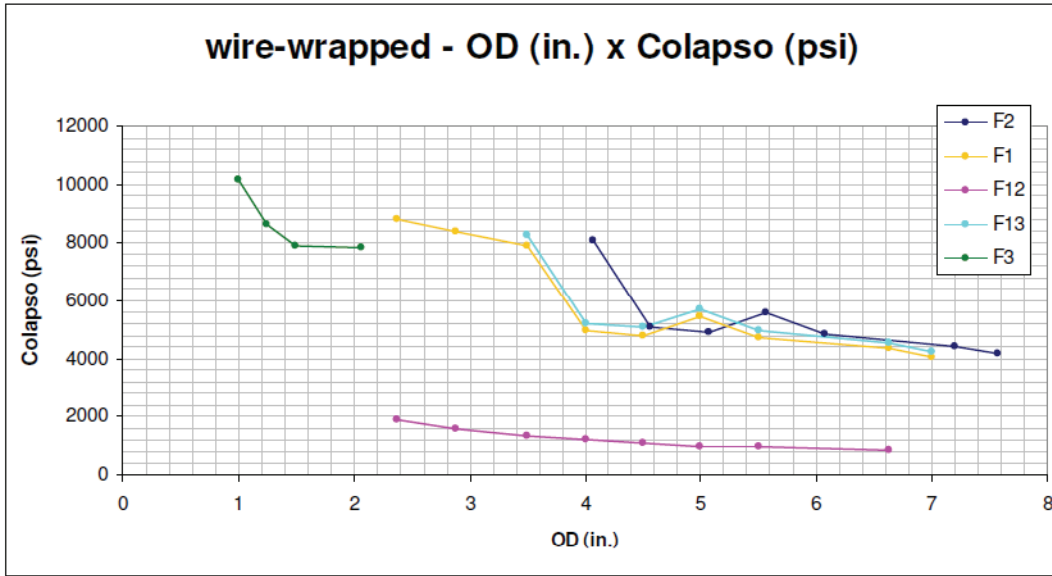


Figura 8. Resistência ao colapso das telas *Wire-Wrapped* de 5 fabricantes. (Silva, 2008).

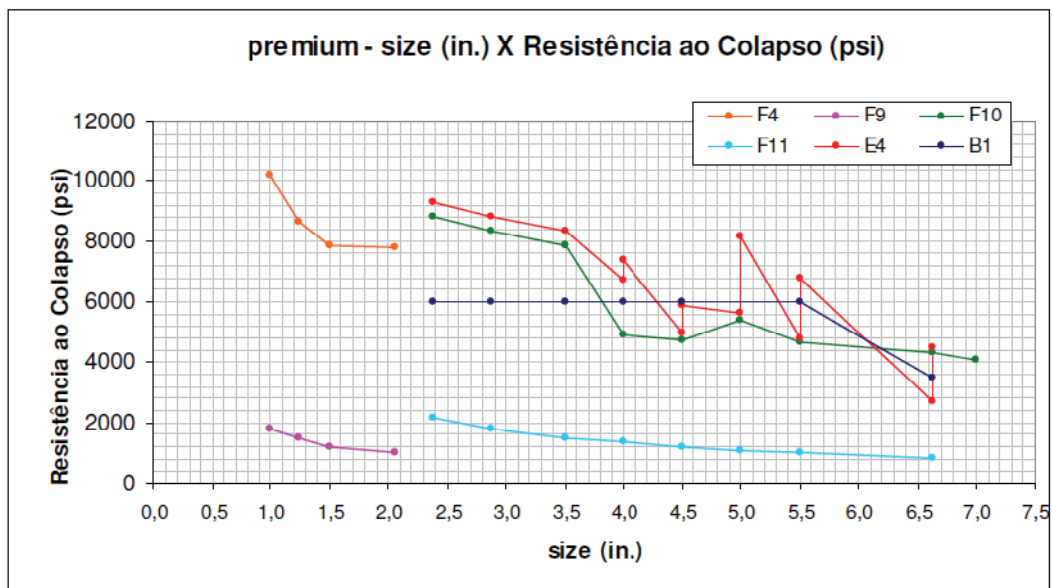


Figura 9. Resistência ao colapso das telas *Premium* de 6 fabricantes (Silva, 2008).

### 3. Revisão Bibliográfica

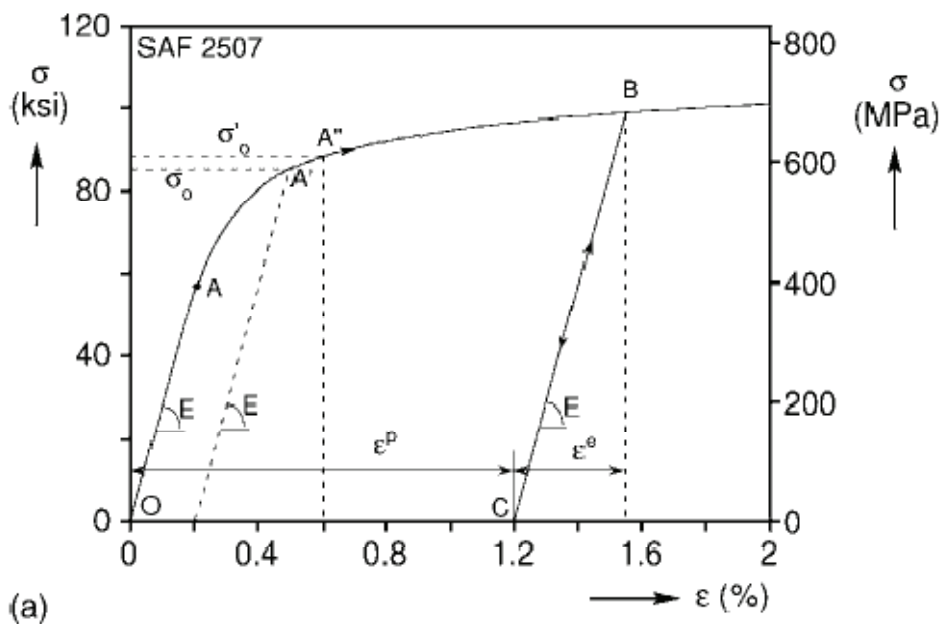
Este capítulo está dividido em duas partes. Na primeira serão apresentados conceitos básicos sobre comportamento tensão-deformação com teorias de resistência dos materiais utilizada para o dimensionamento adequado de tubos em geral. Estes conceitos serão utilizados no entendimento dos métodos analítico, experimental e numérico apresentados a seguir neste trabalho. Na segunda parte, serão então discutidos alguns métodos analíticos de obtenção da pressão de colapso de tubos furados e íntegros.

#### 3.1. Conceitos

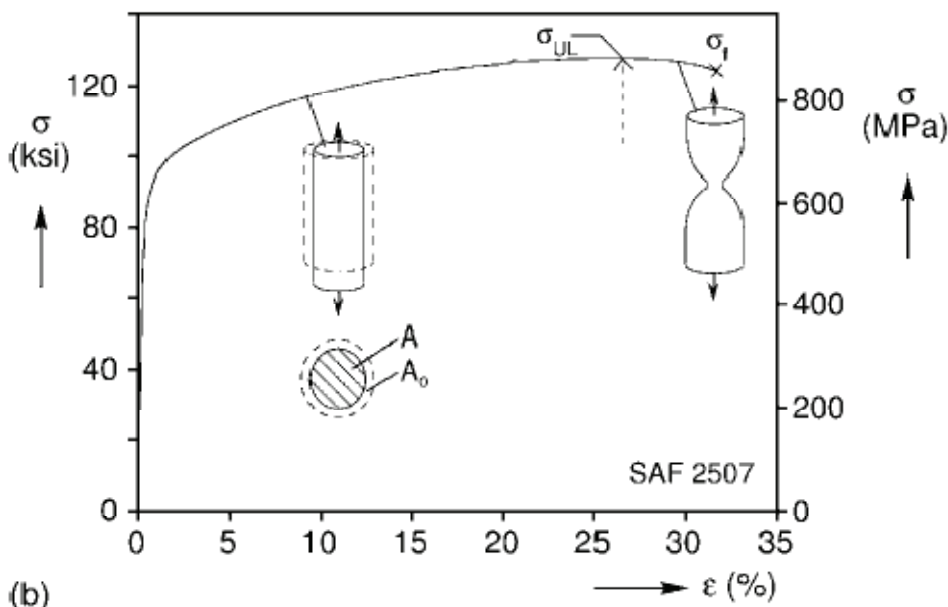
Colapso devido à pressão externa é uma das falhas sob a qual os tubos de completação de poços de petróleo estão submetidos e, por isso, devem ser projetados para resistir. O colapso é o esforço que ocorre em tubulações quando a diferença entre a pressão externa e interna é maior que o limite estabelecido em função da tensão de escoamento do material, dos parâmetros geométricos (diâmetro, espessura, furos e geometria do furo, quando em tubos furados) e da tensão axial, sob o qual o tubo está submetido. Assim, a resistência ao colapso é calculada de acordo com o regime de deformação do tubo e da sua relação diâmetro-espessura.

##### 3.1.1. Ensaio de Tração Uniaxial

Um dos exemplos mais comuns de deformações elásticas e plásticas é o teste de tração em uma barra de aço usinada, onde o material falha sob um carregamento monótono e crescente. Considera-se um espécime cilíndrico de comprimento inicial  $L_0$  e área da seção transversal original e deformada  $A_0$  e  $A$ , respectivamente. A Figura 10 apresenta dois gráficos da resposta do corpo de prova ao esforço força-alongamento sob o qual fica submetido no ensaio. A força é convertida na tensão de engenharia  $\sigma = F/A_0$ , e o alongamento do corpo de prova, na deformação de engenharia  $\varepsilon = \Delta L/L_0$ . Sob compressão a resposta seria essencialmente a mesma para pequenas deformações, mas seria diferente para grandes deformações.



(a)



(b)

Figura 10. Resposta a tensão-deformação do aço inoxidável SAF 2507: (a) regime de pequena deformação com duas definições de tensão de escoamento e (b) regime de grande deformação que apresenta a tensão última e de ruptura (Kyriakides, et al., 2007).

Na Figura 10(a) o trecho reto OA representa a região elástica que ocorre durante a fase inicial do ensaio, onde a relação entre tensão e deformação é linear. A inclinação da reta OA é definida pelo módulo de elasticidade (ou módulo de Young)  $E$ . A partir do ponto A (denominado limite de proporcionalidade), não há mais uma relação linear e o material passa a adquirir um comportamento elasto-plástico. Inicialmente o gráfico perde inclinação rapidamente, formando uma curva que

geralmente acaba a uma deformação menor que 1% (Kyriakides, et al., 2007). Para maiores deformações o gráfico perde inclinação a taxas ainda mais baixas, deixando assim a curva mais suave. Qualquer descarregamento a partir de algum ponto depois de A, como no trecho BC, segue uma reta com inclinação E. Neste processo, a parte da deformação elástica ( $\varepsilon^e$ ) é recuperada pelo espécime, enquanto a deformação plástica ( $\varepsilon^p$ ) sofrida é permanente. Dessa forma, quando a barra de aço se encontra completamente descarregada, a deformação plástica é dada pela equação (1).

$$\varepsilon^p = \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \quad (1)$$

O corpo de prova ao ser recarregado segue o mesmo trecho CB e passa a seguir a curva de deformação plástica como se não tivesse sido descarregado (aproximadamente). A tensão a partir da qual isto ocorre é significativamente maior do que a tensão sofrida no limite de elasticidade inicial, visto que o nível de tensão sob o qual o recarregamento ocorre, cresce com a deformação plástica. Este processo é denominado encruamento.

O limite de proporcionalidade A representa a fronteira inicial entre o regime elástico e o regime plástico que segue a partir de então. A tensão de escoamento é considerada o limite entre os dois regimes para fins de projeto estrutural e é definida por convenção a uma tensão acima da tensão de proporcionalidade. A definição mais comum da tensão de escoamento ( $\sigma_o$ ) corresponde à tensão definida pela reta paralela ao trecho elástico na deformação de 0,2%, como pode ser visualizado pela Figura 10(a) (ponto A'). Já a definição API (do inglês, *American Petroleum Institute*) para a tensão de escoamento ( $\sigma_o'$ ) corresponde à tensão a uma deformação de 0,5% (ponto A'') para determinados aços.

O alongamento causado pelo teste de tração leva a contração lateral da área da seção transversal do espécime. A relação entre a deformação lateral (ou transversal  $\varepsilon_t$ ) e a deformação axial é denominada coeficiente de Poisson ( $\nu = \frac{-\varepsilon_t}{\varepsilon_a}$ ). No regime elástico, os aços, por exemplo, possuem um coeficiente de Poisson que varia de 0,25 a 0,3, enquanto que para os metais estruturais, a deformação plástica é praticamente incompressível, ou seja, o volume é preservado ( $\nu = 0,5$ ) (Kyriakides, et al., 2007). Portanto, faz-se necessário decompor a deformação na parte elástica e

plástica, visto que há diferenças entre o coeficiente de Poisson no regime elástico e no regime plástico.

Como pode ser visto na Figura 10(b), a altas deformações o deslocamento devido à força torna-se mais suave e eventualmente um valor máximo é alcançado. A partir deste ponto o corpo de prova passa desenvolver um empescoamento que se estende a um comprimento de 2 a 3 vezes a largura da área transversal. A resposta ao carregamento passa a ter uma deformação não homogênea, o que significa que a resposta não é mais somente devido ao material do espécime. O diâmetro do pescoço criado no corpo de prova torna-se progressivamente menor enquanto o carregamento controlado decresce, até que a um determinado estágio o espécime rompe. A tensão referente ao carregamento máximo é denominada tensão última ( $\sigma_{UL}$ ) e a deformação correspondente denominada  $\varepsilon_{UL}$ . A deformação que corresponde ao rompimento do espécime é geralmente utilizada como medida de ductilidade, se mantida a geometria do corpo de prova, para a comparação de diferentes materiais.

O comportamento tensão-deformação da maioria dos materiais metálicos apresenta certa sensibilidade à taxa de deformação pela qual é submetida ( $\dot{\varepsilon}$ ) (Netto, 2010). Em temperatura ambiente esta sensibilidade é relativamente pequena e pode ser normalmente desprezada para processos com taxa de deformação  $\dot{\varepsilon} < 10^{-2} s^{-1}$ . Nota-se que ensaios como o apresentado na Figura 10(a) são normalmente realizados com  $10^{-4} < \dot{\varepsilon} < 10^{-3} s^{-1}$  (Kyriakides, et al., 2007). Para taxas de deformação maiores e a temperaturas maiores que 150°C, os efeitos da taxa de deformação passam a ser significativos. Esta dependência da taxa de deformação para o ensaio de tração uniaxial é obtida experimentalmente e modelada a partir da teoria da plasticidade em relação à temperatura e à taxa de deformação (denominada viscoplasticidade).

### 3.1.1.1. Escoamento descontínuo

O ensaio de tração uniaxial realizado no teste experimental do presente trabalho não apresenta exatamente o comportamento da Figura 10(a). Isto porque nos ensaios de tração uniaxial de aços de baixo teor de carbono, a transição da deformação elástica para a plástica é caracterizada por uma instabilidade do material, conhecida como Bandas de *Lüders*. O efeito macroscópico de instabilidade é caracterizado por uma deformação não homogênea. Como pode ser visto pela Figura 11(a), uma deformação plástica localizada inicia em  $\sigma_U$  (tensão de escoamento

superior) seguida de uma súbita queda na tensão. Posteriormente, a deformação de *Luders* se propaga por todo o espécime, enquanto a tensão se mantém constante ( $\sigma_L$ , tensão de escoamento inferior). Quando todo o espécime já se encontra deformado pela deformação de *Lüders* ( $\Delta\varepsilon_L \approx 2,67\%$  na figura Figura 11(a)), o material se fortalece e o espécime volta a responder com uma deformação homogênea. Para uma resposta ao ensaio deste tipo, a tensão de escoamento considerada é a do platô  $\sigma_L$ .

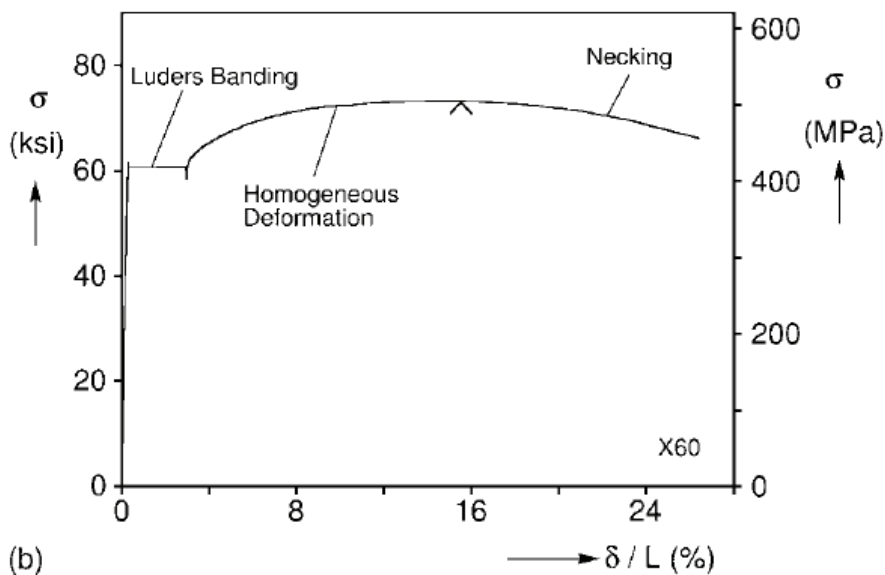
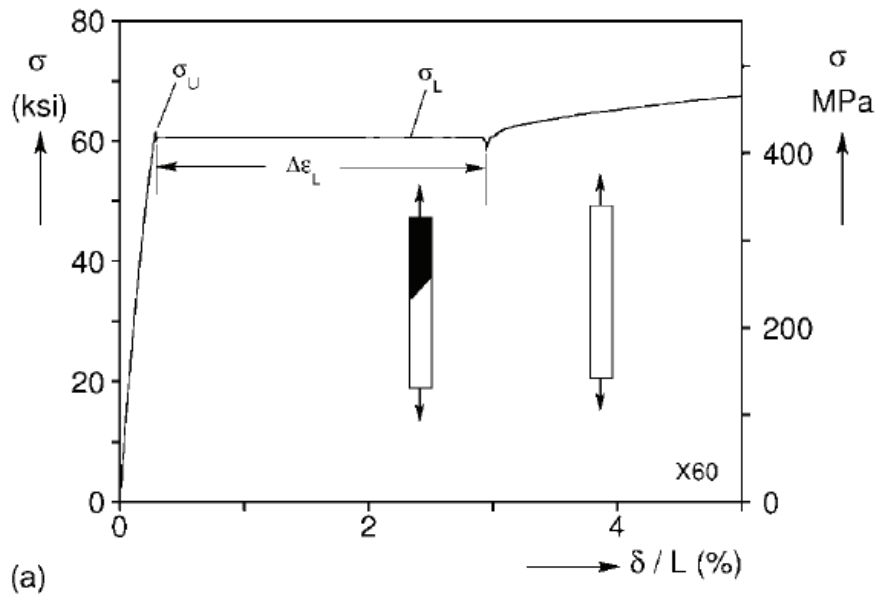


Figura 11. Comportamento tensão-deformação de um aço X-60 que apresenta a Banda de *Lüders*: (a) no regime de pequenas deformações e (b) se deformando até falhar (Kyriakides, et al., 2007).

A Figura 11(B) mostra que, após o espécime voltar a deformar plasticamente de forma homogênea, ele atinge uma tensão máxima e passa a formar um empescoçamento, já explicado para ensaios de tração uniaxial no item 3.1.1.

### 3.1.2. Tensão Verdadeira e Deformação Logarítmica

A curva apresentada na Figura 10 foi definida pela divisão do carregamento longitudinal aplicado ao corpo de prova pela área da seção transversal inicial, sendo assim, uma curva tensão-deformação nominal (ou de engenharia). Para maiores informações do comportamento tensão-deformação, divide-se o carregamento aplicado longitudinalmente pela área transversal a cada instante de tempo, ao longo do teste de tração uniaxial. Esta constitui a definição de tensão verdadeira.

Para pequenas deformações, a deformação de engenharia e a deformação logarítmica são essencialmente idênticas. Já para grandes deformações, os valores diferem significativamente e devem ser expressos quanto à deformação verdadeira e tensão verdadeira. No programa de elementos finitos que será utilizado na parte da análise numérica do presente trabalho são utilizados valores verdadeiros e não de engenharia (ANSYS, 2008). Normalmente, as curvas de material são fornecidas a partir de valores de engenharia da tensão e deformação. Então, para o ensaio de tração uniaxial deste estudo, os valores de deformação de engenharia foram convertidos em deformação logarítmica a partir da equação (2), e os valores de tensão de engenharia em verdadeira, a partir da equação (3).

$$\varepsilon_{\ln} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2)$$

$$\sigma_{\text{verdadeira}} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (3)$$

Onde a equação (3) só vale para dados de tensão-deformação plástica incompressíveis, o que se aplica para os dados deste trabalho.

### 3.1.3. Critérios de Resistência de Von Mises

Na prática de engenharia os critérios de resistência são usados no cálculo das tensões equivalentes ( $\sigma_{eq}$ ). Dois dos critérios mais usados em materiais metálicos são: Von Mises e Tresca. O critério de resistência utilizado neste trabalho é o da máxima energia de distorção de Von Mises, dada pela equação (4). Este critério considera que



o escoamento do material ocorre quando a energia de deformação de distorção atinge o valor máximo medido no teste uniaxial de tração. Logo, segundo o critério de Mises, a análise de resistência dos tubos está baseada na comparação do limite de escoamento do material com a máxima tensão de Mises obtida na superfície do tubo. Este critério é adequado para prever escoamento ou ruptura em materiais dúcteis como aços de construção (Aguiar, 2008).

$$\sigma_{eq-VM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (4)$$

### 3.1.4. Método Modificado de Riks

A análise estrutural de tubos utilizados na contenção de areia trata-se de um problema não linear. Para a solução e obtenção da pressão de colapso, a partir de um programa de elementos finitos, foi utilizado o método modificado de Riks, também conhecido por método do comprimento do arco (*arc-length*). O método consiste em fixar um plano ortogonal ao plano tangente à curva carga-deslocamento para resultar em uma equação adicional na determinação do incremento de carga e de deslocamento.

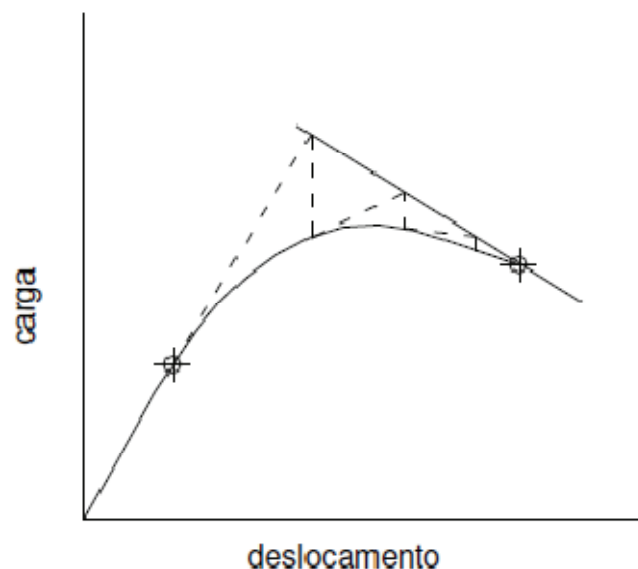


Figura 12. Método do Comprimento do Arco de Riks (Stramandinoli, 2007).

Pela Figura 12 observa-se as etapas iterativas, onde se varia a pressão, neste caso, e o deslocamento para se alcançar um novo ponto de equilíbrio em cada etapa incremental. Até o início do escoamento o tubo apresenta um comportamento linear,

logo, nesta etapa o incremento pode ser grande ou mesmo único, até que o primeiro elemento escoe. No decorrer da análise elasto-plástica, o incremento de carga ótimo tende a diminuir, porque a cada incremento mais elementos se plastificam, ocorrendo assim grande aumento das deformações na não-linearidade geométrica. Ocorre então o colapso plástico quando a análise não converge mais, mesmo para aumento da carga em incrementos pequenos.

Na implementação desse método a carga aplicada no tubo é representada por uma carga de referência, pré definida no programa, e por um fator de multiplicação desta carga. Assim, o vetor de cargas utilizado é dado por:

$$\{F\} = \Delta\lambda \{F_{ref}\} \quad (5)$$

A partir da Figura 13 é possível visualizar os incrementos de carga e os deslocamentos associados de acordo com a equação(5) dada.

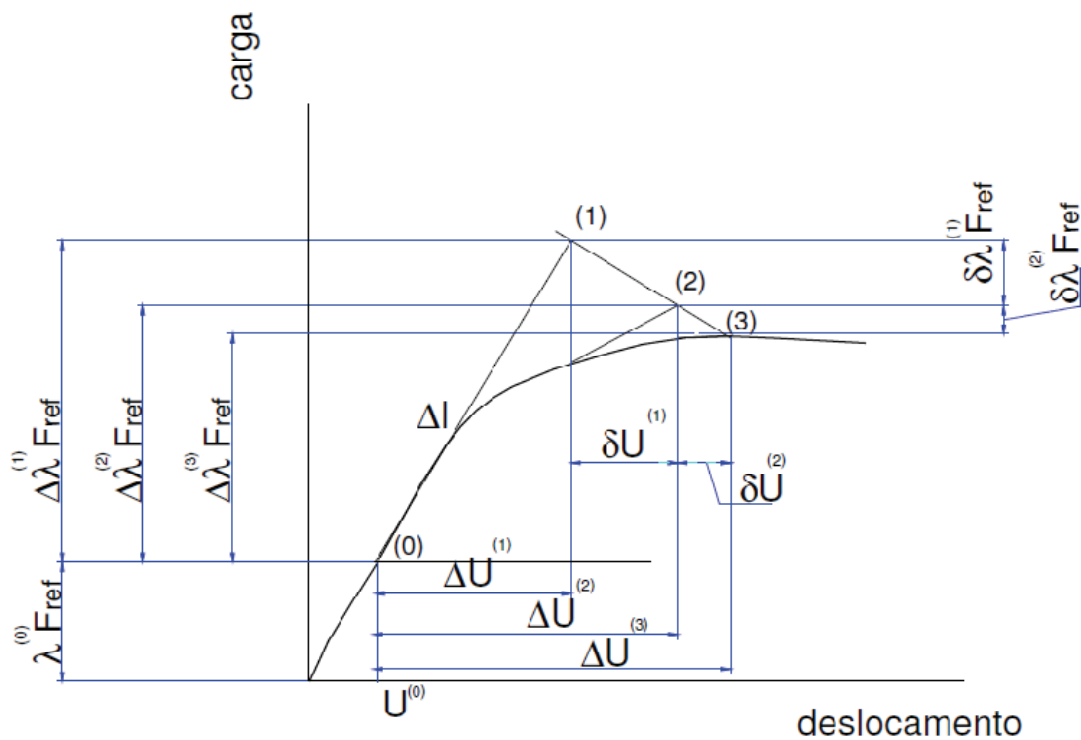


Figura 13. Incrementos de carga e o deslocamento associado a partir do método do comprimento de arco (Stramandinoli, 2007).

## 3.2. Trabalhos Relacionados

Diversos autores realizaram estudos numéricos e/ou análises experimentais de tubos íntegros, furados ou ranhurados, como (Aguiar, 2008), (Fonseca, 2007), (Santos, 2007), (FUH, et al., 2009) e (ISSA, et al., 1993). No estudo analítico existem também diversos estudos da resistência ao colapso de tubos íntegros, tais como a norma API (5C3, 1999) e (Kyriakides, et al., 2007). No entanto, para o estudo analítico da resistência ao colapso de tubos furados para contenção de areia apenas o método das quatro rótulas proposto por Abbassian *et al.* (1998) foi encontrado na literatura. A norma ISO 17824 (2009) para telas de controle de areia foi consultada em busca de uma formulação que estimasse a pressão de colapso de tubos telados, porém neste somente são relatados procedimentos e diretrizes.

O trabalho que apresenta estimativas analíticas da pressão de colapso de tubos íntegros e furados foi então revisado com a finalidade de utilizá-lo na análise dos resultados obtidos para a pressão de colapso de tubos nos ensaios experimentais e na modelagem numérica

A norma API 5C3 (1999), por exemplo, trata de fórmulas que avaliam a resistência ao colapso de tubos de revestimento e colunas de perfuração. As fórmulas propostas nesta norma são semi-empíricas, baseadas em parte nos testes experimentais realizados em corpos de prova de escala comercial. No caso do colapso por regime plástico, a equação para determinar a resistência ao colapso foi obtida empiricamente a partir de 2488 testes realizados em tubos sem costura fabricados com aço de grau K-55, N-80 e P-110 e é dada pela equação:

$$P_{cp} = Y_p \left[ \frac{A}{D/t} - B \right] - C \quad (6)$$

onde

$$\begin{aligned} A &= 2.8762 + 0.10679 \times 10^{-5} \times Y_p + 0.21301 \times 10^{-10} \times Y_p^2 - 0.53132 \times 10^{-6} \times Y_p^3 \\ B &= 0.026233 + 0.50609 \times 10^{-6} \times Y_p \\ C &= -465.93 + 0.030867 \times Y_p - 0.10483 \times 10^{-7} \times Y_p^2 = 0.36989 \times 10^{-13} \times Y_p^3 \end{aligned} \quad (7)$$

Contudo, esta norma não se aplica ao caso dos tubos furados e a condições de pressão externa não-uniforme ao redor da seção longitudinal.

Se o tubo fosse perfeitamente cilíndrico experimentaria o fenômeno da bifurcação. Ou seja, o tubo sob pressão permaneceria cilíndrico até atingir uma pressão crítica e bifurcar. Bifurcação é o termo utilizado para o surgimento instantâneo de duas soluções possíveis no ponto crítico (Kyriakides, et al., 2007). E quanto mais próximo à pressão crítica, menor a rigidez do tubo. Considerando um tubo de razão  $D/t=20$  (razão próxima às apresentadas por tubos de contenção de areia), a Figura 14 ilustra a curva pressão *versus* deflexão radial máxima  $u$  de um tubo de geometria perfeita que bifurca à pressão crítica  $P_c$ . A solução trivial (linha pontilhada na Figura 14) representa a resposta do tubo e do material sob pressão hidrostática, que segue um comportamento não linear tensão-deformação a partir de  $0.8P_o$ , onde  $P_o$  = pressão de proporcionalidade (Kyriakides, et al., 2007). À pressão  $P_c$ , o tubo de geometria perfeita bifurca ao ovalizar a seção transversal do tubo de forma uniforme, representado por um material não-linear elasto-plástico (linha sólida na Figura 14). A pressão então cresce a partir de  $P_c$  até atingir o valor máximo  $P_{co}$ , e logo após, decresce com o aumento da deformação, configurando, assim, o colapso da estrutura.

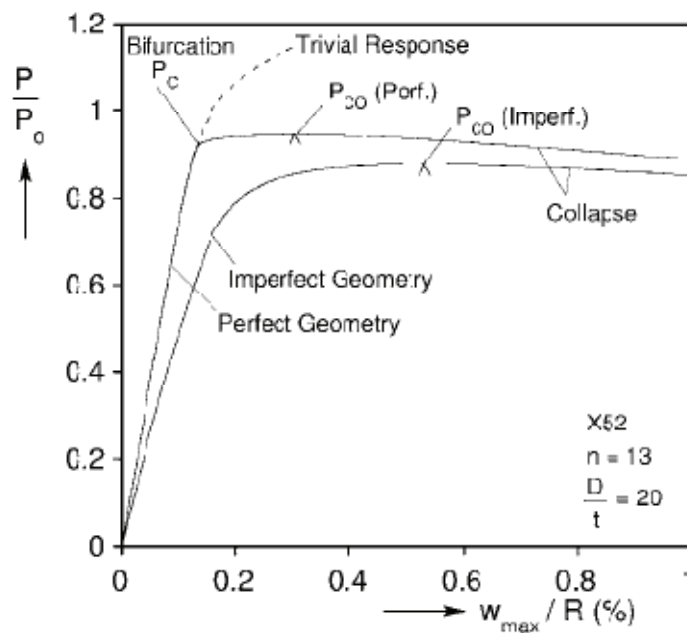


Figura 14. Curva pressão versus deslocamento de um tubo X-52 sob pressão externa, que apresenta o comportamento de um tubo perfeito e imperfeito (Kyriakides, et al., 2007).

Os tubos na realidade, como já dito, possuem geometria imperfeita, ou seja, possuem ovalização inicial diferente de zero. Neste caso, Figura 14 representa também um tubo com ovalização inicial de 0,1%, que desvia do comportamento do

tubo perfeito sob pressão externa desde o início, e após a instabilidade (bifurcação ocorre apenas para tubos de geometria perfeita), colapsa a uma menor pressão. Além disso,  $P_{co}$  depende de forma expressiva da ovalização inicial. Portanto, enquanto a estrutura permanece elástica não sofre influência da ovalização, porém, quando passa a ser inelástica torna-se sensível à ovalização do tubo.

A instabilidade que a geometria e o material utilizados em tubos de contenção de areia apresentam são, majoritariamente, influenciados pelas características plásticas do material. No caso do material elástico, faz-se necessário apenas um pequeno acréscimo na pressão para que a ovalização aumente. Em contrapartida, quando há plasticidade, o efeito combinado do momento e a tensão da parede do tubo plastificam o material nos quatro pontos de maior deformação da seção transversal, logo após a bifurcação. Em consequência, a estrutura perde rigidez e logo causa a queda da pressão com o aumento da deformação. Portanto, a estrutura com rigidez negativa colapsa ao atingir a pressão máxima ( $P_{co}$ ), considerada essa então, a pressão de colapso do tubo.

Para determinação analítica da pressão crítica  $P_c$ , Kyriakides *et al.* (2007) achou que

$$P_n = \frac{(n^2 - 1)}{12(1 + \rho)} \frac{E}{(1 - \nu^2)} \left( \frac{t}{d_t} \right)^3, n = 2, 3, 4... \quad (8)$$

$$\rho = \frac{1}{12} \left( \frac{t}{R} \right)^2 \quad (9)$$

, onde  $n$  (autovalor) representa os diferentes tipos de ovalização que podem ocorrer no tubo. Para tubos de alta razão  $D/t$ ,  $\rho \ll 1$ , e torna-se desprezível em comparação a 1. Portanto, chega-se a equação clássica da pressão crítica para flambagem elástica.

$$P_c = \frac{2E}{(1 - \nu^2)} \left( \frac{t}{d_t} \right)^3, (d_t = D - t) \quad (10)$$

, onde  $t$ =espessura do tubo,  $d_t$ = diâmetro médio tubo,  $E$  = módulo de elasticidade e  $\nu$  = módulo de *Poisson*.

A ovalização do tubo cresce com o aumento da pressão, assim como a tensão à flexão, até que eventualmente o escoamento do material ocorre. Kyriakides *et al.* (2007), apresenta a associação da pressão de colapso com o início do escoamento do material e acha que:

$$P_o = \frac{2\sigma_o t}{d_t} \quad (11)$$

e

$$\psi = \left(1 + 3\Delta_o \frac{d_t}{t}\right) \quad (12)$$

A solução apresentada é então

$$P_{co} = \frac{1}{2} \left\{ (P_o + \psi P_c) - \left[ (P_o + \psi)^2 - 4P_o P_c \right]^{1/2} \right\}, \quad (13)$$

que é a solução obtida por Timoshenko para tubos longos. Portanto, pela fórmula apresentada por (Kyriakides, et al., 2007) a pressão de colapso de um tubo é dependente da ovalização inicial dele.

Para o caso estudado, a instabilidade não é elástica, como considera a equação (10), e dessa forma, Kyriakides *et al.* (2007) apresenta formulações elaboradas para obtenção da pressão crítica de tubos sob pressão lateral, hidrostática e deformação plana (sem deformação axial). A solução da pressão crítica para o caso de pressão hidrostática é dependente da pressão e, por isso, é obtida por iteração e dada por:

$$P_c = \frac{1}{4} \frac{C_{22}}{\left[1 + \frac{1}{12\Omega} \left(\frac{t}{R}\right)^2\right]} \left(\frac{t}{R}\right)^3 \quad (14)$$

$$C_{22} = \frac{E_s}{\frac{1}{4} \left(1 + 3 \frac{E_s}{E_t}\right) \Omega}$$

e (15)

$$\Omega = 1 - \frac{4\nu_s^2}{\left(1 + 3 \frac{E_s}{E_t}\right)}$$

,onde  $E_s$  e  $E_t$  são os módulos secante e tangente, representados por:

$$E_t = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \quad (16)$$

$$E_s = \frac{\sigma}{\varepsilon}$$

A pressão hidrostática foi aplicada a tubos íntegros e furados nos experimentos de resistência ao colapso do presente estudo. Na Figura 15, Kyriakides *et al.* (2007) apresenta a pressão crítica (de bifurcação) convertida em tensão crítica ( $\sigma_c = \frac{P_c R}{t}$ ) de um mesmo material, para diferentes razões D/t. A curva de pressão crítica hidrostática faz comparação entre a pressão crítica de flambagem elástica e flambagem elasto-plástica, e estas passam a assumir um mesmo valor para D/t acima de, aproximadamente, 35. Como os tubos de contenção de areia tem razão D/t de aproximadamente 20, a pressão crítica é mais baixa do que para o caso elástico. A pressão crítica sob carregamento hidrostático é a mais alta em comparação à pressão crítica de carregamento lateral e por deformação plana (sem deformação axial). E a pressão crítica sob carregamento lateral, apenas, é a mais baixa (Figura 16).

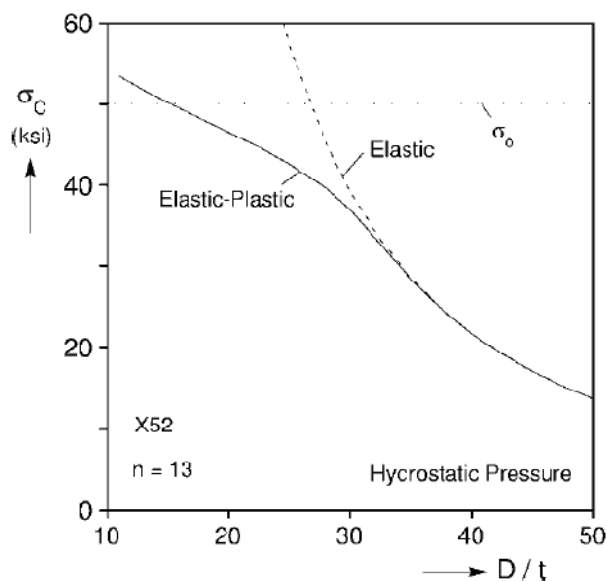


Figura 15. Tensão crítica do aço X-52 em tubos de diferentes razões D/t (Kyriakides, et al., 2007).

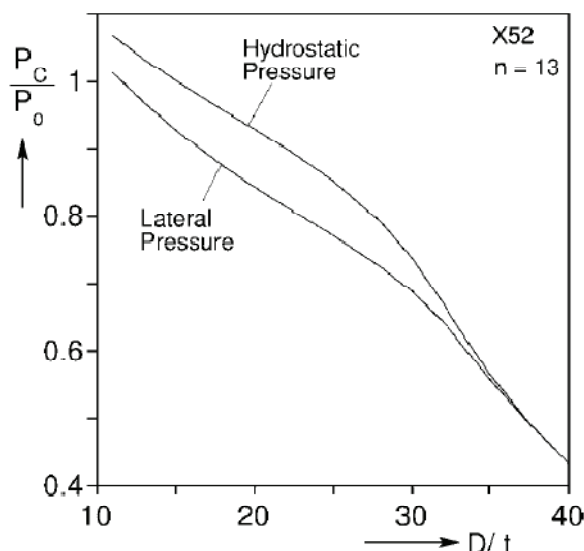


Figura 16. Pressão crítica em função da razão  $D/t$  para carregamento hidrostático e lateral para um aço X-52 (Kyriakides, et al., 2007).

### 3.2.1. O Mecanismo das Quatro Rótulas

Este método foi o único encontrado para estimar a pressão de colapso de tubos utilizados no controle da produção de areia. Estes já foram razoavelmente abordados na literatura a partir de avaliação numérica e experimental, porém estes meios podem ser caros e, na maioria das vezes, envolvem a análise de tubos específicos. O que Abbassian *et al.* (1998) propõe é um método analítico simples e mais versátil, que pode ser utilizado para cálculo da resistência ao colapso e análise pós-colapso de diferentes tubos sujeitos à pressão externa.

Como as seções transversais do tubo não são perfeitamente circulares, e sim elípticas, a resistência ao colapso não é bem descrita pelo regime elástico. Portanto, a resistência ao colapso é menor que o previsto por um modelo de colapso elástico, como visto por Kyriakides *et al.* (2007). Nesse sentido, o método Abbassian *et al.* (1998) baseia-se no pré-colapso por ovalização elástica com subsequente colapso plástico a partir da formação das quatro rótulas plásticas (Figura 17(b)). O cálculo aplica-se à análise da resistência ao colapso de tubos íntegros, em uma primeira etapa, e é expandido para a obtenção da resistência ao colapso de tubos furados, ranhurados e também tubos de revestimento sob pressão não-uniforme.



### 3.2.1.1. Ovalização elástica

Primeiramente, o tubo com uma certa ovalização inicial deforma sob pressão externa uniforme e ovaliza ainda mais. Baseado na teoria de pequenos deslocamentos de anéis de parede fina (Timoshenko, et al., 1985), a ovalização é expressa em

$$u = u_o \frac{1}{\left(1 - \frac{p}{p_e}\right)} \quad (17)$$

, onde  $u_o$  = amplitude da ovalização inicial (ver Figura 17(a)),  $u$  = amplitude da ovalização à pressão  $p$  e  $p_e$  = pressão crítica para um cilindro de parede fina. Rearranjando a equação (17) Abbasian, et al. (1998) desenvolve então uma expressão para a pressão de ovalização elástica,  $p_{oe}$

$$p_{oe} = p_e \left(1 - \frac{u_o}{u}\right) \quad (18)$$

, dado que a pressão crítica no regime elástico para um cilindro de parede fina é dada pela equação (10).

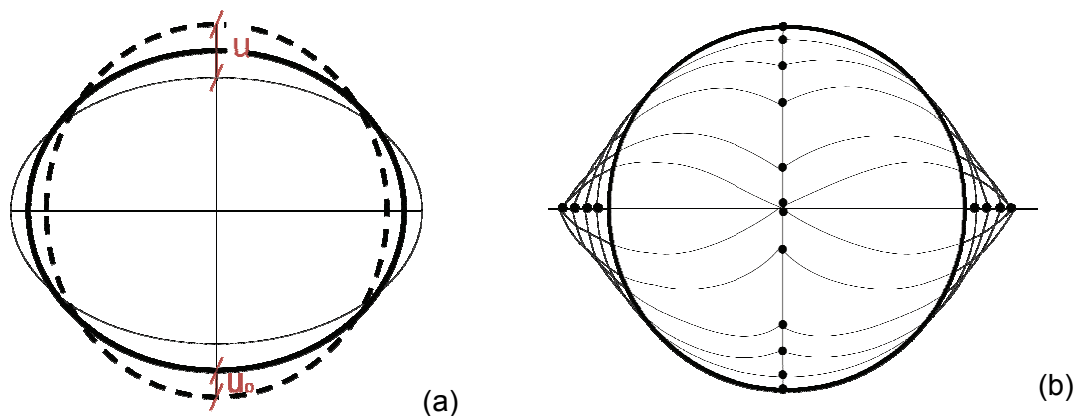


Figura 17. (a) Ovalização elástica e posterior (b) colapso plástico pelo mecanismo de quatro rótulas.

### 3.2.1.2. Colapso Plástico

A formação das 4 rótulas permite que o colapso ocorra, enquanto as 4 seções separadas pelas rótulas, permanecem rígidas. Este mecanismo produz uma

configuração pós-colapso denominada *dogbone*, que foi resultado dos testes experimentais do presente trabalho (ver item 4.3.3.).

Abbassian *et al.* (1998) fez uso do método da energia e assumiu condição de deformação plana, considerando o trabalho realizado pela pressão e a energia dissipada pelas 4 rótulas. Sendo assim, a energia potencial  $E_p$  do tubo por unidade de comprimento foi definida por

$$E_p = W_h - W_p \quad (19)$$

, onde  $W_h$  representa a energia dissipada por cada rótula, por unidade de comprimento do tubo, e  $W_p$ , o trabalho realizado pela pressão externa.

A Figura 18 (a) representa a deformação de  $\frac{1}{4}$  do tubo segundo o mecanismo de colapso das quatro rótulas, da posição AB para a posição A'B'. Considerando que a aplicação de uma pressão hidrostática uniforme sobre  $\frac{1}{4}$  do tubo da Figura 18(a) não compromete o equilíbrio total do tubo, então, Abbassian *et al.* (1998) propõe que o trabalho realizado pela pressão  $p$  seja mais simplificada obtido a partir do sistema equivalente da Figura 18(b).

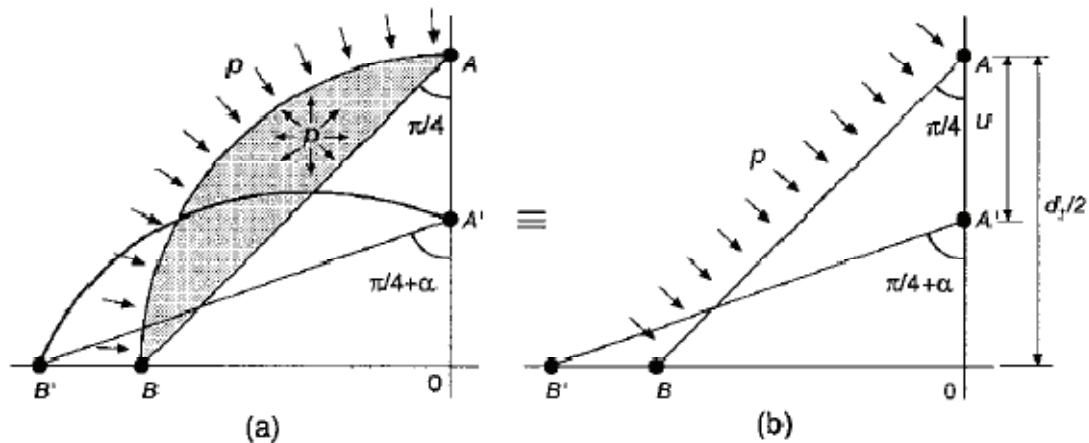


Figura 18. Trabalho realizado pela pressão externa em sistema (a) real e (b) equivalente (Abbassian, et al., 1998).

Então, o trabalho da pressão externa é obtido por

$$W_p = 4p(A_{OAB} - A_{OA'B'})$$

*or*

$$W_p = \frac{1}{2}pd_t^2(1 - \cos 2\alpha) \quad (20)$$

, onde  $A_{OAB}$  e  $A_{OA'B'}$  são as áreas dos triângulos OAB e OA'B', respectivamente, da Figura 18(b).

A energia dissipada na deformação plástica das quatro rótulas é dada por

$$W_h = 8M_p\alpha \quad (21)$$

, onde  $M_p$  = capacidade de momento plástica da parede do tubo por unidade de comprimento, e em cada uma das quatro rótulas.

Logo, a energia potencial da equação (19) fica como

$$E_p = 8M_p\alpha - \frac{1}{2}pd_t^2(1 - \cos 2\alpha) \quad (22)$$

, e visto que o tubo está em equilíbrio,  $\frac{dE_p}{d\alpha} = 0$ . Então, chega-se a

$$p = \frac{8M_p}{d_t^2 \text{sen} 2\alpha} \quad (23)$$

O ângulo de rotação  $\alpha$  relaciona-se à amplitude da ovalização  $u$  por

$$\text{sen} 2\alpha = 4 \frac{u}{d_t^2} (d_t - u) \quad (24)$$

e reescrevendo a equação (23) em termos de  $u$ , chega-se a uma expressão que relaciona a pressão instantânea aplicada à rotação realizada em cada rótula. Expressa em termos do deslocamento, a pressão é dada por

$$p = \frac{2}{u(d_t - u)} M_p \quad (25)$$

Com o aumento da compressão circunferencial,  $M_p$  diminui de acordo com o aumento da pressão externa, o que marca o início do escoamento do material (Abbassian, et al., 1998). Assumindo-se um material rígido e plástico, este fenômeno pode ser representado por

$$M_p = M_{po} \left[ 1 - \left( \frac{p}{p_y} \right)^2 \right] \quad (26)$$

onde

$$M_{po} = \frac{1}{4} \sigma_y t^2 \quad (27)$$

e

$$p_y = 2 \frac{\sigma_y t}{d_t} \quad (28)$$

$M_{po}$  = Momento plástico na parede do tubo por unidade de comprimento;  $p_y$  = pressão no escoamento devido à compressão circunferencial e  $\sigma_y$  = tensão de escoamento. Substituindo a equação (26) na equação (25) e resolvendo a equação quadrática resultante para  $p$ , chega-se a seguinte expressão para a pressão de colapso plástica,  $p_{cp}$ , em função da amplitude de ovalização,  $u$ .

$$p_{cp} = p_y \left[ -b + \sqrt{1 + b^2} \right] \quad (29)$$

onde

$$b = 2 \frac{d_t}{t} \left( 1 - \frac{u}{d_t} \right) \frac{u}{d_t} \quad (30)$$

A pressão de colapso,  $p_c$  é então definida por Abbassian *et al.* (1998) pela interseção da curva da pressão de ovalização elástica (equação (18)) com a curva da pressão de colapso plástico (equação (29)), em função do deslocamento  $u / d_t$ .

Abbassian *et al.* (1998) afirma então que a presença de furos no tubo diminui a rigidez à flexão e a resistência do material sob carregamento. Dessa forma, a equação da ovalização elástica é afetada pela redução da rigidez a flexão circunferencial do tubo. E da mesma forma, a equação do colapso plástico é afetada pela redução da

capacidade de momento plástico  $M_p$ . A correção para a equação (18) e a equação (29) fica como:

$$p_{eo} = \lambda p_e \left( 1 - \frac{u_o}{u} \right) \quad (31)$$

$$p_{pc} = \mu p_y \left[ -2 \frac{d_t}{t} \left( 1 - \frac{u}{d_t} \right) \frac{u}{d_t} + \sqrt{1 + 4 \frac{d_t^2}{t^2} \left( 1 - \frac{u}{d_t} \right)^2 \frac{u^2}{d_t^2}} \right] \quad (32)$$

Logo, para  $\lambda < 1$  e  $\mu < 1$ , foi considerada uma redução da ovalização elástica de  $\lambda$  e uma redução da pressão de colapso plástica de  $\mu$ . Assumindo uma distribuição uniforme dos furos, Abbassian *et al.* (1998) chegou a

$$\lambda = \mu = 1 - \frac{d_p}{a} \quad (33)$$

onde  $a$  é o espaçamento longitudinal entre furos e  $d_p$  é o diâmetro do furo.

Esta correção foi ainda adaptada para tubos ranhurados, onde a correção para a pressão de colapso torna-se

$$\lambda = \mu = 1 - \frac{L_s}{a} \quad (34)$$

onde  $L_s$  é o comprimento do rasgo. Abbassian *et al.* (1998) afirma que os rasgos tendem a diminuir mais a resistência do tubo ao colapso do que os furos.

Ao expandir o método para tubos telados do tipo *prepacked*, a equação da ovalização elástica fica como:

$$\bar{p}_e = \frac{24E\bar{I}}{(1-\nu^2)\bar{d}_t^3} \quad (35)$$

onde  $\bar{I}$  é o momento de inércia da área do conjunto telado e  $\bar{d}_t$  é o diâmetro médio da seção do conjunto telado. Portanto, para um único tubo onde  $\bar{I} = \frac{t^3}{12}$  e  $\bar{d}_t = d_t$ , a equação (35) volta a ser a equação (10). Assumindo que a cerâmica pré-

empacotada da tela *pre-packed* transfere de forma efetiva o carregamento externo para o tubo base, o início do escoamento será dado no mesmo. E assim, uma estimativa da pressão  $\bar{p}_y$  pode ser obtida ao se considerar o tubo base representado pela tela externa, a cerâmica e o tubo interno concêntricos. Portanto,  $\bar{p}_y$  é estimado por

$$\bar{p}_y = \eta p_y \quad (36)$$

onde, sendo  $\eta < 1$ ,  $\eta$  é a proporção da pressão externa que é transferida para o tubo base. E de forma análoga, a pressão de colapso é obtida onde a curva da ovalização elástica se encontra com a curva da pressão de colapso plástico. O interessante é que Abbassian *et al.* (1998) afirma que a cerâmica pré-empacotada compensa a queda da resistência ao colapso devido aos furos do tubo base, e pode chegar a pressões de colapso maiores que as de tubos íntegros.

E por fim, a partir das equações que levaram a obtenção da pressão de colapso é possível ainda analisar o comportamento de tubo sob pressão externa não uniforme. Um caso de carregamento não uniforme pode ser considerado por uma componente uniforme de pressão hidrostática e uma componente  $\cos 2\theta$  da pressão. E isto deve ser incluído nas equações de energia potencial e momento que foram utilizadas para o cálculo da ovalização elástica e da pressão de colapso plástico.

## 4. Modelagem Física

Foram realizados testes experimentais nas dependências do Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS) da Universidade Federal do Rio de Janeiro. Os corpos de prova foram fornecidos pela empresa Petrobras ao projeto de expansão radial de tubos expansíveis e telas de controle de areia estudado por Fonseca et al. (2007).

### 4.1. Propriedades do Material

Os tubos fornecidos pela Petrobras S/A não vieram com as características do aço constituinte informadas pelo fabricante. As propriedades do material, como as características elásticas (tensão limite de escoamento e módulo de elasticidade) e a curva tensão versus deformação no regime plástico, foram então determinadas através de ensaios de tração uniaxial. Estes testes de tração foram realizados em uma máquina servo-hidráulica Instron - série 8802 – de acordo com a norma ASTM E8M (Fonseca, 2007). Os deslocamentos foram prescritos de forma a assegurar uma taxa de deformação de aproximadamente  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$ .

Para os ensaios foram retirados 3 corpos de prova (*A, B e C*) na direção longitudinal de cada tubo (*1, 2 e 3*) a ser utilizado nos testes experimentais. Assim, foram ensaiados um total de 9 corpos de prova. Dentre os três corpos de prova *A, B e C* de um mesmo tubo, *A* foi instrumentado com dois extensômetros elétricos *strain gage* uniaxiais, aplicados no sentido longitudinal e em faces opostas, para minimizar efeitos de flexão do corpo de prova. Além disso, foi colocado em *A* um extensômetro uniaxial no sentido transversal e um *clip gage*. Os outros corpos de prova *B e C* foram instrumentados apenas com o *clip gage*.

A partir dos extensômetros uniaxiais longitudinais foi possível determinar o valor do módulo de elasticidade (*E*) do material, e a partir do extensômetro uniaxial transversal, obteve-se o valor do módulo de Poisson (*v*). Com o *clip gage*, por sua vez, foi possível determinar o comportamento da amostra durante o ensaio para grandes deformações. A Tabela 1 apresenta a média entre *A, B e C* das propriedades elásticas encontradas para o tubo 3, o único utilizado para os testes experimentais do presente trabalho. Em seguida, a Figura 19 representa a curva média da tensão verdadeira versus deformação logarítmica que foi obtida para o tubo 3 através do ensaio de tração uniaxial.

Tabela 1. Média das propriedades elásticas dos corpos de prova A,B e C do material do tubo 3.

Tubo	E (MPa)	$\nu$	$\sigma_y$ (MPa)
3	203755.72	0.286	347

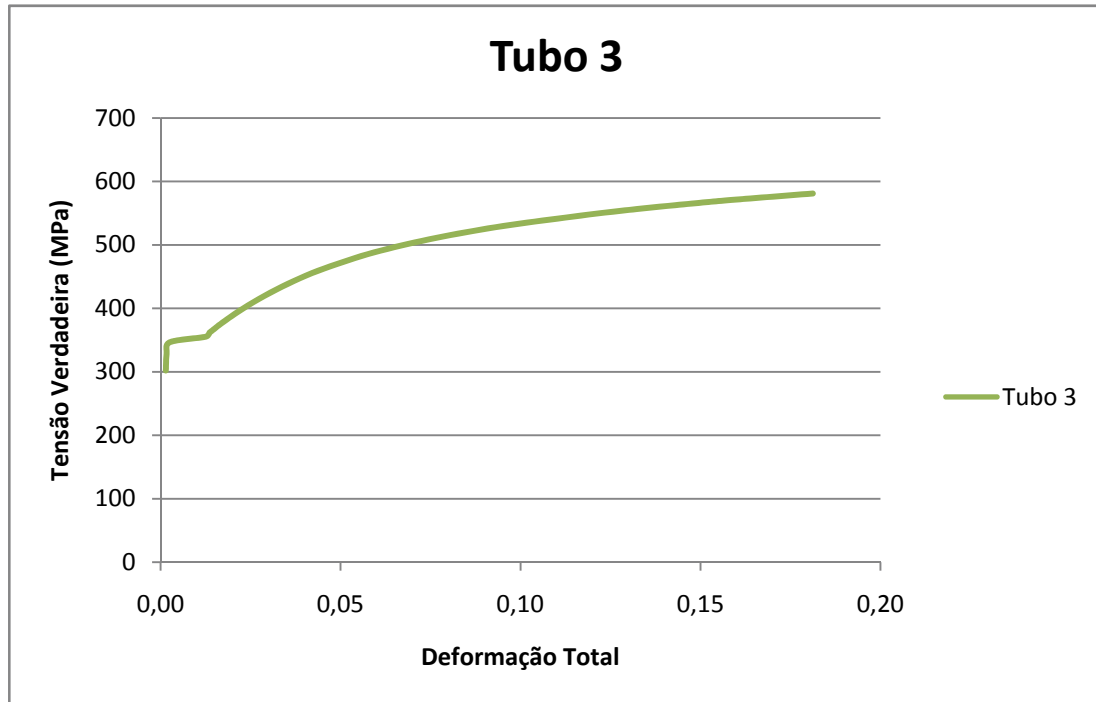


Figura 19. Curva Tensão-Deformação verdadeira obtida para o tubo 3 a partir do ensaio de tração uniaxial.

## 4.2. Descrição da Geometria

Foram retirados do Tubo 3 quatro corpos de prova de 1500 mm cada. As amostras tiveram suas medidas geométricas levantadas antes do teste de colapso. Para isso, cada tubo foi dividido em 10 seções, uma inicial e uma final, e as outras enumeradas como mostra a Figura 20 a seguir:



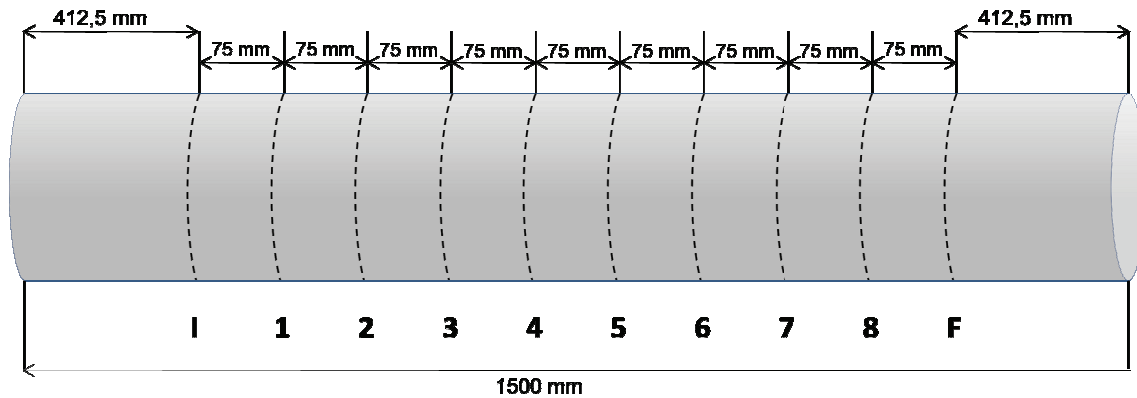


Figura 20. Desenho esquemático das seções medidas (sem escala).

Cada seção da Figura 20 foi subdividida em pontos eqüidistantes entre si  $36^\circ$  ao longo da direção circunferencial. Em cada um desses pontos foram medidos os diâmetros externos e as espessuras, totalizando assim, 10 medidas de espessura e 5 medidas de diâmetro, por seção. Para cada seção do tubo foi calculada a espessura média, o diâmetro médio e, a partir do diâmetro máximo ( $D_{MAX}$ ) e mínimo ( $D_{MIN}$ ), a ovalização (ver Equação (37)). Por fim, para o corpo de prova foi obtido o diâmetro médio, espessura média, razão diâmetro-espessura, ovalização média e a excentricidade da espessura máxima (equação(38)) dentre as seções medidas, como pode ser visto na Tabela 2 a seguir:

$$\Delta_o = \frac{D_{MAX} - D_{MIN}}{D_{MAX} + D_{MIN}} \quad (37)$$

$$[e]_o = \frac{t_{MAX} - t_{MIN}}{t_{MAX} + t_{MIN}} \quad (38)$$

Tabela 2. Dados geométricos obtidos para cada corpo de prova antes do teste de colapso.

Corpo de Prova	$\bar{D}$		$\bar{t}$		$\frac{\bar{D}}{\bar{t}}$	$\Delta_o$	$\Xi_o$
	pol	mm	pol	mm			
T3SFI-02	5.973	151.708	0.255	6.489	23.378	0.080	1.0853
T3SFI-03	5.970	151.628	0.253	6.428	23.589	0.070	1.5625
T3CFI-04	5.971	151.673	0.253	6.439	23.557	0.097	1.5528
T3CFI-05	5.969	151.617	0.255	6.475	23.415	0.076	1.5291

Dos quatro corpos de prova, dois foram posteriormente furados para o teste de colapso. E a denominação de cada corpo de prova seguiu o critério esquematizado na Figura 21.

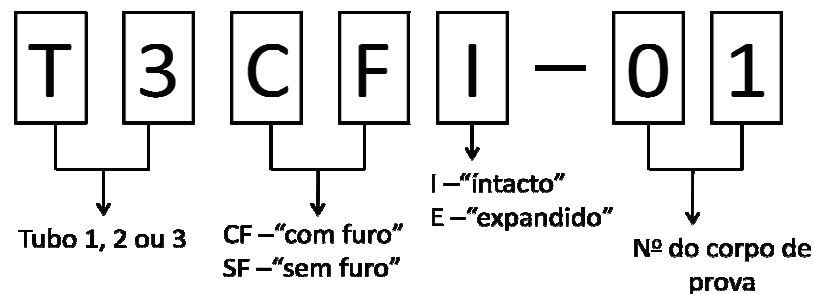


Figura 21. Critério de identificação dos corpos de prova utilizados nos testes experimentais.

#### 4.2.1. Tubo Furado

Os tubos furados contaram com 18 furos ao longo da circunferência ( $N_{CIRC}$ ) dispostos em 16 fileiras na direção longitudinal ( $N_{FIL}$ ), todos eles com diâmetro de  $\frac{1}{2}$  pol ( $D_F$ ). Como pode ser visualizada na Figura 22, a distância entre o bordo inicial até o centro da primeira fileira de furos foi denominada ( $ESP_B$ ), assim como a distância entre o bordo final e o centro da última fileira de furos. A distância entre furos de fileiras consecutivas, por sua vez, foi denominada ( $ESP_F$ ). Dessa forma, a região furada do tubo configurou 7,65% de área aberta ao fluxo por unidade de comprimento.

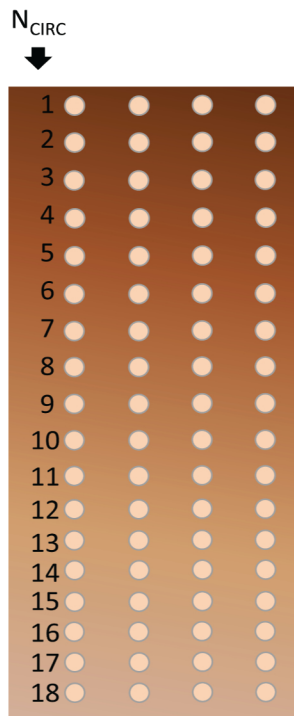
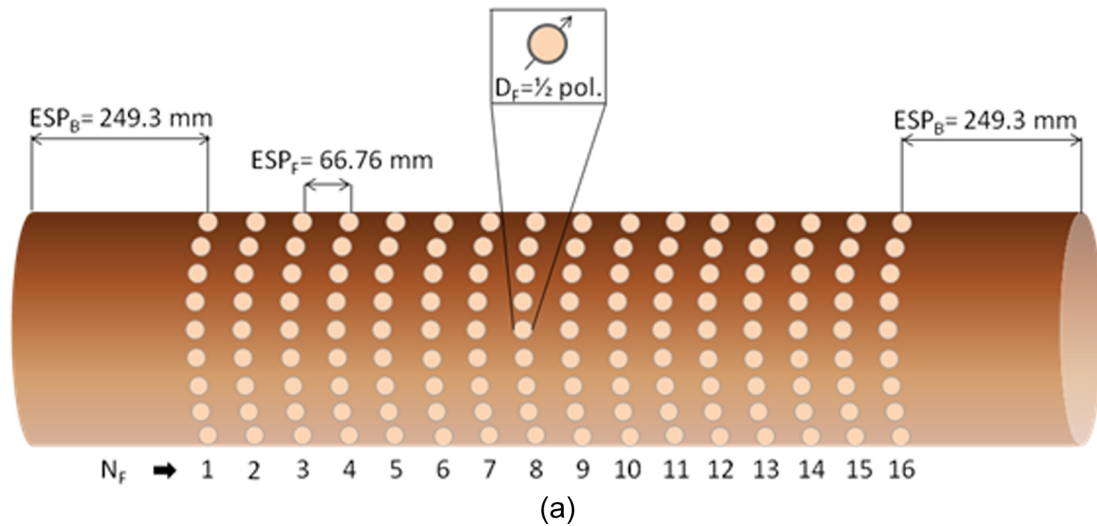


Figura 22. Configuração do tubo furado na direção longitudinal (a) e circunferencial (b).

### 4.3. Testes de Colapso

#### 4.3.1. Preparação da amostra

Para possibilitar a aplicação de pressão externa no tubo furado, foi colocada sobre a região furada uma chapa metálica de aço 1020 e uma manta de borracha.

Primeiro foi colocada a chapa metálica de 1 mm de espessura, instalada com movimentação tangencial livre sobre o tubo. Portanto, as extremidades da chapa metálica não foram presas, tentando assim minimizar a contribuição na resistência ao colapso do tubo. Uma camada de fita foi colocada sobre a chapa como forma de vedação (Figura 23(a)). Sobre a chapa metálica e fita adesiva, foi colocada a manta de borracha, como forma de vedação do conjunto em sua extensão longitudinal. Para garantia da vedação nas extremidades da manta, uma fita adesiva foi utilizada para cobrir todo o conjunto chapa-manta (Figura 23(b)).



(a)



(b)

Figura 23. Tubo preparado com chapa metálica e fita adesiva (a), e sobre estas, manta de borracha e fita adesiva (b).

#### 4.3.2. Equipamentos

Os ensaios de colapso foram realizados nas dependências do Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS). Os equipamentos utilizados o ensaio de colapso foram:

- Câmara hiperbárica horizontal com capacidade para 7500 psi;
- Bomba hidráulica com acionamento pneumático para 30000 psi (Haskel);
- Malha para medição de pressão (certificado de calibração RBC N<sup>o</sup> PE-0330/2006 de 21/11/2006) contendo:
  - transdutor de pressão para 15000 psi WIKA (KTPP014);

- módulo condicionador de sinais SCXI-1001 National Instruments (AQD002M2);
- Micro-computador com placa A/D.

Primeiramente, o tubo foi colocado dentro da câmara hiperbárica (Figura 24). Esta câmara, com 7500 psi de capacidade, foi então preenchida com água até que todo o ar do interior fosse retirado. Esta água foi bombeada por acionamento pneumático a uma pressurização de taxa inferior a 200 psi/min. Uma válvula foi utilizada para controle da vazão.

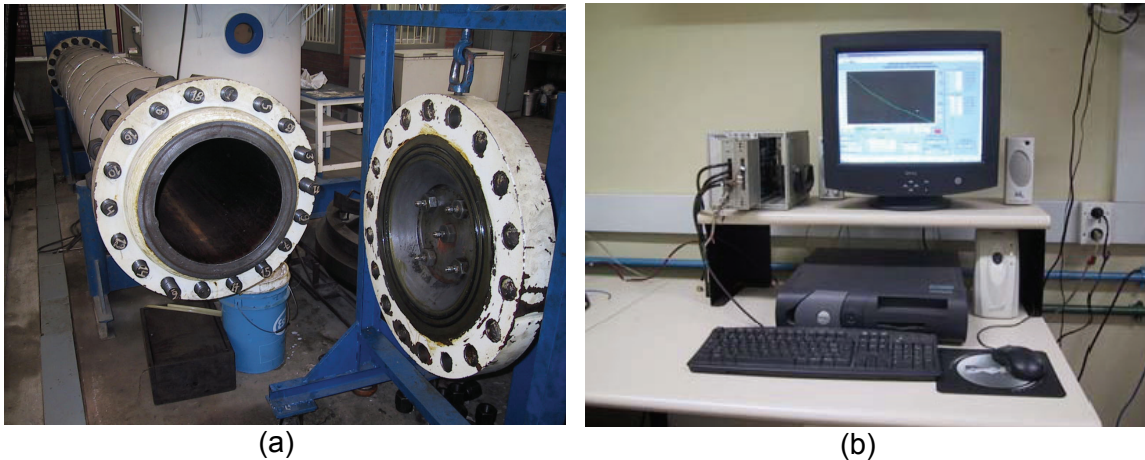


Figura 24. Câmara hiperbárica (a) e computador para aquisição de dados (b) utilizados nos ensaios de colapso.

### 4.3.3. Resultados

Nos ensaios de colapso de tubos furados expandidos, realizados no estudo de Fonseca (2007), foi utilizada a mesma configuração chapa-manta. Para conhecer a contribuição do conjunto utilizado na resistência ao colapso do tubo, Fonseca (2007) submeteu dois tubos sem furos (T1SFE-01 e T2SFE-02) expandidos ao teste de pressão externa com o conjunto chapa metálica e manta, enquanto um tubo íntegro (T3SFE-03) expandido foi testado sem a chapa e manta. Os valores obtidos a partir do teste estão apresentados na Tabela 3.

Tabela 3. Pressão de colapso dos tubos com e sem o conjunto chapa metálica e manta estudados Fonseca (2007) e testados em câmara hiperbárica.

Corpo de Prova	Pressão de Colapso	
	psi	MPa
T1SFE-01	1997	13.77
T2SFE-02	1958	13.50
T3SFE-03	2343	16.15

Com uma diferença de 15% para o T1SFE-01 e de 16% para o T2SFE-02, o tubo T3SFE-03, sem o conjunto chapa manta, obteve a maior resistência ao colapso. Entretanto, os corpos de prova não era provenientes do mesmo tubo (como pode ser visto pela nomenclatura utilizada) e as propriedades geométricas do tubo não eram muito próximas – ovalização, razão D/t ou espessura da parede. Nesse sentido, foi realizada uma modelagem numérica da chapa sobre o tubo furado (item 6.1) para confirmar que o esquema de montagem do conjunto não teve contribuição significativa na resistência ao colapso, devido à liberdade da movimentação tangencial.

Para este trabalho, foram realizados quatro testes de pressão de colapso. Dois tubos furados foram testados na câmara hiperbárica e para efeitos de comparação, dois tubos sem furos também foram submetidos à pressão externa para determinação da resistência ao colapso. Os resultados obtidos estão resumidos na Figura 25 e na Tabela 4 a seguir:

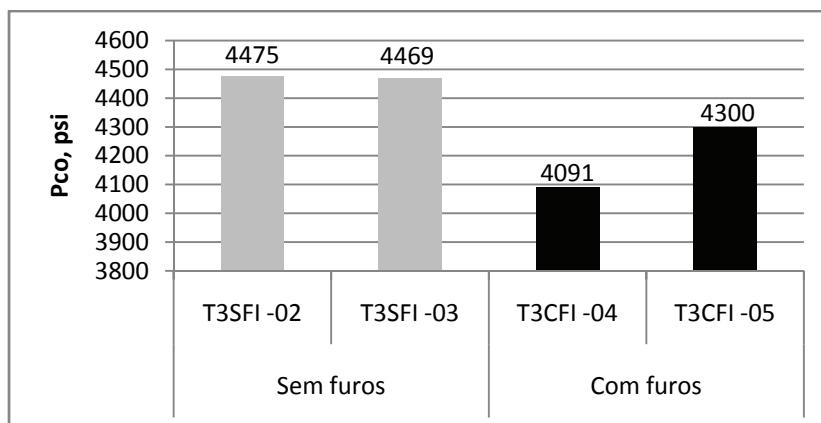


Figura 25. Resultados obtidos para os ensaios de colapso.



Tabela 4. Pressão de colapso dos 4 tubos experimentados.

Tubo	P <sub>co</sub> (psi)	P <sub>co</sub> (Mpa)
T3SFI -02	4475	30.8540
T3SFI -03	4469	30.8126
T3CFI -04	4091	28.2064
T3CFI -05	4300	29.6474

Nos tubos sem furos o colapso ocorreu na porção central de cada um dos corpos de prova, apresentando uma configuração “osso de cachorro” (*dogbone*). E nos tubos furados, como era esperado, o colapso ocorreu na porção furada do tubo.



(a)



(b)



(c)

Figura 26. Configuração pós-colapso do tubo com a chapa metálica (a), do tubo inteiro (b) e da região furada (c) sem o conjunto chapa-manta.

Os tubos com furos apresentaram pressão de colapso em torno de 10% menor que a pressão de colapso dos tubos sem furos. Existem vários fatores que afetam a resistência ao colapso destes tubos, como foi visto nos capítulos anteriores. Como os corpos de prova não eram de mesma ovalização ou razão  $D/t$ , assim como em outros parâmetros que influenciam na resistência ao colapso, fica difícil determinar a contribuição destes fatores para explicar o resultado obtido. Nesse sentido, foram realizados modelos numéricos em comparação com modelos analíticos para melhor entender a influência de alguns parâmetros na resistência ao colapso.



## 5. Modelagem Numérica

Foram desenvolvidos modelos numéricos não-lineares a partir do programa comercial ANSYS versão 12.0. Tais modelos visaram estudar o comportamento dos tubos base furados utilizados na contenção de areia sob pressão radial. Os arquivos de geração desses modelos foram baseados no estudo de Pasqualino (2004), a partir do qual foi possível a realização de estudos de avaliação da resistência estrutural de tubos íntegros e furados em função das variações geométricas do tubo.

### 5.1. Descrição do modelo numérico

#### 5.1.1. Geometria e Material

A Figura 27 apresenta a geometria utilizada na modelagem numérica do tubo íntegro e furado, respectivamente. Foi considerada a simetria radial e axial do tubo com o intuito de diminuir o tempo computacional requerido. Portanto, o tubo foi modelado com apenas metade do comprimento dos corpos de prova (750m) e com a metade circunferencial superior, totalizando assim,  $\frac{1}{4}$  do tubo experimentado. Da mesma forma como foi apresentado o tubo experimentado (item 4.2.1), o tubo furado foi composto por N fileiras de furos de diâmetro  $d_f$  espaçados axialmente por uma distância  $ESP_F$ , e espaçados na circunferência por um distância  $ESP_C$ . Os furos foram considerados alinhados, como era o tubo experimentado, ou defasados. Logo, a geometria do tubo foi definida a partir do diâmetro externo, espessura e ovalização inicial do tubo tanto para o tubo furado, quanto para o tubo íntegro. E para o tubo furado, em especial, foi definido N,  $ESP_F$ ,  $ESP_C$  e  $d_f$ .

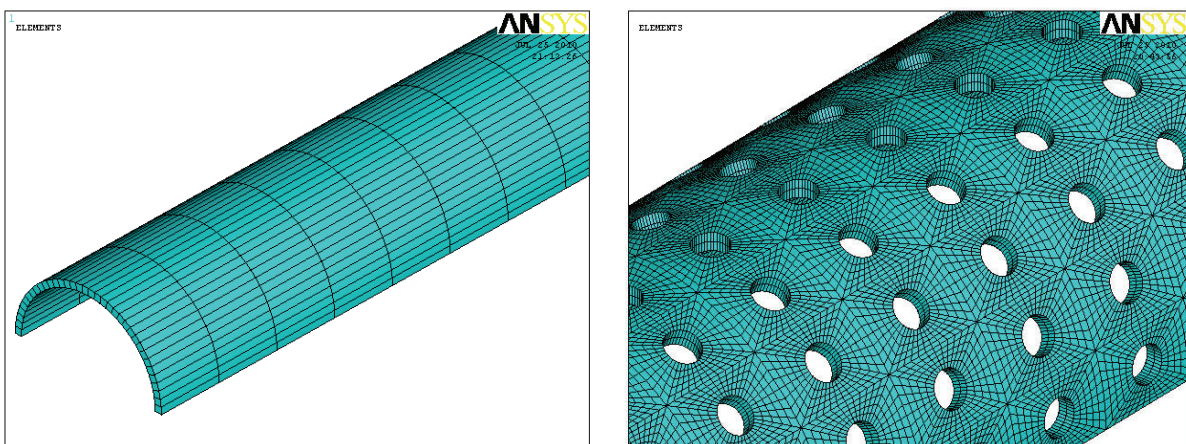


Figura 27. Modelagem numérica do tubo íntegro e do tubo furado.

As imperfeições geométricas iniciais foram consideradas, dada a ovalização inicial ( $\Delta_o$ ) medida no tubo experimentado, a partir do qual foi calculado o deslocamento inicial por:

$$\begin{aligned}u_{\max} &= \left(\frac{D}{2}\right)\Delta_o \\u_o &= u_{\max} \cos(2\theta)\end{aligned}\tag{39}$$

O material do tubo foi construído de acordo com a curva do material do tubo 3 (apresentada no capítulo **Erro! Fonte de referência não encontrada.**), obtida a partir do ensaio de tração uniaxial. Foi inserido no programa ANSYS 12.0, os pares deformação logarítmica total – tensão verdadeira ( $\varepsilon_{\ln}$ ,  $\sigma_{\text{verdadeira}}$ ) da curva apresentada na Figura 19. Para a chapa metálica que envolveu o tubo furado no ensaio experimental, foi considerado módulo de elasticidade de  $2,0 \times 10^5$  e coeficiente de Poisson de 0,286.

### 5.1.2. Malha e Superfície de Contato

Os modelos simulados foram definidos no regime elástico segundo um comportamento isotrópico linear, com módulo de elasticidade de 203755.72 MPa e coeficiente de Poisson de 0,286. Já no regime elasto-plástico, foi adotada uma lei de fluxo potencial e associada à função de escoamento de *Von Mises*, com encruamento isotrópico. No modelo constitutivo e nas equações de equilíbrio foram assumidas grandes deformações.

A malha de elementos finitos foi desenvolvida a partir de elementos sólidos tridimensionais, denominado *SOLID186*, que apresenta vinte nós e três graus de liberdade por nó. O elemento *SOLID186* apresenta funções de deslocamento quadráticas e é apropriado para a modelação de malhas irregulares. A Figura 28 apresenta detalhes da malha utilizada. Para os casos em que o espaçamento circunferencial ( $ESP_{\text{CIRC}}$ ), espaçamento axial ( $ESP_{\text{F}}$ ) e o diâmetro do furo ( $d_f$ ) foram variados, a malha foi variada de acordo com o número de elementos longitudinais em relação ao furo e o número de elementos angulares (circunferenciais), também em relação ao furo. Na espessura, foram considerados em todos os casos 2 elementos.

Os modelos foram gerados segundo um sistema de referência global cartesiano onde o eixo z corresponde à direção longitudinal, e os eixos x e y, às direções transversais à geratriz do cilindro.

Para simular a chapa metálica que envolveu o tubo furado no ensaio de pressão de colapso, foram utilizados os elementos *CONTA174* e *TARGE170*. Os elementos do tipo *TARGE170*, com quatro nós e três graus de liberdade de translação por nó, simularam a chapa metálica de aço 1020 e 1mm de espessura. No modelo, assim como foi no experimental, a chapa envolveu todo o tubo. Os elementos *CONTA174*, com oito nós e três graus de liberdade de translação por nó, simularam a região de contato entre a chapa metálica e o tubo furado, transferindo assim, a pressão radial aplicada na chapa, para o tubo furado.

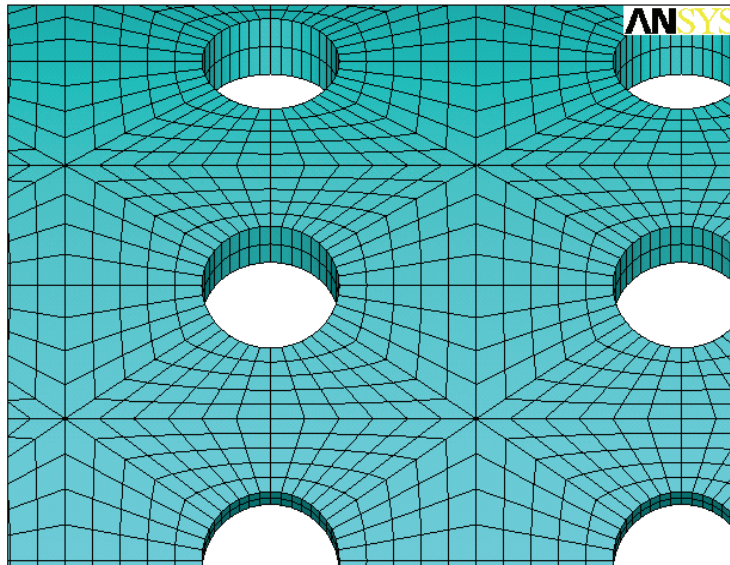


Figura 28. Detalhe da malha do tubo furado.

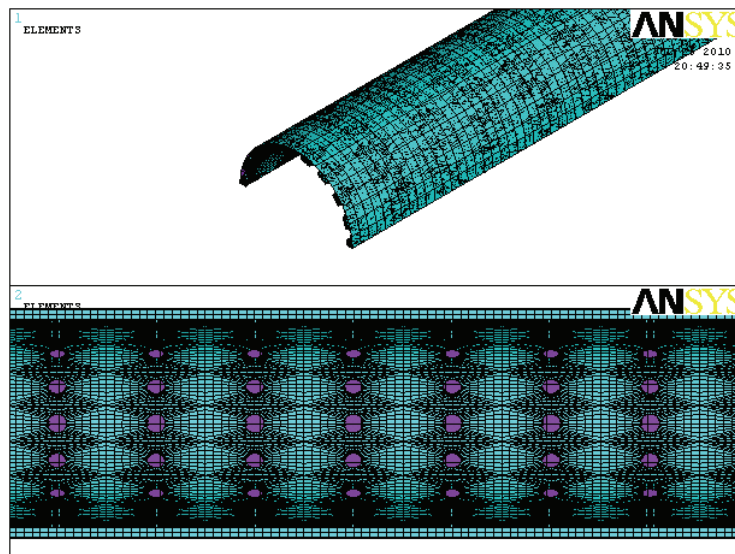


Figura 29. Detalhe da chapa metálica cobrindo o tubo furado e vista inferior do tubo com a superfície de contato em roxo.

### 5.1.3. Carregamento e Condições de Contorno

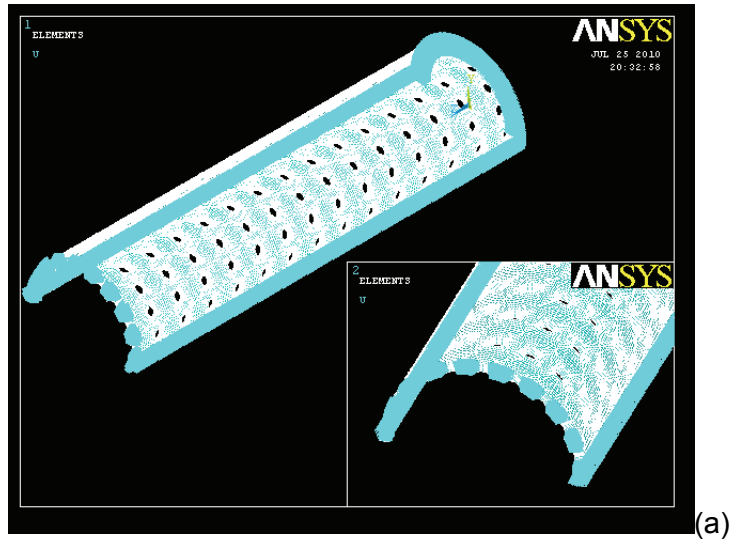
Os modelos foram gerados segundo o sistema de coordenadas globais mencionado no item 5.1.2 anterior. Para efeito da aplicação da pressão externa, condições de contorno e análises dos resultados, foi utilizado nos nós o sistema de coordenadas cilíndricas. Logo, os deslocamentos e rotações globais nas direções x, y e z passam a corresponder à direção radial, circunferencial e axial nos nós, respectivamente. Para a simulação da condição de simetria imposta (modelagem da metade axial e metade circunferencial do tubo), foram restritos os deslocamentos nodais na direção circunferencial y dos nós contidos no plano global x-z em  $y=0^\circ$  e  $y=180^\circ$ , e os deslocamentos nodais na direção axial z dos nós contidos no plano x-y em  $z=L$ . Como o modelo foi simulado com simetria axial, foi imposta a condição de contorno somente nos nós de um bordo do tubo, com deslocamentos restritos em x e y para simular a tampa utilizada na modelagem experimental.

Para carregamento da pressão externa, foi utilizado o algoritmo modificado de Riks para controle dos incrementos. Foi aplicada pressão externa em toda a circunferência do tubo e nos bordos. Para aplicação da pressão nos bordos foi utilizada a seguinte equação:

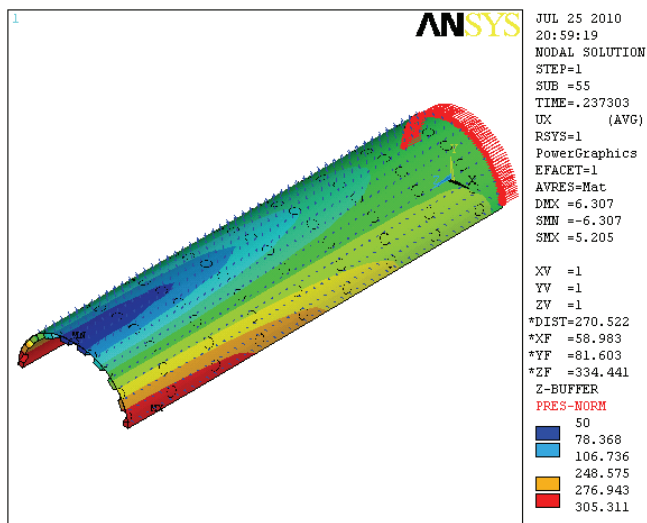
$$P_{extbordo} = \frac{P_{ext} R_{ext}^2}{(R_{ext}^2 - R_{int}^2)} \quad (40)$$

,que representa a pressão que seria aplicada na metade da seção transversal transferida para a espessura da borda do tubo apenas.

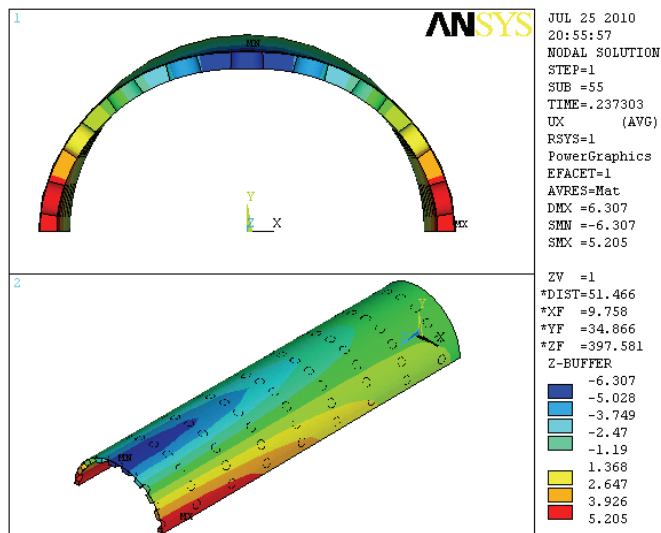
O deslocamento foi controlado pelo nó da metade do tubo (onde há simetria axial), para que a simulação fosse interrompida para um deslocamento de 5mm, aumentando assim a eficiência do tempo computacional.



(a)



(b)



(c)

Figura 30. (a) Condições de contorno do tubo furado, (b) aplicação da pressão externa e (c) deslocamento radial do tubo furado com chapa metálica.

## 6. Resultados e Discussões

### 6.1. Correlação Numérico-Experimental

A partir da simulação da do tubo furado com e sem a chapa metálica, foi possível confirmar que esta não contribuiu para a resistência ao colapso dos tubos furados ensaiados na câmara hiperbárica. Para esta simulação foi criado um tubo T3CFI-06, que seria um tubo com a geometria do T3SFI-02, só que com furos. A modelagem da chapa considerou a movimentação tangencial livre sobre o tubo que foi imposta nos ensaios experimentais.

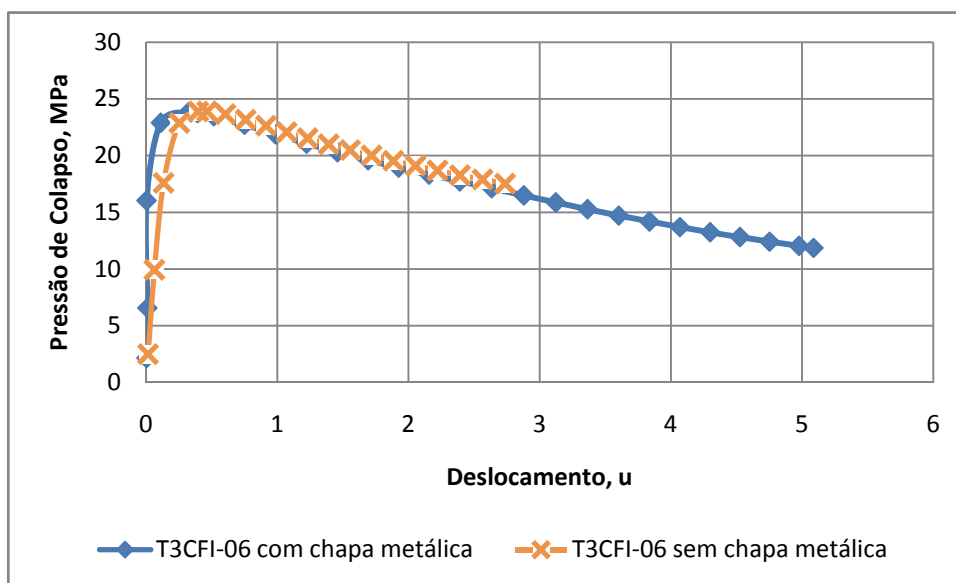


Figura 31. Comparação de duas configurações de tubo furado quanto à influência da chapa metálica.

Como pode ser visto pela Figura 31, a pressão de colapso obtida pelas duas configurações (23,8465 MPa para o tubo coberto com a chapa e 23,8896 MPa para o tubo sem a chapa) foram muito próximas, com diferença de 1,8%. Portanto, a simulação pode ser feita sem a chapa metálica, visto que a configuração não conferiu resistência mecânica ao tubo furado.

Os tubos íntegros também foram simulados e apresentaram a mesma configuração “dogbone” obtida a partir dos testes experimentais. Os tubos furados, por sua vez, também colapsaram na região central furada do tubo. A pressão de colapso obtida para os dois tubos íntegros e os outros dois tubos furados foi comparada à pressão de colapso obtida por cada uma das configurações nos ensaios

experimentais. A Tabela 5 resume esta comparação, e a Figura 32 mostra as curvas pressão versus deslocamento obtidas por modelagem numérica para os 4 tubos.

Tabela 5. Comparação da pressão de colapso obtida numericamente com os valores obtidos experimentalmente.

Corpo de Prova	P <sub>co</sub> Experimental Mpa	P <sub>co</sub> Numérico Mpa	Δ P <sub>co</sub> %
T3SFI-02	30.854	28.445	-8%
T3SFI-03	30.813	28.273	-8%
T3CFI-04	28.21	23.173	-22%
T3CFI-05	29.65	23.898	-24%

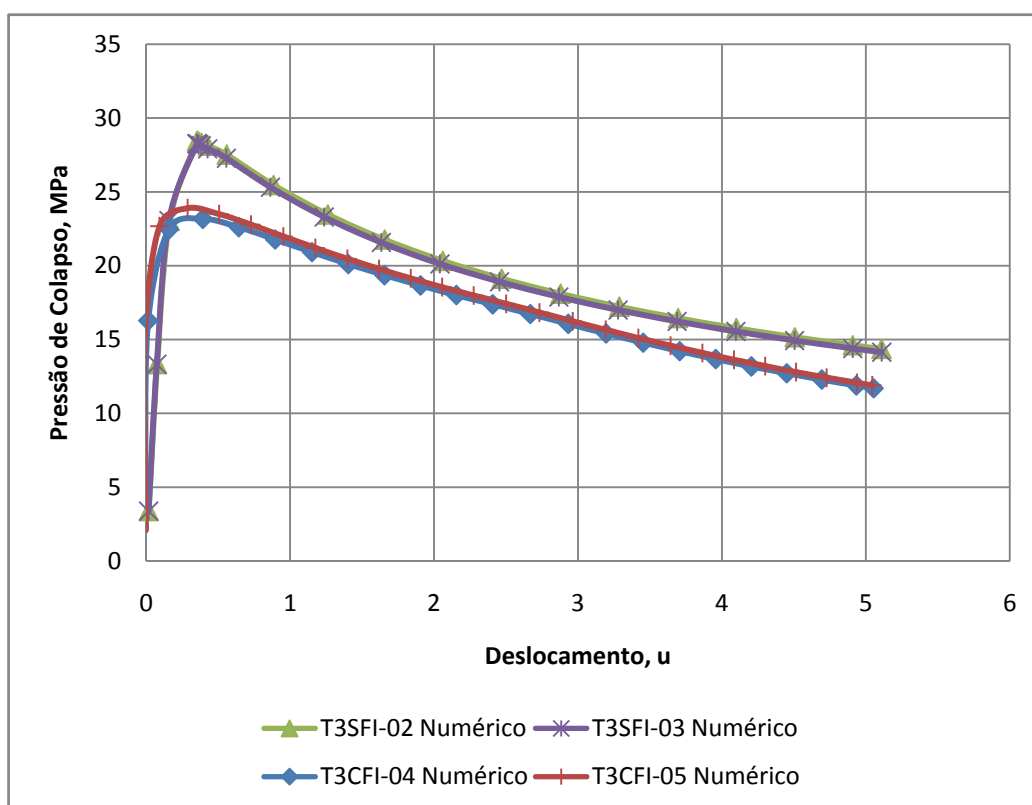


Figura 32. Resultado da modelagem numérica dos tubos experimentados.

Embora tanto os tubos furados quanto os tubos íntegros tenham mantido uma pressão de colapso próxima, como foi visto no experimental, a variação da pressão de colapso foi de 8% para os tubos íntegros, e ainda maior para os tubos furados (22% e 24% mais baixa) em comparação com o resultado experimental. A razão pressão de colapso do tubo furado pela pressão de colapso do tubo íntegro aumentou de,

aproximadamente, 10% nos ensaios experimentais, para cerca de 20% na modelagem numérica.

Para correlacionar tubos de mesma medida geométrica (ovalização, diâmetro e espessura) na comparação da pressão de colapso de tubos com furos e sem furos, foi modelado o tubo T3SFI-02 com furos, e o resultado mostrou que a diferença de aproximadamente 20% foi mantida (Figura 33).

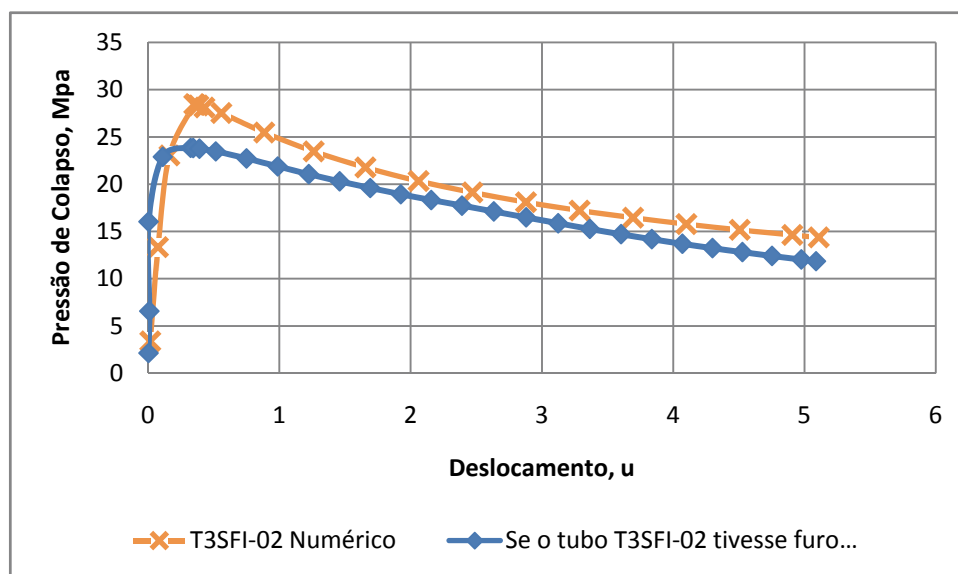


Figura 33. Comparação do tubo íntegro T3SFI-02 com um tubo de mesma característica geométrica, mas com furos.

Foi então necessário utilizar o método analítico para verificar se este apresentava boa correlação dos tubos furados e íntegros com o experimental e/ou numérico.

## 6.2. Correlação Numérico-Analítica

O mecanismo das 4 rótulas resulta em um gráfico pressão versus deslocamento com um pico diferente do que ocorre no ensaio de colapso. Enquanto no ensaio, a deformação plástica nas rótulas ocorre de maneira gradual e se espalha por toda a circunferência do tubo, e por isso um pico mais arredondado, o mecanismo apresentado por Abbassian *et al.* (1998) assume uma deformação plástica instantânea e localizada nas rótulas. Além disso, outra diferença é que enquanto o programa de elementos finitos considera certo grau de liberdade do material do tubo, permitindo o encruamento do mesmo, o mecanismo das quatro rótulas considera um material plástico rígido.



Os testes experimentais foram realizados com pressão axial e o mecanismo das quatro rótulas estima a pressão de colapso para tubos sobre pressão lateral apenas. Foram simulados tubos íntegros sem deslocamento no eixo z, e sem a pressão axial do experimento. A Figura 34 apresenta o resultado e confirma o que Abbassian *et al.* afirmou, que o mecanismo superestima a pressão de colapso de tubos sem carregamento axial.

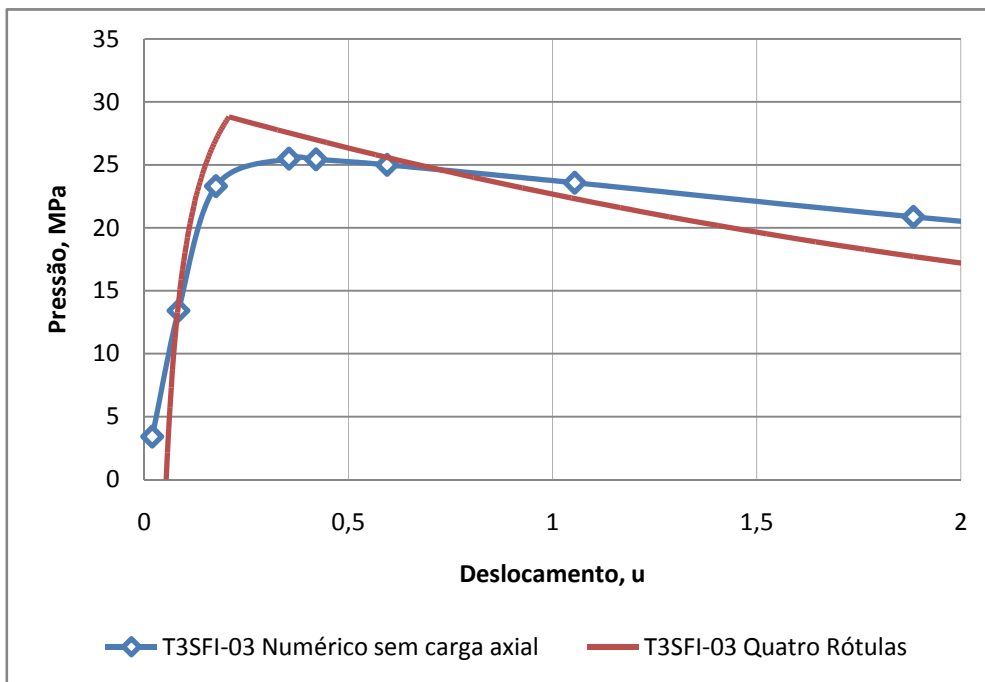


Figura 34. Pressão de colapso do tubo T3SFI-03 sem pressão axial.

Como Kyriakides *et al.* (2007) já havia afirmado, tubos de razões  $D/t$  abaixo de 35 (os tubos experimentados possuem razão  $D/t$  por volta de 23) apresentam resistência ao colapso sob carga lateral mais baixa, quando comparado sob carregamento hidrostático. E como o mecanismo das quatro rótulas superestima a pressão de colapso, foi testada a correlação do método com os resultados obtidos para o ensaio de carregamento hidrostático.

Aplicando o método das quatro rótulas para a obtenção da pressão de colapso dos tubos íntegros experimentados, foram obtidos os seguintes resultados para a pressão de colapso versus deslocamento:

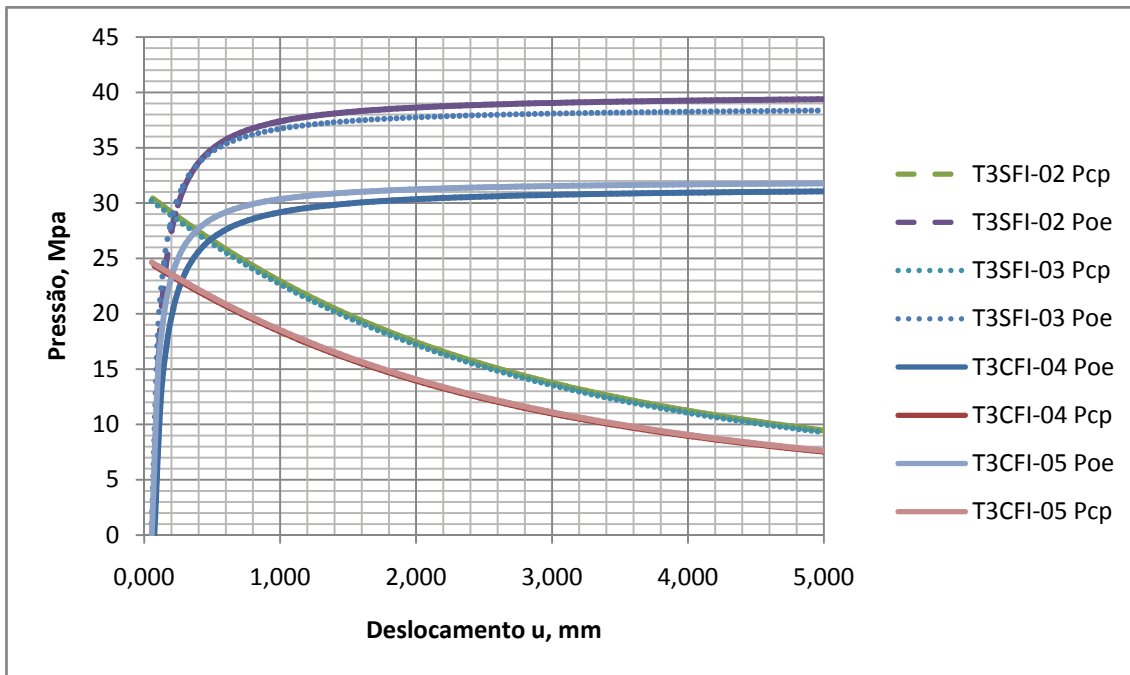


Figura 35. Resultado da Pressão de Colapso dos tubos experimentados a partir do método analítico.

Pelo encontro da curva de pressão de ovalização elástica com a curva da pressão de colapso plástico, foi possível obter a pressão de colapso pelo Mecanismo das Quatro Rótulas apresentado por Abbassian *et al.* (1998). A redução na pressão de colapso dos tubos íntegros para os tubos furados foi de aproximadamente 20%, visto que o  $\lambda$  (equação(33)) calculado para os dois casos foi de 80,98%. O que corresponde a redução encontrada pela modelagem numérica dos tubos.

A Tabela 6 apresenta um resumo dos resultados obtidos no cálculo da pressão de colapso dos tubos íntegros e furados a partir do Mecanismo das Quatro Rótulas, e compara com os resultados do ensaio experimental e da modelagem numérica.

Tabela 6. Comparação dos resultados experimentais com o método analítico do mecanismo das 4 rótulas para os tubo íntegros.

Corpo de Prova	Pe Mpa	Py Mpa	Pco Experimental Mpa	Pco Analítico Mpa	$\Delta$ Pco %	Pco Numérico Mpa	$\Delta$ Pco %
<b>T3SF-02</b>	39.882	31.013	30.854	28.919	-6%	28.445	-8%
<b>T3SF-03</b>	38.773	30.723	30.813	28.813	-6%	28.273	-8%
<b>T3CF-04</b>	38.940	30.767	28.21	22.894	-19%	23.173	-18%
<b>T3CF-05</b>	38.773	30.961	29.65	23.530	-21%	23.898	-19%

Observou-se uma boa correlação dos resultados analíticos com os resultados numéricos da resistência ao colapso dos quatro tubos. O método das quatro rótulas ao superestimar a pressão de colapso de um tubo sem carregamento axial apresentou boa correlação com a pressão de colapso de tubos íntegros sob carregamento hidrostático. Para os tubos furados, o mecanismo a partir do diâmetro do furo e do espaçamento axial entre furos, apenas, teve boa correlação com a resistência ao colapso obtida pela modelagem numérica.

### 6.2.1. Influência dos parâmetros geométricos

Foi possível concluir a partir da Figura 35 que as curvas de ovalização elástica variaram para os quatro tubos, enquanto a curva de colapso plástico coincidiu para os dois casos do tubo íntegro, assim como para os dois casos do tubo furado.

Analisando os parâmetros que governam as duas equações, foi possível avaliar a influência da razão  $d_i/t$  e da ovalização inicial na resistência ao colapso dos tubos. Lembrando que os corpos de prova foram todos retirados do mesmo tubo (tubo 3), ou seja, possuem todos os mesmos valores de tensão de escoamento, módulo de elasticidade e *Poisson*. Segundo Abbassian *et al.* (1998), a ovalização tem influência sobre a curva de ovalização elástica, a tensão de escoamento tem influência sobre o comportamento da curva de colapso plástico, e a razão  $d_i/t$  tem influência sobre ambas as curvas. Sendo assim, foi possível observar que o aumento da ovalização do tubo T3SFI-02 deslocou a curva de ovalização elástica para a direita, mantendo a assíntota em mesmo nível de pressão (Figura 36). Ao aumentar a razão  $d_i/t$  para o mesmo tubo, tanto a curva de ovalização elástica, quanto à curva de colapso plástico transladaram para baixo. No entanto, como pode ser visto na Figura 37, a influência de  $d_i/t$  foi maior para a curva de ovalização elástica, e para um aumento de 5%, a curva de colapso elástico muito pouco variou. Logo, o resultado da pressão de colapso tanto dos tubos íntegros, quanto dos tubos furados tem maior influência da ovalização que variou em até 20% entre os 4 tubos, enquanto a razão  $d_i/t$  entre eles variou no máximo 0.9%. O que explica a curva da pressão de colapso plástica ter coincido para os 2 casos calculados para os tubos íntegros.

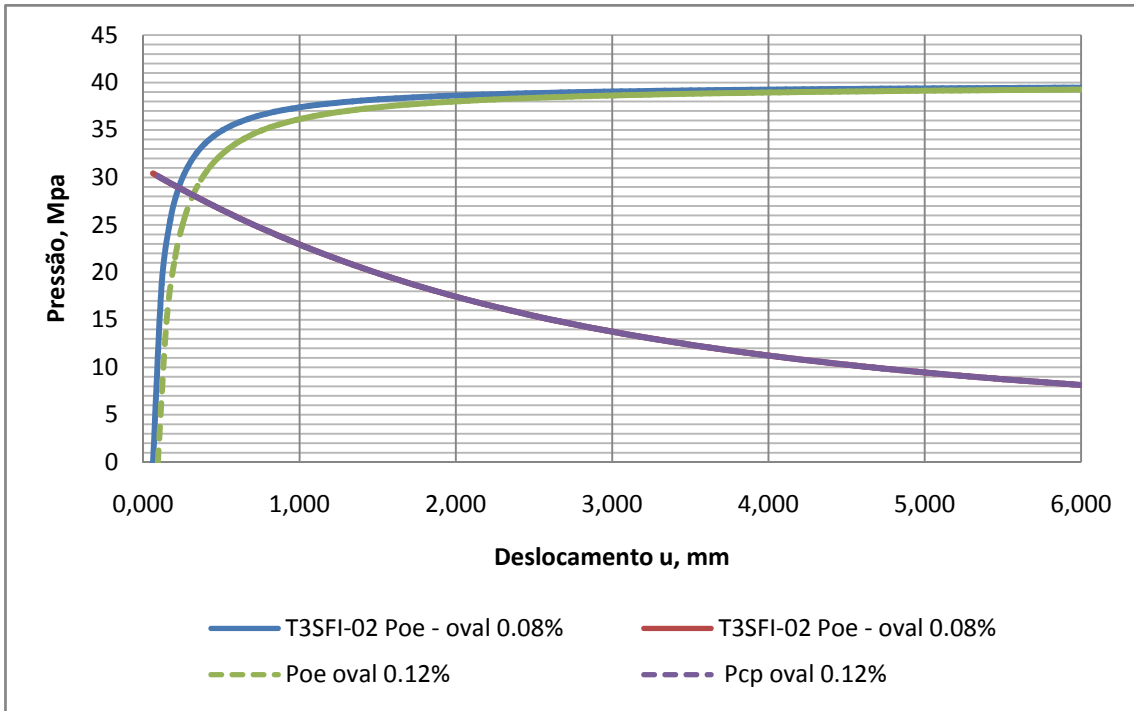


Figura 36. Influência da ovalização inicial na pressão de colapso do tubo íntegro.

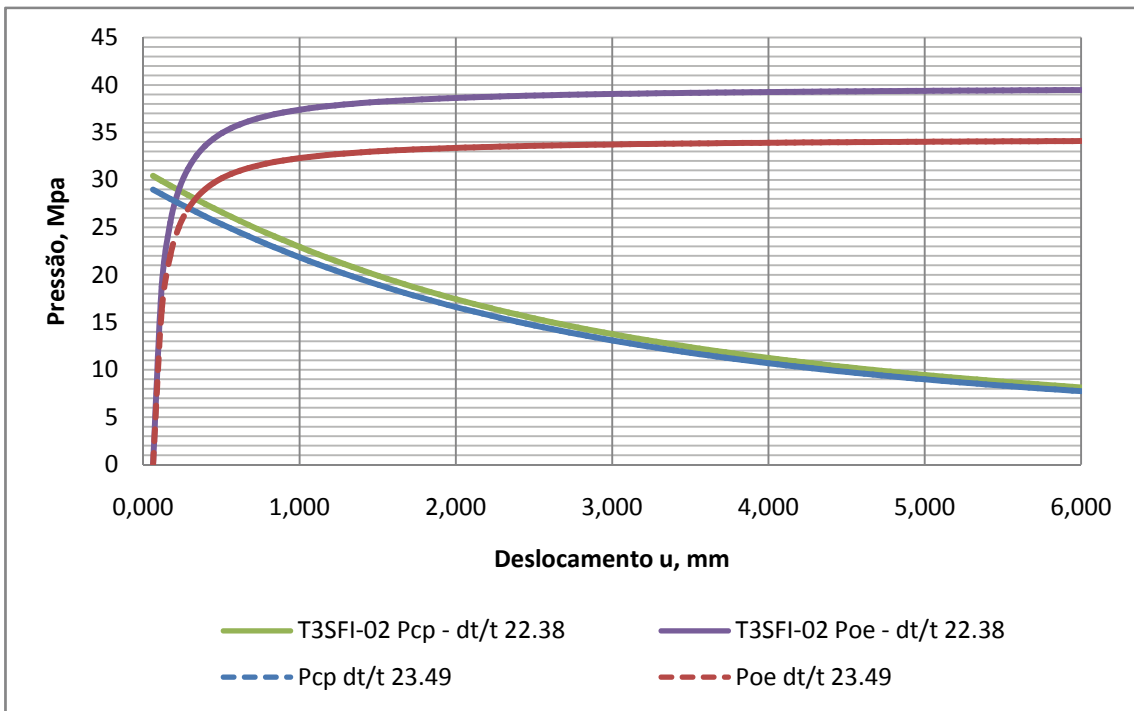


Figura 37. Influência da razão  $dt/t$  na pressão de colapso do tubo íntegro.

A partir da boa correlação entre o mecanismo das quatro rótulas e da modelagem numérica, tanto para os tubos furados (Figura 39), quanto para os tubos íntegros (Figura 38) foi realizado um estudo paramétrico com base na equação (33).

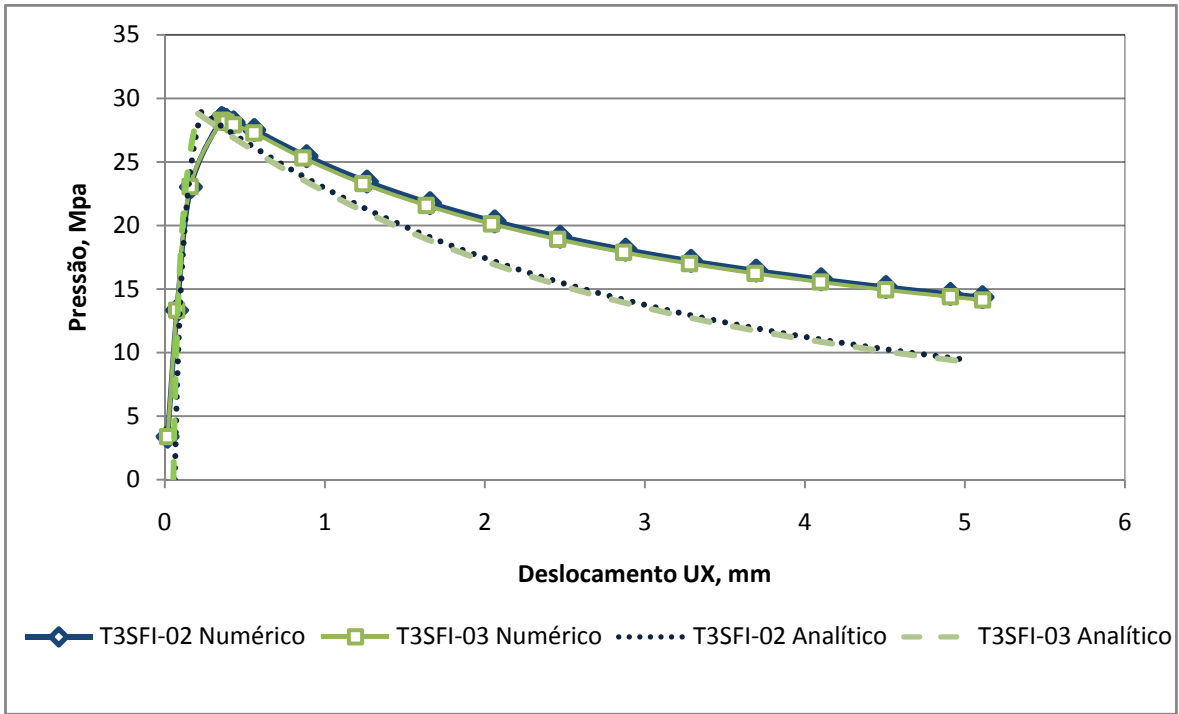


Figura 38. Correlação numérico-analítica da pressão de colapso para os tubos íntegros.

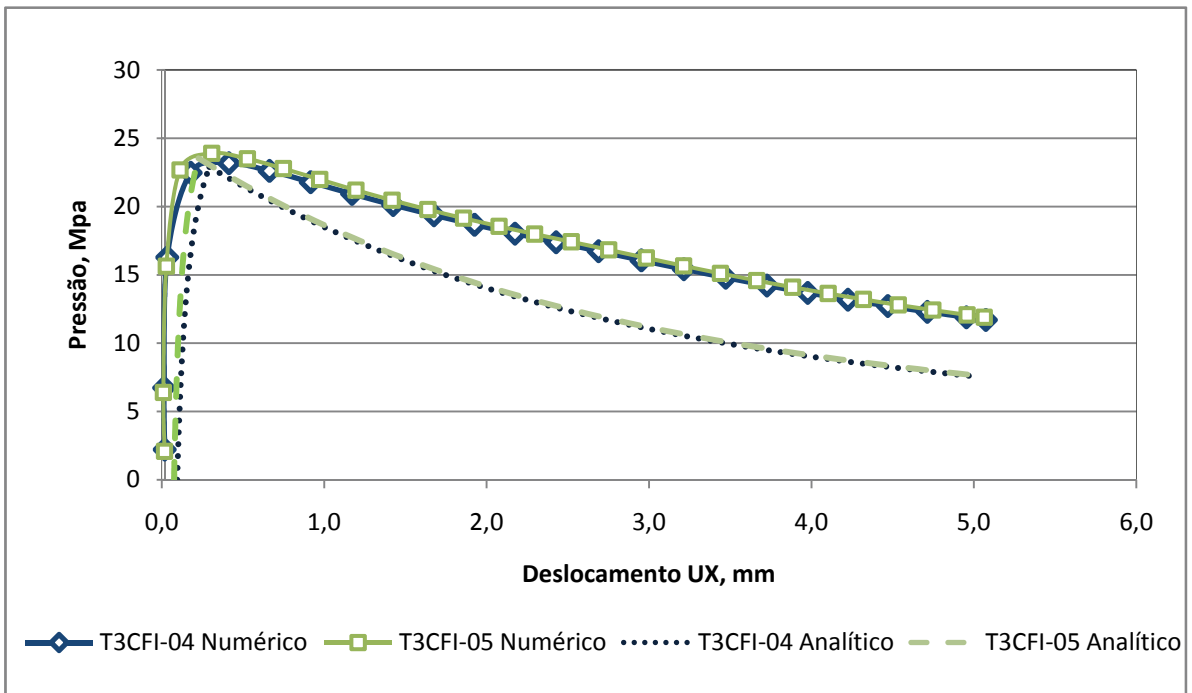


Figura 39. Correlação numérico-analítica da pressão de colapso para os tubos furados.

Para o tubo furado foi testado, primeiramente, a influência dos furos serem defasados ou alinhados, visto que a maioria dos conjuntos telados apresentados no capítulo 2.2 apresentaram furos defasados. A modelagem numérica permitiu a variação do alinhamento longitudinal dos furos. Contudo, não houve diferença na pressão de colapso obtida numericamente para os dois casos, como pode ser visualizado pela Figura 40.

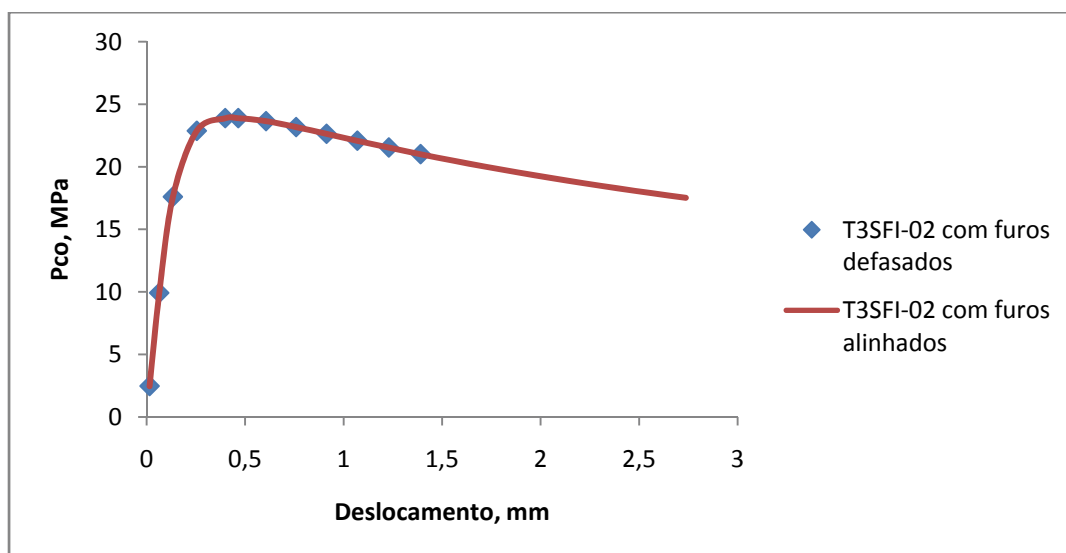


Figura 40. Influência do alinhamento dos furos.

Abbassian *et al.* (1998) considera apenas o diâmetro do furo e o espaçamento axial entre furos como fatores da redução da pressão de colapso de um tubo antes íntegro. Então, foi estudada a influência desses dois parâmetros e do espaçamento circunferencial entre tubos, não considerada na formulação da pressão de colapso do mecanismo das quatro rótulas. O estudo foi realizado a partir da modelagem numérica de um tubo furado com as características geométricas do tubo T3SFI-02.

A Figura 41 mostra que o aumento do espaçamento axial entre furos ( $a$ ) de um valor 0,44 vezes o diâmetro externo (de 151,708 mm) do tubo para 0,75 vezes, levou ao aumento de 5,2% na pressão de colapso do tubo furado. De forma análoga, quando o espaçamento foi diminuído para 0,25 vezes o diâmetro externo do tubo, a pressão de colapso diminuiu 7%. Resultando assim, em uma relação diretamente proporcional entre a resistência ao colapso do tubo furado e o espaçamento axial entre furos. Na análise da sensibilidade da pressão de colapso quanto o espaçamento circunferencial entre furos (Figura 42), foi variado o número de furos circunferenciais do tubo e a pressão de colapso praticamente não foi alterada, variou 0,02% para um dos casos e 1,7% para o outro. Dessa forma, foi considerado que este parâmetro não influenciou na resistência ao colapso do tubo, como o método das quatro rótulas já

previa. Para análise da variação da resistência ao colapso quanto o diâmetro externo do furo, inicialmente de 0,5 polegadas (Figura 43), o aumento para 0,75 polegadas levou a uma queda de 6% na pressão de colapso. E por outro lado, ao diminuir o diâmetro para 0,25 polegadas, a pressão de colapso aumentou em 9%, mostrando assim uma relação inversamente proporcional.

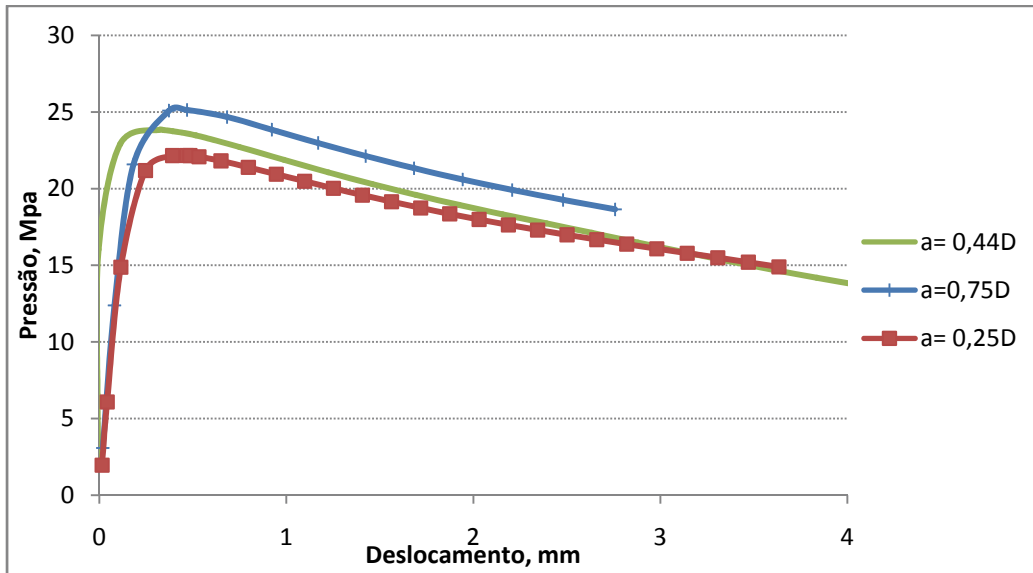


Figura 41. Resultado numérico da influência do espaçamento axial entre furos na resistência ao colapso do tubo furado.

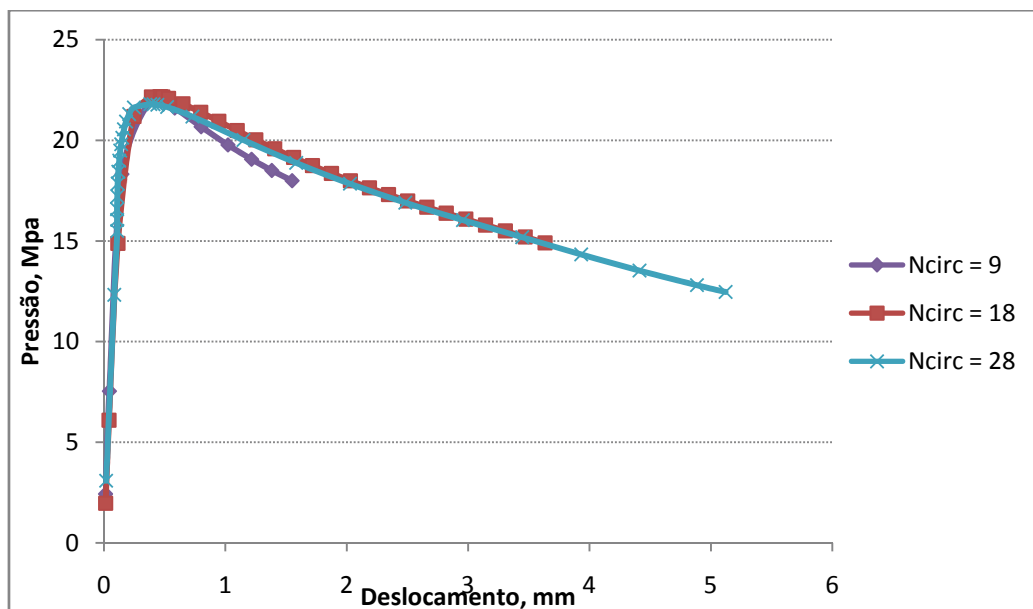


Figura 42. Resultado numérico da influência do espaçamento circunferencial entre furos na resistência ao colapso do tubo furado.

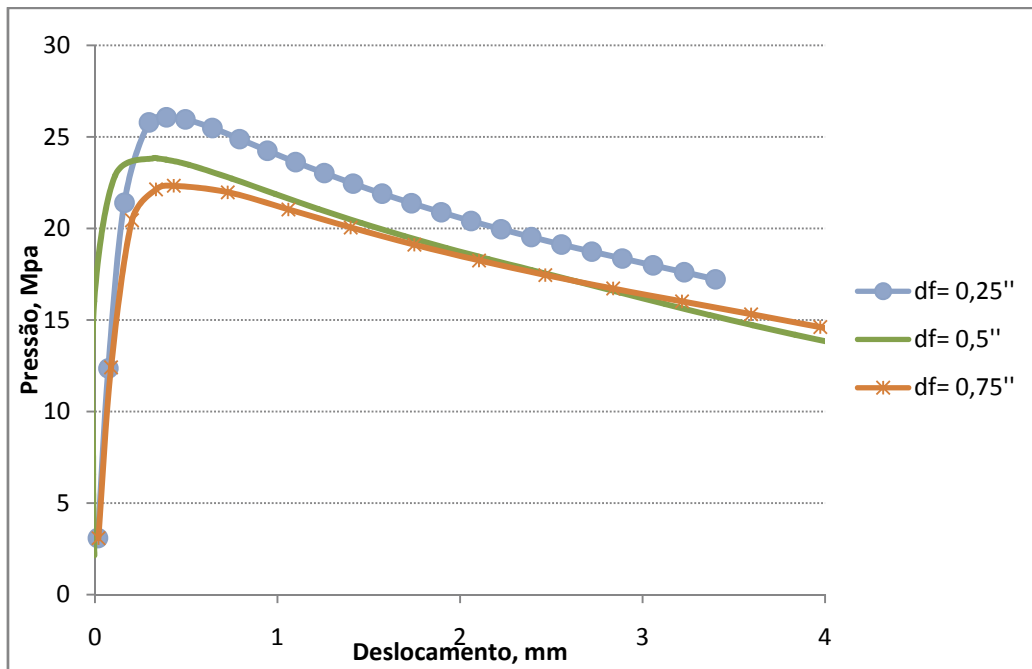


Figura 43. Resultado numérico da influência do diâmetro externo do furo na resistência ao colapso do tubo furado.

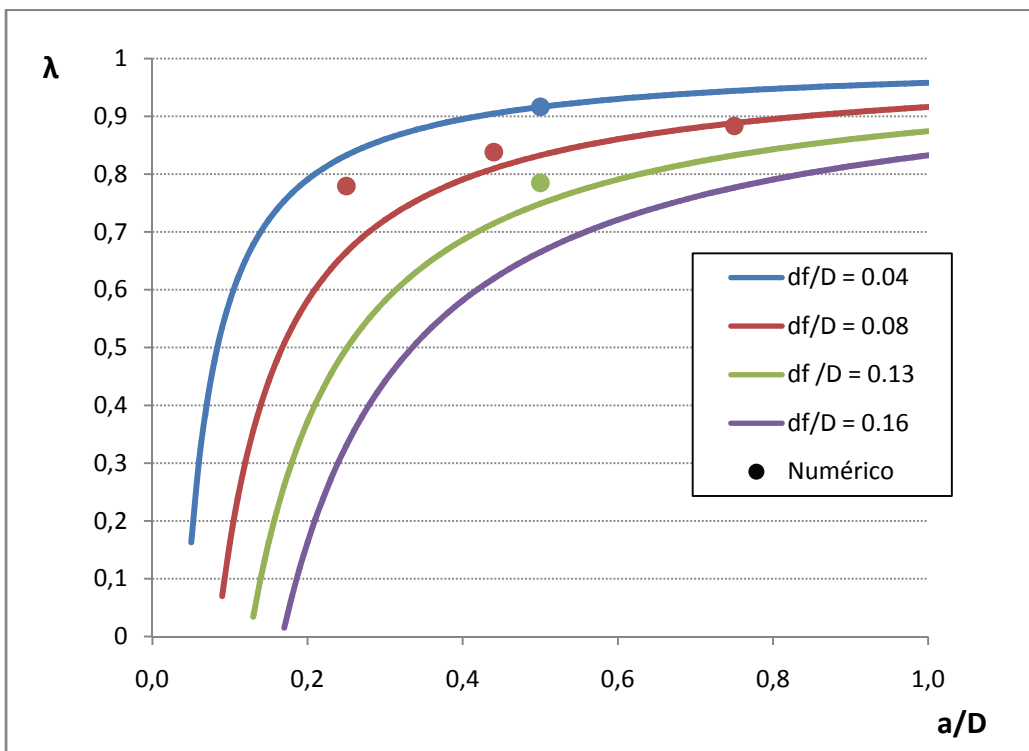


Figura 44. Variação da correção  $\lambda$  do método das quatro rótulas quanto o diâmetro do furo e o espaçamento axial entre furos e correlação com os valores obtidos por simulação numérica.



Portanto, foi possível concluir por modelagem numérica que o espaçamento circunferencial não influenciou na resistência ao colapso, tendo o espaçamento axial e o diâmetro do furo maior influência sob a resistência ao colapso dos tubos furados.

A Figura 44 mostra a relação da correção da resistência ao colapso de um tubo íntegro para um tubo furado ( $\lambda$ ), com o diâmetro do furo e o espaçamento axial entre furos. Os pontos representam os valores obtidos numericamente para determinados diâmetros do furo representados pela cor do ponto e especificados na legenda. E as curvas são os valores estimados pela equação (34) do método das quatro rótulas. Pode-se visualizar que quanto menor o diâmetro do furo e maior o espaçamento axial, mais  $\lambda$  se aproxima do valor 1, ou seja, a pressão de colapso de um tubo com furos muito pequenos e espaçados se aproxima da pressão de colapso de um tubo íntegro. Para menores espaçamentos axiais entre furos e menores diâmetros de furo (todos divididos pelo diâmetro externo do tubo), o resultado numérico se distanciou um pouco do resultado analítico. É então necessário realizar mais simulações numéricas com estes pequenos valores de  $a/D$  e  $df/D$ , de forma que se entenda a razão desta diferença entre o resultado numérico e o resultado analítico (Figura 44). Contudo, de uma forma geral, a correção  $\lambda$  introduzida pelo método das quatro rótulas (ver equação (34)) se mostrou uma ferramenta útil para estimativa da pressão de colapso de um tubo furado, a partir da pressão de colapso de um tubo íntegro.

## 7. Conclusão

A correta seleção da tela para a contenção de areia baseia-se na eliminação de todos os modos de falha que possam vir a ocorrer durante a instalação e durante a vida do poço e, principalmente, na maximização da produtividade do poço e do Valor Presente Líquido (VPL) deste. Esta maximização é obtida com uma perfeita análise da granulometria da formação, dos fluidos produzidos/injetados durante a vida produtiva do poço e na eliminação de intervenções para reparo/correção de falhas. Portanto, foi nesse sentido que foi realizado um estudo sobre a influência de diferentes parâmetros na resistência ao colapso dos tubos utilizados na contenção de areia.

Para tanto, foi realizado um estudo numérico-experimental para o caso de tubos base furados, os quais fazem parte da maioria das configurações de tubos telados utilizados na indústria. O estudo foi auxiliado por uma formulação analítica que, além de ter apresentado boa correlação com o estudo numérico, se mostrou bastante flexível à avaliação de outros tipos de tubo, como *liners* ranhurados e telas *prepacked*, de forma simples e barata.

Tabela 7. Comparação dos resultados numéricos e analíticos para a pressão de colapso.

Corpo de Prova	P <sub>co</sub> Numérico Mpa	P <sub>co</sub> Analítico Mpa	Δ P <sub>co</sub> %
T3SF-02	28.445	28.919	2%
T3SF-03	28.273	28.813	2%
T3CF-04	23.173	22.894	-1%
T3CF-05	23.898	23.530	-2%

Por isso, o estudo foi amparado pela análise numérica e analítica. O método das quatro rótulas foi baseado no estudo de tubos sem carga axial, e nestes casos os resultados, na maioria das vezes, superestimavam a pressão de colapso do tubo. Com o carregamento hidrostático estudado no presente trabalho, o mecanismo das quatro rótulas deixou de superestimar o resultado e ficou bem próximo da pressão de colapso obtida na modelagem numérica. Para os tubos furados, o mecanismo apresentou pressões de colapso 1 a 2% menores que da modelagem de elementos finitos, e para os tubos íntegros a resposta foi contrária. O que sugere uma alternativa eficiente para estimar a resistência ao colapso de tubos furados a partir da resistência

ao colapso de tubos íntegros, visto que a simulação da pressão de colapso do tubo íntegro requer muito menos tempo computacional que um tubo furado.

O mecanismo das quatro rótulas tem base nas formulações de Timoshenko para a estimativa da pressão de colapso de tubos íntegros, e de forma simples, a partir de um fator de correção, expande a formulação para o caso do tubo furado. No caso base foram considerados a razão  $D/t$ , a ovalização inicial, a tensão de escoamento, o espaçamento axial entre furos e o diâmetro dos furos. Ao comparar com a norma API, por exemplo, por seu conservadorismo, a pressão de colapso dos tubos íntegros chega a ser 40% mais baixa do que o medido pelo mecanismo das quatro rótulas. Como foi visto no capítulo 3.2, os cálculos não consideram a ovalização, que foi obtida como o parâmetro de maior influência sobre as respostas à pressão de colapso. Quanto maior a ovalização, mais baixa foi a resistência ao colapso do tubo. E embora a razão  $D/t$  tenha tido menor influência na pressão de colapso dos tubos estudados no presente trabalho, esta também decresce a resistência do tubo quanto maior ela for.

Para os tubos furados foi possível concluir que a utilização de uma chapa com movimentação tangencial livre para aplicação da pressão hidrostática não interfere na resposta do tubo furado ao carregamento radial. Assim como o alinhamento dos furos também não interfere na resistência ao colapso dos tubos base. Em relação à correção da pressão de colapso obtida por Abbassian *et al.* (1998) do tubo íntegro para o tubo furado, foram variados os espaçamentos axiais entre furos e o diâmetro de cada um deles. E para a validação da equação foi variado ainda a distância circunferencial entre furos, que não é uma variável considerada na correção. A conclusão final foi que o espaçamento circunferencial não altera a pressão de colapso, enquanto o diâmetro dos furos e a distância axial alteram a pressão de colapso de forma significativa. Quanto maior a distância axial entre furos, e menor o diâmetro do furo, maior a resistência ao colapso.

## 7.1. Trabalhos Futuros

Com base nos bons resultados apresentados pelo mecanismo das quatro rótulas, seria base para um estudo futuro a análise estrutural de *liners* rasgados e telas *prepacked*. No caso de *liners* rasgados seria ainda interessante aplicar altas temperatura a fim de simular casos onde há injeção de gás como método de recuperação especial. As altas temperaturas tem grande influência na plasticidade do material e, conseqüentemente, na resistência ao colapso dos tubos.

Outra questão interessante seria simular tubos sob pressão radial não uniforme. O que é de mais comum ocorrência em campo, seja ele *offshore* ou *onshore*. E um trabalho poderia correlacionar a resistência ao colapso de tubos base furados com a geomecânica da formação e análise de fluxo em meio poroso, obtendo assim, além de um boa performance mecânica, uma boa produção dos fluidos do reservatório. O presente trabalho pode ter continuidade também no estudo de tubos de diferentes razões D/t e de maior resistência ao colapso, uma vez que, segundo as cartas-guia, um tubo de colapso de aproximadamente 6 polegadas, tem na maioria dos casos resistência ao colapso de aproximadamente 5000 psi (acima dos 3465,5 psi encontrado para os tubos furados deste trabalho). Dado que um poço de 3500 m de profundidade, sendo 500 m de lâmina d'água, apresenta em condições normais uma pressão de aproximadamente 5000 psi.

Estudos com enfoque experimental podem seguir a norma ISO17824 para telas de contenção areia, a começar, por exemplo, em testar por corpos de prova que tenham no mínimo 8 pés (2438.4mm). Para efeitos de comparação, pode ser estudo de um trabalho futuro ainda, o cálculo iterativo da pressão de colapso plástica apresentado por Kyriakides *et al.* (2007) e com a correção para tubos furados de Abassian *et al.*(1998). Nesse sentido seria possível testar a aplicação da correção para os diversos métodos de obtenção da pressão de colapso de tubos íntegros que já existem na literatura.

## 8. Referências Bibliográficas

API Bulletin 5C3, **Bulletin on Formulas and Calculations for Casing, Tubing, Drill Pipe and Line Pipe Properties**. 6. ed., American Petroleum Institute, Washington, D.C., USA, Apr.1999. 47 p.

ABBASSIAN, F.,PARFITT, S.H.L., “A Simple Model for Collapse and Post-Collapse Behavior of Tubulars With Application to Perforated and Slotted”. **SPE Drilling & Completion**, v.13. n. 3, pp 190-196, Sep. 1998.

AGUIAR, A.C.C., **Análise Estrutural de Tubos Expansíveis Para Poços de Petróleo**. Monografia, Graduação em Engenharia de Petróleo, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2008. 58 p.

ANSYS, **Documentation for ANSYS: User’s Guide**. Release 12.0, 2008.

COSTA, L.A.G. **Critérios de Seleção de Telas para Contenção de Areia**. Notas de aula. Pós Graduação em Engenharia de Petróleo, PUC-Rio, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2009.

FONSECA, C.E., **Análise do Comportamento Estrutural sob Pressão Externa de Tubos Expansíveis para Poços de Petróleo**. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2007.

FUH, G., MORITA, N., FURUI, K., “Modeling Analysis of Sand-Screen Collapse Resistance Under Geotectonic Load.” **SPE Annual Technical Conference and Exhibition**. SPE 124388, New Orleans, Louisiana, USA, 4-7 Oct. 2009.

ISO 17824, **Petroleum and Natural Gas Industries – Downhole Equipment – Sand Screens**. 1 ed., 15 Aug. 2009. 38 p.

ISSA, J.A., BCRAWFORD, D.S., “An Improved Design Equation for Tubular Collapse.” **SPE Annual Technical Conference and Exhibition**. SPE 26317, Houston, Texas, USA, 3-6 Oct. 1993.

KYRIAKIDES, S., CORONA, E., **Mechanics of Offshore Pipelines Volume 1: Buckling and Collapse**. 1 ed., Jordan Hill, Oxford, UK. Elsevier, 2007. 400 p. ISBN. 978-0-08-046732-0.

MALBREL, C., PROCYK, A., CAMERON, J., "Screen Sizing Rules and Running Guidelines to Maximize Horizontal Well Productivity". **SPE European Formation Damage Conference**. SPE 54743, The Hague, Netherlands, 31 May – 1 June 1999.

NETTO, T.A., **Comportamento Hidrodinâmico de Sistemas Oceânicos**. Notas de Aula. Graduação em Engenharia de Petróleo, UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2010.

OTT, W. K., WOODS, J. D., **Modern Sandface Completion Practices Handbook**. 1 ed., Houston, Texas, USA. Gulf Publishing Company, 2001. 144 p.

PASQUALINO, I.P., **Análise Numérica de Revestimentos Rasgados (Liners) sob Carregamento de Compressão Radial**. Relatório Técnico ao CENPES/PETROBRAS, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2004.

SANTOS, A.R., **Análise do Colapso de Telas Utilizadas em Sistemas de Contenção de Areia em Poços Horizontais**. Dissertação de M.Sc., PUC-Rio, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2007.

SILVA, F.S.B, **Análise Paramétrica da Aplicabilidade da Tecnologia de Controle da Produção de Areia em Poços de Petróleo**. Monografia, Graduação em Engenharia de Petróleo, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2008. 94 p.

STRAMANDINOLI, R. S. B., **Modelo de Elementos Finitos para Análise Não Linear Física e Geométrica de Vigas e Pórticos Planos de Concreto Armado**. Tese de D.Sc. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil / UFSC, Florianópolis, SC, Brasil 2007. 209 p.

TIMOSHENKO, S. P., GERE, J. M., **Theory of Elastic Stability**. 2 ed. New York, NY, USA. McGraw-Hill International Book Company, 1985. 541 p. ISBN 0-07-Y85821-7.