



**COPPE/UFRJ**

**ANÁLISES NUMÉRICAS DE DUTOS FLEXÍVEIS ÍNTEGROS E DANIFICADOS  
SOB PRESSÃO EXTERNA**

Victor Pinheiro Pupo Nogueira

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Oceânica.

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Rio de Janeiro  
Setembro de 2008

# **Livros Grátis**

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

Milhares de livros grátis para download.

ANÁLISES NUMÉRICAS DE DUTOS FLEXÍVEIS ÍNTEGROS E DANIFICADOS  
SOB PRESSÃO EXTERNA

Victor Pinheiro Pupo Nogueira

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO  
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA DA  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO (COPPE) COMO PARTE DOS  
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM  
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Aprovada por:

---

Prof. Theodoro Antoun Netto, Ph.D.

---

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

---

Prof. José Renato Mendes de Sousa, D.Sc.

---

Dr. Carlos Alberto Duarte de Lemos, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

SETEMBRO DE 2008

Nogueira, Victor Pinheiro Pupo

Análises Numéricas de Dutos Flexíveis Íntegros e Danificados sob Pressão Externa/ Victor Pinheiro Pupo Nogueira. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2008.

XI, 156 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2008.

Referencias Bibliográficas: p. 138-141.

1. Duto Flexível. 2. Instabilidade Estrutural. 3. Colapso. I. Netto, Theodoro Antoun. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

*...aprendi que o mundo todo quer viver no alto da montanha,  
sem saber que a verdadeira felicidade  
está na forma de subir a escarpa.*

***Gabriel García Márquez***

*Ao meu pai...*

## AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por ter me dotado da força necessária nos momentos mais difíceis.

Agradeço ao meu orientador Theodoro Antoun Netto pela paciência, pela oportunidade, pelo conhecimento, pela recepção às minhas idéias e ao meu entusiasmo e, acima de tudo, pela amizade.

Ao professor José Renato Mendes de Sousa não só por ter autorizado utilizar seu modelo, mas também pela receptividade e pela atenção com que sempre recebeu minhas dúvidas e idéias.

Ao meu pai pelo incentivo, pela motivação e pelo entusiasmo (às vezes tão grande quanto o meu) distante, porém perto.

A minha mãe pelo incentivo e pela dedicação nestes últimos dois anos, perto e distante.

A minha família, pela paciência.

A minha linda, Leticia, cujo amor se fez “maior e mais nobre”.

Aos meus amigos Allan Ribeiro, Neilon da Silva, Michele Santos, Raphael Araújo, Alfredo Lima e Deivson Oliveira, pela parceria nestes bons anos de graduação e mestrado, que não voltam mais.

Aos amigos de Laboratório de Tecnologia Submarina pelo companheirismo e pelo incentivo, em especial ao doutorando Xavier Castello pela amizade e paciência durante as longas rodadas.

À Agência Nacional do Petróleo (ANP), pelo apoio financeiro prestado nos primeiros anos de execução do trabalho.

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

## ANÁLISES NUMÉRICAS DE DUTOS FLEXÍVEIS ÍNTEGROS E DANIFICADOS SOB PRESSÃO EXTERNA

Victor Pinheiro Pupo Nogueira

Setembro/2008

Orientador: Theodoro Antoun Netto

Programa: Engenharia Oceânica

À medida que as profundidades de operação evoluem a águas ultra-profundas, mecanismos de falha em dutos flexíveis tais como instabilidade estrutural em armaduras de tração e colapso hidrostático se tornam mais susceptíveis. Operações típicas como as de transporte e lançamento têm se tornado mais críticas, dado aos maiores riscos relativos à ocorrência de pré-deformações ao longo da extensão do duto (ovalizações e mossas localizadas). Portanto, é importante que sejam desenvolvidos modelos numéricos capazes de reproduzir os mecanismos de falha que podem ocorrer em dutos flexíveis. Estas ferramentas podem ser usadas nas fases de projeto ou durante a vida de serviço dos dutos, avaliando a integridade estrutural dos dutos sob condições operacionais específicas.

Este trabalho apresenta dois modelos baseados em elementos. No primeiro modelo, baseado no trabalho de Sousa (2005), as camadas estruturais dos dutos flexíveis são simuladas através da utilização de elementos de casca em comportamento linear-elástico ortotrópico. O segundo modelo, elaborado para o escopo deste trabalho, se utiliza de elementos de viga e inclui efeitos de não-linearidade material. A validade dos modelos numéricos é verificada a partir de testes experimentais conduzidos em dutos de 4” e 8” de diâmetro nominal disponíveis na literatura (Souza, 2002). Uma vez calibrados, é conduzida uma rápida verificação no intuito de prever a influência de diferentes condições iniciais na pressão de colapso do duto de 4”.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

NUMERICAL ANALYSES ON PERFECT AND DENTED FLEXIBLE PIPES  
UNDER EXTERNAL PRESSURE

Victor Pinheiro Pupo Nogueira

September/2008

Advisor: Theodoro Antoun Netto

Department: Ocean Engineering

As the Brazilian oil and gas industry operational environments move to ultra-deep waters, failure mechanisms in flexible pipes such as instability of the armour layers under compression and hydrostatic collapse are more likely to occur. Besides, common operations like transportation and laying have had their criticality increased due to the risk of inducing cross-section deformations (i.e. ovality and localized dents). Therefore, it is important to develop reliable numerical tools to reproduce the failure mechanisms that may occur in flexible pipes. These tools can be used in the design stage or during service-life to assess the structural integrity of pipes under specific operational conditions.

This work presents two representative finite element models of flexible pipes capable to reproduce their pre and post-collapse behavior under hydrostatic pressure. In the first model, based on the work of Sousa (2005), the structural layers of the flexible pipe are simulated using shell elements and an equivalent linear-elastic orthotropic material behavior. The second model, developed in the scope of this work, uses beam elements and includes nonlinear kinematics and material behavior. The dependability of the numerical results is assessed in light of experimental tests on flexible pipes with 4" and 8" nominal diameter available in the literature (Souza, 2002). Once calibrated, a simple study is conducted in order to predict the collapse pressure of flexible pipes with different initial cross sectional ovalities.



## ÍNDICE

<b>1-INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
<b>2- REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>7</b>
2.1- Estrutura de um Duto Flexível	7
2.1.1- A Carcaça Intertravada	9
2.1.2- A Barreira Polimérica de Vedação	12
2.1.3- A Armadura de Pressão	14
2.1.4- As Armaduras de Tração	16
2.1.5- A Capa Plástica Externa	18
<b>2.2- Cargas Operacionais em Dutos Flexíveis</b>	<b>19</b>
<b>2.3- Instabilidade Estrutural</b>	<b>22</b>
2.3.1- Instabilidade Estrutural em Dutos Flexíveis	25
<b>2.4- Comportamento de Dutos Flexíveis sob Pressão Externa e Modelos Numéricos</b>	<b>34</b>
<b>3- MODELOS NUMÉRICOS E TESTES CONSIDERADOS</b>	<b>45</b>
<b>3.1- Modelo Baseado em Elementos de Casca (Sousa, 2005)</b>	<b>46</b>
3.1.1- Analogia entre Grelhas e Cascas Ortotrópicas	47
3.1.2- Escolha do Elemento a ser Utilizado	52
3.1.3- Consideração de Não-Linearidades	53
3.1.4- Condições de Contorno	55
<b>3.2- Modelo Baseado em Elementos de Viga (Pórtico Tridimensional)</b>	<b>57</b>
3.2.1- Modelo Representativo da Carcaça Intertravada	58
3.2.2- Modelo Representativo da Armadura de Pressão	60
3.2.3- Escolha do Elemento a ser Utilizado	64
3.2.4- Consideração de Não-Linearidades	65
<b>3.3- Testes de colapso em linhas flexíveis (Souza, 2002)</b>	<b>67</b>
3.3.1- Testes Experimentais	68
<b>4- MODELO DE CASCA</b>	<b>70</b>
<b>4.1- Duto flexível de 4” – carcaça</b>	<b>70</b>
<b>4.2- Duto flexível de 8” – carcaça</b>	<b>75</b>
<b>4.3- Duto flexível de 4” – carcaça + armadura</b>	<b>79</b>
4.3.1 – Anular íntegro	79
4.3.2 – Anular alagado	85

<b>4.4- Análise de resultados</b>	<b>88</b>
<b>5- MODELO DE VIGA</b>	<b>90</b>
<b>5.1- Duto flexível de 4” – carcaça</b>	<b>91</b>
<b>5.2- Duto flexível de 8” – carcaça</b>	<b>98</b>
<b>5.3- Duto flexível de 4” – carcaça + armadura</b>	<b>103</b>
5.3.1- Anular íntegro	<b>103</b>
5.3.2 – Anular alagado	<b>110</b>
<b>5.4- Análise de resultados</b>	<b>115</b>
<b>6- ANÁLISE DE DUTOS PRÉ-DEFORMADOS</b>	<b>116</b>
<b>6.1- Duto flexível de 4”- carcaça</b>	<b>117</b>
6.1.1- Mossa com penetração de $2,5\% \cdot R_{int}$	<b>119</b>
6.1.1.1- Penetrador de comprimento $1 \cdot D_{int}$	<b>119</b>
6.1.1.2- Penetrador de comprimento $2 \cdot D_{int}$	<b>123</b>
6.1.2- Mossa com penetração de $5\% \cdot R_{int}$	<b>127</b>
6.1.2.1- Penetrador de comprimento $1 \cdot D_{int}$	<b>127</b>
6.1.2.1- Penetrador de comprimento $2 \cdot D_{int}$	<b>131</b>
<b>6.2- Considerações Finais</b>	<b>134</b>
<b>7- CONCLUSÕES</b>	<b>136</b>
<b>8- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>138</b>

**ANEXO A – Detalhamento dimensional e propriedades dos dutos flexíveis**

**ANEXO B – Validação da inércia**

## NOMENCLATURA

A: área total

$A_v$ : área de espaços vazios da geometria

$A_{AP}$ : área total do perfil da armadura de pressão

C: matriz constitutiva

D: diâmetro médio

E: módulo de elasticidade

$E_{casca}$ : módulo de elasticidade de casca

$(EA)_{casca}$ : rigidez axial de casca

$(EA)_{grelha}$ : rigidez axial de grelha

$(EI)_{casca}$ : rigidez à flexão de casca

$(EI)_{grelha}$ : rigidez à flexão de grelha

F: força

$h_{AP}$ : altura do perfil do modelo da armadura de pressão

$b_{AP}$ : base do perfil do modelo da armadura de pressão

I: momento de inércia

$I_{eq}$ : momento de inércia equivalente

$I_n$ : menor momento de inércia da geometria

$I_{nAP}$ : menor momento de inércia dos arames da armadura de pressão

K: fator de compacidade

L: comprimento

$L_p$ : passo dos arames helicoidais

M: momento fletor

n: número de arames da camada

$P_c$ : pressão de colapso

$R_{AP}$ : raio médio da armadura de pressão

$R_{CI}$ : raio médio da carcaça intertravada

$R_{max}$ : raio máximo

$R_{med}$ : raio médio

$R_{min}$ : raio mínimo

h: espessura

$h_{casca}$ : espessura do modelo de casca

$W_{cr}$ : carga crítica de compressão

Grego

$\alpha$ : ângulo de assentamento de uma camada

$\alpha_{CI}$ : ângulo de assentamento da carcaça intertravada

$\alpha_{AP}$ : ângulo de assentamento da armadura de pressão

$\delta_0$ : ovalização inicial

$\epsilon_{UTS}$ : deformação de ruptura

$\sigma_0$ : tensão de escoamento

$\sigma_{cascaf}$ : tensão de flexão de casca

$\sigma_{cascam,z}$ : tensão de membrana de casca

$\sigma_{grelhaf}$ : tensão de flexão de grelha

$\sigma_{grelham}$ : tensão de membrana de grelha

$\sigma_{UTS}$ : tensão de ruptura

$\nu$ : coeficiente de poisson

# *Capítulo 1*

## INTRODUÇÃO

Dutos flexíveis são estruturas formadas pelo assentamento concêntrico de arames metálicos helicoidais em torno de um eixo central e alternados por camadas cilíndricas poliméricas, consistindo em uma tecnologia alternativa à de dutos rígidos para o escoamento de petróleo, água, gás e fluidos hidráulicos em ambientes submarinos.

A elaboração desta tecnologia remonta ao final da década de 1960, com seu projeto de engenharia realizado pelo Instituto Francês de Petróleo (IFP). Já na década de 1970 a Petrobras, motivada principalmente pelas facilidades operacionais oferecidas por uma combinação de rigidezes dificilmente oferecida por dutos rígidos, instalava os primeiros dutos flexíveis em seus Sistemas de Produção Antecipada (SPA) no início da exploração submarina de petróleo na Bacia de Campos, no campo de Garoupa.

Nestes sistemas, sondas originalmente destinadas à perfuração ou completção (na grande maioria plataformas semi-submersíveis móveis) eram adaptadas de forma a receber a produção de poços já prontos com armazenagem em navios aliviadores de produção (FSO). Era necessária, portanto, produção através de dutos suficientemente complacentes, ou seja, aptos à rápida instalação e à incidência da variedade de carregamentos operacionais das plataformas semi-submersíveis mantendo aceitáveis os riscos de dano por fadiga na conexão com a plataforma. Os dutos flexíveis encaixaram-se perfeitamente a essa demanda.

O sucesso obtido na Bacia de Campos fez com que os dutos flexíveis ganhassem popularidade também em campos de petróleo no Mar do Norte e no Golfo do México e a experiência operacional adquirida com a expansão de sua utilização permitiu a inevitável expansão da produção brasileira de petróleo para águas profundas e ultraprofundas.

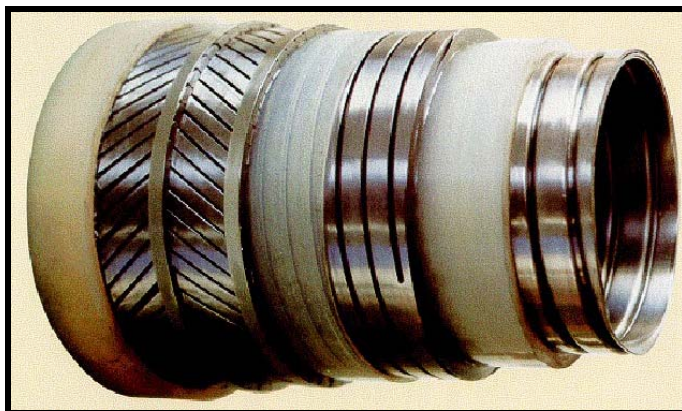


Figura 1.1 Foto ilustrativa das camadas de um duto flexível.

Como vantagens operacionais da utilização de dutos flexíveis podem ser citadas:

- Alta relação entre rigidez axial e rigidez à flexão;
- Capacidade de armazenamento em carretéis;
- Flexibilidade nos métodos de instalação e agilidade;

Em contrapartida à grande compatibilidade dos dutos flexíveis a operação na Bacia de Campos está a complexidade dos tipos de danos que podem ocorrer durante a vida útil de um duto. De acordo com a norma API 17B RP, uma falha significa a perda da capacidade operacional do duto e esta pode ocorrer por um ou uma seqüência de danos que representam os mecanismos de falha. Destaca-se que um dano não necessariamente torna o duto incapaz de operar e pode exigir que novas condições de operação (pressões externa e interna, flexão e outros carregamentos) sejam estabelecidas

O aumento da lâmina d'água de exploração acarretou o surgimento de danos diferentes e mais complexos. Entender a ocorrência dos mesmos, e evitá-los, relaciona-se diretamente com a redução de riscos operacionais. Isto tem motivado a parceria entre empresas operadoras e instituições de pesquisa (tanto no Brasil como no exterior) no estudo minucioso do comportamento estrutural dos dutos flexíveis.

A norma API 17B RP apresenta uma extensa lista das possíveis falhas em dutos flexíveis com seus mecanismos particulares. Na Tabela 1 são citadas falhas e danos (em negrito) já relatados na literatura, de acordo com Sousa (2005), e as suas possíveis causas

que ou deram origem à falha descrita ou as possíveis falhas que podem ser geradas pelo dano descrito. De acordo com este trabalho, existem poucos mecanismos relatados na literatura acadêmica.

Tabela 1. Mecanismos de falha de dutos flexíveis já relatados na literatura. (Sousa, 2005)

CAMADA	DEFEITO	CONSEQÜÊNCIA	POSSÍVEIS CAUSAS
Carcaça Intertravada	Colapso / Ovalização	Redução de diâmetro interno ou bloqueio da passagem do fluido	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Tração excessiva;</li> <li>• <b>Pressão externa excessiva (anular alagado);</b></li> <li>• Ovalização inicial elevada;</li> <li>• Procedimento de instalação conduzido em condições inadequadas;</li> <li>• Espaçamento inadequado entre a armadura de pressão e a barreira de vedação;</li> </ul> Impacto lateral ou pontual.
	<b>Perda de Intertravamento</b>	Redução localizada de resistência ao colapso hidrostático e mecânico.	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Flexão Excessiva;</li> <li>• Tração excessiva com flexão;</li> </ul> Dano gerado pela passagem de PIG.
Capa Plástica Interna	<b>Ruptura</b>	Falha da linha flexível	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Flexão excessiva;</li> <li>• Colapso (baixa pressão interna, pressão por anular alagado ou colapso da carcaça interna);</li> <li>• Falha da armadura de pressão;</li> <li>• Envelhecimento do material polimérico;</li> </ul> Fadiga do material polimérico.
Armaduras de Tração	<b>Birdcaging ou agrupamento (clustering / escamação)</b>	Redução de resistência à tração.	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Torção excessiva;</li> <li>• Compressão.</li> </ul>
Capa Plástica Externa	Furo, ruptura, rasgo ou fissuração	<b>Entrada de água do mar no espaço anular da linha flexível</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Defeito de fabricação;</li> <li>• Rasgo durante a instalação;</li> <li>• Contato pontual, impacto ou cisalhamento (por exemplo, contato pontual com corais em região dinâmica);</li> <li>• Projeto inapropriado de acessórios (conectores, <i>clamps</i>, etc...);</li> <li>• Aumento da pressão interna do duto flexível;</li> <li>• Vazamento na camada plástica interna;</li> </ul> Envelhecimento e ação de raios ultravioleta.
	Entrada de água do mar na linha flexível	Corrosão das armaduras de tração e/ou pressão ou colapso.	• <b>Furo, rasgo, ruptura ou fissuras na capa plástica externa.</b>

Recentemente, Botto et al. (2008) apresentaram uma atualização destes dados considerando ocorrências em campos de produção no Brasil, Austrália, Golfo do México, Oeste da África e Mar do Norte. Apesar de não alterar o panorama dos principais tipos de danos, levando em consideração a quantidade de ocorrências, este estudo apresenta decréscimo no percentual da maioria dos danos considerados mais importantes.

Mais que isso, Botto et al. (2008) apresentam evidências de que, também segundo os gráficos apresentados na Figura 1.2, há maior detecção de danos nos primeiros anos de operação dos dutos flexíveis, definidos pelos autores como “*early stage failures*”. Considerando as limitações dos principais métodos de monitoramento de dutos flexíveis (inspeção visual e teste de pressão de acordo com a norma API 17B RP) esta conclusão sugere que, para a ocorrência de danos, os eventos de manuseio, transporte e instalação dos dutos flexíveis têm se tornado mais críticos.

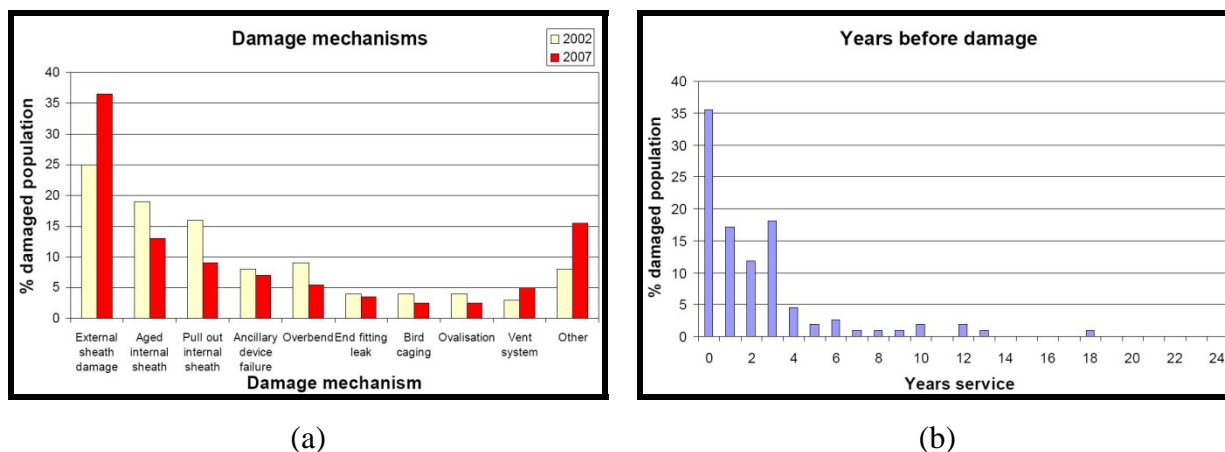


Figura 1.2 Gráfico indicando o percentual de ocorrência dos diversos tipos de dano já mapeados em dutos flexíveis (a) e gráfico indicando o tempo de operação antes da detecção dos mesmos (b).

De acordo com Zhen et al. (2003) os danos mais críticos em dutos flexíveis tendo em vista o projeto para qualificação para águas ultra-profundas são:

- fadiga das armaduras metálicas,
- instabilidade estrutural por colapso hidrostático;
- instabilidade estrutural por flambagem lateral das armaduras de tração.



A instabilidade estrutural de uma das camadas metálicas de um duto flexível representa um de seus possíveis mecanismos de falha, inclusive com registros operacionais citados pela Tabela 1, e que, conforme Zhen et. al. (2003), ocorrerão de forma mais freqüente com as crescentes profundidades operacionais. Entretanto, apesar da característica catastrófica destes danos e do sério comprometimento estrutural do equipamento, nem sempre sua ocorrência induz perda de estanqueidade do duto flexível.

Cada camada estrutural apresenta suas formas particulares de instabilidade estrutural associadas a determinados carregamentos. A pressão externa em excesso gera o chamado colapso hidrostático, que será visto com detalhes no decorrer desta dissertação. Carregamento compressivo pode gerar a flexão lateral dos arames das armaduras de tração de duas formas: uma configuração e que envolve menor carga comumente chamada de gaiola de passarinho e uma forma caracterizada pela restrição ao deslocamento radial imposto pela presença de Kevlar® em determinadas estruturas, denominado flambagem lateral dos arames.

É importante salientar que determinadas intervenções a que obrigatoriamente os dutos flexíveis podem ser submetidos durante sua operação podem facilitar a ocorrência destes danos. O colapso hidrostático, por exemplo, pode ter sua ocorrência facilitada por deformações radiais geradas quando, durante a instalação por *LSV*, o duto flexível atravessa o conjunto de sapatas que compõem o seu sistema de sustentação, submetendo-o a um carregamento chamado de crushing. A flambagem lateral dos arames da armadura de tração, por sua vez, pode ser consequência da redução de rigidez gerada por uma torção indesejada induzida no duto flexível (por exemplo, durante um procedimento de instalação mal planejado ou executado) associada a uma despressurização repentina.

No que tange o conhecimento teórico acerca dos dutos flexíveis, originalmente as pesquisas eram desenvolvidas totalmente no exterior onde a grande maioria dedicava-se à elaboração de modelos analíticos para análise global e local de tensões nos dutos flexíveis, melhorando as ferramentas já desenvolvidas para o projeto destes dutos. Algumas empresas que fornecem estes produtos ao mercado possuem seus centros de pesquisa no exterior e

não disponibilizam sua tecnologia para monitoramento de condições de operação pelas operadoras.

Em situações críticas, por exemplo, onde possivelmente os dutos flexíveis são postos em condições diferentes às de fabricação, como quando se encontram operando sob condições não previstas em projeto (como quando algum impacto não previsto gera ovalização), é necessário estabelecer ferramentas que permitam atualizar as condições de projeto sob a forma de novas condições de carregamento admissíveis e subsidiar a tomada de decisões que propiciem preservar a integridade do duto e das operações.

Conclui-se que é necessário o desenvolvimento de novas ferramentas de análise de tensões capazes de prever os mecanismos de instabilidade e carregamentos limites tanto para o desenvolvimento de novos projetos de dutos flexíveis quanto para se prever a ocorrência de falhas a partir da detecção de seus mecanismos durante a operação dos dutos.

O presente trabalho apresenta um estudo de colapso hidrostático de dutos flexíveis e para isso utiliza dois modelos numéricos baseados no método de elementos finitos: um baseado no trabalho desenvolvido por Sousa (2005) utilizando seu modelo chamado RISER TOOLS baseado na utilização de elementos de casca e um modelo numérico desenvolvido no curso do presente trabalho baseado em elementos de viga. Para correlação numérico-experimental, são apresentados modelos baseados nas estruturas utilizadas em testes experimentais realizados por Souza (2002).

Com os mesmos modelos numéricos, realiza-se um estudo paramétrico no intuito de se definir a variação da pressão de colapso a partir da influência de não-linearidades geométricas e físicas impostas aos modelos intactos, simulando deformações geradas pelos possíveis danos provocados durante a vida operacional de um duto flexível.

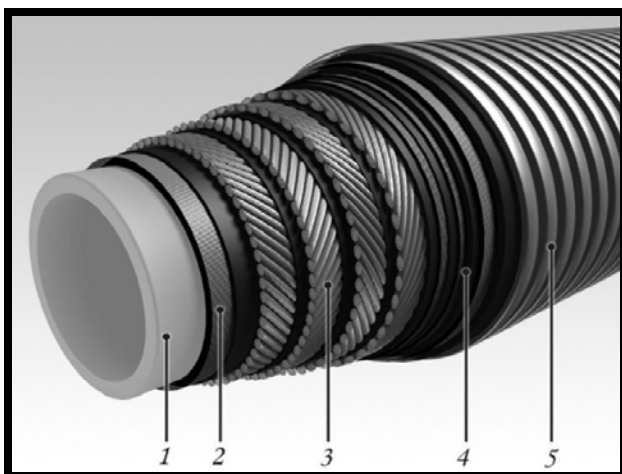
## *Capítulo 2*

# REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### *2.1. Estrutura de um duto flexível*

Originalmente foram concebidos dois tipos de dutos flexíveis: os flexíveis de camadas não-aderentes e os flexíveis de camadas aderentes, com estruturas internas semelhantes, sendo que a principal diferença entre as duas concepções está na forma de interação entre as camadas. Uma vez que estes últimos são fabricados com materiais elastômeros entre as camadas estruturais, com posterior vulcanização, elas têm seus deslocamentos conexos em todas as direções. As Figuras 2.1 e 2.2 permitem uma comparação entre as duas concepções.

Segundo Berge et al. (1992), a vulcanização objetiva evitar problemas de abrasão entre as camadas metálicas, corrosão e fadiga. Entretanto, por restringir a movimentação destas camadas, este artifício provoca aumento das rigidezes e acúmulo de tensões. Antal et al. (2002) reportam que as aplicações mais comuns envolvem de 30m a 40m destes dutos, o que também é reflexo da maior lentidão na fabricação em relação aos flexíveis de camadas não-aderentes. Dawans et. al. (1986) reportam que a estrutura apresenta alta absorção de óleo e gás em condições operacionais e isso torna a estrutura susceptível à perda de estanqueidade em caso de despressurização. Estas evidências mostram incompatibilidade desta concepção com a demanda histórica exploratória da Bacia de Campos. A Figura 2.1 apresenta uma estrutura comercial destes dutos, específica para aplicação como linha de *kill* ou *choke*.



- 1- Liner Polimérico Estanque;
- 2- Reforço composto por malha de aço;
- 3- Armaduras de tração;
- 4- Protetor contra abrasão e alagamento
- 5- Proteção externa tipo *outerwrap*.

Figura 2.1. Duto Flexível de camadas aderentes. (Antal, 2002)

A concepção do duto flexível varia de acordo com o fabricante e a finalidade de sua utilização. Uma concepção básica é composta por cinco camadas de acordo com a Figura 2.2, nas seguintes ordem e denominações:

1. Carcaça Intertravada;
2. Barreira Polimérica Estanque;
3. Armadura de Pressão;
4. Armaduras de Tração;
5. Capa Plástica Externa.

Obviamente, cada camada possui uma função específica. As camadas metálicas são responsáveis pelas principais propriedades estruturais como as rigidezes à tração e à flexão. Já as camadas homogêneas poliméricas, segundo Custódio (2005), são responsáveis por propriedades como estanqueidade, alívio de esforços de fricção e transmissão de esforços. Nas próximas seções serão revisadas as principais características de cada camada do duto flexível.



- 1- Carcaça Intertravada;
- 2- Barreira Polimérica de Vedação;
- 3- Armadura de Pressão;
- 4- Camada Polimérica Anti-Fricção;
- 5- Armaduras de Tração;
- 6- Capa Plástica Externa.

Figura 2.2. Concepção típica de um duto flexível de camadas não-aderentes. (Sousa, 2005)

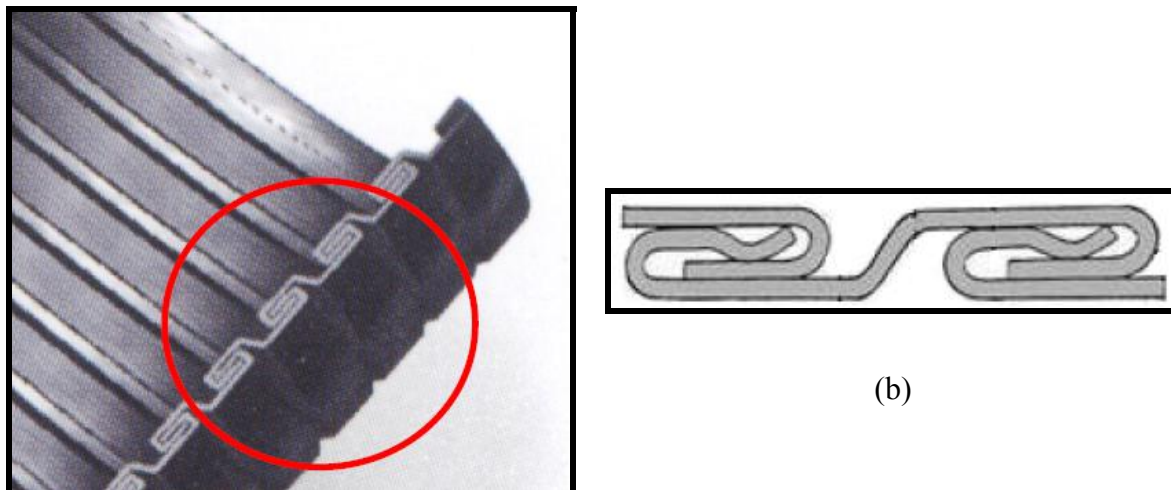
### ***2.1.1. A Carcaça Intertravada***

Esta camada é composta por um arame conformado helicoidalmente em torno do eixo de revolução do duto (definindo o eixo de assentamento) em passos curtos o suficiente para que seções pertencentes à mesma geratriz sejam interligadas através de intertravamentos e interajam entre si.

Os dutos que contêm esta primeira camada são os chamados flexíveis de parede rugosa, utilizados em grandes profundidades. O nome se deve ao aspecto geométrico do arame com a presença de folgas nas faces voltadas para as partes interna e externa da camada.

O perfil da carcaça intertravada tem a forma aproximada da letra S onde suas “bordas” se entrelaçam com a seção adjacente do arame conforme ilustrado na Figura 2.3. Desta forma, consegue-se aliar baixas rigidezes à flexão com elevadas rigidezes à pressão externa.

Segundo Witz e Burke (1995), o projeto ideal do intertravamento deve considerar uma folga ideal que impeça o travamento dos arames e minimize a extrusão da barreira plástica estanque (imediatamente superior) em seus gaps.



(a)

(b)

Figura 2.3. Vista em corte da carcaça intertravada de um duto flexível (a) e a ilustração da geometria de um perfil comum (b). (Estefen, 2002)

Sua função principal é resistir aos esforços de compressão radial distribuídos ou locais. Como seu intrincado perfil não é estanque esta camada não oferece nenhuma resistência a esforços de pressão interna. Axialmente, os elevados ângulos de assentamento e a própria forma do perfil permitem inferir que a rigidez à carregamentos axiais é baixa. Ao longo deste trabalho serão feitas maiores considerações sobre a influência dos intertravamentos na resposta estrutural do duto.

Adicionalmente às propriedades estruturais já mencionadas, a carcaça intertravada deve possuir boa resistência à corrosão. Segundo Moore (1989), isto se deve à presença de  $\text{CO}_2$ , cloretos e água misturados ao óleo produzido. Por isso a seleção de material dessas estruturas quase sempre aponta para aços inoxidáveis Fe-Cr-Ni austeníticos, mais especificamente AISI304, AISI304L, AISI316, AISI316L. Aços inoxidáveis ferríticos também têm sido aplicados em algumas situações. A Tabela 2.1 apresenta as propriedades de alguns aços inoxidáveis austeníticos e ferríticos, segundo Bastian (2000).

Tabela 2.1. Aços Inoxidáveis aplicáveis à Carcaça Intertravada. (Bastian, 2000)

Aço	Elemento*	Tratamento	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_{UTS}$ (MPa)	$\epsilon_{UTS}$ (%)
AISI 304	W	Recozimento	205	515	35
AISI 304	W	Trabalho à Frio	310	620	30
AISI 304L	W	Recozimento	170	480	35
AISI 304L	W	Trabalho à Frio	310	620	30
AISI 316	W	Trabalho à Frio	310	620	40
AISI 316L	W	Trabalho à Frio	310	620	30
AISI 409	P, Sh, St	Recozimento	205	380	20
AISI 430	P, Sh, St	Recozimento	205	450	22

\*Elementos que podem ser adicionados à liga para melhoria de propriedades.

Um aspecto importantíssimo em relação aos materiais que constituem as camadas metálicas dos dutos flexíveis é a intensidade de trabalho à frio gerada a partir dos processos de fabricação. O trabalho a frio é responsável pela alteração de algumas propriedades do material e, portanto, de seu comportamento sob ensaio de tração. O processo de fabricação da carcaça intertravada (e, adiante-se, da armadura de pressão) envolve processos de conformação mecânica cuja influência na resposta material ainda não possui uma metodologia adequada de avaliação.

No que se refere à carcaça intertravada, Souza (2002) retirou amostras da em dois pontos da seção na direção circunferencial e obteve tensões de escoamento 70,9% maiores em relação ao aço AISI 304 trabalhado à frio (fabricação) de acordo com a Tabela 2.2.

Deve-se ressaltar que as metodologias adotadas nos dois trabalhos citados para a preparação dos corpos de prova para o ensaio de tração foram pioneiras, porém, envolveram processos de retificação que alteram ainda mais a resposta do material no ensaio de tração e alteram o resultado final obtido.

Em face às dificuldades em se determinar as propriedades dos materiais presentes nas camadas metálicas dos dutos flexíveis, os autores deste trabalho sugerem metodologia

alternativa para tal, apresentada no capítulo 4, onde, também, serão comparadas as curvas obtidas do ensaio de tração com os ensaios já publicados.

### ***2.1.2. A Barreira Polimérica de Vedação***

Fabricada por extrusão de material polimérico sobre a carcaça intertravada, estas camadas são responsáveis pela estanqueidade do duto, ou seja, confinam o produto transportado no interior do duto.

Apesar de não ter função estrutural, segundo Sousa (2005) esta camada também tem a responsabilidade de transmitir os esforços das camadas superpostas à Carcaça Intertravada para ela. Witz e Burke (1995) definem que a relação entre as folgas das camadas metálicas em suas faces e a sua espessura é inversamente proporcional à pressão de colapso da linha, o que torna este um parâmetro importante de projeto.

A natureza do fluido transportado também é importante para a definição do polímero a ser utilizado, uma vez que há contato direto entre este e a camada. Souza (2002) define propriedades imprescindíveis, a saber:

- Coeficiente de dilatação baixo;
- Permeabilidade baixa;
- Reatividade química baixa.

Apesar da norma API RP 17B recomendar a utilização de mais tipos de polímero, o mais utilizado para esta camada é a Poliamida 11 (PA 11), um tipo de Nylon 11 especialmente projetado para uso dinâmico. Este material tem baixa permeabilidade e a temperatura máxima de operação é de 90° (API RP 17B). Segundo Moore (1989), a permeabilidade da Poliamida 11 para o metano, gás carbônico e sulfeto de hidrogênio é cerca de 150 a 500 vezes menor que a obtida para os vários tipos de plásticos comercialmente disponíveis.

A Tabela 2.2 apresenta alguns tipos mais usuais de materiais poliméricos recomendados pela norma API RP 17B. Esta também relata as principais propriedades de



cada um destes materiais e é recomendada sua leitura caso o leitor queira se aprofundar no assunto.

Tabela 2.2. Polímeros utilizados em dutos flexíveis. (Sousa, 2005)

Tipo	Massa Específica (g/cm <sup>3</sup> )	Propriedades a 20°C			Temperaturas de Operação	
		$\sigma_{UTS}$ (MPa)	$\epsilon_{UTS}$ (%)	E (MPa)	Mínima (°C)	Máxima (°C)
Nylon 11	1,06	28	60	380	-50	60
HDPE	0,95	16	14	585	-20	100
PVDF	1,77	23	63	785	-20	130

O fenômeno de envelhecimento da Poliamida 11 consiste na degradação provocada por sua exposição aos fluidos internos de dutos flexíveis, uma vez que sua capacidade de absorver a umidade bem como a exposição a temperaturas elevadas tornam o material frágil e, de acordo com Almeida et. al. (2005), torna o material susceptível à danos por fadiga.



Figura 2.4. Foto da barreira de vedação de um duto flexível danificada após ter suas propriedades alteradas com o processo de envelhecimento. (Almeida et. al., 2005)

A Figura 2.4 exibe a foto de um fragmento de barreira de vedação após sofrer os efeitos de envelhecimento e apresentando dano por fadiga.

### ***2.1.3. A Armadura de Pressão***

Por vezes a resistência à pressão interna exercida pelas camadas plásticas e pelas camadas metálicas acima da barreira de vedação é insuficiente para suportar a pressão interna de projeto. Nestas situações adiciona-se uma camada acima da barreira de vedação chamada Armadura de Pressão.

Consistindo, geralmente, de dois arames assentados helicoidalmente em torno do eixo central e acima da barreira de vedação, a armadura de pressão tem concepção muito semelhante à carcaça intertravada. Entretanto, como a pressão interna pode ser muito superior à pressão externa (em torno de 10 vezes mais no caso de dutos de gás) esta camada metálica é consideravelmente mais robusta que a carcaça intertravada.

Podem ser utilizados diversos perfis na sua fabricação. Analogamente à carcaça intertravada, estes devem ser projetados de forma que a rigidez à flexão do arame em relação aos eixos do perfil seja a mais elevada possível. Também, o espaçamento entre os arames deve ser projetado de forma a se minimizar a extrusão da barreira de vedação por entre as folgas entre os arames e impossibilitar o travamento da camada para os raios de curvatura de a que serão submetidas (Sousa, 2005).

A extrusão da barreira de vedação entre as folgas da armadura de pressão é um parâmetro de projeto importante à segurança operacional, uma vez que o destravamento de seus arames (por exemplo, quando esta camada é submetida à tração) pode literalmente “rasgar” o material da barreira e gerar perda de estanqueidade.

Segundo a norma API RP 17B (1998), podem ser utilizados diversos perfis nos arames das armaduras de pressão, alguns ilustrados na Figura 2.5. O mais comum, entretanto, é o perfil em forma de Z que permite interação entre os arames através de travamento.

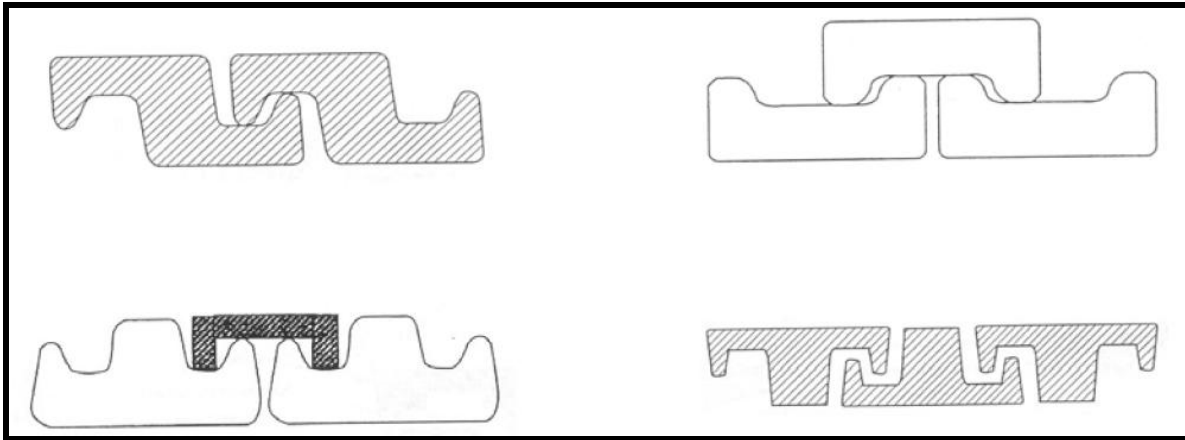


Figura 2.5. Tipos de perfis utilizados nas armaduras de pressão: Perfil Z, Perfil C, Perfil T com grampo e Perfil T. (API RP 17B, 1998)

A seleção de material para esta camada deve levar em consideração aspectos como alta resistência, soldabilidade, maleabilidade e corrosividade. Esta última, de acordo com Moore (1989), pode ocorrer em situações onde a capa externa danificada permite a invasão da água do mar no espaço anular do duto e este entra em contato com gases permeados através da barreira de vedação. A Tabela 2.3 lista dois dos mais utilizados aços de baixo carbono empregados nesta estrutura.

No que se refere às alterações de propriedades físicas impostas pela intensidade de trabalho à frio gerada pelo processo de fabricação, Costa (2003) realizou ensaios de tração em amostras retiradas da armadura de pressão de um duto flexível e obteve limites de resistência ( $\sigma_{UTS}$ ) em média 12,3% maiores que os obtidos por ensaio de tração de acordo com a Tabela 2.3.

Tabela 2.3. Propriedades dos aços das armaduras de pressão. (Costa, 2003)

Especificação	Denominação	Acabamento	$\sigma_{UTS}$ (MPa)	$\epsilon_{UTS}$ (%)
AFNOR	FM 15	Trefilado à Frio	784	-
AFNOR	FM 35	Trefilado à Frio	850	6

#### **2.1.4. As Armaduras de Tração**

Como o próprio nome indica, esta camada tem por objetivo resistir aos esforços axiais impostos aos dutos flexíveis. São compostas de duas ou mais camadas, porém sempre em número par, de arames (também chamados de tendões) com seções transversais retangulares e assentados helicoidalmente em torno do eixo central do duto, porém, em sentidos opostos, de forma a equilibrar as torções geradas no tracionamento das camadas.

Em alguns casos, os tendões podem possuir formato circular. Segundo Clements et al. (2006), a preferência pela utilização de tendões chatos se deve aos melhores *fatores de ocupação* obtidos, porém está associado a dificuldades de fabricação e maior desgaste.

Seus ângulos de assentamento podem variar de  $35^\circ$  a  $55^\circ$ . Este é um parâmetro importante, pois define a relação entre as rigidezes axial e radial da estrutura. Importante atentar que as armaduras de tração transferem a energia recebida na sua elongação na redução de seu diâmetro (*squeeze*), gerando, segundo MacNamara e Harte (1989), cargas elevadas de compressão radial nas camadas metálicas de resistência à pressão.

Witz (1996), a partir de testes de tração em duto flexível de 2,5”, representados no gráfico da Figura 2.5, indica não-linearidade na rigidez axial dos dutos provavelmente induzida pela presença de folgas entre as camadas e não uniformidade nos deslocamentos axial e torsional. Vale destacar que, em caso de carregamento cíclico, a rigidez axial acomoda-se em um comportamento linear que, segundo Rao (1995), ocorre devido ao comportamento visco-plástico das camadas poliméricas. Este comportamento é bem representado na Figura 2.6.

Ramos et al. (2008), em um trabalho semelhante ao de Witz (1996), analisaram as respostas longitudinal e torsional de dutos flexíveis de 2,5” formando uma espécie de “banco de dados” para a validação de modelos numéricos. Como novidades, os autores instrumentaram as armaduras de tração com strain-gauges nas direções axial e circunferencial dos arames, concluindo que as deformações longitudinais e circunferenciais não são uniformemente distribuídas ao longo da circunferência.

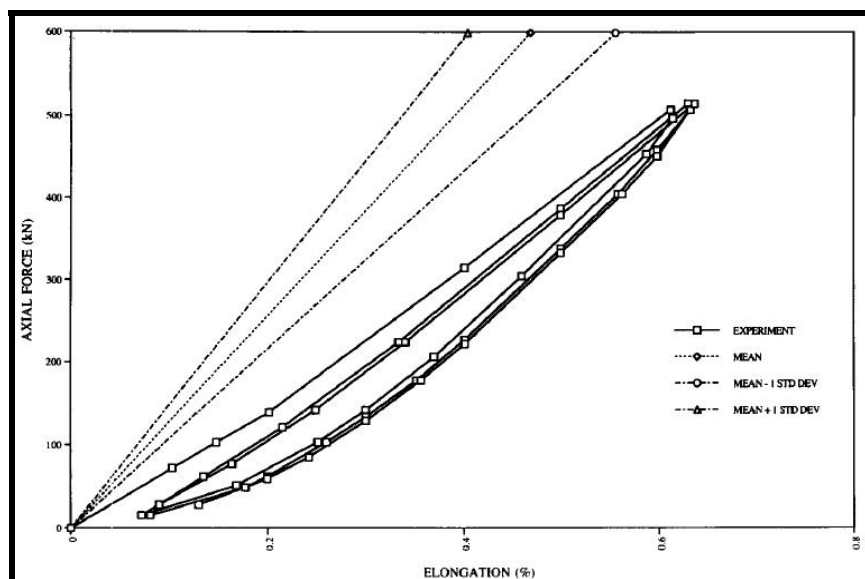


Figura 2.6. Gráfico de tração por deslocamento axial com extremidades livres para tração de um duto flexível 2,5". (Witz, 1996)

Em um interessante estudo sobre dutos flexíveis de camadas aderentes, Cocks (1989) reporta que testes de tração levaram amostras deste tipo ao colapso da carcaça intertravada antes mesmo de se verificar qualquer rompimento dos arames das armaduras de tração. Souza (2002) menciona ser pouco provável a falha por tração excessiva em dutos flexíveis de camadas não-aderentes devido ao fato das armaduras de tração serem projetadas com fatores de segurança muito elevados.

A rigidez torsional da estrutura é diretamente influenciada pela direção de torção imposta às armaduras e pela direção de assentamento dos arames. Quando aplicada no sentido anti-horário, a torção tende a separar as armaduras de tração à medida que força a redução do ângulo de assentamento da armadura externa. O efeito contrário é visto para torção no sentido horário, ou seja, esta tende a aproximar as armaduras de tração. Esta diferença no comportamento mecânico das armaduras de tração sob torção faz com que a rigidez à esta quando aplicada no sentido horário seja maior que a obtida no sentido contrário.

Os materiais com os quais são fabricadas as armaduras de tração costumam ser aços de alto carbono trabalhados a frio. Segundo Moore (1989), os principais critérios de projeto

são as resistências estrutural e a fadiga devidos às elevadas tensões induzidas pelas condições de carregamento a que os dutos flexíveis são submetidos. A Tabela 2.4 indica os materiais mais aplicados e suas especificações.

Tabela 2.4. Propriedades dos aços utilizados nas armaduras de tração. (Sousa, 2005)

Especificação	Grau	Acabamento	$\sigma_{UTS}$ (MPa)	$\epsilon_{UTS}$ (%)
AFNOR	FM 60	Trabalho à frio	1373	-
AFNOR	FM 72	Trabalho à frio	1500	1

### ***2.1.5. A Capa Plástica Externa***

Segundo Sousa (2005), a capa plástica externa tem função de manter todas as camadas dos dutos flexíveis em suas posições, além de proteger seu conteúdo contra a abrasão, danos externos, corrosão e ainda auxiliar no isolamento térmico da linha.

Como não têm contato com as altas temperaturas internas a que os dutos flexíveis podem ser submetidos e somente são envoltos pela água marinha, a seleção de material torna-se relativamente mais simples que a apresentada para a barreira de vedação, pois o mesmo deve possuir boa resistência e inércias física e química à exposição aquosa.

Nylon 11, Nylon 12 e o polietileno de alta densidade (HDPE) são os plásticos recomendados pela norma API RP 17B (1998) para compor a capa externa, entretanto o HDPE é o plástico que apresenta maior preferência de aplicação, segundo Moore (1989), pois suas maiores cadeias hidrocarbonáticas, associadas de forma a aumentar sua densidade, garantem excelente associação entre rigidez, dureza e resistência química.

Eventualmente podem ser adicionadas camadas aos dutos flexíveis no sentido de se proporcionar melhor aderência entre as armaduras e carcaça, melhor isolamento térmico e maior resistência estrutural entre outros. Como não é o foco deste trabalho, este tema não será abordado, entretanto, recomenda-se leitura de Sousa (2005) caso seja desejo do leitor se aprofundar neste assunto.

## 2.2. Cargas operacionais em dutos flexíveis

A norma API SP 17J (1999) separa os vários carregamentos a que podem ser submetidos os dutos flexíveis em três classes:

- Cargas funcionais: classe que abrange as cargas predominantes nos dutos flexíveis durante sua operação, incluindo as cargas geradas pela coluna d'água exterior ao duto;
- Cargas ambientais: classe que abrange os carregamentos gerados por variáveis ambientais que não se pode controlar;
- Cargas acidentais: classe que abrange os carregamentos que surgem a partir de eventos imprevistos, como acidentes e impactos com âncoras.

As cargas ambientais têm sua influência mais sentida nas partes próximas à lâmina d'água. A não ser cargas advindas de correntes marinhas é nesta localização que ocorrem as maiores intensidades de cargas ambientais e que decaem com o aumento da profundidade. Os carregamentos deste tipo são ventos, ondas e correntes.

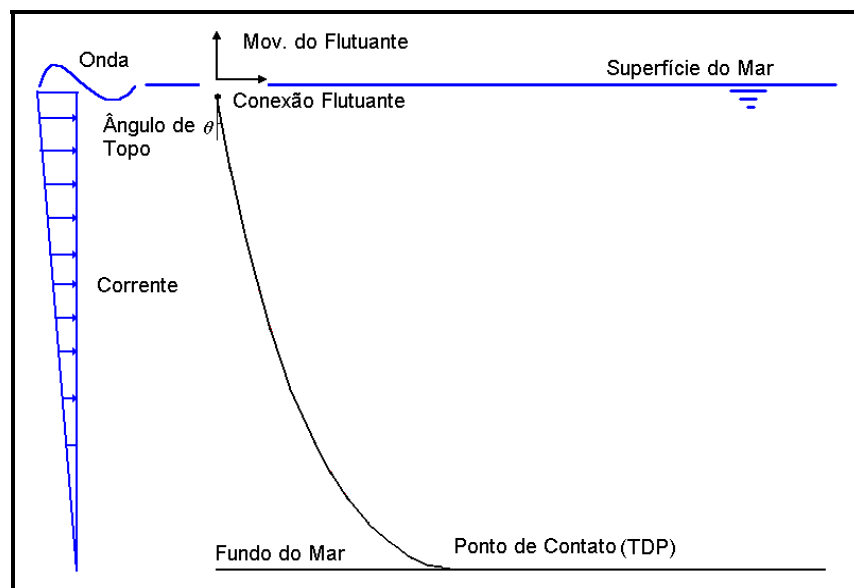


Figura 2.7 Representação esquemática do perfil de velocidades imposto pelos carregamentos de onda, vento e correntes.

A Figura 2.7 ilustra de forma simples e direta o campo de atuação destes carregamentos. A ação dos ventos é sentida apenas na unidade flutuante e transmitida ao duto flexível através da conexão com o *riser*. Já ondas e correntes constituem esforços aplicados diretamente aos dutos e suas magnitudes variam de acordo com a velocidade das partículas de água incidentes sobre os dutos, o comprimento de onda e o diâmetro externo dos dutos flexíveis.

O mapeamento das características ambientais em uma região é obtido através de campanhas de medição que geram um banco de dados cujo tratamento estatístico permite avaliar as combinações de carregamento mais críticas a que o duto é submetido de acordo com suas periodicidades.

A partir destes dados, para estudo das ondas são utilizadas teorias específicas (por exemplo, de Airy, Stokes e Cnoidal) que utilizam dados como profundidade, comprimento da onda na superfície, altura da onda na superfície e frequência para definir as velocidades incidentes resultantes no duto flexível nas direções em questão (geralmente os problemas são tratados bi-dimensionalmente). Para as correntes marinhas, a obtenção das forças incidentes se dá de forma semelhante, com a diferença de que os valores necessários (velocidades e acelerações) podem ser diretamente medidos nas áreas de operação. A força resultante é calculada adicionando as projeções das velocidades da água nas direções cartesianas do duto e aplicando-as as equações de Morison.

Em relação às cargas funcionais, tem-se a predominância dos carregamentos chamados axissimétricos, que se caracterizam pela distribuição simétrica de esforços em relação ao eixo de revolução do duto flexível. Como exemplos podem-se citar as pressões externa e interna, tração e flexão.

Ainda classificam-se como cargas funcionais, aquelas cuja ocorrência está relacionada aos procedimentos conduzidos durante a vida útil do duto como manuseio, instalação, carregamento e armazenamento. Dentre eles, o mais importante e já tendo motivado estudo conduzido por Costa (2005) corresponde ao aperto que se aplica aos dutos flexíveis quando de seu lançamento, chamado também de *crushing*.



Os procedimentos de lançamento tradicionalmente consistem em conduzir o duto ao longo de seu trajeto entre a instalação submarina (ANM, manifold e outros) e a plataforma, sustentando-o no LSV (*lay support vessel*) através de um aparato chamado de *caterpillar* ou, na denominação em português, tracionador cuja foto pode ser observada na Figura 2.8. Neste, o duto atravessa um conjunto de sapatas que apertam a capa externa, gerando atrito suficiente para resistir a tração imposta pelo peso da linha. Este aperto é resistido pelas armaduras de pressão e tração. MacNamara e Harte (1986) descrevem com detalhes o mecanismo através do qual a carga das sapatas é transferida entre as camadas do duto flexível até a armadura de tração.

Naturalmente, o aperto imposto pelas sapatas é diretamente proporcional à profundidade de lâmina d'água e ao peso do duto. Fatores como condições de mar e presença de torção, que não são determinísticos, podem influenciar esta carga de aperto. Dependendo do histórico de carregamento de um duto flexível, as cargas de crushing podem vir a gerar pré-deformações na seção transversal dos dutos flexíveis.



Figura 2.8 Foto ilustrativa de um tracionador, onde pode ser observado o conjunto de sapatas. (Sousa, 2005)

As cargas acidentais, sempre de ocorrência imprevista, podem ser exemplificadas como a queda de uma âncora em um duto flexível, o impacto do duto com o casco do

sistema flutuante ao qual está conectado ou até mesmo o alagamento do espaço anular devido ao corte acidental da capa externa.

Assim como em cargas de *crushing*, deformações na seção transversal dos dutos flexíveis podem ser geradas por cargas acidentais. Bondevik et. al. (2004) reservam atenção para o monitoramento do espaço anular, uma vez que seu alagamento pode ser relacionado à ocorrência de algum modo de falha, como dano na capa externa, e pode inclusive diminuir a vida à fadiga dos dutos flexíveis.

### ***2.3. Instabilidade Estrutural***

A instabilidade estrutural é um fenômeno caracterizado pelo carregamento excessivo aplicado à estrutura analisada e gera falha a partir de uma associação de não-linearidades geométrica e, possivelmente, física. Segundo Brush e Almroth (1975), a essência do colapso estrutural é um desproporcional aumento em deslocamento (e, conseqüentemente, de deformação) como resultante de pequenos incrementos no carregamento.

Uma ilustração simples deste fenômeno pode ser exemplificada para o caso de uma *viga-coluna perfeita bi-rotulada* sob compressão axial, como descreve Custódio (2005), e ilustrada na Figura 2.9. Ao se aplicar a carga em pequenos incrementos, a resposta estrutural da viga é completamente linear (Figuras 2.9.a e 2.9.b) até que se alcance um valor crítico. A partir deste, o equilíbrio atravessa um período de instabilidade e se caracteriza por uma significativa queda de rigidez com grandes deslocamentos (Figuras 2.9.c e 2.9.d).

A carga máxima de compressão de uma *viga perfeita*<sup>†</sup> bi-apoiada é obtida através da equação 1, chamada de carga de Euler e cuja obtenção completa pode ser verificada em Brush e Almroth (1975).

$$W_{CR} = \frac{\pi^2 \cdot EI}{L^2} \quad (1)$$

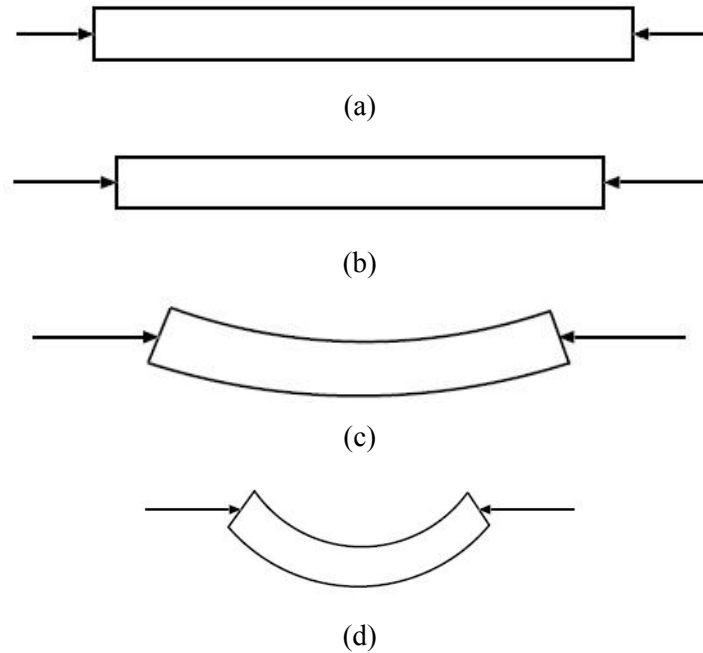


Figura 2.9. Etapas de estabilidade e instabilidade observadas quando da compressão axial de uma viga. (Custódio, 2005)

Este valor, entretanto, não é corroborado em ensaios experimentais, uma vez que vigas reais apresentam duas características que não as permitem ter um comportamento “perfeito”. A primeira deve-se às chamadas imperfeições iniciais, que aproximam a configuração inicial da viga à sua deformada. A segunda refere-se à não linearidade típica do material com o qual a estrutura é construída, em seu comportamento plástico.

Na Figura 2.10 apresentam-se as curvas de instabilidade obtidas para uma força compressiva,  $F$ , em relação ao deslocamento máximo (deflexão máxima),  $w$ , aplicado respectivamente em uma *viga-coluna perfeita*, uma *viga-coluna real* elástica e uma *viga-coluna real*. Ressalta-se que a primeira curva é puramente matemática, a segunda apresenta o efeito das imperfeições iniciais e a terceira os efeitos conjugados das imperfeições iniciais e não-linearidades físicas.

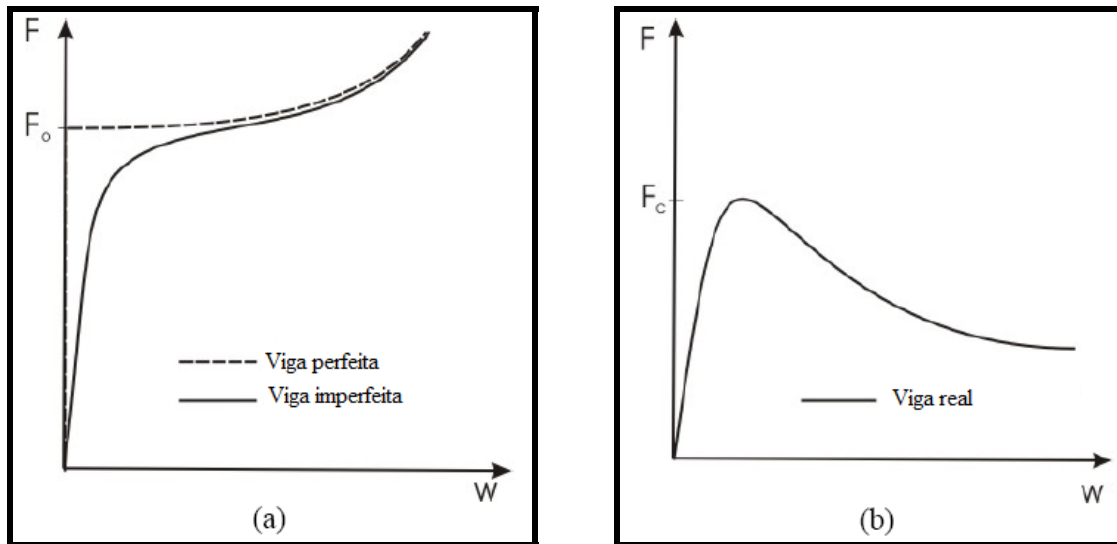


Figura 2.10. Curvas de instabilidade obtidas de uma viga em compressão axial.

Apesar da carga crítica determinada por Euler fornecer apenas uma estimativa para a carga de colapso de vigas *reais*, esta fornece informações sobre como a rigidez à flexão, cujo valor obtém-se através da multiplicação do módulo de elasticidade (E) do material com o qual a viga foi construída pelo valor da inércia em relação ao eixo de flexão (I) da seção transversal da viga, e o comprimento (L) influenciam este valor.

Importante fator que também pode influenciar a carga crítica de colapso de uma viga são suas condições de contorno. Exemplo clássico desta influência pode ser visto em Timoshenko e Gere (1972) onde se calcula para a carga crítica de colapso de uma viga perfeita engastada em uma de suas extremidades e rotulada na outra um valor quatro vezes maior que a equação I.

Uma particularidade deste fenômeno é seu caráter catastrófico. Shigley (1986) indica que a estrutura não apresenta mínima indicação do aumento de carregamento imposto até a carga crítica, ponto a partir do qual ocorre súbito e total colapso da mesma. A grande redução de rigidez verificada induz grandes deformações, tornando iminente a ocorrência de falha material. O fenômeno de instabilidade estrutural, por este motivo, também é chamado de colapso.

### 2.3.1 Instabilidade Estrutural em Dutos Flexíveis

Para a indústria de óleo e gás, o estudo da instabilidade estrutural em dutos submarinos tem essencial importância, uma vez que sua possível falha pode ter consequências catastróficas para o meio ambiente e para a produção.

Para dutos submarinos, as instabilidades estruturais podem se manifestar sob compressão axial e sob compressão radial, cada uma com seus modos de falha particulares.

Conforme experimentalmente observado em Braga e Kaleff (2004), o carregamento axial em dutos flexíveis pode gerar instabilidade estrutural por expansão radial dos arames e consiste em um mecanismo de falha denominado “*birdcaging*” ou gaiola de passarinho, ilustrado na Figura 2.11. Este dano, apesar de não implicar em falha imediata do duto flexível, induz em perda da rigidez axial na seção e, por isso, pode gerar falha por destravamento da armadura de pressão ou da carcaça interna.



Figura 2.11. Foto de um duto após sofrer instabilidade por gaiola de passarinho.

Observações experimentais fornecidas por Custódio (2005) indicam que a manifestação das gaiolas de passarinho são acompanhadas de alterações no passo dos arames, torção ao redor do eixo central das seções dos arames e deslocamento radial.

Na prática, este fenômeno está diretamente ligado ao fato de as armaduras de tração dos dutos flexíveis possuírem seus comportamentos à tração e à torção acoplados, segundo Sousa (2005). Pode-se dizer que o comportamento estrutural que leva o duto flexível ao colapso por gaiola de passarinho é o oposto ao qual gera as cargas de *squeeze*.

Segundo Bectarte e Coutarel (2004) em uma configuração típica de dutos flexíveis, a resistência do duto à formação de gaiola de passarinho é composta pela rigidez radial da capa externa, pela própria pressão externa aplicada e pela fricção entre as armaduras de tração e camadas vizinhas. Conclui-se que em situações de espaço anular alagado pela água marinha, a perda da resistência de fricção reduz a carga de instabilidade estrutural dos dutos flexíveis.

No intuito de se evitar este tipo de instabilidade, os fabricantes passaram a fornecer dutos flexíveis revestidos, entre as armaduras de tração e as armaduras metálicas, de um material fibroso com alta resistência comercialmente chamado Kevlar®, cuja principal função é incrementar a resistência à expansão radial imposto à capa externa.

Esta restrição, entretanto, acabou induzindo o duto a uma nova configuração de colapso, de maiores cargas, chamada de flambagem lateral, vinda do inglês *lateral buckling*. Uma foto ilustrativa é exibida na Figura 2.12, onde pode-se perceber que a praticamente ausência do deslocamento radial dos arames dá lugar a significativo escorregamento dos arames das armaduras de tração entre as camadas.

Uma vez que este modo de falha consiste de significativo escorregamento dos arames das armaduras de tração na direção circunferencial, sua manifestação é facilitada pela aplicação de flexão nos dutos flexíveis, conforme observado por Braga e Kaleff (2004) em testes experimentais de flexão.

Também como consequência da ausência de deslocamento radial, este dano é imperceptível à inspeção visual externa, aumentando os riscos deste dano iniciar uma seqüência de mecanismos que podem culminar em uma grave falha à operação.



Figura 2.12. Foto de um duto flexível com kevlar em sua composição após sofrer instabilidade por flambagem lateral. (Braga e Kaleff, 2004)

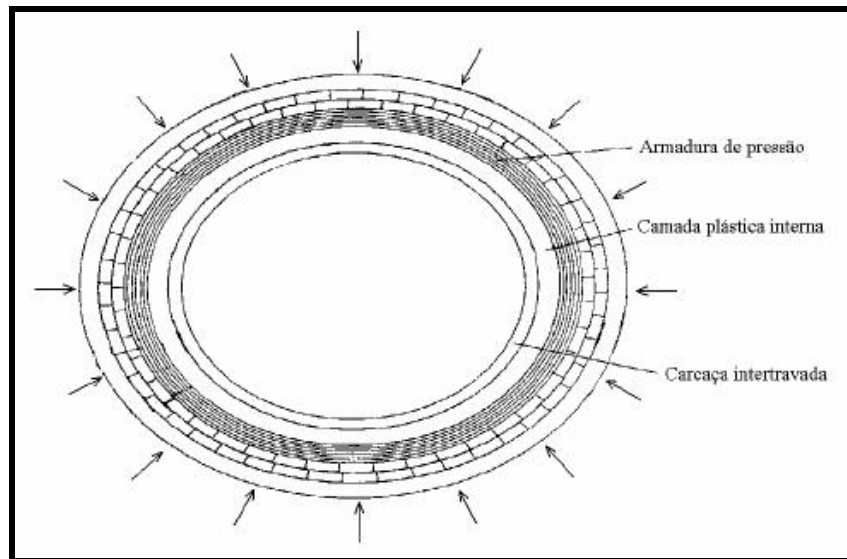
Outro mecanismo de instabilidade estrutural de dutos flexíveis, e o que até o momento atrai maior atenção, é o colapso hidrostático, provocado pelo carregamento excessivo de pressão externa que, segundo Berge et. al. (1992) geralmente envolve o achatamento completo do duto, impedindo o fluxo de seu conteúdo.

A resistência a este esforço é oferecida pela superposição dos efeitos da armadura de pressão e da carcaça intertravada ou somente pela carcaça. Segundo Zhang et al (2003), a contribuição das armaduras de tração e das camadas poliméricas na resistência a esse carregamento é desprezível. Devido à possibilidade de alagamento do espaço anular e sua difícil detecção, a API RP 17B (1998) determina que a carcaça intertravada seja projetada de forma a suportar toda a pressão hidrostática de projeto.

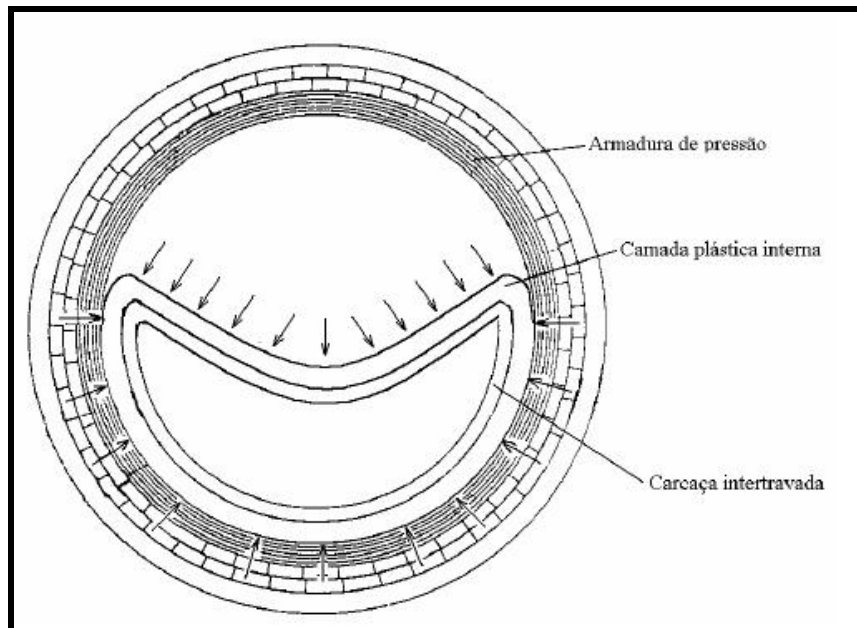
Dentro deste panorama, Sousa (2005) menciona dois modos de instabilidade por pressão externa aos quais os dutos flexíveis estão susceptíveis e ilustrados na Figura 2.13:

- Colapso integral do duto flexível: com ovalização simultânea e gradual de todas as camadas e relacionada às situações operacionais em que os dutos flexíveis apresentam espaço anular íntegro e, por isso, a pressão externa é aplicada integralmente na capa externa;

- Colapso confinado: com ovalização da carcaça intertravada confinada na armadura de pressão, gerada em situações de espaço anular alargado onde a pressão externa passa a ser aplicada diretamente sobre a carcaça intertravada.



(a)



(b)

Figura 2.13. Desenhos esquemáticos dos modos de colapso de um duto flexível: colapso integral (a) e colapso confinado (b). (Sousa, 2005)



O mesmo caso de instabilidade estrutural pode ser verificada em dutos rígidos, para o qual também existe uma extensa quantidade de trabalhos técnicos relacionados. Em contrapartida, não existe quantidade significativa de trabalhos em relativos ao colapso hidrostático de dutos flexíveis. Observações experimentais e em campo indicam que a manifestação desta instabilidade se dá de maneira semelhante nos dois casos e, por isso, é relevante analisar o colapso hidrostático em dutos rígidos para subsidiar subseqüentes análises em dutos flexíveis.

O mecanismo de colapso em dutos rígidos, vistos como cascas cilíndricas isotrópicas, envolve uma combinação de esforços de membrana e de flexão, conforme pode ser estudado em Timoshenko e Krieger (1959).

O colapso em dutos rígidos pode ser bem entendido através da análise do colapso de um anel circular sob pressão externa. Para o caso inelástico, pode ser considerada a solução sugerida por Timoshenko (1959) que, analisando estruturas de parede fina, adotou como a carga de colapso aquela em que a fibra mais solicitada atinge a tensão de escoamento.

Park e Kyriakides (1996) mencionam que os principais fatores influentes na pressão de colapso são a razão diâmetro-espessura, o módulo de elasticidade do material, a tensão de escoamento do material (na direção circunferencial) e imperfeições iniciais nas formas de ovalização e variações de espessura.

Kyriakides e Babcock (1981), estudando o comportamento de um anel sob carregamento radial externo e distribuído, mapearam a influência da não-linearidade física do material (comportamento plástico) e imperfeições iniciais caracterizadas pela variação no raio do anel. Esta influência é ilustrada nos gráficos apresentados na Figura 2.14, onde notadamente estes fatores exercem grande influência na pressão de colapso e não no comportamento pós-colapso do anel. Através de método analítico, os autores concluem que, para um duto com razão diâmetro-espessura de 17,86 a pressão de colapso é atingida logo depois da tensão máxima no anel atingir a tensão de escoamento, confirmando que para análise de dutos de parede espessa (razão diâmetro-espessura menores que 200), deve-se levar em consideração a não-linearidade inerente ao material.

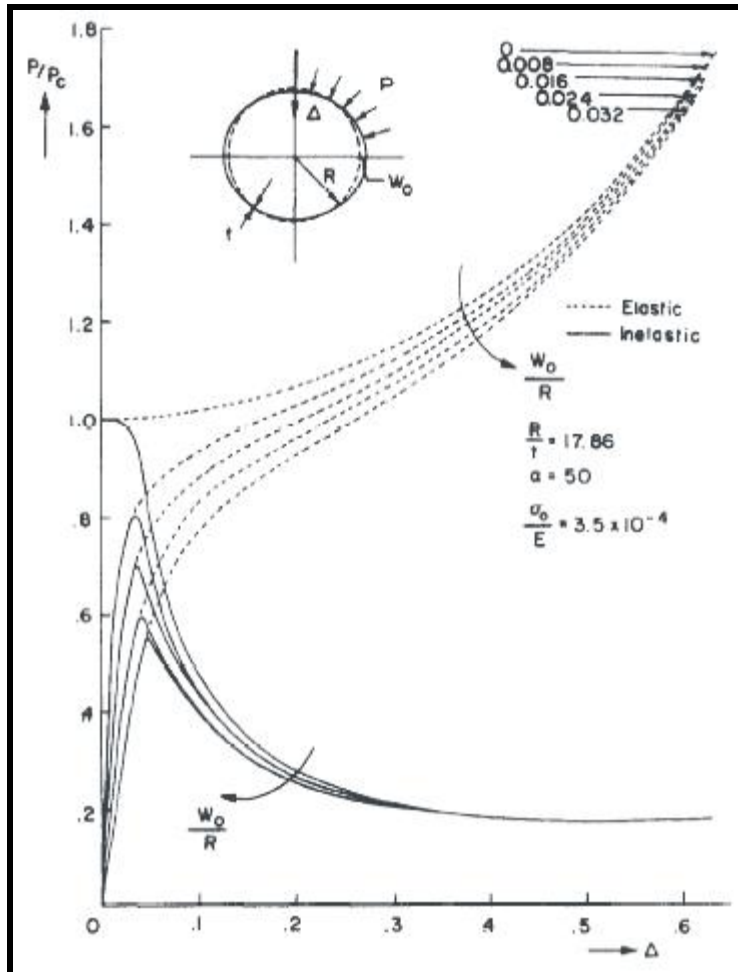


Figura 2.14. Curvas de pressão de colapso (normalizada com a pressão de Timoshenko) por variação de ovalização considerando diferentes imperfeições iniciais. (Kyriakides e Babcock, 1980)

No que se refere à presença de imperfeições iniciais que induzam concentração localizada de tensões, como as moças geradas por alguns tipos de carregamentos acidentais e funcionais (API 17B RP, 1998), a partir de uma série de experimentos, Park e Kyriakides (1996) concluem que a ovalização correspondente obtida a partir da penetração é fator essencial para a queda de pressão, independente do formato da moça.

Em dutos rígidos submarinos o colapso hidrostático possui a particularidade de se propagar até atingir uma profundidade que imponha uma pressão inferior à de colapso. Este fenômeno é chamado de colapso propagante.

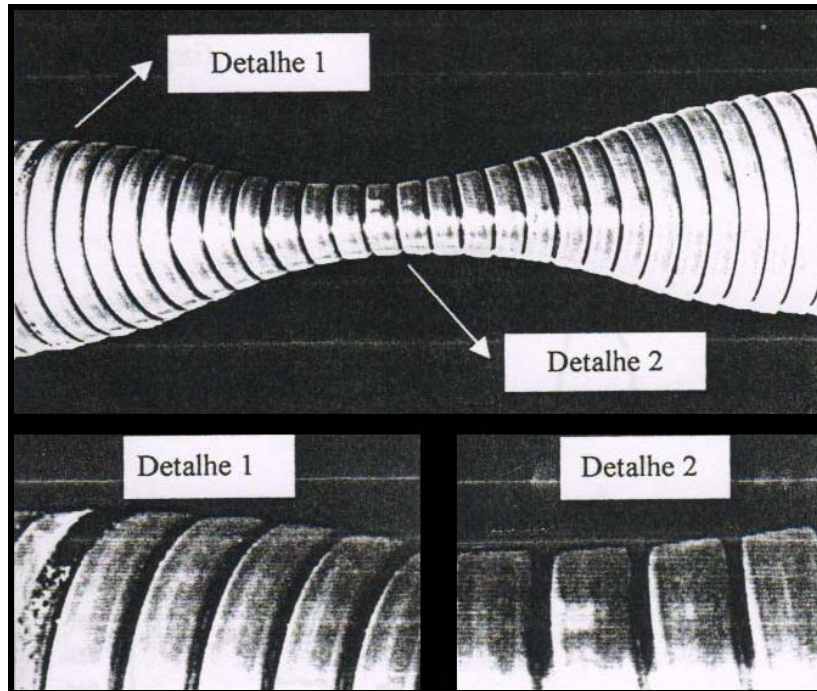
O colapso confinado de dutos rígidos também é assunto pesquisado por Kyriakides e Youn (1984), onde se pode verificar que o modo de instabilidade é consideravelmente diferente e caracterizado por maiores pressões de colapso puro.

Infelizmente a literatura apresenta poucos resultados advindos de testes hidrostáticos experimentais em dutos flexíveis. Isto se deve a fatores tanto industriais quanto técnicos uma vez que a obtenção e preparação de amostras para o teste é difícil e dificilmente este evento tem ocorrência em campo, conseqüência dos elevados fatores de segurança adotados em projeto.

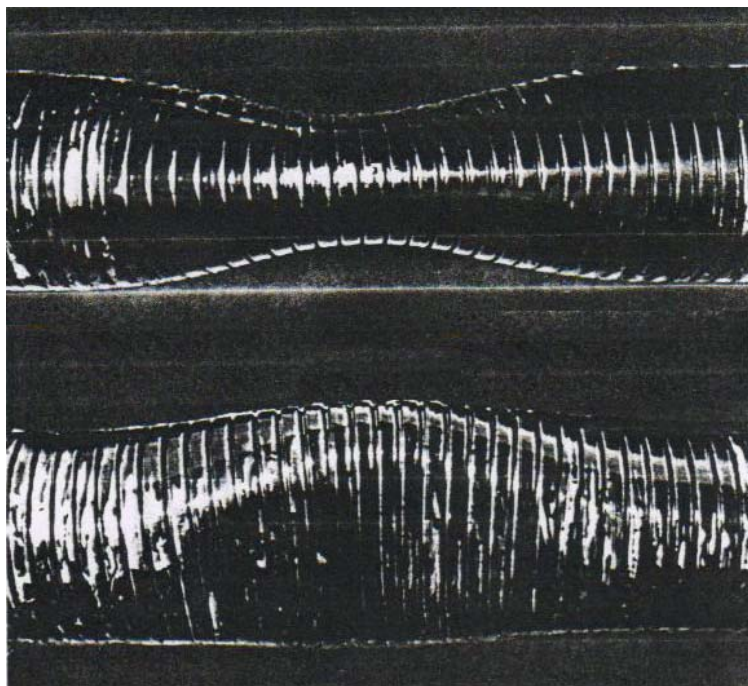
Souza (2002) apresentou uma série de testes hidrostáticos em dutos flexíveis de 4” e 8” compostos tanto somente de carcaça intertravada como de armadura de pressão e carcaça. A Figura 2.15 mostra os aspectos deformados pós colapso das duas estruturas mencionadas de dutos flexíveis de 4”.

A configuração pós-colapso do duto flexível é bastante semelhante com a configuração pós colapso de um duto rígido. Como a literatura carece de um estudo aprofundado relativo ao mecanismo de colapso, não se pode afirmar ao certo que os mecanismos verificados para dutos rígidos podem ser estendidos aos dutos flexíveis.

Nas próximas seções deste trabalho as estruturas utilizadas no trabalho referido serão analisadas de forma mais profunda e tidas como referência para correlações numérico-experimentais, entretanto, para uma primeira análise, a Tabela 2.5 enumera as pressões de colapso através do diâmetro interno nominal dos dutos testados e suas estruturas, onde estrutura 1 é correspondente aos dutos compostos somente por carcaça interna e a estrutura 2 corresponde aos dutos compostos por esta juntamente à armadura de pressão.



(a)



(b)

Figura 2.15. Fotos pós colapso de dutos flexíveis compostos somente por carcaça intertravada com 4" (a) e 8" (b) de diâmetro interno. (Souza, 2002)

Tabela 2.5. Pressões de colapso experimentais obtidas por Souza (2002).

	Estrutura 1	Estrutura 2
4"	7,186 MPa	29,47 MPa
8"	7,814 MPa	10,53 MPa*

\* Devido à falha de vedação ocorreu alagamento no espaço anular da amostra gerando colapso confinado.

A partir das fotos ilustradas na Figura 2.13 e dos resultados experimentais obtidos por Souza (2002) podem ser observadas as seguintes particularidades:

- a pressão de colapso dos dutos flexíveis está relacionada a outros fatores além do diâmetro interno da carcaça;
- o modo de instabilidade primário corresponde à ovalização da seção transversal de maior imperfeição;
- as seções de maior ovalização apresentam um alargamento na folga externa entre as espiras da carcaça, expondo tendência ao destravamento após a ocorrência do colapso;
- pode-se inferir que pequenas alterações no passo do arame da carcaça são induzidas com a variação do diâmetro interno;
- a pressão de colapso da estrutura 2 do flexível de 8" indica que o modo de falha secundário apresentado, em condições de espaço anular alagado, possui pressão de instabilidade primária superior à do modo primário;

Infelizmente não foram apresentados dados e fotos de pós-colapso da armadura de pressão, impedindo que conclusões mais aprofundadas sobre seu modo primário de falha fossem obtidas. Também não foram exibidas fotos da carcaça referente à estrutura 2 de 8", cuja invasão do espaço anular certamente gerou o modo secundário de falha, em colapso confinado.

Segundo Zhang et. al. (2003), o mecanismo de colapso confinado de um duto flexível ocorre a partir do achatamento da carcaça intertravada com subsequente flexão da armadura de pressão a partir da pressão lateral por aquela exercida.

Considerando o modo de falha em condições de espaço anular alagado, pode-se dizer que a principal razão pela qual a pressão de colapso desta deve ser superior à do modo primário é a restrição imposta pelo confinamento da armadura de pressão. Isto funciona como uma condição de contorno que aumenta a rigidez da carcaça intertravada e altera o modo de falha.

#### ***2.4. Comportamento de Dutos Flexíveis Sob Pressão Externa e Modelos Numéricos***

A análise numérica de dutos flexíveis consiste em um trabalho árduo motivado principalmente pela complexidade de sua constituição. Sousa (2005) menciona uma série de razões pelas quais a análise local de dutos flexíveis é uma tarefa complicada:

- o comportamento físico dos materiais que constituem um duto flexível não é bem conhecido, principalmente das camadas metálicas que sofrem processo de conformação ao serem fabricadas;
- as linhas fabricadas e já em operação são descritas através de *data-sheets* fornecidos pelos fabricantes que contêm poucas de relevância para a elaboração de modelos numéricos;
- a avaliação das propriedades geométricas dos perfis das camadas metálicas é muito difícil devido a suas complexidade e variação adotados por cada fabricante;
- a mudança de configuração da linha, a perda de contato entre as camadas durante o carregamento além de possíveis ovalizações ou folgas iniciais entre as camadas podem provocar resposta não-linear da estrutura;
- o duto flexível apresenta rigidezes distintas relativas à direção de carregamento, por exemplo, a rigidez à tração é diferente da rigidez à compressão axial (como pode ser concluído na análise do colapso por compressão axial);

Os trabalhos existentes destinados à análise local de dutos flexíveis são baseados em dois tipos de formulações. A primeira baseia-se em desenvolvimentos analíticos, onde os esforços aplicados nas camadas são obtidos através de equações de equilíbrio e as tensões

são obtidas através da aplicação de uma das diversas teorias de vigas ou cascas existentes. Outra metodologia baseia-se na elaboração de modelos para análise em Elementos Finitos.

Existe uma extensa quantidade de modelos analíticos destinados à análise de dutos flexíveis sob a ação de carregamentos axissimétricos em regime elástico. Estes não serão vistos no presente trabalho. Para aprofundamento, recomenda-se a leitura do capítulo III de Sousa (2005).

Chen et. al. (1992) propuseram um modelo analítico destinado à determinação da pressão de colapso de um duto flexível. Este desenvolvimento baseia-se na formulação de Timoshenko para o cálculo da pressão de instabilidade de um anel de pequena excentricidade, cujo colapso ocorre no regime elástico do material e recai na solução de uma equação de segundo grau, exibida na equação 2.

$$P_{COL}^2 - \left[ \frac{\sigma_0}{m_1} + (1 + 6 \cdot m_2 \cdot \delta_0) \cdot P_E \right] \cdot P_{COL} + \frac{\sigma_0}{m} \cdot P_E = 0 \quad (2)$$

onde:

$$m_1 = \frac{R_{med}}{f_f \cdot h}$$

$$m_2 = f_f \cdot m$$

$$P_E = 3 \cdot \frac{(EI)_{eq}}{R^3}$$

A particularidade interessante é a inserção da rigidez à flexão equivalente,  $(EI)_{eq}$ , na pressão de colapso elástica considerada ( $P_E$ ). Esta consiste em uma adaptação à rigidez de casca cilíndrica e pode ser determinada da forma descrita pela equação 3.

$$(EI)_{eq} = K \cdot n \cdot \frac{E \cdot I_n}{L_p} \quad (3)$$

Onde:

$I_n$  = menor momento de inércia da seção transversal do arame;

$K$  = fator de compacidade.

O fator de compacidade,  $K$ , é um termo cuja interpretação não é bem definida na literatura. Berge et. al. (1992) reporta que o fator de compacidade é determinado através de interpolação linear da equação 4 com o regime linear do gráfico força por deslocamento obtido de testes experimentais de compressão radial em dois pontos no duto flexível analisado. A Figura 2.16 mostra um esquema de realização do ensaio.

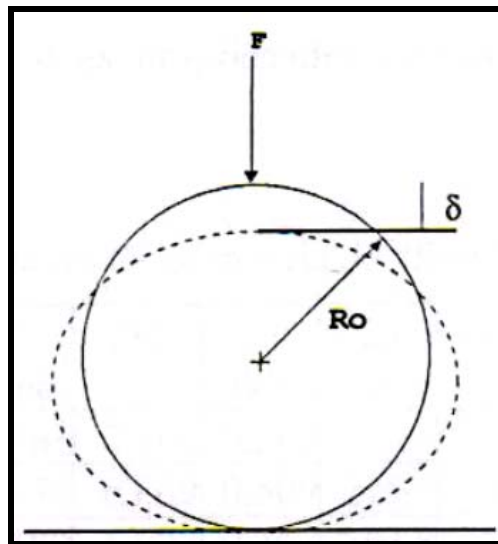


Figura 2.16. Teste de compressão radial em dois pontos. (Berge et. al., 1992)

$$\frac{(EI)_{eq}}{R^3} = \left( \frac{\pi}{4} - \frac{2}{\pi} \right) \cdot \frac{F}{\delta} \quad (4)$$

A esta altura, vale acrescentar que a formulação acima exposta é destinada à análise de uma das camadas metálicas espiraladas com ângulos de assentamento próximos de  $90^\circ$ , ou seja, a carcaça intertravada ou a armadura de pressão.

Uma abordagem analítica foi feita por Souza (2002) e um estudo paramétrico dos resultados obtidos pela equação 2 para diferentes valores de  $K$  foi realizado. Foram propostas duas metodologias analíticas para a determinação deste fator, a saber:



- metodologia baseada na relação entre a área “ocupada” pela fita que compõe o perfil do arame da camada metálica e a área total relativa a espessura, supondo uma casca cilíndrica de mesma espessura, conforme equação 5;
- metodologia baseada na relação entre a inércia da seção transversal do arame e o momento de inércia relativo a uma casca isotrópica com a mesma espessura da estrutura analisada, conforme equação 6.

$$K = \frac{A - A_v}{A} \quad (5)$$

$$K = n \cdot \frac{I_n}{L_p} \cdot \frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{h^3} \quad (6)$$

Os resultados analíticos obtidos pela autora considerando as formulações propostas para o fator de compacidade, além do valor obtido através dos testes de compressão radial das estruturas, foram comparados com os respectivos testes experimentais, estando as melhores correlações obtidas a partir do fator de compacidade obtido através da equação VI. Segundo Souza (2002), o erro médio das correlações apresentadas para esta formulação foi de 0,7%.

Devido aos bons resultados apresentados em correlação com testes experimentais, Sousa (2005) adotou a formulação analítica proposta na equação VI para a elaboração de seu modelo numérico chamado RISER TOOLS.

Até o momento foi apresentada formulação analítica relativa ao cálculo da pressão de colapso de uma camada apenas. Como proceder, então, quando a estrutura do duto flexível conter a carcaça intertravada e a armadura de pressão como resistivas à pressão externa?

Berge et. al. (1992) propõem uma metodologia analítica para a determinação do colapso para este caso em especial. Através dela, o colapso pode ser considerado sob a análise de duas hipóteses sendo adotado o menor valor obtido, a saber:

- hipótese do colapso da estrutura composta pela carcaça interna e pela armadura de pressão ocorrer no regime elástico, permitindo utilizar a equação 7:

$$P_{COL} = \sum_i^N 3 \cdot (EI)_{eq,i} / R_i^3 \quad (7)$$

- hipótese do colapso da estrutura composta pela carcaça interna e pela armadura de pressão ocorrer no regime inelástico. Neste caso, uma metodologia analítica deve ser utilizada para se obter a pressão a partir da qual a maior tensão máxima entre as duas camadas atingir a tensão de escoamento.

Também segundo descrito por Berge et. al. (1992), até a publicação de seu trabalho esta metodologia era adotada pela Wellstream para a qualificação de seus dutos e, para situações em pequenas ovalizações iniciais (como em dutos pré-fabricados), o autor reporta que as correlações numérico-experimentais foram eficientes.

Entretanto, é notório que o modelo analítico apresenta uma série de simplificações, dentre elas:

- Isotropia das camadas consideradas;
- O contato entre as camadas é ideal, ou seja, a força de contato é transmitida integralmente de uma camada à outra;
- Não há perda de contato nem folgas iniciais entre as camadas;
- Forças internas devidas ao contato entre os arames das camadas metálicas não influenciam o colapso;
- Eixos de inércia das seções das camadas metálicas são ortogonais às camadas adjacentes.

Conforme relatado por Sousa (2005) e Custódio (2002), todos os modelos analíticos para a análise de esforços axissimétricos em dutos flexíveis devem possuir critérios de simplificação. Em sua obra, Custódio (2002) cita inúmeras outras simplificações aplicadas em seu modelo e que podem ser estendidas a outros modelos analíticos de mesma

finalidade. Ao passo que estas viabilizam a obtenção do resultado, as simplificações influenciam diretamente no resultado final e afastam a resposta do modelo à real do duto flexível.

Por este motivo, modelos baseados em elementos finitos têm tido a preferência para a análise de colapso hidrostático de dutos flexíveis. Através deste método, pode-se diminuir sensivelmente a quantidade de simplificações adotadas. Entretanto, esta vantagem emerge em detrimento do aumento de esforço computacional e tempo exigidos.

Cruz (1996) propôs um dos primeiros modelos baseados em elementos finitos. Nele, as armaduras metálicas de resistência ao colapso são consideradas grelhas ortotrópicas e, através da analogia entre grelhas e cascas ortotrópicas sugerida por Timoshenko e Woinowsky-Krieger (1959), o autor consegue gerar um modelo de casca com rigidezes equivalentes à da estrutura real; as armaduras tração são modeladas com elementos de pórtico espacial e as camadas poliméricas são modeladas com elementos sólidos isotrópicos.

Mesmo tendo obtido boa correlação numérico-experimental para o comportamento do duto sob tração, o modelo proposto não foi capaz de considerar a presença de não-linearidades geométricas. Além disso, por envolver alterações na inércia do modelo e em suas propriedades materiais, as tensões obtidas nas análises não correspondiam às reais, tendo que ser multiplicadas por um fator de correção. Isto impossibilitou a consideração do comportamento plástico do material.

Apesar de não ter utilizado seu modelo para a análise de colapso hidrostático, Cruz (1996) fez considerações interessantes no que se refere ao contato entre as camadas. Entre as camadas metálicas o contato foi elaborado com elementos de pórtico e os contatos polímero-metal foram modelados acoplando os deslocamentos dos nós.

Sousa (2005) apresentou um modelo baseado no modelo proposto por Cruz (1996) com alterações consideráveis motivadas por incongruências obtidas em análises de tração, torção e crushing:

- Aplicação de elementos de casca em todas as camadas do duto flexível;
- Adoção de uma metodologia para a consideração da não-linearidade material;
- Estabelecimento de uma metodologia para o cálculo da rigidez de contato entre as camadas e modelagem deste por elementos de pórtico nó-nó, capaz de simular também atrito e perda de contato.

Este modelo, batizado pelo autor como RISER TOOLS será analisado em detalhe mais adiante uma vez que será utilizado para a modelagem numérica proposta neste trabalho. A Figura 2.17 exibe imagens do modelo completo com engastamento em uma extremidade e aplicação de tração na oposta e o correspondente resultado apresentados por Sousa (2005) para aplicação de tração.

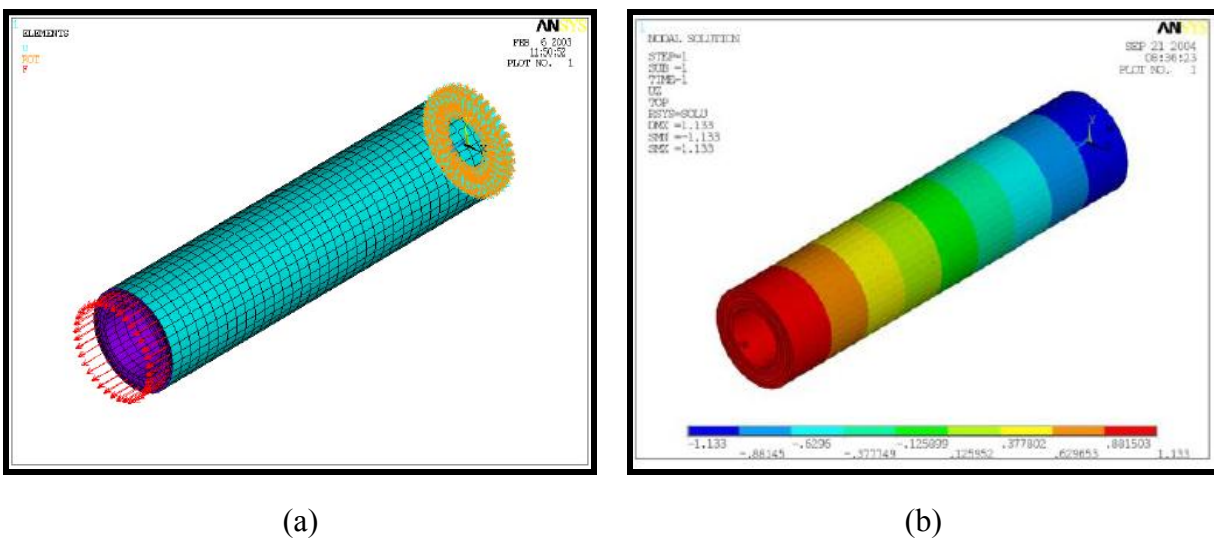


Figura 2.17 Imagens ilustrativas do modelo RISER TOOLS. Modelo sob aplicação de tração no programa ansys (a) e seu resultado conforme publicação (b). (Sousa, 2005)

Sousa (2002), além da modelagem analítica do colapso dos dutos flexíveis testados, elaborou um modelo numérico baseado em elementos finitos para correlação experimental. Seu modelo baseava-se em elementos sólidos delineando exatamente o perfil da carcaça intertravada.

Para consideração de não-linearidades físicas (ou de material) a autora retirou três amostras em dois pontos distintos da carcaça intertravada e as preparou para testes de tração. As propriedades do material obtidas para as diferentes posições analisadas estão relatadas na Tabela 2.6.

Tabela 2.6. Propriedades obtidas de ensaios de tração de amostras retiradas da carcaça interna de um duto flexível de 4”.

CP	$\sigma_p$ (MPa)	$\sigma_0$ (MPa)	$\sigma_U$ (MPa)	$\epsilon_U$ (MPa)	v (mm/min)
I	380	540	871,5	30,4	0,5
II	400	480	800,5	36,1	1,0
III	400	480	813,9	29,6	1,0
IV	400	540	784,9	24,0	1,0
V	360	520	759,1	20,0	0,5
VI	480	620	784,2	23,7	1,0
MÉDIA	403,3	530	802,3	27,3	N / A

Para consideração de não linearidades físicas, a autora utilizou uma curva “média” obtida a partir dos valores encontrados em seus testes de tração. Esta curva é apresentada na Figura 2.17 Com esta abordagem, considerou-se que seriam contornadas as incertezas relativas ao encruamento do material.

Através de análise da curva de tensão-deformação apresentada na Figura 2.18, obtêm-se como as propriedades do material encruado 530 MPa de tensão de escoamento e 168 GPa de módulo de elasticidade. Comparando estes valores com os obtidos através da curva de tensão-deformação nominal do aço AISI 304 (310 MPa de tensão de escoamento e 209,2 GPa de módulo de elasticidade), conclui-se que o processo de retificação conduzido para preparação do corpo de prova deturpa bastante os resultados pois não deveria ser verificada alteração no módulo de elasticidade.

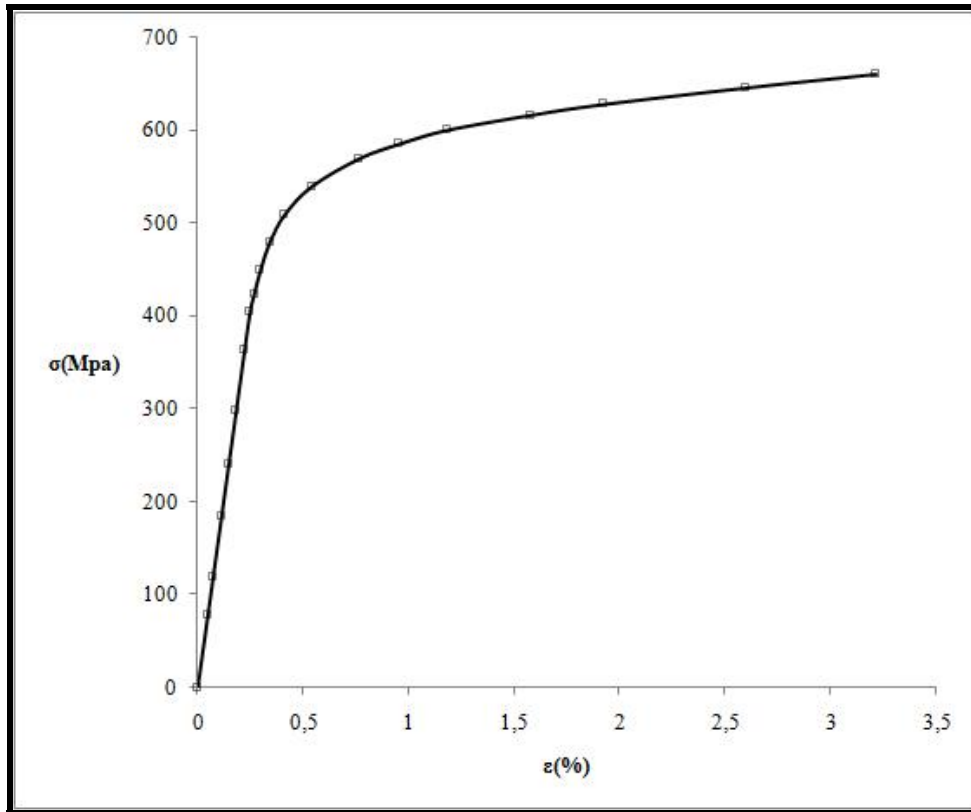


Figura 2.18 Curva do material para a carcaça intertravada considerada por Souza (2002).

O modelo gera uma quantidade alta de contatos. Ao todo, a autora reporta que 444.120 graus de liberdade são gerados, quantidade significativamente alta em relação aos graus de liberdade reportados em Sousa (2005) na utilização de seu modelo RISER TOOLS.

Tendo inserido simplificações ao modelo, como eliminação do passo e a adoção de simetria para  $\frac{1}{4}$  de duto, motivadas pelo estúpido esforço computacional gerado, e provado que o resultado da pressão de colapso manteve-se inalterado, Sousa (2002) elaborou sua correlação numérico-experimental e observou diferenças entre 3% e 7,6% acima dos valores experimentais.

Uma série de fatores foram mencionados como possíveis fontes de erro para o modelo:

- Devido à alta sinuosidade do perfil, as medidas de espessura com o paquímetro diretamente na amostra não dissecada podem gerar erros que, segundo a autora, superestimam o valor;
- As amostras utilizadas nos testes não eram novas e dependendo de seu histórico operacional, pode haver variações de parâmetros (passo, inércia do perfil, espaçamento das folgas e etc...) sem mapeamento;
- O valor adotado para o passo do modelo, se o nominal (baseado nas medições) ou o passo máximo como aproximação ao efeito de abertura dos *gaps* verificada no pós-colapso.

Zhang (2003) apresentou um modelo baseado em elementos finitos para a análise do colapso confinado ou, em situações de espaço anular alagado. Apesar de não fornecer detalhes sobre o modelo, aparentemente este é composto por elementos sólidos com espessura equivalente à da carcaça interna real e isto permite modelar apenas um anel de comprimento relativamente pequeno com condições de contorno para  $\frac{1}{4}$  de simetria.

Para a modelagem de não linearidades de material, Zhang et. al. (2003) apresentam uma curva tensão-deformação a um nível de encruamento bastante alto, comparativamente à curva nominal apresentada para o aço AISI 304.

Importantes considerações são fornecidas no que diz respeito ao nível de trabalho à frio induzido no material da armadura de pressão (e, analogamente, à carcaça interna). Segundo Zhang et. al. (2003) esta é função não só do processo de fabricação mas também do nível de trabalho à frio do material de base (antes de ser conformado). Isto, de fato, é um fator complicador relativamente à curva de material a ser adotada nos modelos numéricos.

Mais recentemente, Zhang e Qiu (2007) utilizaram um modelo baseado em elementos sólidos para analisar a resposta de dutos flexíveis ao colapso hidrostático quando também sob flexão. Os autores consideraram as curvas nominais de tensão-deformação do material, reconhecidas as dificuldades em se obter informações inerentes do trabalho à frio que sofrem e chegaram a resultados 5% menores em relação aos casos de colapso

Como se pode perceber, apesar de a elaboração de modelos numéricos para análise de colapso em dutos flexíveis esbarrar em várias complicações, a evolução dos modelos com o tempo tendem a, cada vez mais, adaptar as informações já publicadas na literatura à procedimentos e metodologias claros, de forma que auxiliem novos trabalhos relacionados e subsidiem os trabalhos que, no futuro, permitirão a análise fidedigna de um duto flexível.



## *Capítulo 3*

# MODELOS NUMÉRICOS E TESTES CONSIDERADOS

A seqüência deste trabalho consiste em utilizar modelos numéricos baseados no método dos Elementos Finitos para a idealização da carcaça intertravada e da armadura de pressão, aplicando-os ao cálculo da pressão de colapso hidrostático de dutos flexíveis. Assume-se que as camadas restantes de um duto flexível exerçam influência desprezível neste caso.

Para tal objetivo, propõe-se a utilização de dois modelos numéricos, a saber:

- Modelo baseado em elementos de casca elaborado por Sousa (2005), adaptado para a proposta desta dissertação;
- Modelo baseado em elementos de viga (pórtico tridimensional), elaborado para este trabalho.

Vale ressaltar que os dois modelos consistem em metodologias alternativas à análise das camadas metálicas de dutos flexíveis de forma fidedigna. Esta possibilidade, conforme demonstrado em Souza (2002) é onerosa uma vez que requer um esforço computacional muito grande e envolve consideração de não-linearidades que podem prejudicar a convergência do modelo e pouco influenciar na resposta que se deseja analisar.

Todos os resultados obtidos nos modelos sugeridos serão comparados com resultados experimentais obtidos por Souza (2002) em dutos flexíveis de diferentes estruturas com 4” e 8” de diâmetro nominal.

Por fim, será realizado um estudo objetivando correlacionar o valor das pressões de colapso relativas à presença de imperfeições iniciais nos modelos numéricos. Como não existem testes com estas configurações na literatura, não será possível realizar correlações

numérico-experimentais. Portanto, os resultados obtidos pelos dois modelos serão comparados entre si.

### ***3.1. Modelo baseado em elementos de casca elaborado por Sousa (2005)***

Este modelo apresenta uma metodologia para a modelagem das armaduras metálicas em que as compara com grelhas, em consideração à estrutura de arame (pórtico tridimensional) assentado helicoidalmente em torno do eixo de revolução do duto flexível.

A partir disto, o autor lança mão da teoria de Timoshenko e Woinowsky-Krieger (1959), que estabelece uma analogia entre grelhas e cascas ortotrópicas, para calcular as propriedades de um elemento de casca com rigidezes iguais às armaduras do duto flexível, comparando-as à uma grelha ao considerá-las estruturas formadas por pórticos tridimensionais assentados helicoidalmente em torno de um eixo.

As camadas poliméricas também são modeladas com elementos de casca isotrópica ou ortotrópica e com exatamente as mesmas propriedades da camada desejada. Além disso, as armaduras de tração são modeladas como elementos de pórtico tridimensional (elementos de viga no programa ansys). A adaptação proposta por esse trabalho desconsidera estas camadas, portanto, a modelagem destas e suas implicações ao modelo não serão aprofundadas.

A Figura 3.1 apresenta uma vista geral de todas as camadas do modelo e, antes de se continuar com a introdução a este, devem ser expostas duas hipóteses baseadas no elevado ângulo de assentamento das armaduras metálicas e nas folgas consideradas pelo modelo:

- O atrito interno na carcaça intertravada e na armadura de pressão é desprezível;
- Não há interação entre a direção dos arames das armaduras e a direção normal à eles.

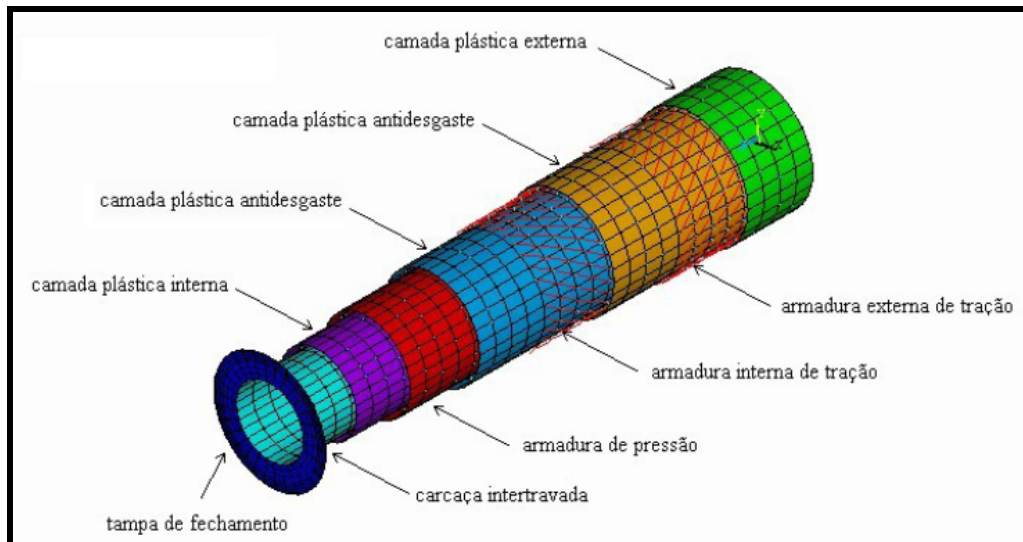


Figura 3.1. Ilustração de todas as camadas capazes de serem modeladas pelo modelo Riser Tools (a). (Sousa, 2005)

### ***3.1.1. A analogia entre grelhas e cascas ortotrópicas***

A Figura 3.2 ilustra em figuras as etapas utilizadas para se estabelecer equivalência entre grelhas e cascas ortotrópicas. Na prática, pode-se dizer que a situação representada pela carcaça intertravada é simplificada uma vez que a estrutura desta não apresenta arames na direção axial, que completariam o exemplo.

Os parâmetros relacionados à modelagem através de elementos de casca a serem calculados devem ser sua espessura e o módulo de elasticidade do material que a compõe. Neste caso, igualando as formulações de rigidezes axial e flexural para cascas e grelhas os parâmetros podem ser calculados.

Conforme demonstrado pelo autor do modelo, baseado nas hipótese de rigidez axial e atrito interno desprezíveis, a matriz constitutiva de uma casca ortotrópica aplicada à modelagem de dutos flexíveis se reduz ao formato indicado na equação 8.

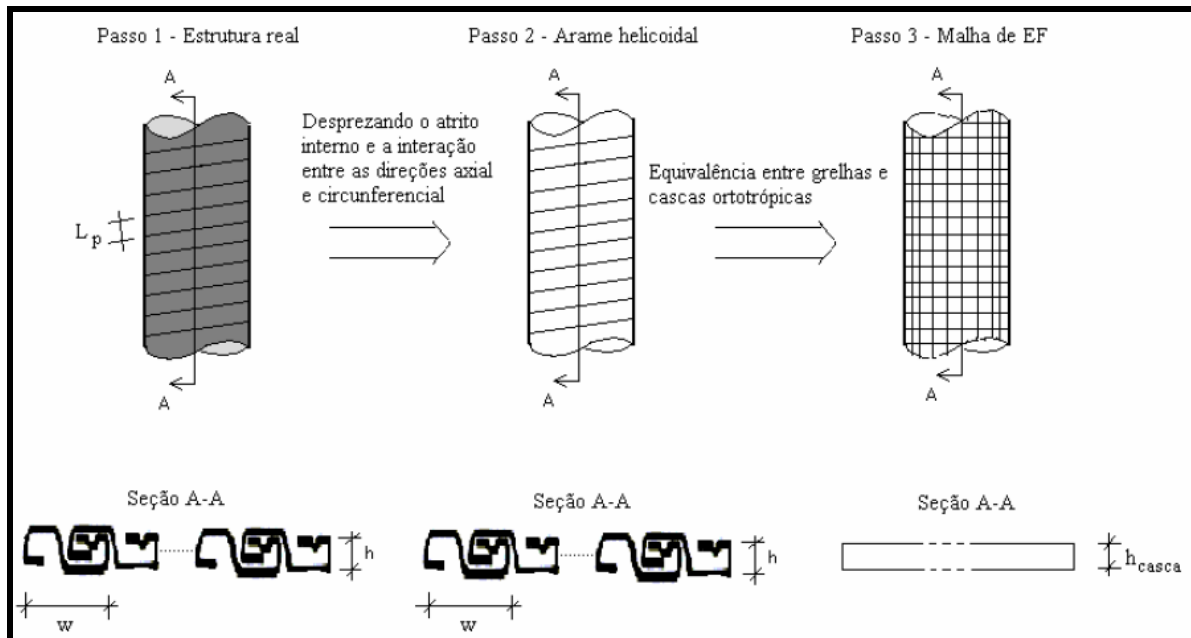


Figura 3.2. Seqüência de raciocínio utilizado para a transformação de grelhas em cascas ortotrópicas. (Sousa, 2005)

$$C = \begin{bmatrix} E_{casca} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (8)$$

Como a matriz constitutiva é unidimensional para o módulo de elasticidade, fica simples estabelecer igualdade entre as rigidezes. Segundo Timoshenko e Woinoiwsky-Krieger (1959), as rigidezes de casca podem ser descritas conforme exposto nas equações 9 e 10:

$$(E \cdot A)_{casca} = h_{casca} \cdot E_{casca} \quad (9)$$

$$(E \cdot I)_{casca} = \left( \frac{h_{casca}^3}{12} \right) \cdot E_{casca} \quad (10)$$

Segundo os mesmos autores, para grelhas, as rigidezes serão dadas pelas equações 11 e 12.

$$(E \cdot A)_{grelha} = \left( \frac{A \cdot n}{L_p} \right) \cdot E \quad (11)$$

$$(E \cdot I)_{grelha} = \left( \frac{I_{eq} \cdot n}{L_p} \right) \cdot E \quad (12)$$

Resolvendo um sistema simples de duas equações e duas incógnitas, chega-se às formulações respectivas ao cálculo da espessura e do módulo de elasticidade equivalentes da casca que reproduzem as propriedades reais da armadura que se deseja modelar (equações 13 e 14).

$$h_{casca} = \sqrt{12 \cdot \frac{I_{eq}}{A}} \quad (13)$$

$$E_{cascaz} = \left( \frac{n \cdot A}{L_p \cdot h_{casca}} \right) \cdot E \quad (14)$$

Segundo Berge et. al. (1992), o termo  $I_{eq}$  corresponde à inércia equivalente da armadura metálica e tem a forma descrita pela equação 15, abaixo:

$$I_{eq} = K \cdot I_n \quad (15)$$

Berge et. al. (1992) definem  $K$  como um fator que depende do ângulo de assentamento da camada e do momento de inércia da seção, e acrescenta que seções transversais maciças correspondem a um fator de compacidade igual à 1.

Souza (2002) define a incógnita  $K$  como fator de compacidade, conforme descrito no capítulo anterior, e define uma expressão analítica para seu cálculo. Sousa (2005) adota esta mesma formulação, descrita ora na equação 16.

$$K = n \cdot I_n \cdot \frac{(1 - \nu^2)}{L_p \cdot h^3} \quad (16)$$

Berge et. al. (1992) definem que o valor  $I_n$  corresponde ao menor momento de inércia obtido da seção do perfil com o qual o arame é fabricado, o que obrigatoriamente corresponde à Inércia em relação ao eixo X dos perfis.

É necessário estabelecer os eixos coordenados global e local com os quais se trabalhará a partir de agora. Todo o desenvolvimento é realizado considerando o eixo Z como sendo relativo à direção axial ao duto, X como o eixo horizontal ligando os extremos a  $0^\circ$  e  $180^\circ$  e o eixo Y perpendicular a este, exatamente conforme a Figura 3.3 retirada de um modelo pronto no programa Ansys. Para as direções locais, relativas ao perfil do arame da camada metálica, o eixo X passa a ser considerado para a direção axial e os eixos Y e Z para as direções normal (à circunferência média da camada) e bi normal respectivamente.

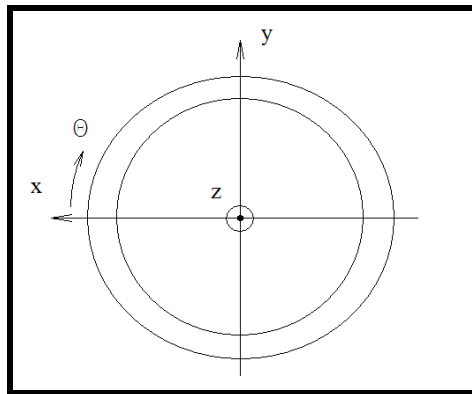


Figura 3.3. Sistema de coordenadas utilizado nesta dissertação em vista frontal de um duto.

Ao passo que o desenvolvimento até o momento feito garante que os deslocamentos observados no modelo serão os mesmos observados na resposta do duto flexível analisado, o mesmo não pode ser dito em relação às tensões e deformações.

Como o fenômeno de colapso está diretamente relacionado com tensões de flexão e de membrana, e estas, para o caso de dutos, estão diretamente relacionadas às dimensões de casca, conforme as equações 17 e 18 (Cook, 1995), conclui-se que as tensões obtidas do

modelo não podem corresponder às tensões reais uma vez que a espessura real não é igual à do modelo.

$$\sigma_{casca f} = \frac{6 \cdot M_x}{h_{casca}} \quad (17)$$

$$\sigma_{casca m} = \frac{N_z}{A} \quad (18)$$

As equações 19 e 20 (Timoshenko e Woinowsky-Krieger, 1959) que definem o cálculo de tensões de flexão e membrana para grelhas, evidenciam ainda mais fatores de diferenciação das tensões totais obtidas entre as estruturas em questão.

$$\sigma_{grelha f} = \frac{L_p \cdot N_z}{n \cdot A} \quad (19)$$

$$\sigma_{casca m} = \frac{L_p \cdot h \cdot M_x}{2 \cdot n \cdot I_{eq}} \quad (20)$$

Obviamente, a correção das tensões consiste em multiplicar o valor obtido no modelo numérico por um valor que pode ser obtido através da razão entre as formulações de grelha e as formulações de casca para as tensões de membrana e flexão.

Portanto, através da razão entre as equações 17 e 19 será obtido o fator de correção para as tensões de flexão ( $f_f$ ), dado pela equação 21, e com a razão entre as equações 18 e 20 obtém-se o fator de correção para as tensões de membrana ( $f_m$ ), dado pela equação 22.

$$f_f = \frac{L_p \cdot h}{n \cdot A} \quad (21)$$

$$f_m = \frac{L_p \cdot h_{casca}}{n \cdot A} \quad (22)$$

Entendidas as bases teóricas para o cálculo das propriedades dos elementos de casca, resta definir quais elementos utilizar bem como suas propriedades.

### ***3.1.2. Escolha do elemento a ser utilizado***

Para a escolha do elemento a ser utilizado, devem ser feitas algumas considerações relativas ao elemento de casca gerado, pois a espessura deste, relativamente ao diâmetro do cilindro formado determina o melhor procedimento de cálculo do elemento.

Atualmente, existem dois tipos de elementos de casca: os baseados na teoria de Reissner-Mindlin e na teoria de Kirchhoff. Respectivamente, a primeira considera distribuição constante de tensões cisalhantes ao longo da seção transversal da casca e a outra desconsidera os efeitos do cisalhamento. Em outras palavras, uma linha perpendicular ao eixo neutro da viga permanece perpendicular à ela para as cascas de Kirchhoff, o que não ocorre em cascas de Reissner-Mindlin.

Estas considerações geram efeitos interessantes e que podem gerar complicações no que diz respeito ao comportamento de cascas sob pressão externa. Estes são puramente numéricos e chamam-se travamento de membrana e travamento de esforço cortante. Para aprofundamento nestes efeitos recomenda-se leitura dos trabalhos relacionados publicados em Sousa (2002) e Belytschko et. al. (2000).

De acordo com o exposto por Sousa (2005), estas considerações matemáticas tornam os elementos baseados na teoria de Reissner-Mindlin mais aplicáveis à modelos de cascas semi-espessas ou espessas e os baseados na teoria de Kirchhoff aplicáveis a modelos de casca fina.

Foi escolhido o elemento SHELL 63 do programa ANSYS® para a condução das análises numéricas. Este elemento é mais adequado à análise em cascas finas por desconsiderar efeitos de cisalhamento no plano transversal ao do plano da casca. A escolha deveu-se ao fato de não serem conduzidas análises considerando efeitos de não-linearidades físicas e pelo fato de que a influência do cisalhamento somente é relevante para situações em que se deseja analisar o comportamento pós-colapso da estrutura, que envolve grandes



deformações. Realizada uma análise de modelo de duto composto por carcaça intertravada e armadura de pressão com elementos SHELL43 e comparando com o mesmo modelo utilizando o elemento SHELL63, a diferença obtida nos resultados foi de 0,1MPa.

É importante salientar que o elemento é capaz de considerar o comportamento ortotrópico do material. A Figura 3.4 indica a disposição de nós, cada um com 6 graus de liberdade, para entrada no programa ANSYS® e o sistema de coordenadas local aplicado.

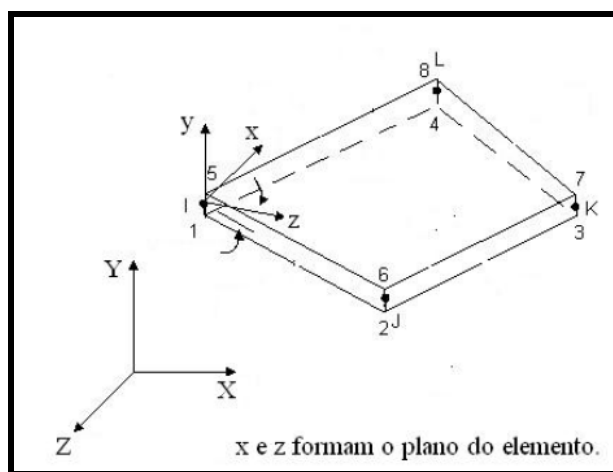


Figura 3.4. Elemento de casca. (Sousa, 2005)

### 3.1.3. Consideração das não-linearidades

Em relação às não-linearidades de contato, o mesmo elemento utilizado em Sousa (2005) será considerado: CONTA 178 do tipo nó-nó com capacidade de modelar compressão na direção normal à de contato, atrito na direção tangencial e separação das superfícies delimitadas pelos nós envolvidos.

O valor da rigidez de contato inserida no modelo é de  $1 \times 10^8$ , alta e justificada pela suposição de que não ocorra absorção de carga no contato entre as superfícies. Para consideração do atrito, será adotado o valor 0,2, típico para o contato aço-aço.

A Figura 3.5 ilustra uma configuração simples do elemento, que une o nó I ao nó J. A figura indica o sistema de coordenadas do elemento relativamente ao sistema de coordenadas global e sua folga inicial, que pode ser arbitrária e independente da localização

dos nós no modelo. Obviamente, a folga inicial é zerada uma vez que se supõe contato entre a armadura de pressão e a carcaça intertravada.

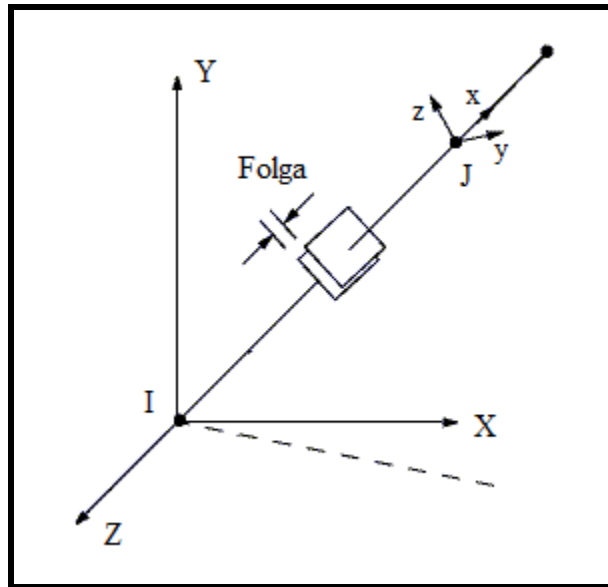


Figura 3.5. Elemento de casca. (Sousa, 2005)

Como visto no capítulo anterior, a manifestação de não-linearidades geométricas durante o fenômeno de instabilidade estrutural deve-se a imprecisões dos processos de fabricação, dentre elas as imperfeições iniciais.

Mesmo que o programa de elementos finitos utilizado preveja a manifestação de não linearidades geométricas, a instabilidade estrutural não será modelada caso não seja inserida uma imperfeição inicial qualquer. No caso do modelo baseado em elementos de casca, esta imperfeição se dá em forma de ovalização, cuja formulação é apresentada na equação 23.

$$\delta = \frac{R_{MAX} - R_{MIN}}{R_{MAX} + R_{MIN}} \quad (22)$$

Portanto, para consideração de não-linearidade geométrica, os modelos serão elaborados com imperfeições iniciais em forma de ovalização iguais às registradas por Souza (2002) nas medições das amostras utilizadas nos testes experimentais.

No que diz respeito à não-linearidade física, sendo a equivalência entre grelhas e cascas construída totalmente para o regime elástico do material e levando em consideração que o material inserido no modelo possui módulo de elasticidade diferente do real, deve-se estabelecer uma metodologia para considerar o comportamento não-linear físico no modelo.

Como os dutos flexíveis são caracterizados por possuírem relação  $D/t$  entre 20 e 40, característica de cascas semi-espessas, a aproximação de Timoshenko para consideração da instabilidade estrutural pode ser utilizada desde que os efeitos de cisalhamento sejam desprezíveis.

A aproximação de Timoshenko, conforme indicado no capítulo anterior, consiste em considerar a instabilidade estrutural a partir do momento em que a tensão máxima no duto atinja a tensão de escoamento do material.

Portanto, as análises de colapso serão conduzidas da seguinte forma:

- Realização de análise elástica considerando não-linearidades geométricas;
- Análise de resposta de tensões nas extremidades do modelo de maiores e menores deslocamentos nas fibras superior, média e inferior;
- Conversão dos valores obtidos em tensões de membrana e flexão reais, aplicando os fatores de conversão.

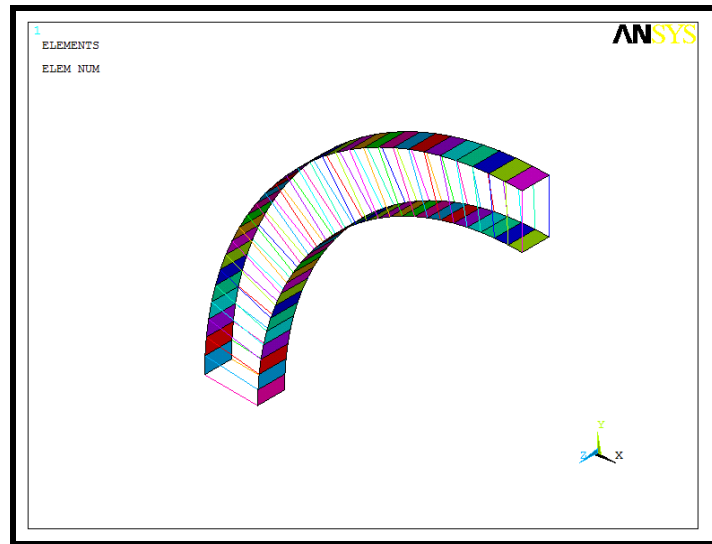
#### ***3.1.4. Condições de Contorno***

Como o modelo ora analisado deve ser constituído por cascas ortotrópicas e, por isso, somente considera as propriedades do material na direção circunferencial, este não é capaz de simular uma situação de colapso localizado.

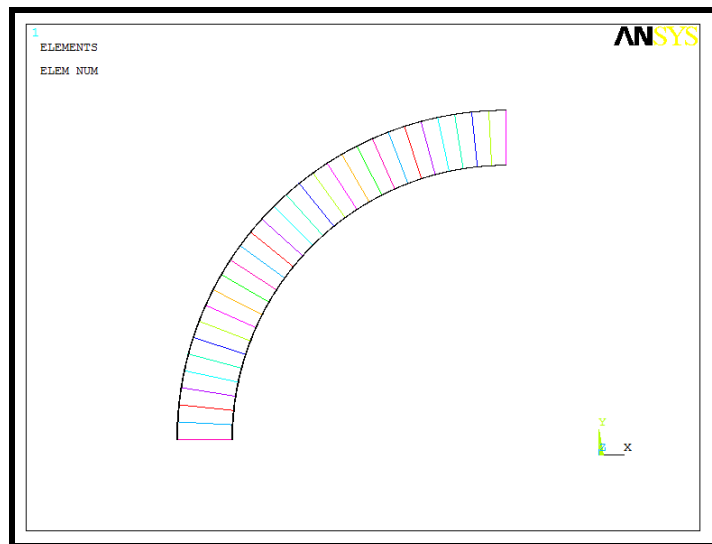
Desta forma, será adotado um modelo de apenas uma seção do duto (a de maior ovalização), simulando uma situação de colapso uniforme. Para simplificação do modelo, será adotada a simetria de 1/4 da seção, conforme ilustrado nas fotos do modelo da Figura 3.5.

Tendo em vista estas condições, serão adotadas as seguintes condições de contorno, todas relativas ao sistema cartesiano global ilustrado na Figura 3.6:

- Simetria em relação ao eixo X para os nós superiores ( $90^\circ$ ) das camadas;
- Simetria em relação ao eixo Y para os nós laterais ( $180^\circ$ ) das camadas;
- Simetria em relação ao eixo Z para os nós das faces.



(a)



(b)

Figura 3.6. Imagens do modelo de casca adaptado para o estudo proposto em vista isométrica (a) e vista lateral (b).

### ***3.2. Modelo baseado em elementos de viga (pórtico tridimensional)***

A principal motivação para a elaboração deste modelo foi permitir a consideração direta de não linearidades físicas, em vez de elaborar um modelo constitutivo elasto-plástico para a extensão da analogia entre grelhas e cascas ortotrópicas, base do modelo de casca considerado neste trabalho.

Desta forma, foi idealizado um modelo cuja essência reside na modelagem das camadas metálicas como arames helicoidais, representados por elementos de pórtico tridimensional. Para tanto, são utilizadas as ferramentas do programa ANSYS® que permitem a desenhar a geometria das camadas através da elaboração de um arquivo de entrada que contenha as informações da seção.

Apesar dos elementos utilizados se tratarem de pórticos tridimensionais em sua essência, o nome escolhido para referenciar o modelo deve-se ao fato dos elementos no programa ANSYS® serem chamados, em inglês, de BEAM cuja tradução literal para o português é VIGA.

Esta metodologia se mostra boa para representar uma das armaduras metálicas e exige que sejam realizadas alterações quando o modelo for obrigado a conter camada superior ou inferior a esta, pois as duas deverão conter o mesmo passo. Isto se deve a problemas de contato entre as camadas, tema que será abordado mais adiante. Para a execução de presente trabalho, por opção, foi escolhido modelar fidedignamente a carcaça intertravada e elaborar um modelo representativo da armadura de pressão que tenha o mesmo passo da carcaça.

As seguintes hipóteses são consideradas neste modelo:

- A barreira plástica não apresenta dissipação de energia na transferência de esforços entre as camadas;
- Os atritos internos das camadas não influenciam na resposta da estrutura;
- Intertravamentos não permitem afastamento das seções adjacentes do perfil na direção axial.

### 3.2.1. Modelo Representativo da Carcaça Intertravada

Como a intenção é modelar a carcaça intertravada exatamente como ela é, ou seja, considerando passo linear, ângulo de assentamento, raio interno, espessura e propriedades materiais iguais às reais, este modelo é composto por nós gerados seqüencialmente formando uma espira com as propriedades acima e ligados através dos elementos de viga a serem escolhidos.

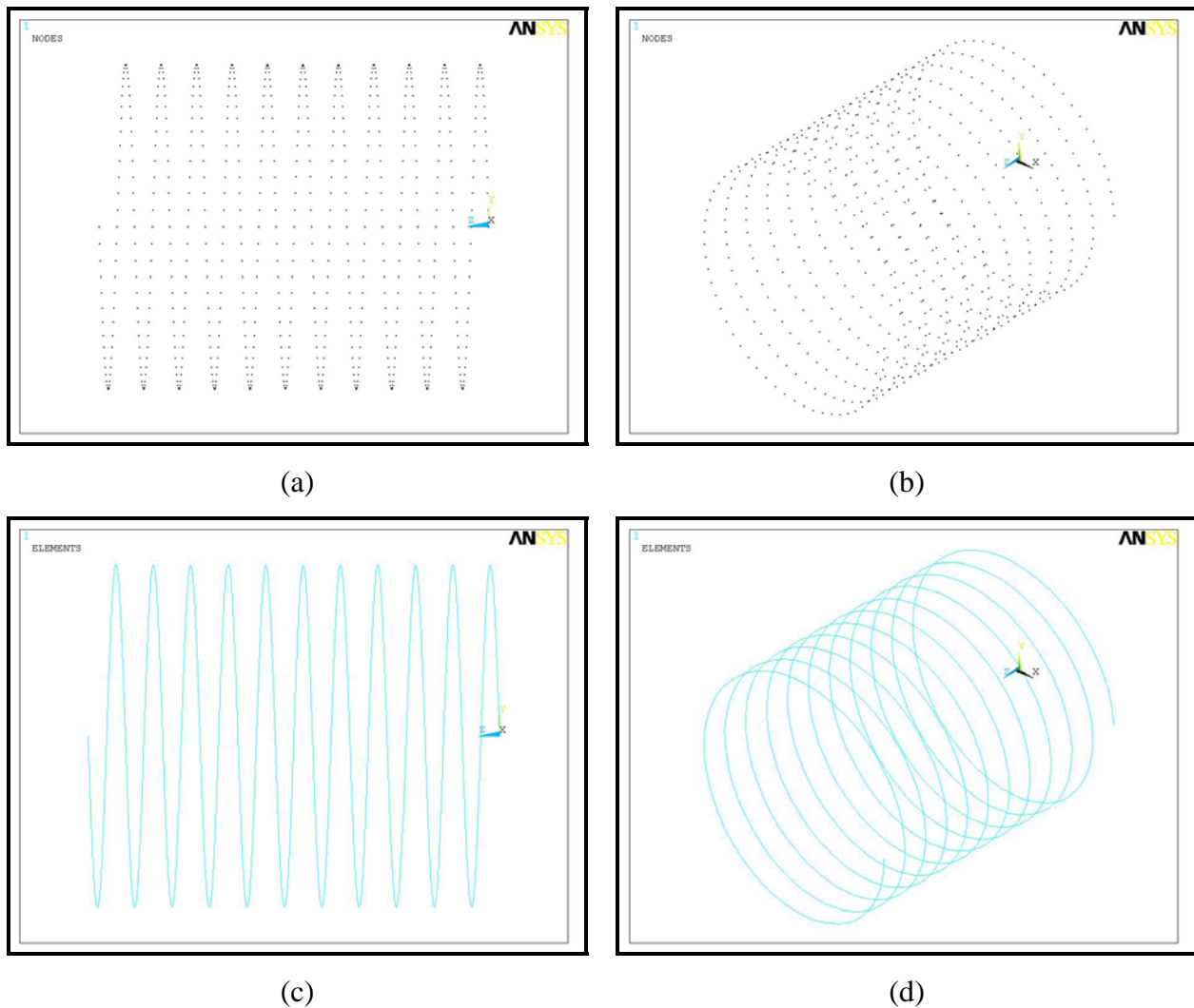
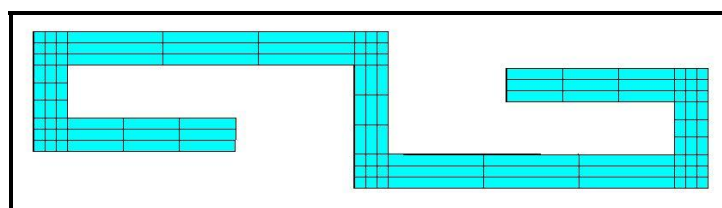


Figura 3.7. Imagens do modelo composto por elementos de viga: vistas lateral (a) e isométrica (b) da distribuição de nós e vistas lateral (c) e isométrica (d) da distribuição de elementos.

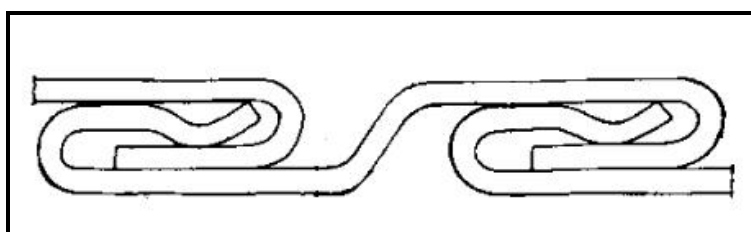
O controle de malha é feito escolhendo-se a quantidade de espiras modeladas e a quantidade de nós (e, portanto, elementos) em cada uma destas espiras. A Figura 3.7

apresenta imagens de nós e elementos relativos a um modelo composto por 11 espiras e 60 nós por espira, o que equivale a 60 elementos por espira e um total de 660 elementos.

Para que o programa ANSYS reconheça a geometria do perfil desejada, deve-se elaborar um arquivo que contenha as informações do perfil. Em todos os casos a serem representados neste trabalho, os perfis serão considerados os simplificados, exatamente como Souza (2002) considerou em seu trabalho. As Figuras 3.8.a e 3.8.b comparam um dos perfis a serem modelados a um perfil real, ilustrado em Berge et. al. (1992). Pode-se perceber que, apesar de simplificado, o perfil considerado é representativo e mantém a forma geral do perfil.



(a)



(b)

Figura 3.8. Desenhos de um perfil aproximado para o modelo de carcaça intertravada baseado em elementos de viga (a) e de um perfil real (b).

Automaticamente o programa ANSYS faz todos os cálculos de inércia necessários. Os mesmos são oportunamente calculados e informados para cada duto flexível modelado ao longo do trabalho.

Como já analisado, esta abordagem não permite a contabilização dos efeitos de intertravamentos, uma vez que os deslocamentos são calculados para o eixo neutro da viga e o perfil contabiliza apenas os cálculos de rigidez e tensões. Nas seções posteriores serão mostrados como são tratados os efeitos de intertravamentos, bem como não linearidades.

Adotando valores de ângulo de assentamento e comprimento de passo adequados, pode-se representar exatamente (claro que considerando o perfil aproximado da camada) a carcaça intertravada no modelo numérico elaborado, conforme demonstrado na Figura 3.9. Entretanto, como os cálculos numéricos são conduzidos apenas no eixo neutro do elemento de viga, as interações entre os perfis não são contabilizadas.

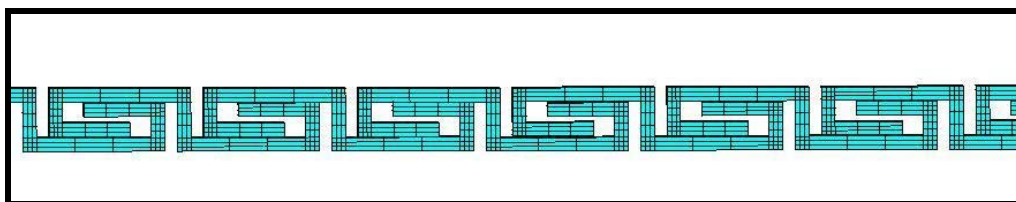


Figura 3.9. Imagem da representação dos intertravamentos no modelo de elementos finitos.

### ***3.2.2 Modelo Representativo da Armadura de Pressão***

Para a modelagem da armadura de pressão, caso seja utilizado o mesmo processo de modelagem da carcaça intertravada, um sério problema de contato vem à tona. Como os passos das camadas mencionadas e a quantidade de arames que as constituem na maioria dos casos não são iguais, as vigas não serão concêntricas e, por isso, a transmissão de carga relativa ao contato é apenas dada nos pontos onde os modelos se cruzam.

Obviamente esta não é a representação ideal do contato entre as camadas, uma vez que entre elas existe a barreira de vedação que, apesar de não influenciar a pressão de colapso, transfere a carga da armadura de pressão para a carcaça interna.

Como optou-se por não modelar a barreira plástica, para simplificação do modelo, uma condição de transmissão integral de esforços deve ser criada no modelo de forma a se reproduzir a condição real. Neste caso, a única alternativa é igualar o passo da armadura de pressão com o passo da carcaça intertravada.

Para igualar os passos das camadas, deve-se calcular o ângulo de assentamento que faça o comprimento do passo da camada superior ser idêntico ao da camada inferior sem quaisquer outras alterações geométricas.



Tomando-se a equação do passo do arame, mostrada na equação 23, e igualando esta relativa à carcaça intertravada e à armadura de pressão, obtém-se a formulação adotada para se calcular o ângulo de assentamento da armadura de pressão adotada no modelo, ilustrada na equação 24.

$$L_p = \frac{2 \cdot \pi \cdot R}{\operatorname{tg}(\alpha)} \quad (23)$$

$$\alpha_{AP} = \operatorname{arctg}\left(\frac{R_{AP}}{R_{CI}} \cdot \operatorname{tg}(\alpha_{CI})\right) \quad (24)$$

Tendo calculado o ângulo de assentamento para correção da geometria da armadura de pressão, é necessário reproduzir com fidelidade a seção transversal desta camada sem que haja modificações em suas propriedades, especialmente as rigidezes de flexão e de membrana.

Para consideração do momento de inércia exato do perfil real em torno do eixo Z da seção, pode-se proceder de duas formas distintas:

- elaborar um arquivo com o formato definido pelo programa ANSYS com os dados exatos do perfil real, relativos ao eixo neutro do arame (em processo idêntico ao adotado para a carcaça intertravada);
- adotar um perfil equivalente com mesmos momento de inércia em torno do eixo Z do perfil e área transversal, sendo estas facilmente parametrizadas por suas dimensões.

O primeiro dos dois procedimentos seria o ideal, não fosse a possibilidade da armadura de pressão possuir, praticamente em todos os casos, mais de um arame. Nesta situação, sendo a carcaça intertravada constituída de apenas um, não é possível modelar a transferência integral de esforços entre as camadas. Com isso, escolheu-se por adotar a segunda opção para estabelecer as propriedades geométricas do modelo.

Antes de prosseguir com este desenvolvimento, deve-se ressaltar que a presença de mais de um arame na armadura de pressão obriga a contabilização do momento de inércia total resultante dos dois perfis. Através da utilização do Teorema dos Eixos Paralelos (Timoshenko e Gere, 1972), pode-se calcular a inércia resultante de dois ou mais perfis com eixos coordenados paralelos e situados em posições distintas no espaço. Com a sua aplicação pode-se concluir que o momento de inércia resultante dos arames que constituem a armadura de pressão pode ser obtida através da equação 25.

$$I_{nAP} = \sum_1^{i=n} I_{ni} \quad (25)$$

onde:

$I_{ni}$  = Menor momento de inércia do arame  $i$  da armadura de pressão.

Para a contabilização da rigidez axial, a área do perfil retangular a ser considerado no modelo numérico é a soma das áreas dos perfis que compõem a armadura de pressão, conforme exposto na equação 26.

$$A_{AP} = \sum_1^{i=n} A_i \quad (26)$$

onde:

$A_i$  = Área do arame  $i$  da armadura de pressão.

Todavia este procedimento forneça base teórica pertinente para consideração das propriedades da armadura de pressão, ainda existe um entrave que deve ser equacionado antes de dar prosseguimento às próximas etapas do desenvolvimento do modelo.

Voltando à formulação sugerida por Berge et. al. (1992) para o cálculo da pressão de colapso de um duto flexível, que considera a aproximação de Timoshenko, percebe-se que ao adotar uma rigidez equivalente para a armadura modelada, substituindo a rigidez de uma casca cilíndrica (reproduzida na equação 27) é assumida a influência dos seguintes parâmetros na rigidez da estrutura:

- Comprimento do passo;
- Número de arames;
- Fator de compacidade.

$$(EI)_{eq} = K \cdot n \cdot \frac{E \cdot I}{L_p} \quad (27)$$

Intuitivamente, também, pode-se concluir que a rigidez à flexão representada no modelo, mantendo-se o valor de inércia resultante ( $I_n$ ) obtido do(s) perfil(is) real(is) que compõe(m) a armadura de pressão, deve ser corrigida pois a alteração do passo altera também o ângulo de projeção das espiras da armadura em relação ao plano formado pelos eixos XY do sistema de coordenadas cartesiano global. Em outras palavras, o modelo aproxima (ou afasta) a armadura do que pode se considerar uma situação de anel perfeito (ângulo de assentamento de 90°) e cuja rigidez à flexão seria máxima.

Assumindo que o fator de compacidade não se altere na transformação da armadura de pressão real na armadura considerada no modelo, hipótese motivada pela consideração de um perfil sem vazios em contraposição com as alterações de espessura, passo e inércia do arame (ver formulações descritas no capítulo anterior sugeridas por Souza, 2002), e que a formulação do momento de inércia sugerido na equação 28 já representa a quantidade de arames real da armadura de pressão, foi considerada para obtenção do momento de inércia a ser inserido no modelo a equação 28.

$$I_{nAP} = \left( \frac{L_{pCI}}{L_{pAP}} \right) \cdot \sum_i^{i=n} I_{ni} \quad (28)$$

A correção do valor de inércia pela razão entre os comprimentos de passo da carcaça intertravada e da armadura de pressão demonstrou-se razoável conforme exposto no Anexo A deste trabalho e, por isso, será considerada nos modelos numéricos representativos.

Para simplificação de cálculos, adotou-se um perfil retangular de base  $b_{AP}$  e altura  $h_{AP}$  para estabelecer a equivalência entre o perfil real e o modelo. Igualando, pois, a área e a

inércia relativas ao modelo e à estrutura, podem ser obtidas as dimensões do perfil retangular, conforme as formulações 29 e 30.

$$h_{AP} = \sqrt{\frac{12 \cdot I_{nAP}}{A_{AP}}} \quad (29)$$

$$b_{AP} = \frac{A_{AP}}{h_{AP}} \quad (30)$$

### ***3.2.3. Escolha do elemento a ser utilizado***

O elemento ideal para a análise de colapso do modelo proposto deve ter a capacidade de prever grandes deslocamentos, considerar não linearidades físicas e geométricas para previsão de colapso.

As tensões impostas aos elementos pelo carregamento externo distribuído (que simula a pressão externa) têm origem de efeitos relativos à indução de carregamentos axiais e de flexão, analogamente aos efeitos de membrana e flexão no modelo de casca.

Para os cálculos estruturais de viga, a Teoria de Euler-Bernoulli permite calcular a resposta estrutural de uma viga sob flexão desconsiderando efeitos de cisalhamento, aproximação eficiente para os casos de pequenas deflexões. Ao considerar grandes deflexões, efeitos de cisalhamento tornam-se significativos uma vez que efeitos distorcionais são incrementados. A Teoria de Timoshenko torna-se melhor aplicada neste último caso, uma vez que esta considera a presença de tensões cisalhantes na estrutura e seus efeitos na tensão equivalente total no material.

Portanto, optou-se por utilizar um elemento cujo equacionamento da resposta estrutural se baseie na Teoria de Timoshenko (Ansys, 2000) uma vez que também pode se adequar ao estudo do comportamento pós-colapso da estrutura, elemento BEAM 188 disponibilizado pelo programa ANSYS.

Diferentemente do proposto para o modelo baseado em elementos de casca, o modelo baseado em elementos de viga pode prever a carga máxima de colapso e a queda de rigidez, analogamente ao exemplo mostrado no capítulo anterior para viga-coluna real sob compressão axial. Por isso a previsão do pós-colapso da estrutura torna-se importante para a escolha do elemento, entretanto, não é proposto o estudo do comportamento do modelo nesta situação.

#### ***3.2.4. Consideração de não-linearidades***

Analogamente ao considerado para o modelo baseado em elementos de casca, as seguintes não linearidades devem ser consideradas pelo modelo baseado em elementos de viga:

- Não-linearidades físicas;
- Não-linearidades de contato;
- Não-linearidades geométricas.

Como uma das premissas a partir das quais se criou o modelo é a de não serem necessárias alterações nas propriedades reais do material com o qual as camadas reais são construídas, as curvas de tensão por deformação obtidas a partir de ensaio de tração relativas aos materiais originais serão dadas como entrada ao modelo.

O comportamento plástico do material será modelado através teoria de encruamento isotrópico multilinear para as análises conduzidas em modelos simulando condição de duto íntegro e encruamento cinemático multilinear para as análises considerando o dutos pré deformados.

O contato é modelado com elementos do tipo nó-nó (CONTA 178) de forma semelhante aos elementos considerados no modelo de casca: rigidez alta para o contato entre duas superfícies compostas por aço e coeficiente de atrito igual à 0.2. Vale ressaltar que para as análises conduzidas em simulação ao espaço anular alagado o valor do coeficiente de atrito é levado a um valor desprezível, uma vez que este é anulado pela presença de água.

Para consideração de não-linearidades geométricas, imperfeições iniciais serão introduzidas ao modelo em forma de ovalização (cuja equação considerada é representada pela equação 22). Ao contrário do modelo de casca, cujo anel de maior ovalização inicial é modelado, o modelo de viga será elaborado com a ovalização inicial igual à maior ovalização obtida na avaliação dimensional conduzida em Souza (2002) e aplicada na espira central do modelo. Para simulação de colapso localizado, será introduzida no modelo uma variação exponencial de ovalização entre as espiras das extremidades (sem ovalização) e a espira central de acordo com a equação 31.

$$\delta_i = \delta \cdot e^{[[(Q+1)/2]-i]} \quad (31)$$

Existe ainda mais um detalhe que pode introduzir não-linearidades no comportamento estrutural do duto flexível sob pressão externa, que são os intertravamentos. Apesar de não haver estudos na literatura destinados ao estudo da variação dimensional (i.e. geometria do perfil e folgas) e a real influência destes na pressão de colapso, observações experimentais (de acordo com o exposto no capítulo anterior) sugerem que os intertravamentos não permitem deslocamento axial relativo entre as espiras durante a manifestação da instabilidade estrutural sob pressão externa.

Por isso, são simulados os intertravamentos através da introdução de elementos de mola lineares (COMBIN 14) entre os nós adjacentes das espiras com rigidez, em N/mm, muito alta, no valor de  $10^5$  N/mm. Este valor foi escolhido de acordo com um estudo inicial conduzido em um modelo constituído formado pela carcaça intertravada do duto flexível de 4” cuja estrutura será analisada nos capítulos posteriores deste trabalho. Deste estudo, onde foram analisados estes modelos com diferentes valores de rigidez, concluiu-se que o valor apresentado acima é o máximo que se consegue sem que se interfira na rigidez global da estrutura. A comparação entre os gráficos de pressão por ovalização é apresentada na Figura 3.10.

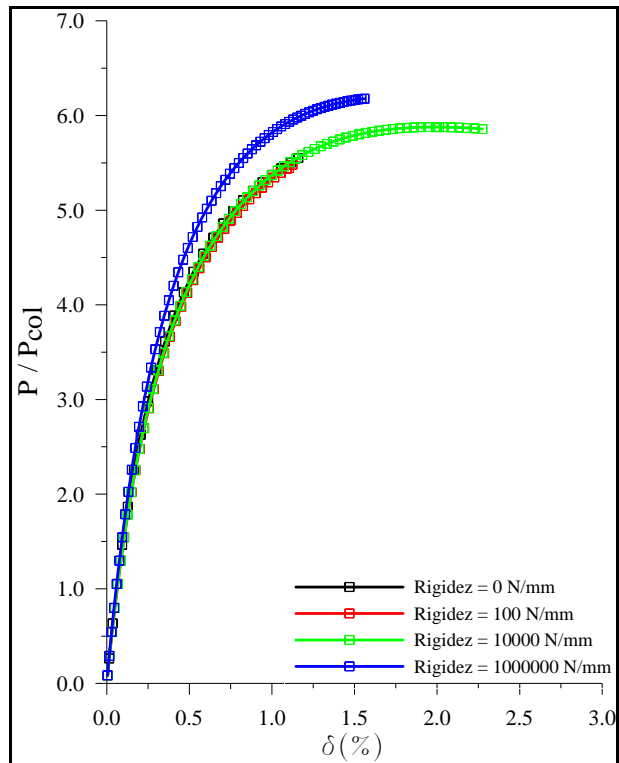


Figura 3.10. Imagem da representação dos intertravamentos no modelo de elementos finitos.

### 3.3. Testes de Colapso em Linhas Flexíveis (Souza, 2002)

Uma das intenções do trabalho é correlacionar os resultados obtidos dos modelos numéricos propostos com resultados obtidos de testes já publicados na literatura, uma vez que assim pode-se ter uma idéia de quão próximo se está do comportamento real de um duto flexível sob pressão externa.

Conforme adiantado em seções anteriores, os resultados dos testes de colapso hidrostático publicados em Souza (2002) serão utilizados para realizar correlação com os resultados obtidos dos modelos propostos.

Nas seções a seguir, serão apresentadas as metodologias de teste utilizadas pela autora bem como os resultados obtidos para cada linha utilizada.

### ***3.3.1. Testes Experimentais***

Os testes apresentados por Souza (2002) foram conduzidos em duas amostras de 4” e duas amostras de 8”, sendo as diferenças entre elas as suas estruturas. Para ambos os diâmetros foram testadas dois tipos de estrutura, uma composta somente por carcaça intertravada e outra composta por carcaça intertravada e armadura de pressão, além das camadas restantes tipicamente encontradas em dutos flexíveis.

Antes de cada teste, foram realizadas medições e destas são retiradas as dimensões e propriedades necessárias para a elaboração dos modelos numéricos propostos. Todo o detalhamento das estruturas é apresentado no Anexo B deste trabalho, bem como os cálculos das propriedades.

Um dado muito importante reportado pela autora é de que todos os dutos flexíveis utilizados consistiram de amostras retiradas de outros dutos em operação, reforçando a necessidade de se considerar as medições feitas na época dos testes pois podem revelar diferenças em relação às dimensões nominais dos dutos flexíveis, consequência do tempo de operação do duto.

Os dutos foram tamponados com flanges de vedação e, para eliminação do carregamento axial devido à pressão externa nas faces das amostras, foram instaladas barras enrijecedoras, presas nos próprios flanges, entre as extremidades de forma a impedir seu deslocamento axial.

Todos os testes foram executados com as estruturas completas das amostras. Isto implica dizer que a pressão final de colapso envolve não só a resistência das armaduras metálicas, mas desta adicionalmente às contribuições das camadas também presentes como as armaduras de tração e camadas poliméricas.

Uma vez prontas, as amostras foram posicionadas dentro da câmara hiperbárica e testadas com incrementos de pressão externa de 0,35 MPa/min.



No desenvolvimento desta dissertação, as estruturas compostas por apenas pela carcaça intertravada são referenciadas como ESTRUTURA carcaça e as estruturas compostas por carcaça intertravada e armadura de pressão são referenciadas como ESTRUTURA carcaça + armadura, independentemente da configuração total dos dutos flexíveis em questão. Isto é feito para simplificar as referências e para diferenciar as estruturas apenas pelas camadas de interesse para a finalidade do trabalho.

As pressões finais de colapso obtidas dos testes experimentais são descritas na Tabela 3.1. Estas serão tidas como base de comparação dos modelos representativos de cada estrutura elaborados e analisados ao longo da dissertação.

Tabela 3.1. Resultados dos testes de colapso hidrostático conduzidos por Souza (2002) em amostras de 4”e 8”.

	Diâmetros nominais	
	4”	8”
Estrutura carcaça	7,28 MPa	7,813 MPa
Estrutura carcaça + armadura	29,4 MPa	10,53 MPa *

\* Teste inválido devido à quebra de barra enrijecedora com dano na capa externa e invasão do espaço anular do duto.

## Capítulo 4

### MODELO DE CASCA

Serão apresentados neste capítulo os resultados obtidos a partir do modelo proposto por Sousa (2005), considerando as bases formuladas no capítulo 3, e adaptado para análise de colapso hidrostático.

Cada seção deste capítulo refere-se a modelos representativos de um dos dutos testados por Souza (2002) estando as propriedades de entrada (calculadas a partir do desenvolvimento de analogia entre grelhas e cascas) bem como as propriedades principais da estrutura real informadas nas respectivas seções. Reitera-se que informações mais detalhadas das estruturas são reportadas no Anexo A deste trabalho.

Para cada modelo é conduzida uma verificação de malha. Ao final do capítulo será feito um resumo geral dos resultados obtidos e os mesmos serão comparados com os resultados experimentais. Todas as soluções neste capítulo foram conduzidas a partir do método de Newton-Raphson associado à consideração de não-linearidades geométricas.

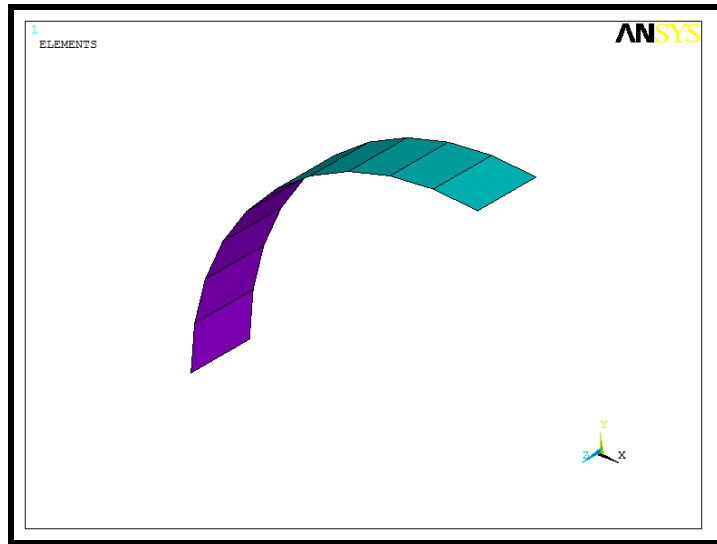
Para efeito de análise, serão consideradas as propriedades de reportadas no capítulo 3 deste trabalho e cujas propriedades são reiteradas através da Tabela 3.1.

Tabela 4.1. Propriedades consideradas para as camadas metálicas.

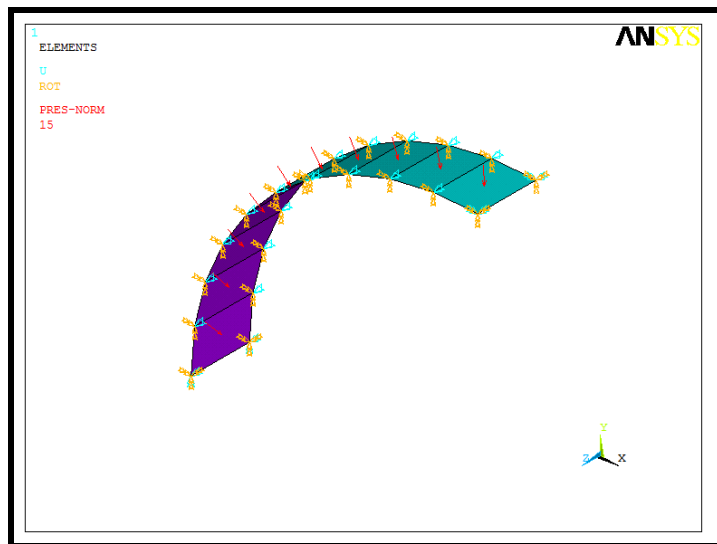
	Carcaça Intertravada	Armadura de Pressão
<b>E (GPa)</b>	209,2	203,7
<b><math>\sigma_0</math> (MPa)</b>	534,22	789,12

#### 4.1. Duto flexível de 4" – carcaça

Para esta análise, foram elaborados modelos com malhas compostas de 10, 20 e 30 elementos por quarto de seção e comprimento de até dois elementos com 5,5 mm cada. Este comprimento foi escolhido de forma que os fatores de forma dos elementos estejam situados entre 0 e 2, evitando a elaboração de modelos muito rígidos.



(a)



(b)

Figura 4.1. Vista do modelo representativo do duto flexível de 4”- carcaça com 10 elementos e comprimento de 1 elemento (a) e vista do mesmo modelo com as condições de contorno (b).

A Figura 4.1.a ilustra o modelo de 10 elementos e a Figura 3.1.b as condições de contorno impostas: simetria em relação ao plano XY nos bordos, simetria em relação ao plano YZ nos nós a 90° e simetria em relação ao plano XZ nos nós a 180° (ângulos tomados na direção do eixo X para o eixo Y, conforme sistema de coordenadas global da Figura 3.1).

A Tabela 4.2 resume as propriedades consideradas para entrada no modelo e as propriedades reais cujos valores servem como referência para os cálculos.

Tabela 4.2 Propriedades do duto flexível de 4”- carcaça

Carcaça Intertravada									
Propriedades da Estrutura Real					Propriedades do Modelo				
E (GPa)	$I_n(\text{mm}^4)$	K	h (mm)	D/h	$E_{\text{casca}}$ (GPa)	$h_{\text{casca}}$ (mm)	$f_f$	$f_m$	D/h
209,2	47,885	0,662	3,675	30,24	130,403	3,371	1,748	1,604	30,24

As análises consistiram na aplicação de uma pressão externa total de 15MPa em 300 passos de carga. Com isso foi obtida a discretização dos resultados necessária para identificação do ponto de colapso da estrutura.

A Tabela 4.3 mostra os resultados obtidos de pressão de colapso considerando o critério de Timoshenko. Também são relatados os primeiros valores de tensão máxima da carcaça após a ultrapassagem da tensão de escoamento, as ovalizações verificadas no mesmo passo de carga e as razões de aspecto dos elementos.

Tabela 4.3 Resultados obtidos no modelo de casca representativo do duto flexível de 4”- carcaça.

Modelo*	Aspecto	$P_{\text{col}}$	$\sigma / \sigma_0$	$\delta$ (%)
<b>10 x 1</b>	1,54	6,49	1,022	1,78
<b>20 x 1</b>	0,76	6,45	1,003	1,747
<b>30 x 1</b>	0,51	6,45	1,0044	1,753
<b>30 x 2</b>	0,51	6,45	1,0044	1,753

\* caracterização do modelo: quantidade de elementos na direção circunferencial x quantidade de elementos na direção longitudinal.

Pode-se perceber da Tabela 4.3 que a partir da malha com 20 elementos os modelos apresentaram boa convergência, sem variação na pressão de colapso e variação de 0,006% de ovalização da estrutura quando do alcance da referida carga.

Vale acrescentar que as tensões máximas foram verificadas na fibra mais externa do elemento situado na parte superior do modelo, onde o raio de ovalização é mínimo.

A Figura 4.2 mostra o gráfico de pressão externa normalizada por ovalização para os modelos com 10, 20 e 30 elementos onde se pode perceber compatibilidade entre as curvas. Esta figura também apresenta uma linha horizontal indicando a carga de colapso hidrostático obtida com esta metodologia.

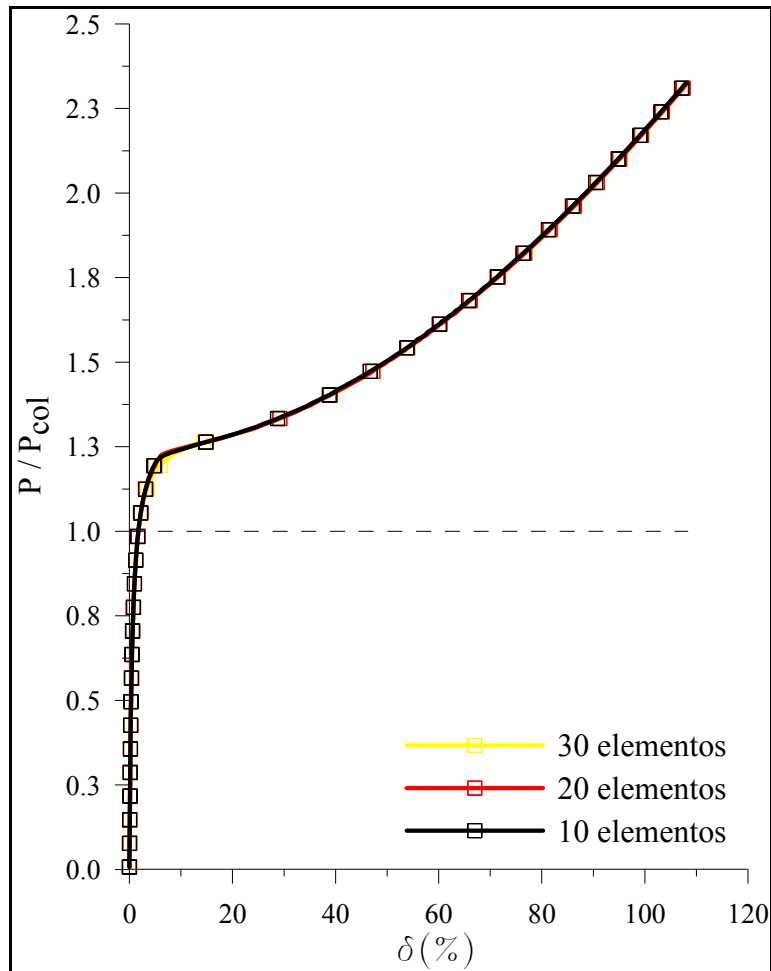
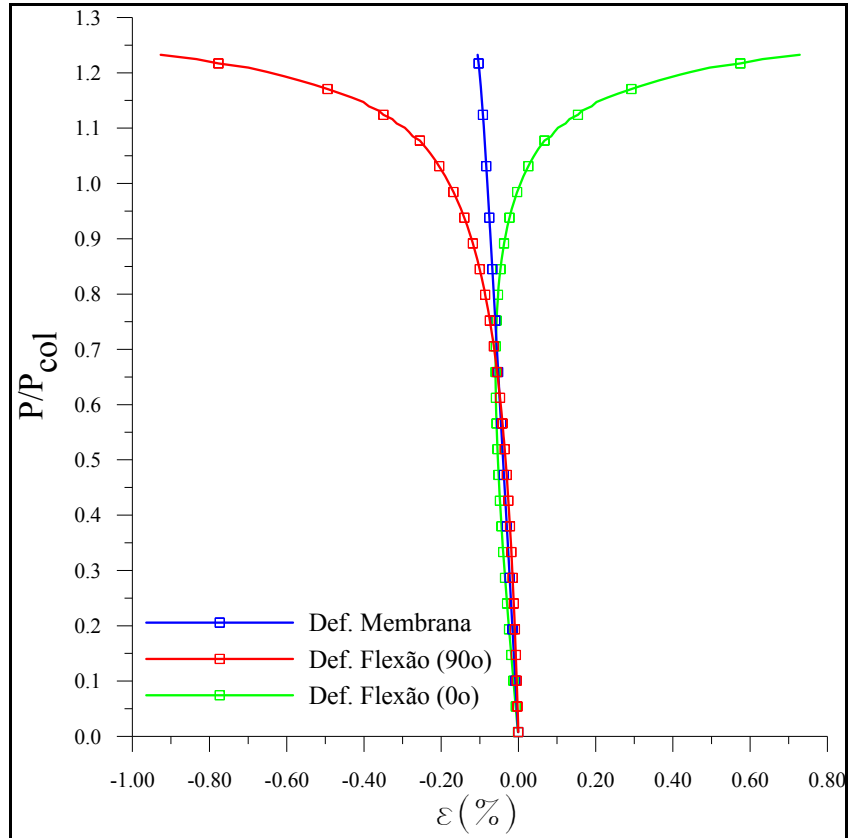
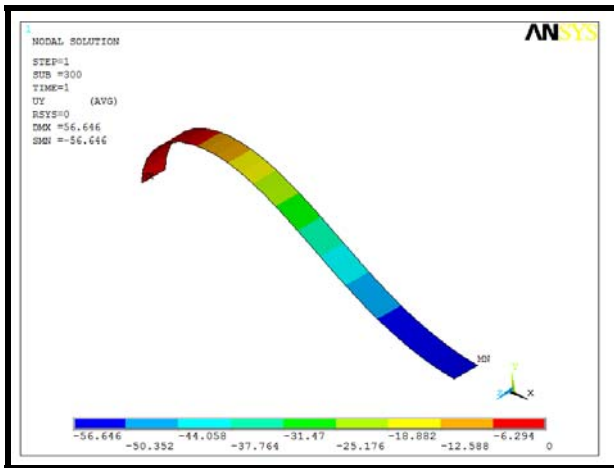


Figura 4.2. Curvas de pressão (normalizada com a pressão de colapso calculada) pelas ovalizações obtidas a partir dos diferentes modelos representativos do duto flexível de 4".

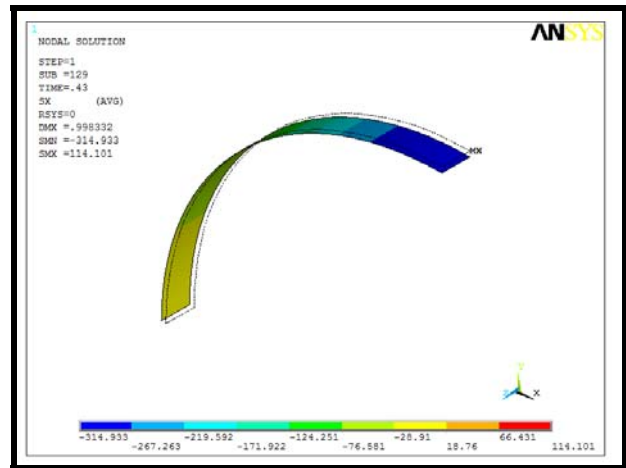
A Figura 4.3.a mostra o gráfico de pressão externa (normalizada pela pressão de colapso obtida) pelas deformações de membrana e flexão nas fibras superiores dos nós a 90° (superior) e a 0° (inferior). Já as Figuras 4.3.b e 4.3.c exibem respectivamente a deformada do modelo no último passo de carga e a variação de tensões (não corrigidas) ao longo da circunferência na fibra mais externa para o modelo de trinta elementos e comprimento de um elemento.



(a)



(b)

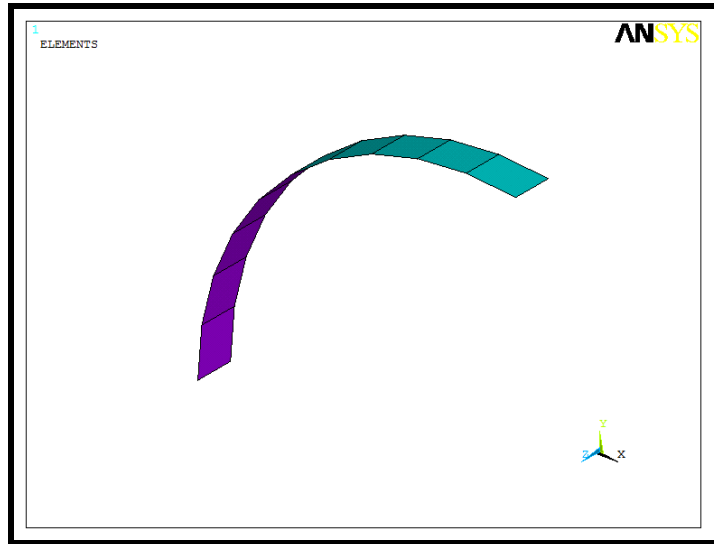


(c)

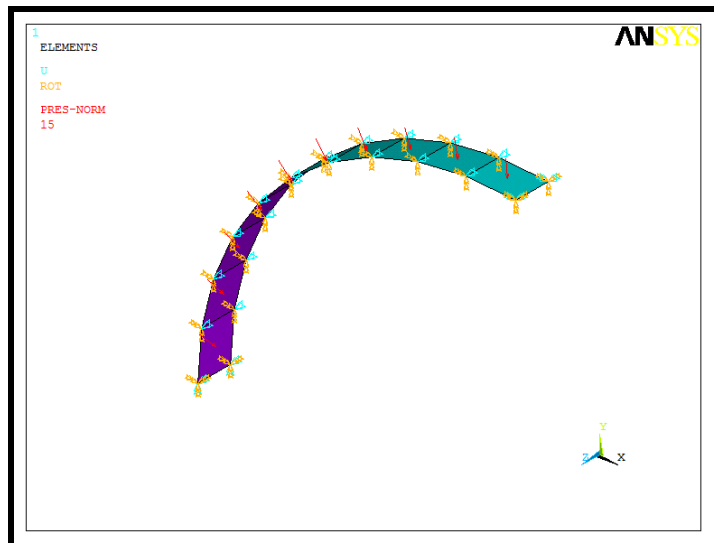
Figura 4.3. Curva de pressão normalizada por deformação nas fibras superiores dos nós a 90° e a 0° modelo correspondente ao duto flexível de 4" e estrutura 1 (a). Deformadas no último passo de carga (c) e no passo de carga de colapso (d) com escalas de tensões (em MPa) da fibra superior dos elementos.

#### 4.2. Duto flexível de 8” – carcaça

Foram analisados modelos compostos de 10, 20 e 30 elementos na seção. Devido ao aumento do raio da carcaça intertravada, o comprimento adotado passou a ser de 11mm, para manutenção dos fatores de forma. A Figura 4.4.a ilustra o modelo com 10 elementos e suas condições de contorno, análogas ao caso anterior, são ilustradas na Figura 4.4.b.



(a)



(b)

Figura 4.4. Vista do modelo representativo do duto flexível de 8”- carcaça com 10 elementos (a) e vista do mesmo modelo com as condições de contorno aplicadas (b).

A Tabela 4.4 reporta as propriedades de entrada do modelo representativo em questão. As propriedades da carcaça intertravada deste baseiam-se nas medidas tomadas por Sousa (2002) e são detalhadas no Anexo B.

Tabela 4.4 Propriedades do duto flexível de 8”- carcaça.

Carcaça Intertravada									
Propriedades da Estrutura Real					Propriedades do Modelo				
E (GPa)	$I_n$ (mm <sup>4</sup> )	K	h (mm)	D/h	$E_{casca}$ (GPa)	$h_{casca}$ (mm)	$f_f$	$f_m$	D/h
209,2	558.06	0,667	7,3	30,32	139,826	6,579	1,660	1,496	30,32

As análises consistiram na aplicação de uma pressão externa total de 15MPa em 600 passos de carga fixos, o dobro da quantidade de passos aplicados no duto flexível de 4” de estrutura equivalente uma vez que trata-se do dobro do diâmetro nominal.

Em resultado semelhante à carcaça intertravada de 4”, pode-se verificar boa correlação entre os resultados obtidos na Tabela 4.5, estando a pressão de colapso estabilizada no valor de 7,75MPa. Verifica-se apenas uma variação de 0,02% na ovalização do modelo ao colapso entre as malhas de 10 e 20 elementos, valor cuja influência na pressão de colapso é desprezível.

Tabela 4.5 Resultados obtidos no modelo de casca representativo do duto flexível de 8”- carcaça.

Modelo*	Aspecto	$P_{col}$ (MPa)	$\sigma / \sigma_0$	$\delta$ (%)
<b>10 x 1</b>	1,52	7,8	1,0103	1,64
<b>20 x 1</b>	0,76	7,75	1,0098	1,62
<b>30 x 1</b>	0,51	7,75	1,0172	1,64
<b>30 x 2</b>	0,51	7,75	1,0172	1,64

\* caracterização do modelo: quantidade de elementos na direção circunferencial x quantidade de elementos na direção longitudinal



A Figura 4.5 mostra o gráfico de pressão externa normalizada por ovalização para os modelos com 10, 20 e 30 elementos onde mais uma vez se pode perceber compatibilidade entre as curvas.

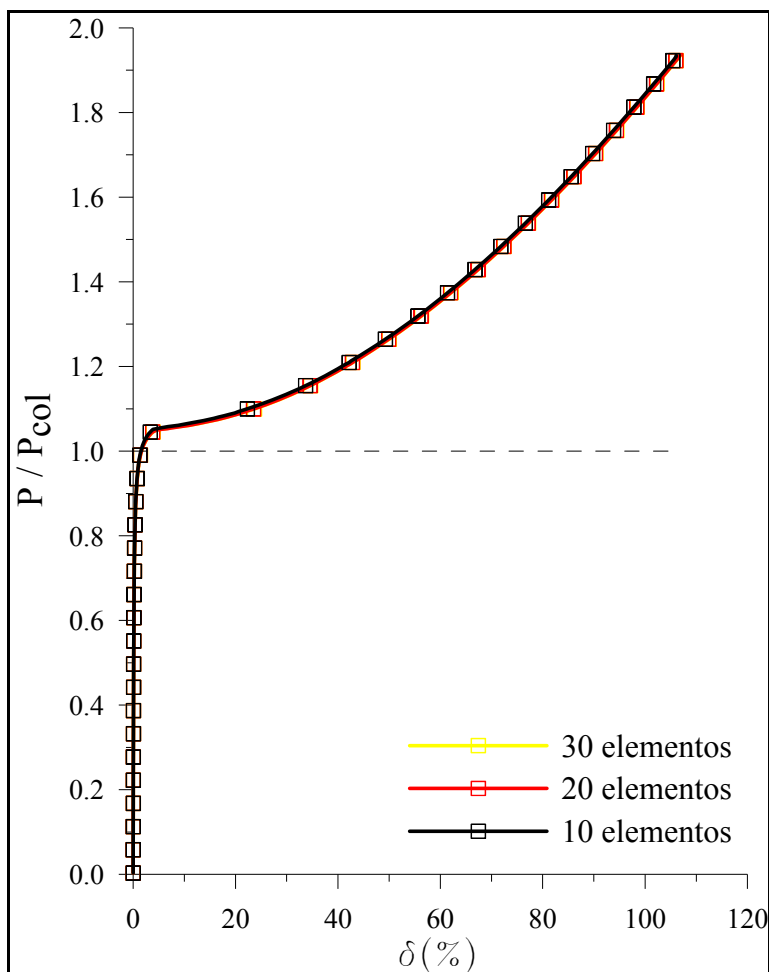
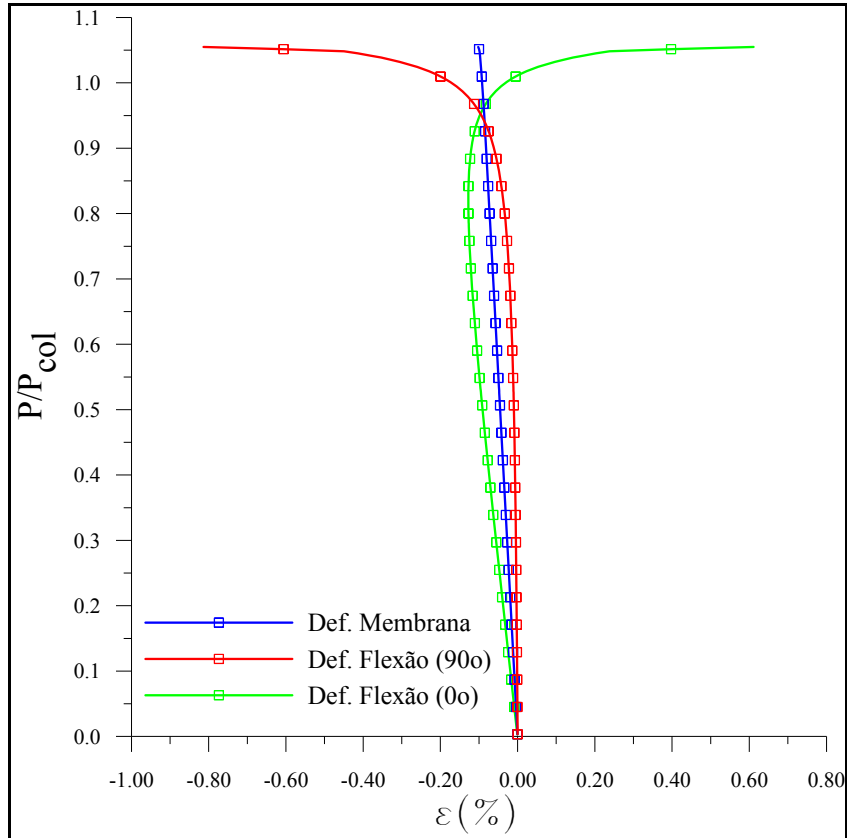
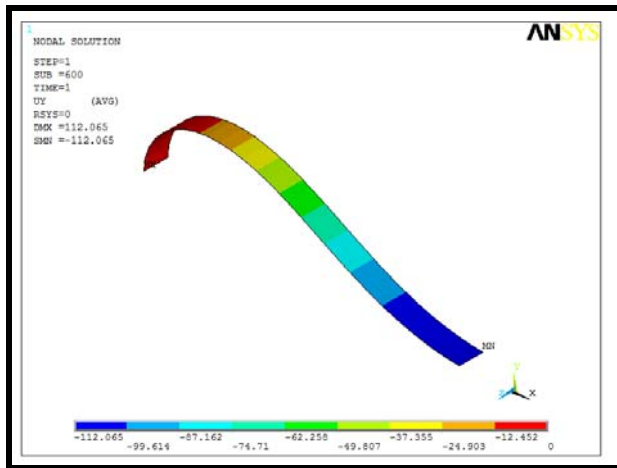


Figura 4.5. Curvas de pressão (normalizada com a pressão de colapso calculada) pelas ovalizações obtidas a partir dos diferentes modelos representativos do duto flexível de 8”.

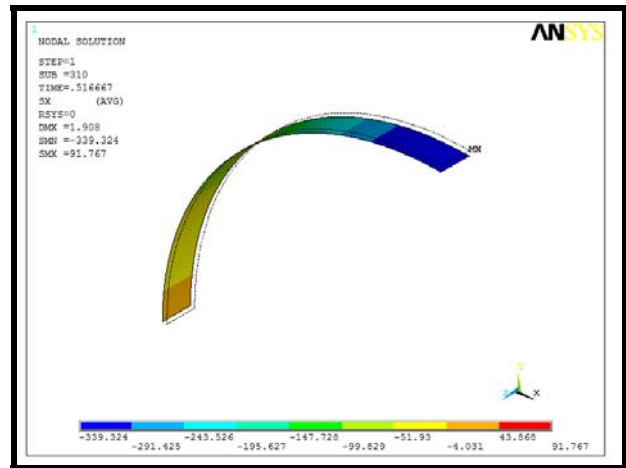
As Figuras 4.6.a e 4.6.b mostram respectivamente curvas de pressão (normalizada) pelas deformações de flexão e membrana obtidas nas fibras superiores dos nós a 90° (superior) e a 0° (inferior) respectivamente. Lembra-se que deformações negativas representam comportamento compressivo do material e deformações positivas representam comportamento trativo. Já nas Figuras 4.6.b e 4.6.c, respectivamente, são conferidas as deformadas obtidas do modelo no nível máximo de carregamento imposto (último passo de carga).



(a)



(b)



(c)

Figura 4.6. Curvas de pressão normalizada por deformação nas fibras superiores dos nós a 90° (a) e no nó a 0° modelo correspondente ao duto flexível de 8” - carcaça e ilustrações das deformadas no último passo de carga (c) em escala de deslocamentos verticais e no passo de carga de colapso (d) com escalas de tensões (em MPa) da fibra superior dos elementos.

Pode-se confirmar a partir da Figura 4.6.c que o modo de instabilidade obtido é compatível com a forma de colapso observada nos testes experimentais, indicando que o modelo é válido para considerar colapso hidrostático.

### 4.3. Duto flexível de 4” – carcaça + armadura

Para a análise do duto flexível de 4” dotado de carcaça intertravada e armadura de pressão (estrutura 2), são analisadas as condições de espaço anular seco e espaço anular alagado, sendo a diferença entre as duas apenas a camada de aplicação da pressão externa.

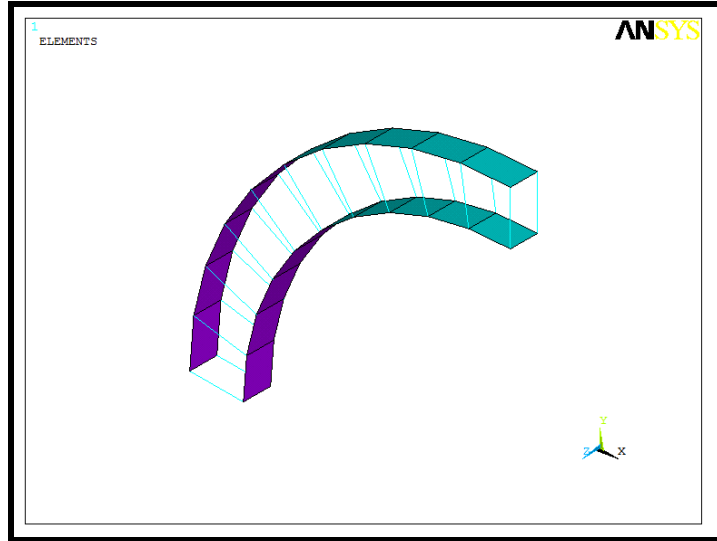
#### 4.3.1. Anular íntegro

Para as análises conduzidas representando condição de capa externa íntegra, ou seja, de espaço anular não invadido pela água marinha, o procedimento de execução é semelhante ao realizado nas análises anteriores. A Figura 4.7 ilustra um dos modelos representativos analisados e as propriedades do modelo obtidas para as duas camadas metálicas são informadas na Tabela 4.6.

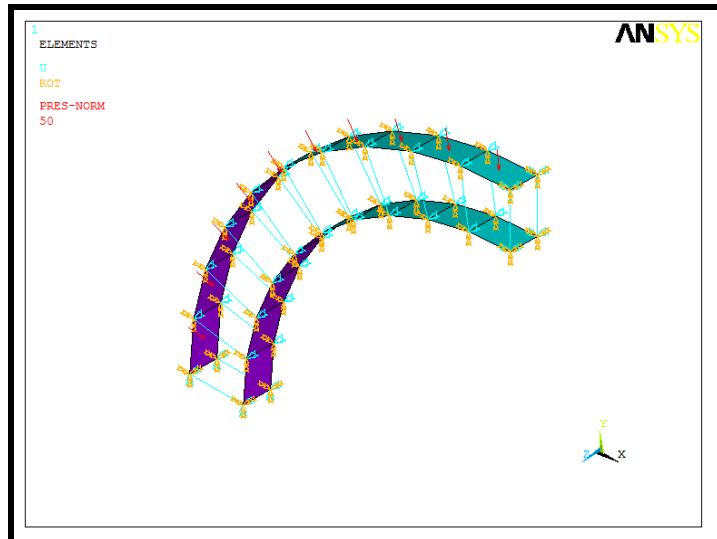
Tabela 4.6 Propriedades do duto flexível de 4” e estrutura 2

Carcaça Intertravada									
Propriedades da Estrutura Real					Propriedades do Modelo				
E (GPa)	$I_n(\text{mm}^4)$	K	h (mm)	D/h	$E_{\text{casca}}$ (GPa)	$h_{\text{casca}}$ (mm)	$f_f$	$f_m$	D/h
209,2	94,07	0,785	4,8	23,47	155,235	4,66	1,389	1,347	23,17
Armadura de Pressão									
Propriedades da Estrutura Real					Propriedades do Modelo				
E (GPa)	$I_n(\text{mm}^4)$	K	h (mm)	D/h	$E_{\text{casca}}$ (GPa)	$h_{\text{casca}}$ (mm)	$f_f$	$f_m$	D/h
203,7	186,99	0,652	6,312	21,52	164,488	5,26	1,485	1,238	24,62

As análises foram conduzidas na aplicação de pressão externa máxima de 50MPa em 600 passos de carga. Além disso, com o intuito de se manter as relações de aspecto dos elementos utilizados na análise do duto flexível de 4” e estrutura 1, o comprimento dos elementos utilizado foi de 5,5mm.



(a)



(b)

Figura 4.7. Vista do modelo com 10 divisões e do modelo do duto flexível de 4''- carcaça + armadura (a) e vista do mesmo modelo com as condições de contorno aplicadas (b).

Chama-se atenção para o fato de que a pressão é aplicada diretamente sobre a armadura de pressão, por se tratar da camada mais externa do modelo. Além disso, são aplicadas rigorosamente as mesmas condições de contorno dos modelos analisados para a estrutura 1.

A Tabela 4.7 reproduz os resultados obtidos para os modelos em questão e, dela, percebe-se estabilização da pressão de colapso no valor de 37,25 MPa. Percebe-se também que a carcaça intertravada atingiu a tensão de escoamento anteriormente à armadura de pressão.

Assim como foi observado nas análises anteriores, não houve variações significativas na ovalização com os refinamentos propostos. Entretanto a variação das tensões máximas, apesar de apresentarem coerência entre a carcaça intertravada e a armadura de pressão, não é linear.

Tabela 4.7. Resultados obtidos no modelo de casca representativo do duto flexível de 4”- carcaça + armadura sob a condição de espaço anular íntegro.

Modelo*	Aspecto		P <sub>col</sub>	$\sigma_{max} / \sigma_0$		$\delta$ (%)
	Carcaça Intertravada	Armadura de Pressão		Carcaça Intertravada	Armadura de Pressão	
<b>10 x 1</b>	1,54	1,84	37,42	1,0057	0,5850	0,654
<b>20 x 1</b>	0,77	0,92	37,25	1,0028	0,5763	0,654
<b>30 x 1</b>	0,51	0,62	37,25	1,0047	0,5773	0,658
<b>30 x 2</b>	0,51	0,62	37,25	1,0048	0,5775	0,658
<b>30 x 3</b>	0,51	0,62	37	1,0005	0,5752	0,658

\* caracterização do modelo: quantidade de elementos na direção circunferencial x quantidade de elementos na direção longitudinal.

Os gráficos de pressão aplicada (normalizada pela pressão de 37,25MPa) versus ovalização obtidas para a carcaça intertravada e correspondentes às malhas utilizadas são exibidos na Figura 4.8. Este gráfico também é deixado como referência para o correspondente à armadura de pressão, uma vez que a rigidez de contato adotada no modelo (vide capítulo anterior) permite que as duas camadas tenham ovalizações semelhantes.

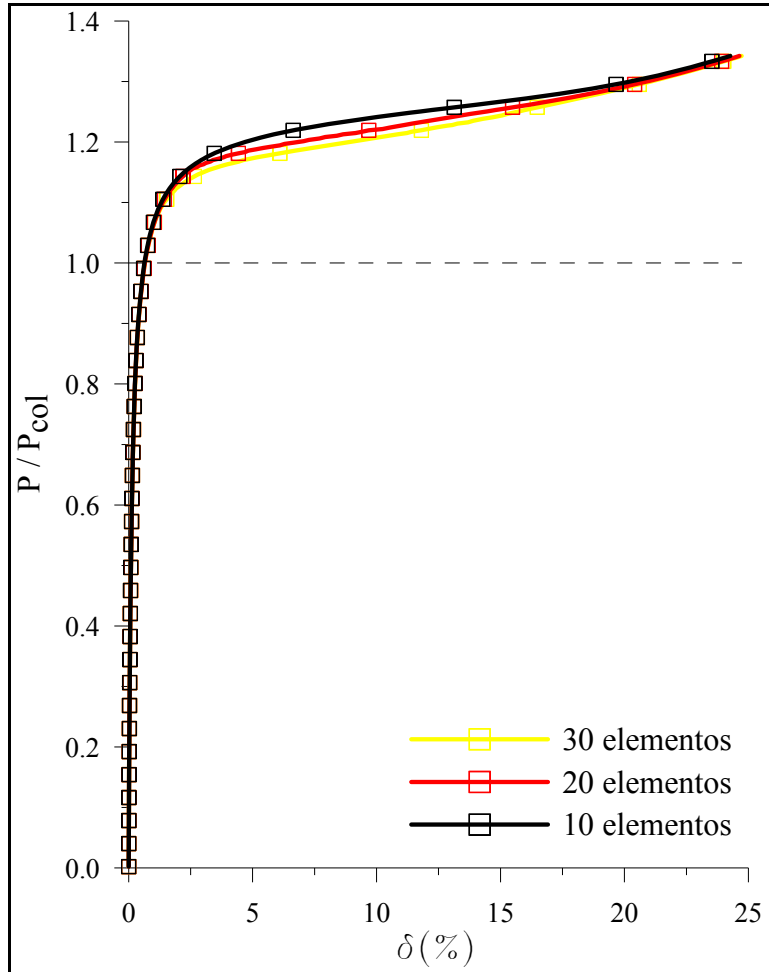
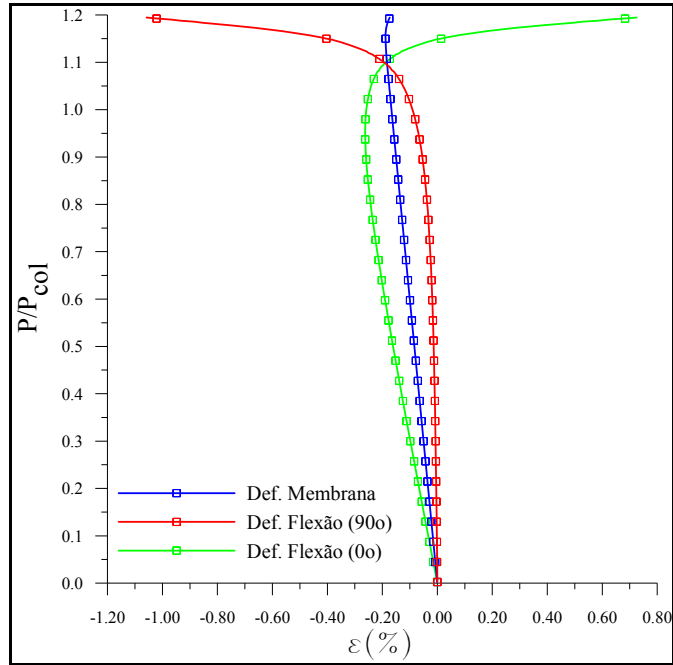


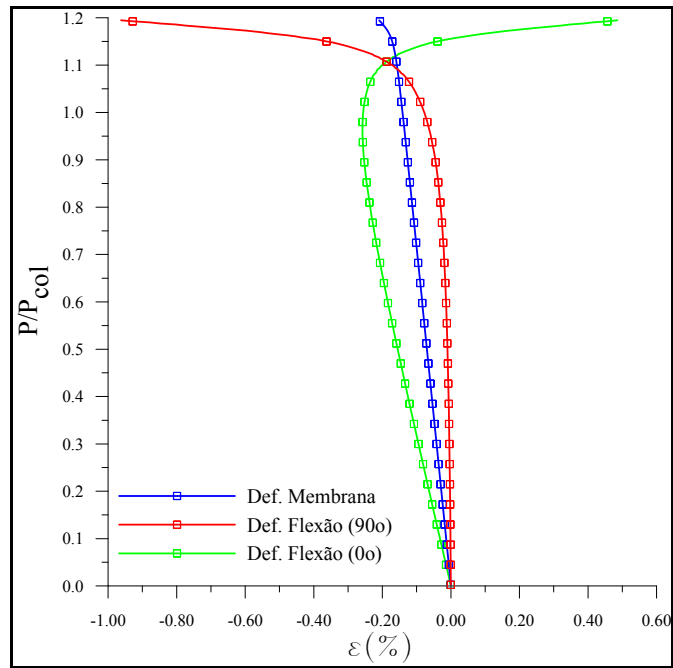
Figura 4.8. Curva de pressão (normalizada pela pressão de colapso) por ovalização do modelo do duto flexível de 4'' – carcaça + armadura obtida para a carcaça intertravada.

A Figura 4.9.a mostra as curvas de pressão (normalizada) pelas deformações de flexão e membrana obtidas nas fibras superiores dos nós a 90° (superior) e a 0° (inferior) da carcaça intertravada do modelo representativo do duto de 4'' e estrutura 2. O mesmo é reproduzido na Figuras 4.9.b para a armadura de pressão.

Através dos gráficos da Figura 4.9 pode-se verificar que a evolução das deformações de membrana e flexão apresentam grande semelhança, provocada pela suposição de ausência de redução de carga de contato através da barreira polimérica.



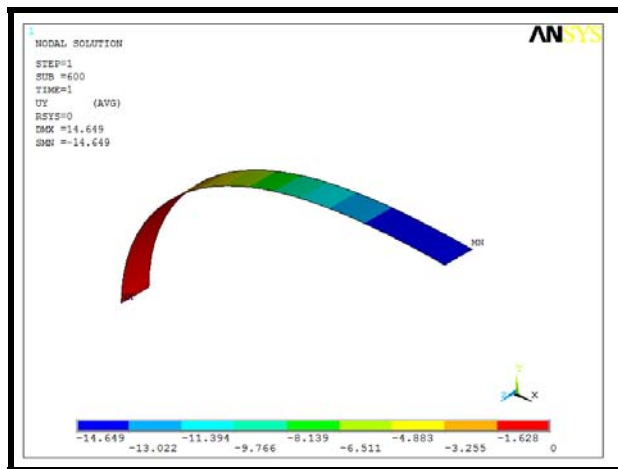
(a)



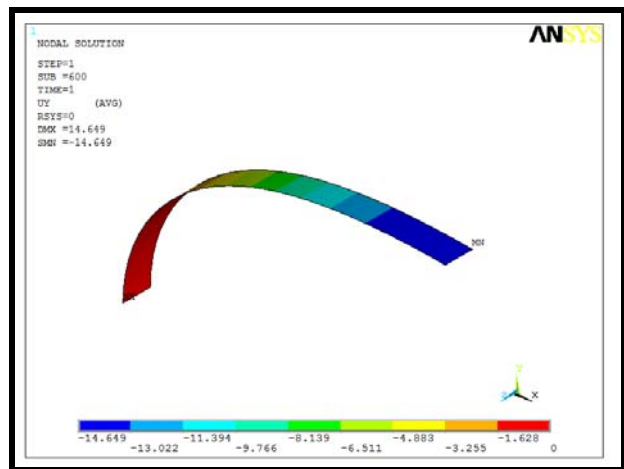
(b)

Figura 4.9. Curvas de pressão normalizada por deformações resultantes do modelo de duto flexível de 4" – carcaça + armadura com espaço anular íntegro dos nós a 90° e a 0° para a carcaça intertravada (a) e para a armadura de pressão (b).

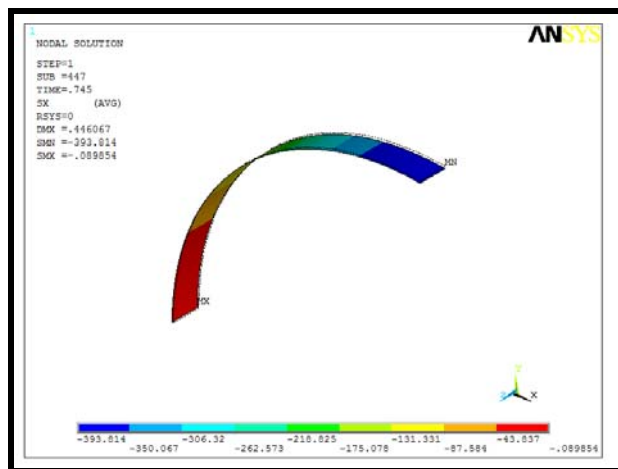
As deformadas da carcaça intertravada no último passo de carga e da carcaça intertravada no passo de carga em que se identifica a instabilidade são respectivamente ilustradas nas Figuras 4.10.a e 4.10.c e o mesmo é feito para a armadura de pressão nas Figuras 4.10.b e 4.10.d, onde pode ser confirmado que o modo de instabilidade obtido é compatível com as observações experimentais.



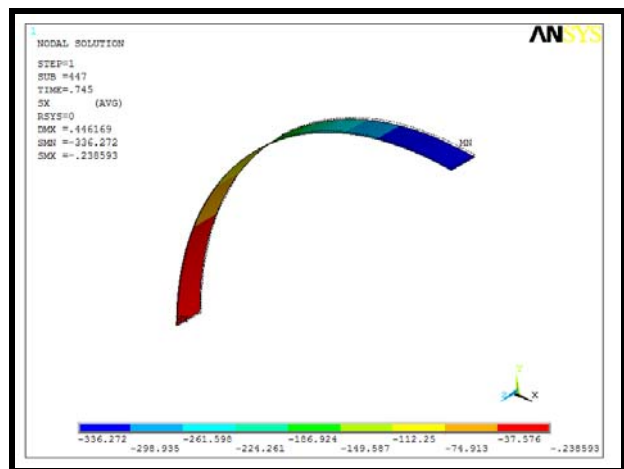
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 4.10. Deformadas resultantes das análises do duto flexível de 4” - carcaça + armadura com anular íntegro obtidas no último passo de carga da carcaça intertravada (a) e para armadura de pressão (d) e no passo de carga onde ocorre o colapso hidrostático na carcaça intertravada (c) e na armadura de pressão (d).



### 4.3.2. Anular alagado

Para simular situações de dano na capa externa, foi realizada uma análise com 600 passos de carga a pressão externa total de 50 MPa aplicada na carcaça intertravada com as mesmas condições de simetria utilizadas nos modelos anteriores foram impostas.

O resultado obtido a partir desta condição deve ser considerado como uma aproximação, pois a imposição da simetria em relação ao plano XZ nos nós localizados ao ângulo de 180° não representa a configuração real do modo de falha. A Tabela 4.8 apresenta os resultados obtidos a partir do modelo proposto, com a obtenção de 25,34 MPa de pressão de colapso.

Tabela 4.8. Resultado obtido no modelo de casca representativo do duto flexível de 4" e estrutura 2 sob a condição de espaço anular alagado.

<i>Modelo*</i>	<i>Aspecto</i>		<i>P<sub>col</sub></i>	<i>σ<sub>max</sub> / σ<sub>0</sub></i>		<i>δ (%)</i>
	Carcaça Intertravada	Armadura de Pressão		Carcaça Intertravada	Armadura de Pressão	
<b>30 x 1</b>	0,51	0,62	25,34	1,00034 <sup>†</sup>	0,06472 <sup>††</sup>	0,379

\* caracterização do modelo: quantidade de elementos na direção circunferencial x quantidade de elementos na direção longitudinal.

† Tensão máxima atingida na fibra superior (sob carregamento trativo) do elemento cujos nós posteriores situam-se a 90° em relação ao eixo X.

†† Tensão máxima atingida na fibra inferior (sob carregamento compressivo) do elemento cujos nós posteriores situam-se a 90° em relação ao eixo X.

O gráfico mostrado na Figura 4.11.a relaciona as ovalizações pelas pressões (normalizadas pela pressão de colapso considerada) obtidas através da análise do presente modelo tanto para a carcaça intertravada quanto para a armadura de pressão. A Figura 4.11.b representa o mesmo gráfico com a escala de pressão conduzida até atingir o valor 1.

Pode-se observar através da comparação entre as figuras que o modo de instabilidade, apesar de aproximado, envolveu transmissão de carga da carcaça para a armadura de pressão, uma vez que esta apresenta ovalização. As ovalizações adotadas pela armadura de pressão são menores que as adotadas pela carcaça intertravada. Entretanto, a alta rigidez dos elementos de contato induz comportamentos semelhantes para as duas camadas.

A partir da Figura 4.11.b pode-se notar que a aparente maior rigidez da armadura de pressão é motivada pela natureza do modo de instabilidade. Uma vez que a pressão é aplicada na carcaça, a ovalização da armadura de pressão não é imediatamente induzida.

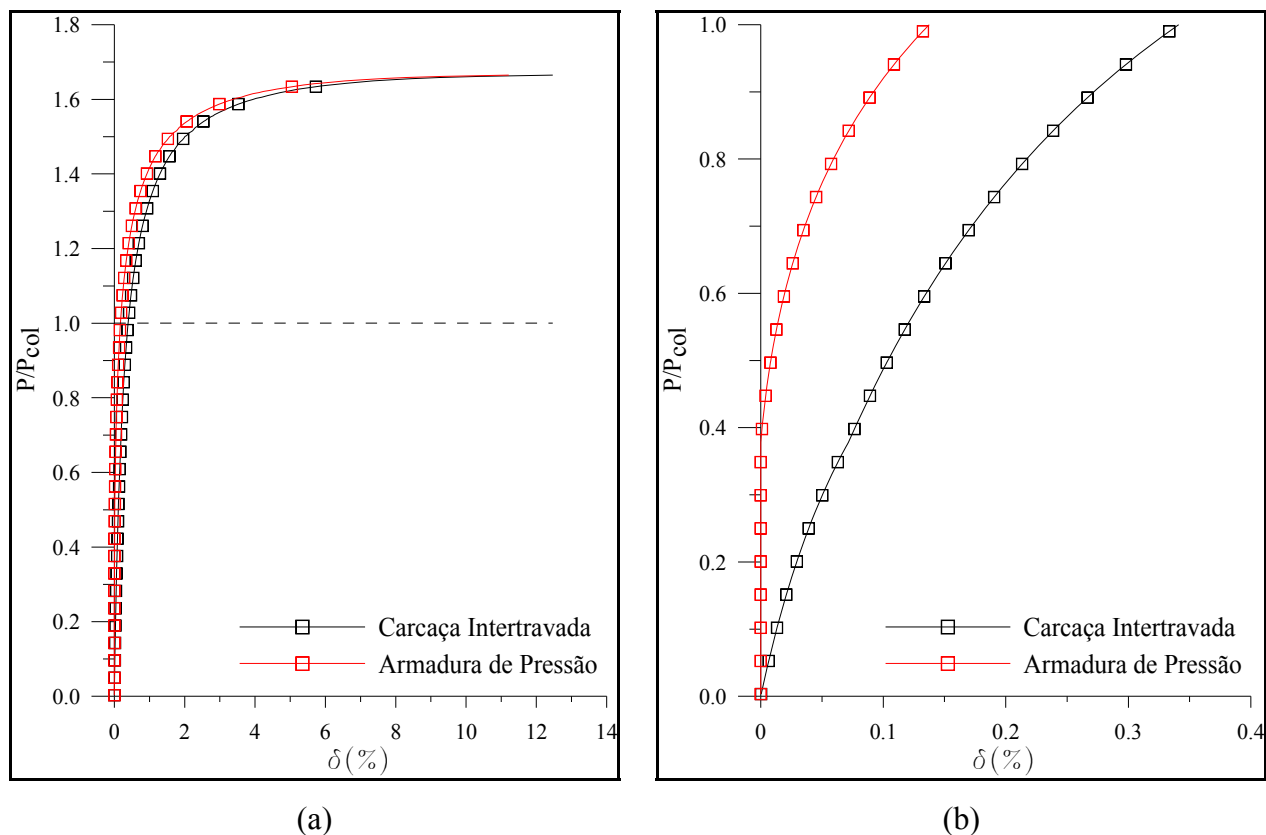
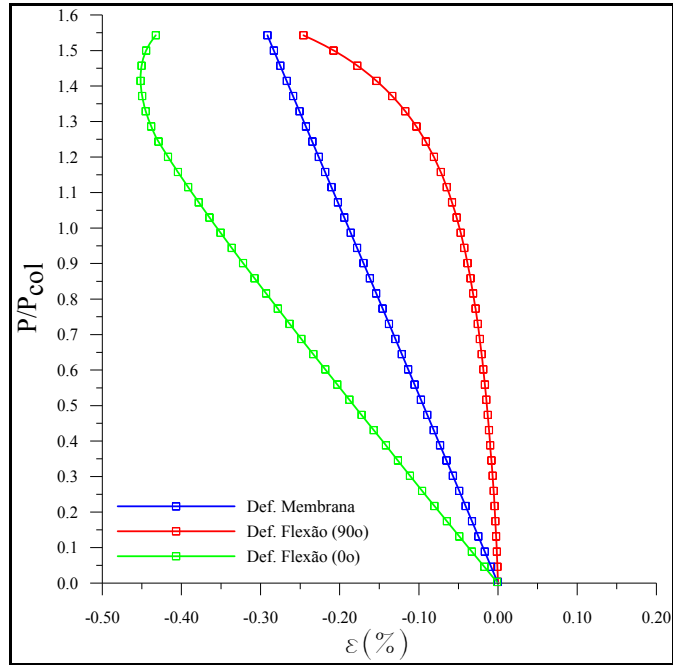


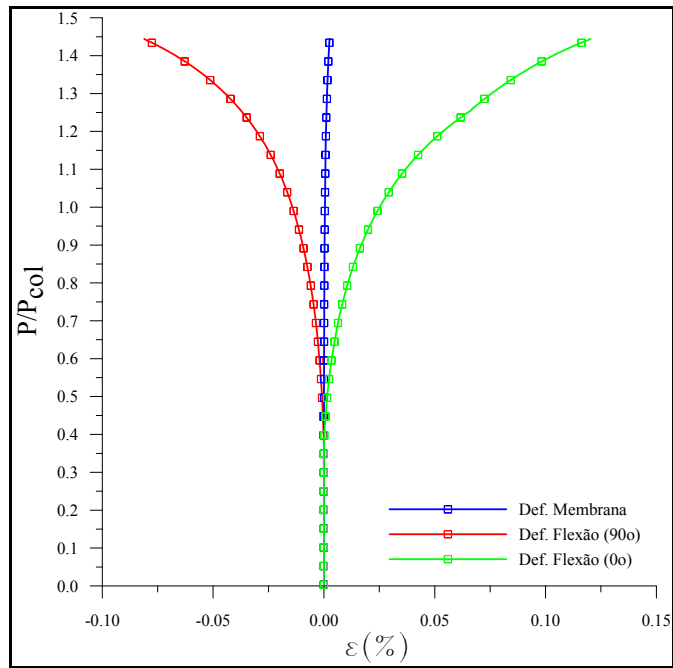
Figura 4.11. Gráfico relacionando pressão aplicada e ovalização de resposta obtida para a carcaça intertravada e para a armadura de pressão (a) e o mesmo gráfico limitado à pressão de colapso (b).

As Figuras 4.12 ilustram as curvas de pressão normalizada por deformações de membrana e flexão obtidas da fibra mais externa (TOP) dos nós superior e inferior do modelo tanto para a carcaça intertravada (CI) quanto para a armadura de pressão (AP).

Também se pode observar que a armadura de pressão apresenta predominantemente deformações de flexão induzidas apenas quando a pressão externa atinge determinada carga, conseqüência do modo de instabilidade gerado. Analogamente, pode-se perceber a praticamente ausência de deformações de membrana.



(a)



(b)

Figura 4.12. Curvas de pressão normalizada por deformações resultantes do modelo de duto flexível de 4" e estrutura 2 com espaço anular alagado dos nós a 90° e a 0° para a carcaça intertravada (a) e para a armadura de pressão (b).

#### 4.4. Análise de resultados

A Tabela 4.9 mostra a diferença entre os resultados experimentais obtidos em Souza (2002) e os resultados das análises ora em questão.

Tabela 4.9. Comparação entre as pressões de colapso (em MPa) obtidas dos resultados experimentais e os resultados numéricos e devidas diferenças percentuais.

	4"			8"
	Estrutura 1	Estrutura 2		Estrutura 1
		Íntegro	Alagado	
Modelo de Casca	<b>6,45</b>	<b>37,25</b>	<b>25,34</b>	<b>7,75</b>
Teses Experimentais	<b>7,19</b>	<b>29,47</b>	<b>x</b>	<b>7,81</b>
Diferença	<b>-10,3</b>	<b>20,9</b>	<b>x</b>	<b>-0,7%</b>

Pode-se observar, a partir dos resultados, que os modelos de estrutura 1 apresentam significativa proximidade com as pressões de colapso experimentais. Conclui-se que a metodologia de análise adotada para a utilização de modelos de casca compatibiliza-se melhor à previsão da pressão de colapso para dutos cuja estrutura apresenta somente a carcaça intertravada, inclusive, fornecendo estimativas conservadoras para a referida carga.

Fazendo uma breve análise da metodologia de análise realizada em Souza (2002) para o mesmo modelo representativo, percebem-se resultados compatíveis com os testes, ao contrário do que foi obtido no presente trabalho para o duto flexível de 4" e estrutura 2. Mais além, ao se comparar os valores de entrada, observa-se que o valor de fator de compacidade utilizado pela autora é muito diferente do fator de compacidade obtido neste trabalho para a armadura de pressão do duto em questão.

Analisando a fórmula da rigidez equivalente de uma grelha, percebe-se que o acréscimo no valor do fator de compacidade implica em aumento de rigidez. Comparando-se o fator de compacidade obtido neste trabalho de 0,652 com o fator de compacidade

obtido por Sousa (2002), de 0,554, conclui-se que a armadura de pressão do modelo representativo deste trabalho é mais rígido e justifica os valores maiores obtidos.

Para exemplificar a diferença obtida, foi realizada uma análise com o modelo de casca proposto neste trabalho tendo como dados de entrada para o duto flexível composto por carcaça intertravada e armadura de pressão os fatores de compacidade calculados em Souza (2002). A nova pressão de colapso obtida foi de 24,75 MPa e a Figura 4.13 ilustra a comparação entre as curvas pressão x ovalização obtidas.

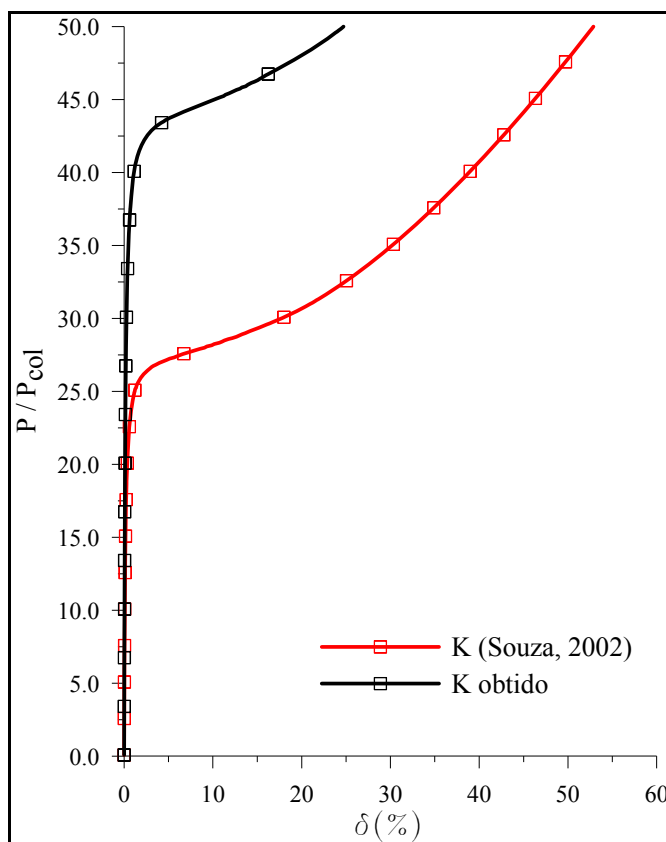


Figura 4.13. Curvas de pressão por ovalização do modelo do duto flexível de 4” – carcaça + armadura obtida para a carcaça intertravada.

Sousa (2005) também obteve resultados compatíveis com os testes experimentais com a utilização do mesmo modelo proposto, porém, com a utilização do fator de compacidade calculado em Sousa (2002).

## *Capítulo 5*

# MODELO DE VIGA

Serão apresentados neste capítulo os resultados obtidos a partir do modelo proposto baseado em elementos de viga (pórtico-tridimensional), considerando as bases formuladas no capítulo 3, e confeccionadas para a análise de colapso hidrostático.

Cada seção deste capítulo refere-se a um dos dutos testados por Souza (2002) estando as propriedades de entrada (calculadas a partir do desenvolvimento exposto no capítulo 3) bem como as propriedades principais da estrutura real informadas nas respectivas seções. Reitera-se que informações mais detalhadas das estruturas são reportadas no Anexo B deste trabalho.

Para cada modelo é conduzida uma verificação de malha onde o parâmetro de seleção consistirá da convergência dos resultados obtidos. Ao final do capítulo será feito um resumo geral dos resultados e os mesmos serão comparados com os resultados experimentais.

Nesta etapa, as propriedades de material levarão em conta as não-linearidades físicas. Será considerado o encruamento obtido por Souza (2002) para amostras de aço AISI 304 retiradas diretamente da carcaça intertravada de um duto flexível de 4" e a curva nominal do aço FI 15 para o aço de composição da armadura de pressão. As curvas de tensão por deformação utilizadas são exibidas na Figura 5.1 e as suas propriedades, idênticas às consideradas no capítulo anterior, estão exibidas na Tabela 5.1.

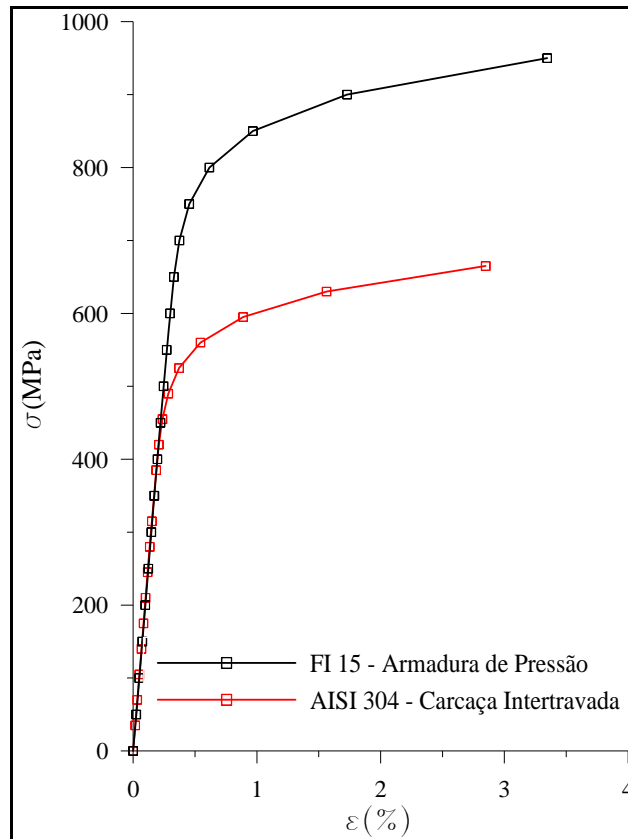


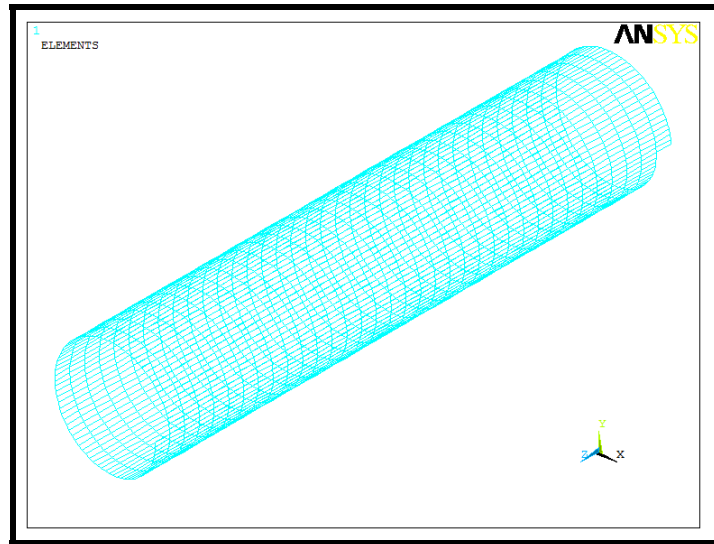
Figura 5.1. Curvas de tensão por deformação consideradas do aço AISI 304 na carcaça intertravada e do aço FI 15 na armadura de pressão para o modelo com elementos de viga.

Tabela 5.1. Propriedades consideradas para as camadas metálicas.

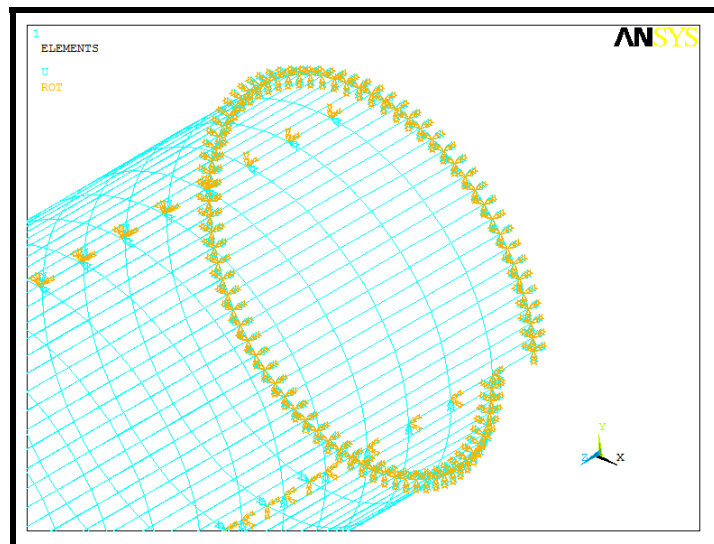
	Carcaça Intertravada	Armadura de Pressão
<b>E (GPa)</b>	209,2	203,7
<b><math>\sigma_0</math> (MPa)</b>	534,22	789,12

### 5.1. Duto flexível de 4” – carcaça

Para o duto flexível de 4” cuja estrutura contém apenas a carcaça intertravada, foi elaborado um perfil exatamente conforme considerado em Souza (2002). Suas dimensões podem ser melhor analisadas no Anexo A desta dissertação. A Figura 5.2.a traz uma vista geral do modelo representado pela linha neutra dos perfis e a Tabela 5.2 relata as principais características da camada, cujas medidas foram tiradas em Souza (2002).



(a)



(b)

Figura 5.2. Vista do modelo representativo do duto flexível de 4"- carcaça com 35 espiras de comprimento com 80 elementos cada (a) e vista aproximada de sua primeira extremidade com as condições de contorno aplicadas (b).



Tabela 5.2. Dados principais da geometria da carcaça intertravada modelada.

$R_{med}$	53.73 mm
$\alpha$	87.5°
$L_p$	14,74 mm
$h_{ci}$	3.675 mm
$b_{ci}$	24,117 mm
$\delta_0$	0,494 %
$D_{ext} / h_{ci}$	30,23
$A_{ci}$	33.46 mm <sup>2</sup>
$I_x$	47.885 mm <sup>4</sup>

A Figura 5.2.b ilustra as condições de contorno aplicadas. Para estas, procurou-se representar de forma fiel as condições de contorno impostas nos testes experimentais. Primeiramente, aplica-se restrição às translações e rotações em todos os nós da primeira e da última espiras de cada modelo. Além disso, nos nós situados a 0° e 180° e nos nós situados a 90° e 270°, são aplicadas simetrias respectivamente em relação ao plano XZ e YZ, projetados na direção de assentamento dos arames situados.

Para o modelo baseado em elementos de viga, são duas as formas de refinamento de malha:

- Variação na quantidade de elementos em cada espira, ou seja, na direção circunferencial;
- Variação do comprimento do modelo, ou seja, na quantidade de espiras.

Foi conduzido um processo de verificação de malha cujos resultados são também considerados para as estruturas restantes de dutos flexíveis analisadas, mantendo-se o espaçamento angular dos nós adjacentes por espira e aumentando, proporcionalmente à variação de diâmetro nominal, o comprimento do modelo.

Decidiu-se, primeiramente, por realizar análises em modelos com diferentes comprimentos e mantendo-se fixa a quantidade de elementos por espira. Quanto se

considerou alcançada uma variação de pressão de colapso pequena, variou-se a quantidade de elementos por espira para avaliar a influência desta.

A Tabela 5.3 mostra os resultados de pressão de colapso obtidos em função das malhas elaboradas e analisadas.

Tabela 5.3. Pressões de colapso em MPa obtidas na a verificação de malha.

<i>Comprimento*</i>	<i>Elementos por Espira</i>		
	80	100	120
<b>21</b>	6,002	X	X
<b>27</b>	5,978	X	X
<b>35</b>	5,955	5,973	5,98
<b>41</b>	5,943	X	X
<b>49</b>	5,929	5,945	5,958

\* Comprimento em função da quantidade de espiras.

Com os resultados obtidos, pode-se traçar o gráfico ilustrado na Figura 5.3, onde se pode perceber a convergência dos resultados a medida que se refina a malha do modelo.

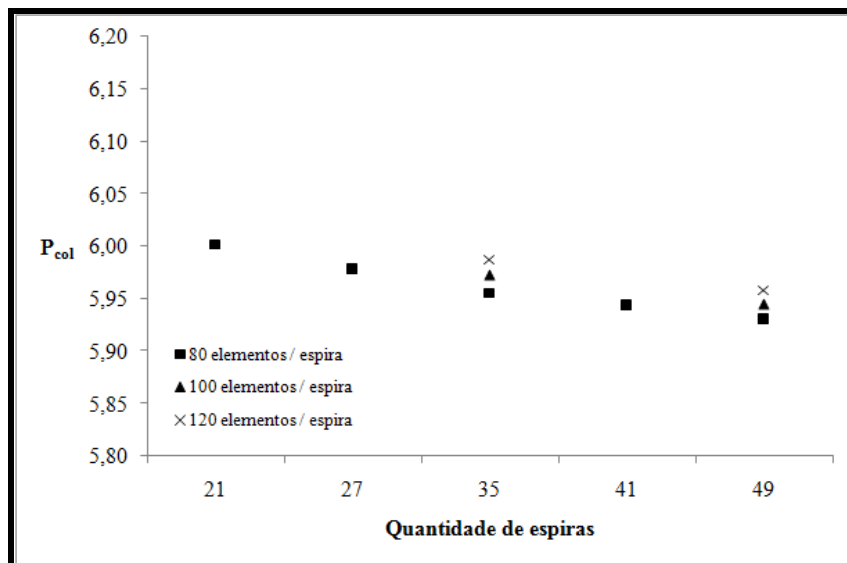


Figura 5.3. Gráfico ilustrando o caminho de convergência dos resultados obtidos dos modelos representativos do duto flexível de 4” - carcaça.

A malha escolhida para a análise de resultados foi a de 49 espiras com 100 elementos por espira e a curva de colapso obtida para este modelo é mostrada no gráfico da Figura 5.5 onde confere-se que a instabilidade foi verificada a partir de uma ovalização de aproximadamente 2,02%.

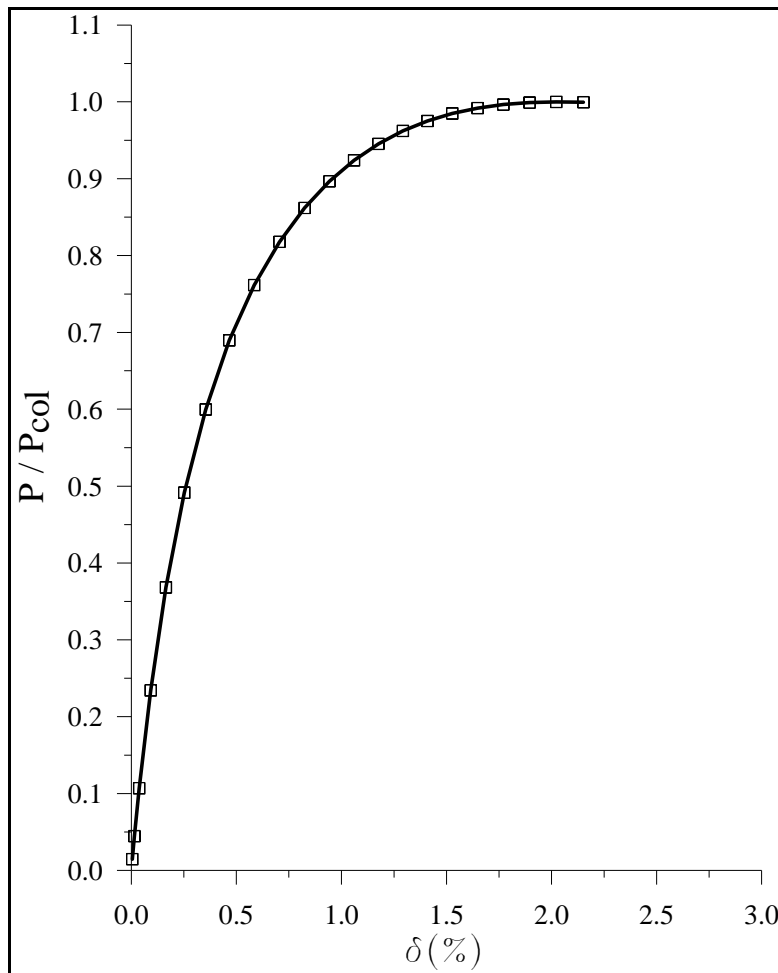


Figura 5.4. Gráfico de pressão externa normalizada por ovalização obtido dos modelos representativos do duto flexível de 4" - carcaça.

A Figura 5.5 apresenta os gráficos de pressão normalizada por deformação obtidos nas fibras superiores dos nós inferior (a  $0^\circ$  em relação ao eixo X) e superior (a  $90^\circ$  em relação ao eixo X) da carcaça intertravada.

Observa-se que o comportamento das deformações de flexão apresenta-se em conformidade com o sentido da rotação imposta em torno do eixo Z do perfil (que coincide

com o eixo Z do modelo) nas duas posições do modelo. Também as deformações de membrana prevêem, como esperado, comportamento compressivo na direção circunferencial.

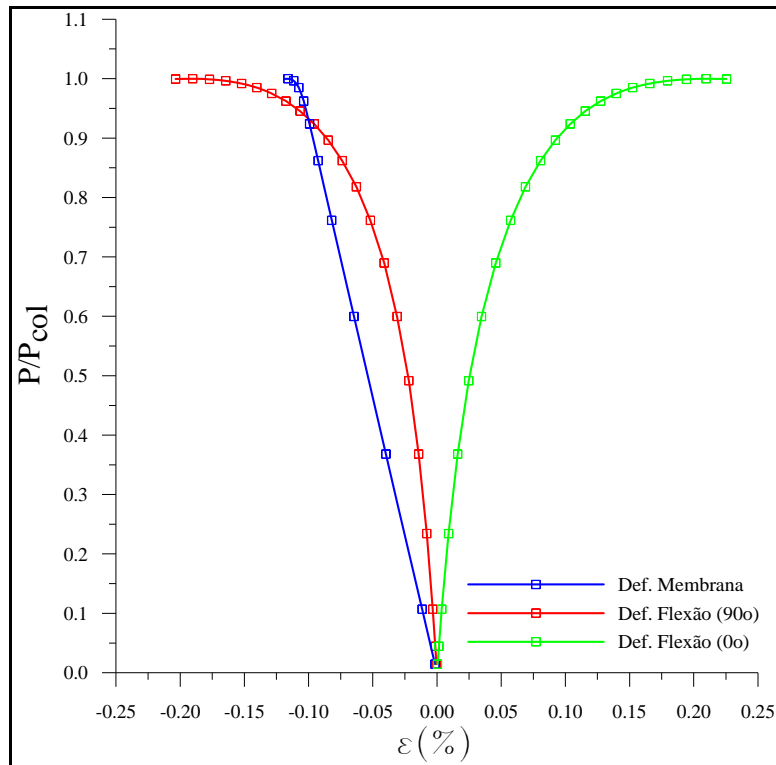
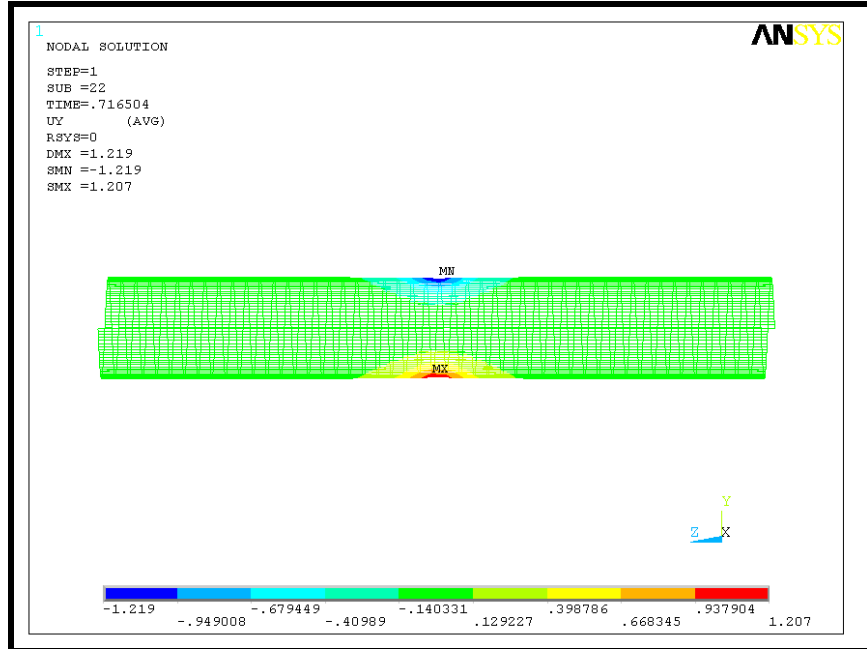


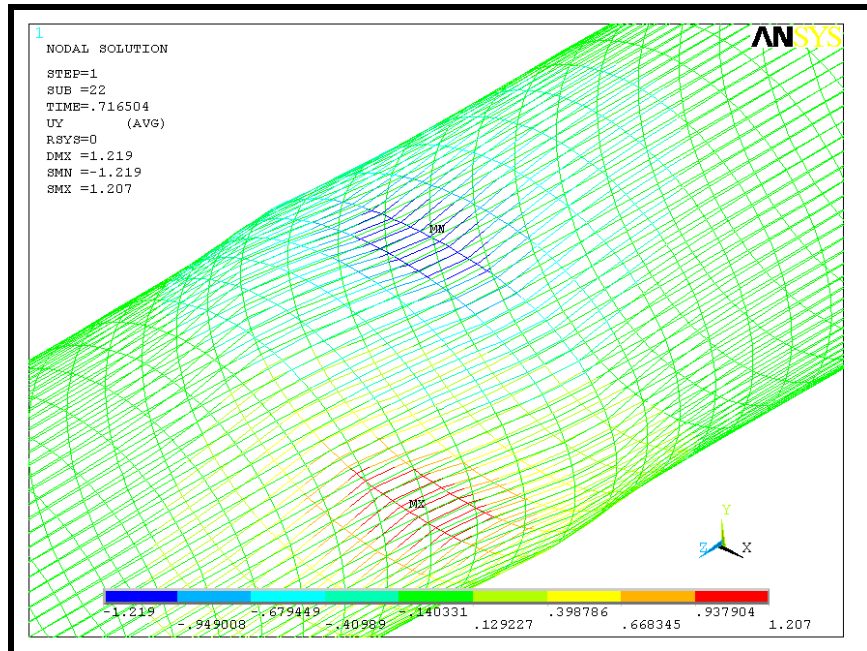
Figura 5.5. Curvas de pressão normalizada por deformação nas fibras superiores dos nós a 90° (a) e no nó a 0° modelo correspondente ao duto flexível de 4" - carcaça.

No passo de carga relativo ao colapso do duto, a tensão equivalente máxima foi observada na direção de raio mínimo da seção de maior ovalização na posição no ângulo de 90°, com o valor de 559,72 MPa um pouco superior à tensão de escoamento.

Outra evidência de que o colapso por pressão hidrostática em dutos flexíveis é semelhante ao mesmo fenômeno em dutos rígidos pode ser observada pelas figuras ilustrativas do modo de falha obtido nas Figuras 5.6.a e 5.6.b. Nelas, se pode observar o achatamento da seção que antes da aplicação da pressão externa possuía a maior ovalização.



(a)

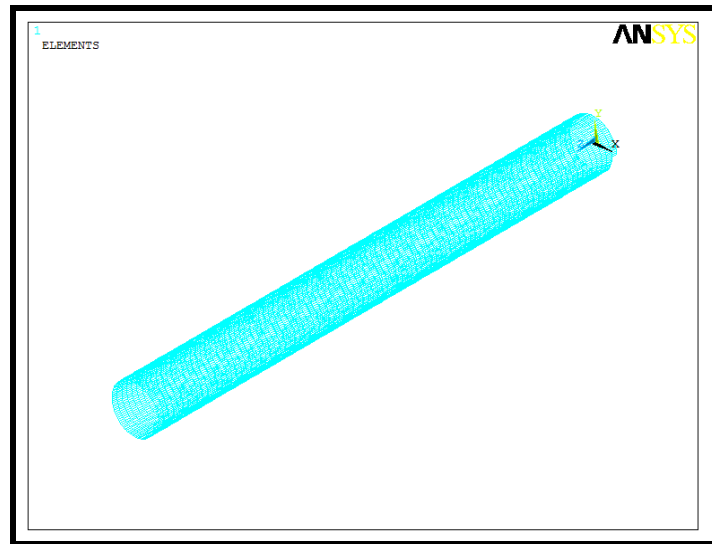


(b)

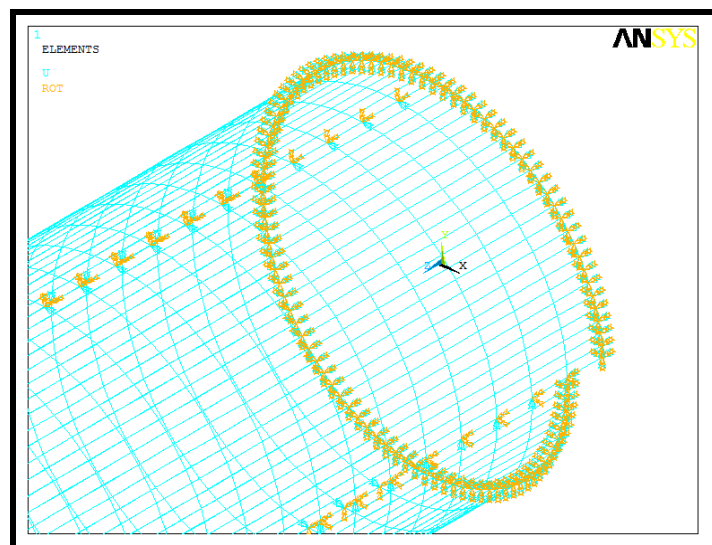
Figura 5.6. Deformadas obtidas do modelo representativo do duto flexível de 4" - carcaça com 49 espiras de comprimento e 100 elementos por espira em vista lateral (a) e isométrica aproximada com aumento de 10 vezes.

## 5.2. Duto flexível de 8” – carcaça

O modelo utilizado, bem como suas condições de contorno, é ilustrado na Figura 5.7.



(a)



(b)

Figura 5.7. Vista do modelo do duto flexível de 8” - carcaça com 95 espiras de comprimento e 100 elementos por espira (a) e vista aproximada de sua primeira extremidade com as condições de contorno aplicadas (b).

Conforme adiantado na seção anterior, foi utilizada a verificação de malha do modelo representativo do duto flexível de estrutura 1 e 4". Mantendo-se a quantidade de elementos por espira, aplicou-se o dobro do comprimento obtido, uma vez que o diâmetro nominal também foi dobrado. Portanto, obteve-se modelo com 95 espiras de comprimento.

A Tabela 5.4 fornece as principais propriedades da carcaça intertravada da estrutura ora analisada. As medidas adotadas para o modelo têm base nas medições realizadas por Souza (2002) e não necessariamente nas dimensões nominais do duto.

Tabela 5.4. Dados principais da geometria da carcaça intertravada modelada.

<b>R<sub>med</sub></b>	107,01 mm
<b><math>\alpha</math></b>	88°
<b>L<sub>p</sub></b>	23,48 mm
<b>h<sub>ci</sub></b>	7,3 mm
<b>b<sub>ci</sub></b>	30,32 mm
<b><math>\delta_0</math></b>	0,103 %
<b>D<sub>ext</sub> / h<sub>ci</sub></b>	30,32
<b>A<sub>ci</sub></b>	103,24 mm <sup>2</sup>
<b>I<sub>x</sub></b>	558,06 mm <sup>4</sup>

Para este modelo, o gráfico de instabilidade relacionando pressão externa com ovalização é ilustrado na Figura 5.9. A pressão de colapso obtida nesta análise foi de 6,64 MPa e a ovalização identificada no momento do colapso foi de 1,23%.

No momento do colapso a tensão máxima foi observada no elemento posicionado na direção de raio máximo a 0° (no sentido anti-horário em relação ao eixo X) da seção de maior ovalização. O valor obtido foi de 475,02 MPa conforme ilustração da Figura 5.9, onde apresenta-se imagem da carcaça intertravada com os elementos representados pelos seus respectivos perfis reais deformados e em escala de cores respectiva às tensões equivalentes de Von Mises obtidas em MPa. Este dado confirma o início da instabilidade estrutural no regime elástico do material que constitui a carcaça intertravada.

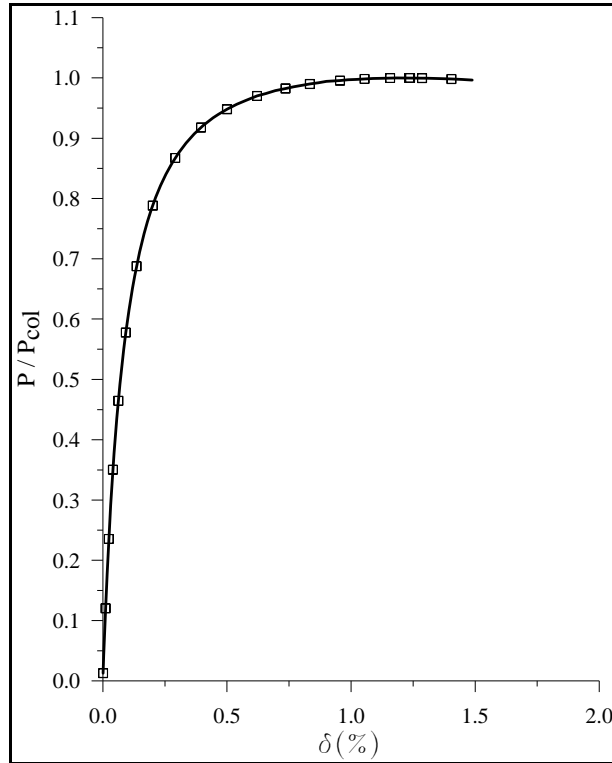


Figura 5.8. Gráfico de pressão externa normalizada por ovalização obtido dos modelos representativos do duto flexível de 8''- carcaça.

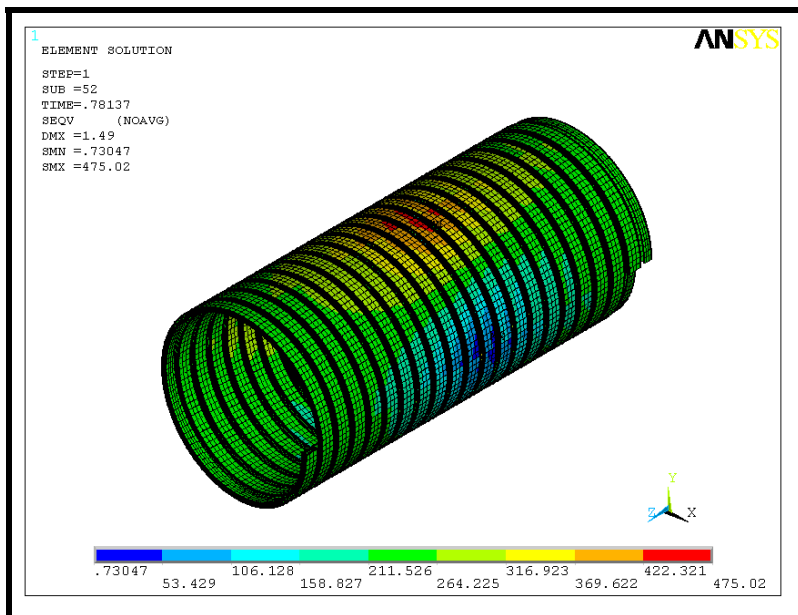


Figura 5.9. Deformada modelo do duto flexível e 8''- carcaça (com apenas as espiras centrais selecionadas) sob escala em cores de tensões equivalentes de Von Mises em MPa.



A Figura 5.10 apresenta os gráficos de pressão normalizada por deformação obtidos nas fibras superiores dos nós inferior (a  $0^\circ$  em relação ao eixo X) e superior (a  $90^\circ$  em relação ao eixo X) da carcaça intertravada. A partir desta pode-se perceber que a evolução das deformações com o passo de carga aplicado traduz comportamento semelhante ao observado no modelo representativo do duto flexível de 4" - carcaça.

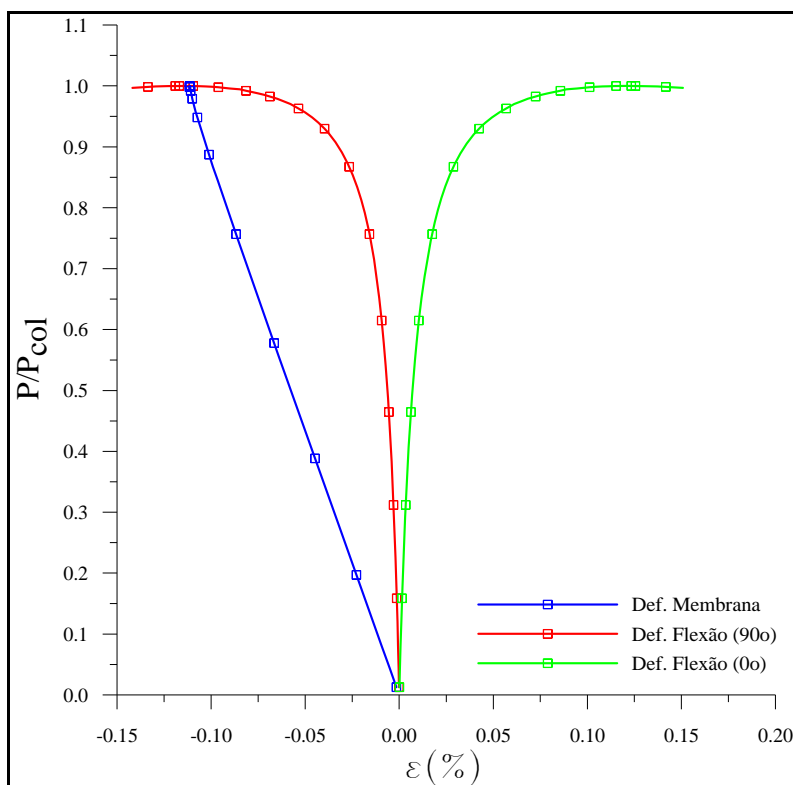
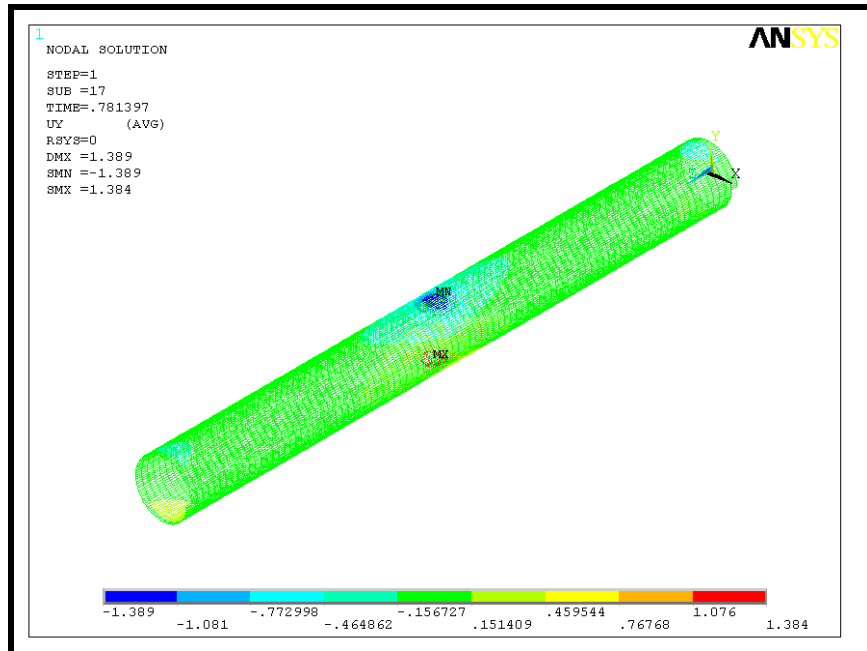


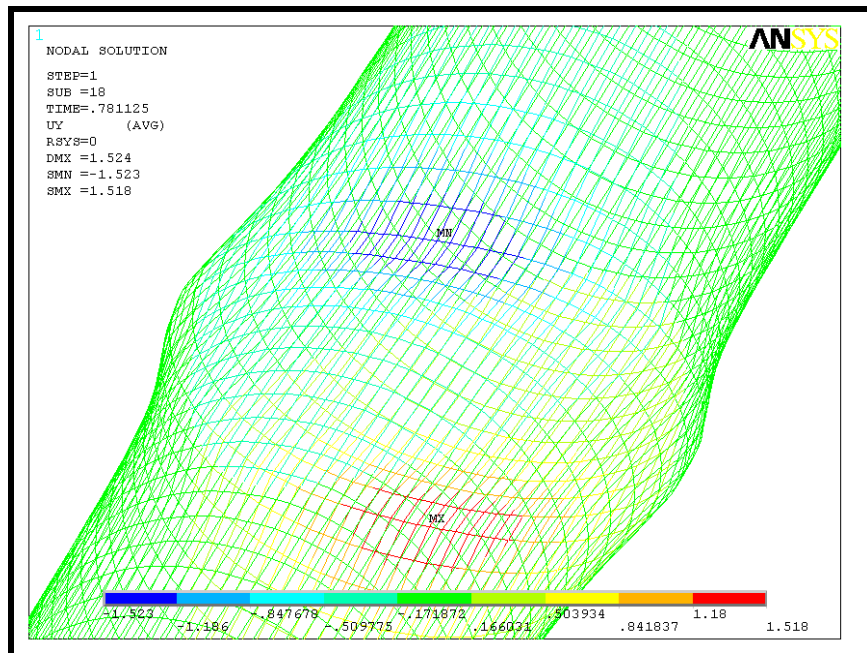
Figura 5.10. Curvas de pressão normalizada por deformação nas fibras superiores dos nós a  $90^\circ$  e no nó a  $0^\circ$  modelo correspondente ao duto flexível de 8" - carcaça.

Nas Figuras 5.11.a e 5.11.b são apresentadas duas vistas da deformada obtida para este modelo em vistas global e aproximada na região de falha respectivamente. Pode-se verificar que o modo de falha obtido correspondeu às observações experimentais.

Ressalta-se que o detalhamento do procedimento experimental considerado neste trabalho é realizado no capítulo 3 e as imagens das deformadas obtidas dos dutos são ilustradas no capítulo 2.



(a)

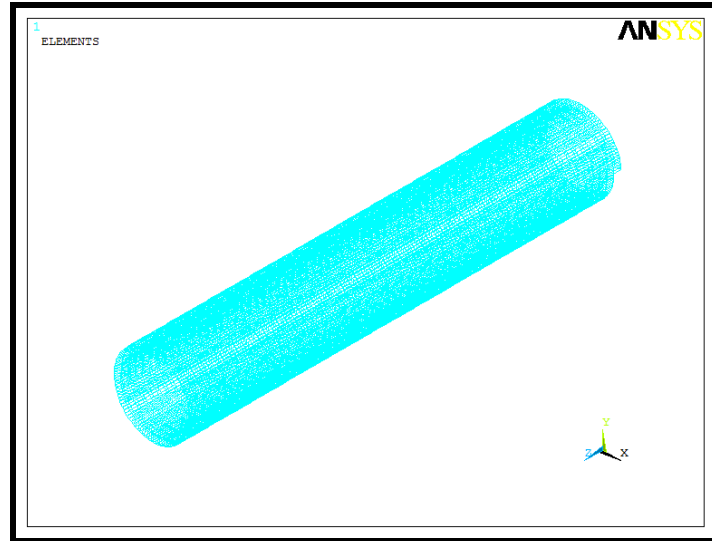


(b)

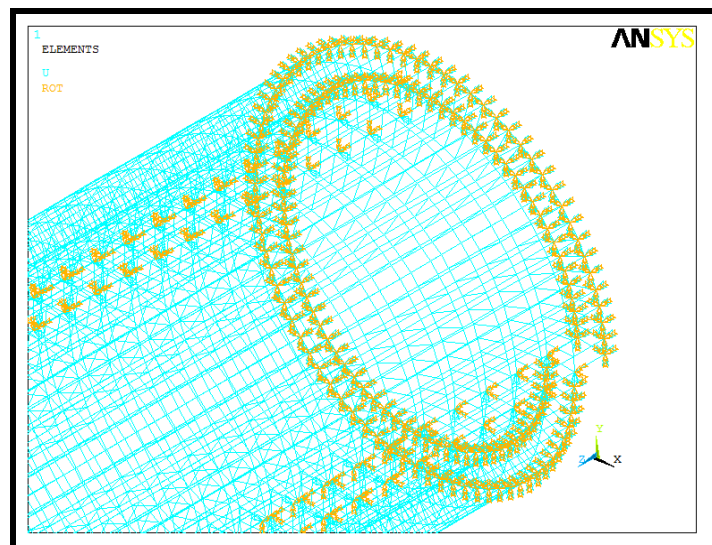
Figura 5.11. Deformadas obtidas do modelo representativo do duto flexível de estrutura 1 e 8" com 95 espiras de comprimento e 100 elementos por espira em vista lateral (a) e isométrica aproximada com aumento de 10 vezes (b).

### 5.3. Duto flexível de 4" – carcaça + armadura

#### 5.3.1. Anular íntegro



(a)



(b)

Figura 5.12. Vista do modelo do duto flexível de 4" - carcaça + armadura com 95 espiras de comprimento com 100 elementos cada (a) e vista aproximada de sua primeira extremidade com as condições de contorno aplicadas (b).

Para esta análise, apesar do diâmetro nominal do duto ser igual ao do modelo com o qual foi realizada a verificação de malha, seu passo é diferente e, portanto, o comprimento deve ser corrigido quanto à quantidade de espiras. Foi elaborado, portanto, um modelo composto por 61 espiras com 100 elementos cada.

Não foram feitas alterações nas condições de contorno aplicadas em relação aos modelos das estruturas 1 de 4” e 8”. As Figuras 5.12.a e 5.12.b mostram duas imagens do modelo sendo a última evidenciando as condições de contorno aplicadas.

A Tabela 5.5 retrata as principais características das camadas metálicas pertencentes a este duto flexível e as propriedades obtidas do perfil modelado da armadura de pressão, considerando a metodologia proposta no capítulo 3 para equiparação do passo desta com o passo da carcaça intertravada.

Tabela 5.5. Dados principais da geometria das camadas metálicas do duto flexível de 4” – carcaça + armadura.

	<i>Carcaça Intertravada</i>	<i>Armadura de Pressão</i>	
		Real	Modelo
<b>R<sub>med</sub></b>	53,935 mm	64,77 mm	64,77 mm
<b><math>\alpha</math></b>	88°	86,5°	88,33°
<b>L<sub>p</sub></b>	11,83 mm	24,89 mm	11,83 mm
<b>n</b>	1	2	1
<b>h</b>	4,8 mm	6,312 mm	4,49 mm
<b>b</b>	20,66 mm	23,42 mm	23,54 mm
<b><math>\delta_0</math></b>	0,116 %	0,105 %	0,105 %
<b>D<sub>ext</sub> / h</b>	30,32	21,52	29,84
<b>A<sub>ci</sub></b>	103,24 mm <sup>2</sup>	52,88 mm	105,76 mm
<b>I<sub>x</sub></b>	558,06 mm <sup>4</sup>	187 mm <sup>4</sup>	177,81 mm <sup>4</sup>

Os gráficos de instabilidade obtidos na análise de colapso hidrostático do modelo de 4” e estrutura 2 são exibidos na Figura 5.13 para a carcaça intertravada e para a armadura de pressão, onde se pode perceber semelhança com os gráficos obtidos das análises

anteriores. Observa-se também pequena diferença entre os gráficos da carcaça e da armadura de pressão, justificada pela alta rigidez dos elementos de contato.

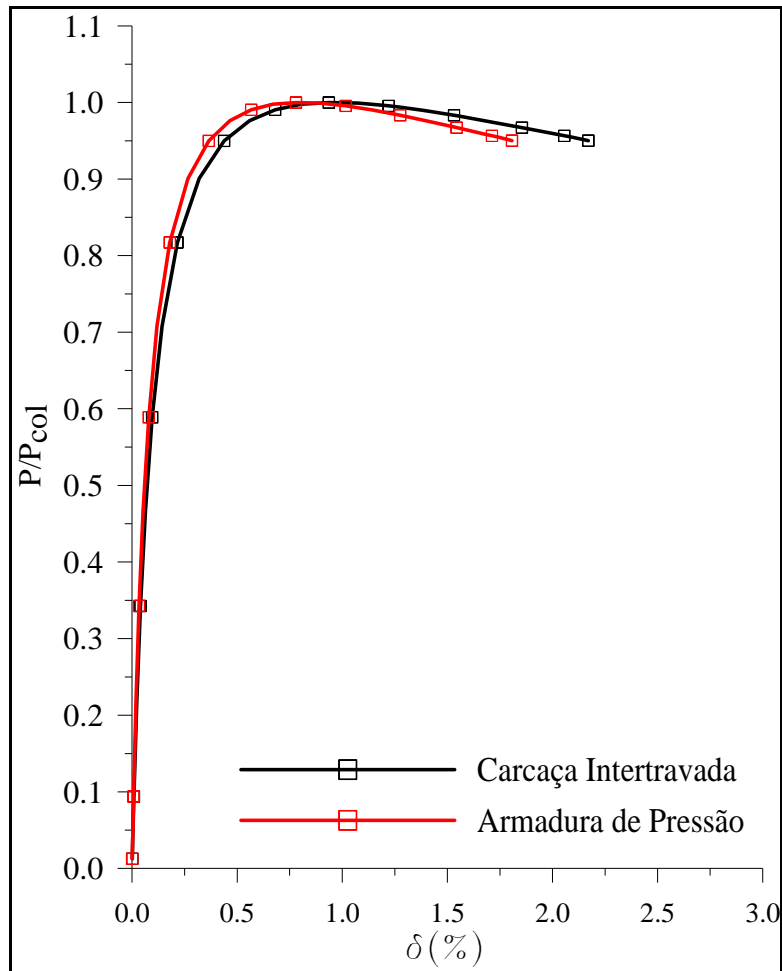
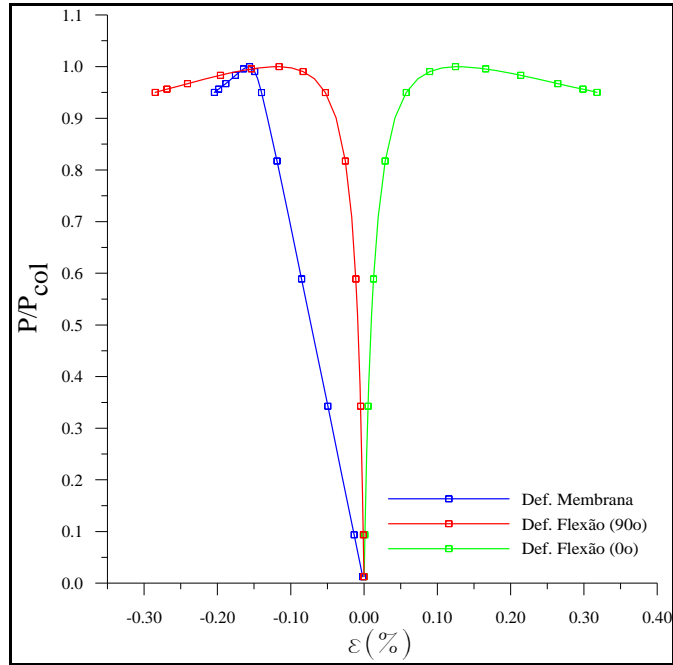
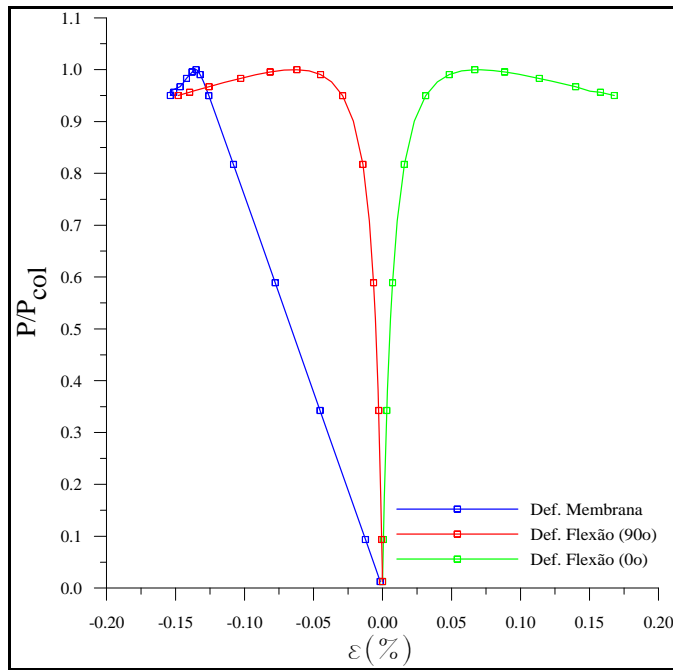


Figura 5.13. Gráfico de variação da pressão externa por ovalização dos resultados obtidos dos modelos representativos do duto flexível de 4'' – carcaça + armadura.

A Figura 5.14 exibe as curvas de pressão normalizada por deformação nos elementos superior e inferior, respectivamente contendo os nós posicionados a  $90^\circ$  e a  $0^\circ$  em relação ao eixo X no sentido anti-horário. Nela pode-se perceber que o comportamento das deformações de membrana e flexão são compatíveis com a resposta esperada ao carregamento por pressão externa.



(a)



(b)

Figura 5.14. Curvas de pressão normalizada por deformações resultantes do modelo de duto flexível de 4" – carcaça + armadura com espaço anular íntegro dos nós a 90° e a 0° para a carcaça intertravada (a) e para a armadura de pressão (b).

A pressão de colapso obtida neste modelo foi de 27,26 MPa. A tensão máxima na carcaça intertravada foi de 494,87MPa, observada nas fibras superiores de perfis situados na espira central em posição a 90° no sentido horário em relação ao eixo X (ponto superior do eixo de menor raio da seção de maior ovalização), abaixo do valor de 534,22 MPa considerado para tensão de escoamento da carcaça intertravada. A Figura 5.15 ilustra a configuração deformada da carcaça intertravada do modelo estudado, com os elementos desenhados com seus respectivos perfis deformados, ao longo de 20 espiras em torno da espira de maior ovalização. Esta figura é apresentada em escala de cores correspondente ao nível de tensão equivalente obtido em cada coordenada do modelo.

Para a armadura de pressão, a tensão equivalente máxima verificada no modelo foi de 426,39 MPa, também abaixo de sua tensão de escoamento de 789,12 MPa, obtida da curva de tensão por deformação nominal. A Figura 5.16 ilustra a configuração deformada da armadura de pressão nas imediações da espira central em escala de tensões análoga à aplicada na Figura 5.15 e também com os perfis dos elementos desta camada plotados nas posições dos respectivos elementos.

No passo de carga relativo ao colapso, a ovalização observada na carcaça intertravada foi de 0,93% e a ovalização relativa à armadura de pressão foi verificada a 0,78%.

Percebe-se que o modelo prevê o colapso no regime elástico tanto da carcaça intertravada quanto da armadura de pressão, o que é compatível com a suposição de que as camadas comportam-se como cascas de semi-espessas a finas sob carregamento de pressão externa.

As Figuras 5.17 ilustram duas deformadas obtidas do modelo completo, em escala de cores relativa aos deslocamentos verticais dos elementos, e com os elementos representados apenas pelas respectivas linhas neutras. A Figura 5.17.a apresenta a configuração deformada de todo o modelo em vista lateral e a Figura 5.17.b apresenta uma vista isométrica aproximada na região colapsada, evidenciando que o modo de falha obtido é compatível com o modo de falha experimental do duto flexível de 4" e estrutura 2.

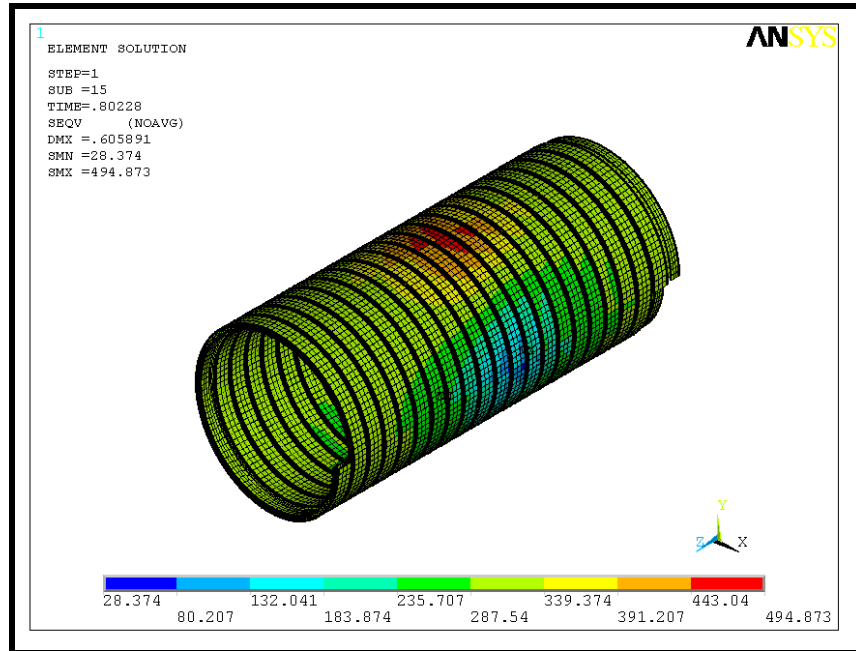


Figura 5.15. Deformada dos perfis da carcaça intertravada do duto flexível de 4” – carcaça + armadura em modelo em condição de espaço anular íntegro sob escala de cores representativas das tensões equivalentes de Von Mises obtidas e em MPa.

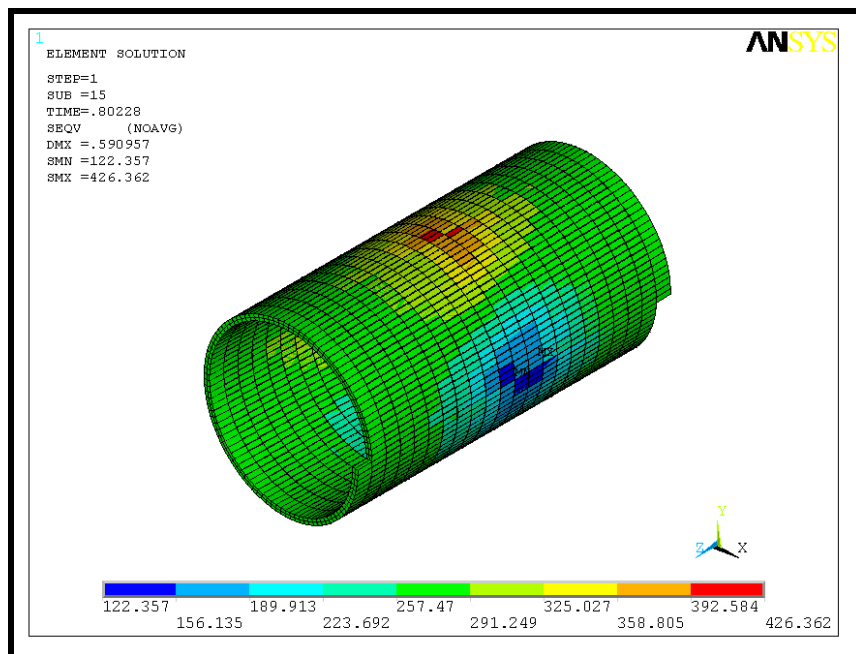
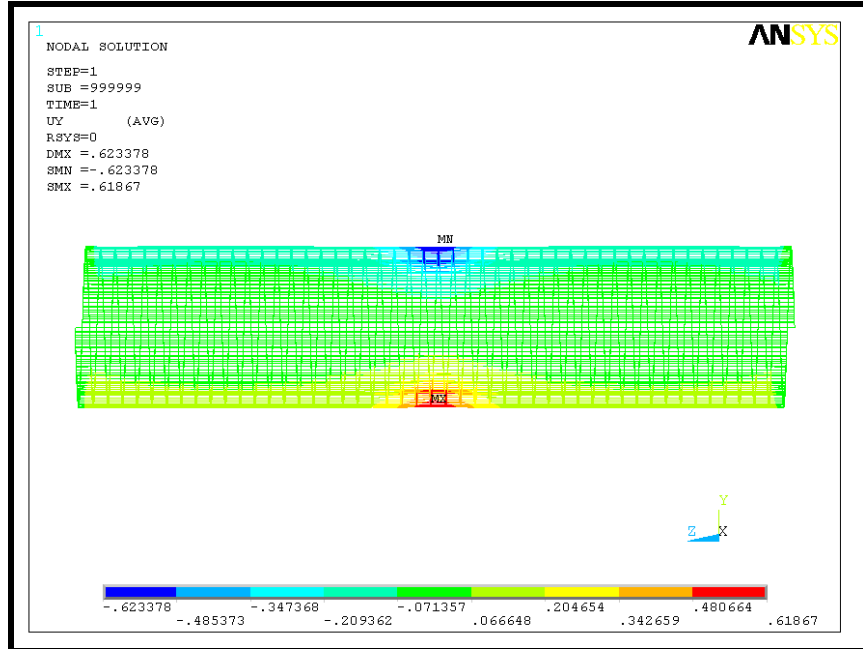
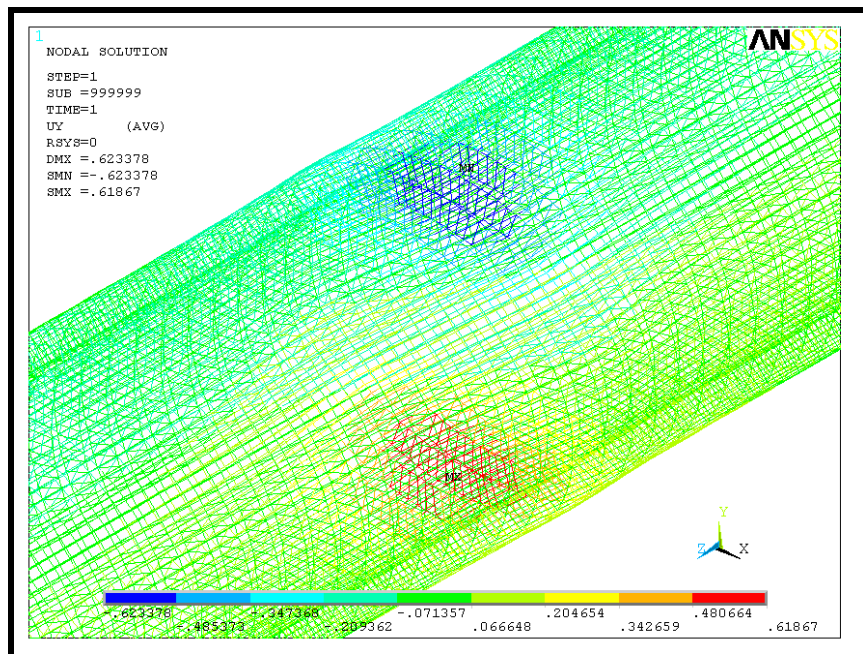


Figura 5.16. Deformada dos perfis da armadura de pressão do duto flexível de 4” – carcaça + armadura do modelo em condição de espaço anular íntegro sob escala de cores representativas das tensões equivalentes de Von Mises obtidas e em MPa.





(a)



(b)

Figura 5.17. Deformadas obtidas do modelo representativo do duto flexível de 4"- carcaça + armadura em espaço anular íntegro com 61 espiras de comprimento e 100 elementos por espira em vista lateral (a) e isométrica aproximada e com aumento de 15 vezes (b).

### 5.3.2. Anular Alagado

O modelo utilizado para analisar o colapso hidrostático do duto flexível de 4" e estrutura 2 sob condição de espaço anular alagado é igual ao utilizado supondo espaço anular íntegro. Entretanto, a pressão externa é aplicada na carcaça intertravada.

De forma análoga ao raciocínio conduzido para aplicação das condições de contorno no modelo baseado em elementos de casca, não foram realizadas alterações nas condições de contorno aplicadas a este modelo em relação à representação do espaço anular íntegro. Esta aproximação para a determinação da pressão crítica é justificada devido às pequenas ovalizações iniciais obtidas no momento do colapso hidrostático.

A pressão de colapso obtida deste modelo foi de 17,13 MPa e as ovalizações máximas no passo de carga relativo ao colapso foram de 2,06% para a carcaça intertravada e de 1,13% para a armadura de pressão. As curvas de pressão normalizada aplicada na carcaça intertravada pelas ovalizações identificadas nas camadas metálicas são comparadas na Figura 5.18.

Conforme esperado, o comportamento das duas camadas metálicas modeladas é bastante diferente. Pode-se perceber que a resposta estrutural da armadura de pressão à variações de pressão é manifestada em torno de  $0.7 \cdot P_{col}$ .

A Figura 5.19 exhibe as curvas de pressão normalizada por deformação nos elementos superior e inferior, respectivamente contendo os nós posicionados a  $90^\circ$  e a  $0^\circ$  em relação ao eixo X no sentido anti-horário. Através dela, pode-se perceber a influência das condições de contorno do modelo uma vez que para a carcaça intertravada as deformações de flexão dos nós inferiores, a  $0^\circ$ , apresentam menor magnitude relativamente às mesmas deformações verificadas nos nós superiores, a  $90^\circ$ .

Além disso, pode-se verificar através da análise das deformações obtidas que a armadura de pressão apresenta predominantemente deformações de flexão. Pode-se dizer, portanto, que o modelo prevê somente esforços de flexão nesta camada para este modo de falha.

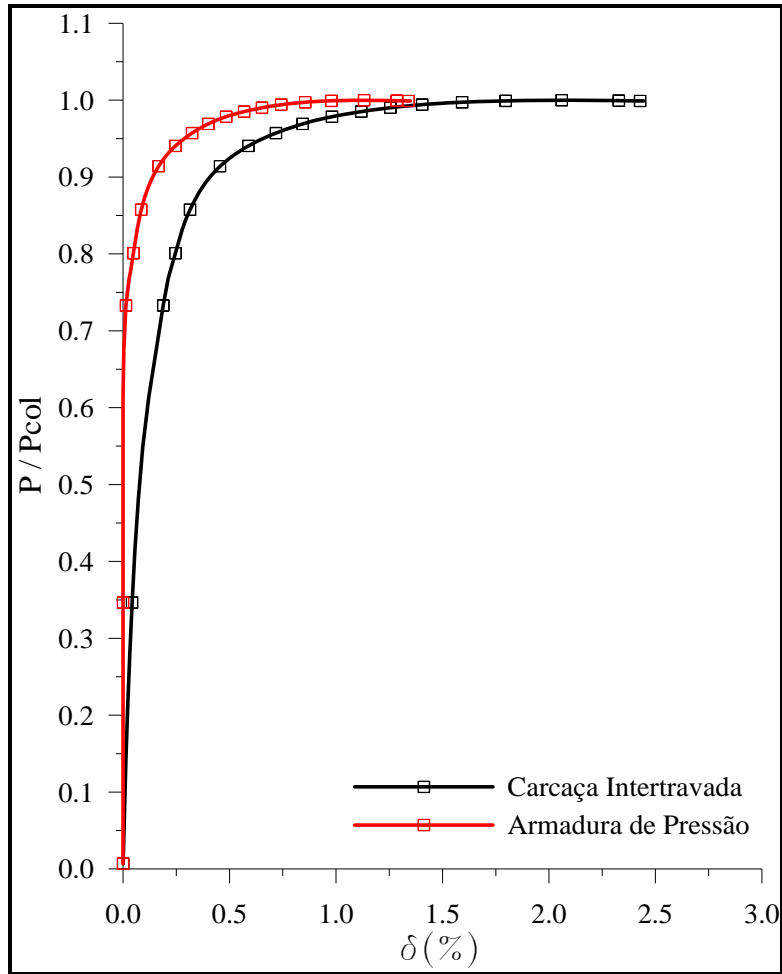
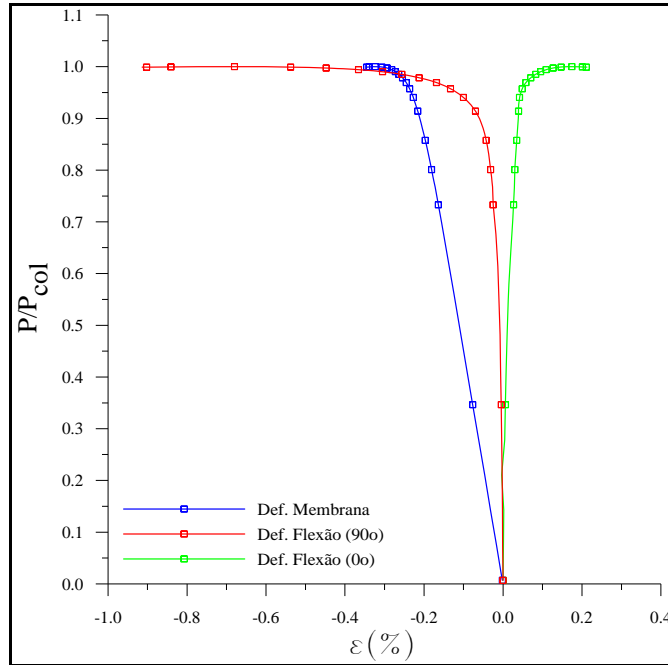


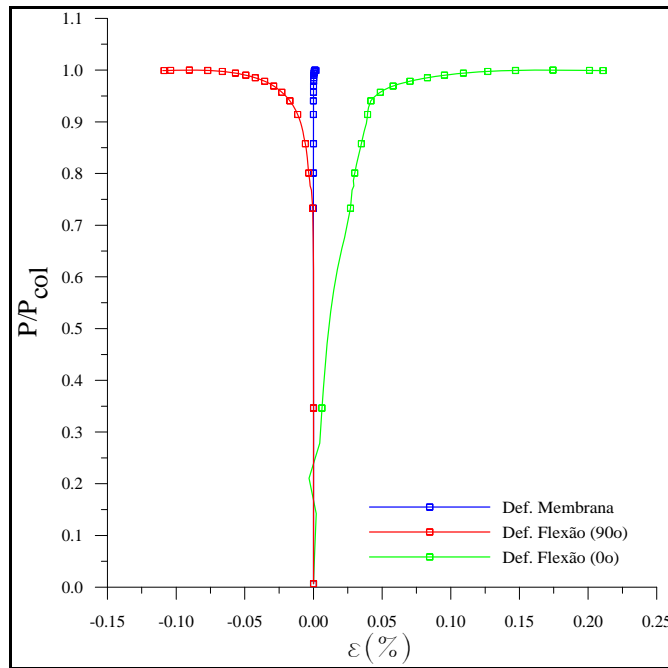
Figura 5.18. Gráfico de variação da pressão externa por ovalização dos resultados obtidos do modelo representativo do duto flexível de 4" e estrutura 2 com espaço anular alagado.

No passo de carga referente à pressão de colapso, foi identificada no elemento mais solicitado da carcaça intertravada a tensão máxima de 620,41 MPa, relativamente maior que a tensão de escoamento do material e evidenciando que o modo de falha relativa ao colapso confinado ocorre no regime plástico do material.

Na armadura de pressão, entretanto, a tensão máxima observada foi de 179 MPa, evidenciando pouca sollicitação desta em relação aos casos estudados anteriormente. O mecanismo de instabilidade se estabelece no regime plástico na carcaça intertravada e elástico para a armadura de pressão. A Figura 5.20 apresenta a carcaça intertravada em escala de cores correspondente a magnitude das tensões equivalentes de Von Mises, onde pode-se perceber a grande sollicitação prevista pelo modelo.



(a)



(b)

Figura 5.19. Curvas de pressão normalizada por deformações resultantes do modelo de duto flexível de 4” e estrutura 2 com espaço anular íntegro dos nós a 90° e a 0° para a carcaça intertravada (a) e para a armadura de pressão (b).

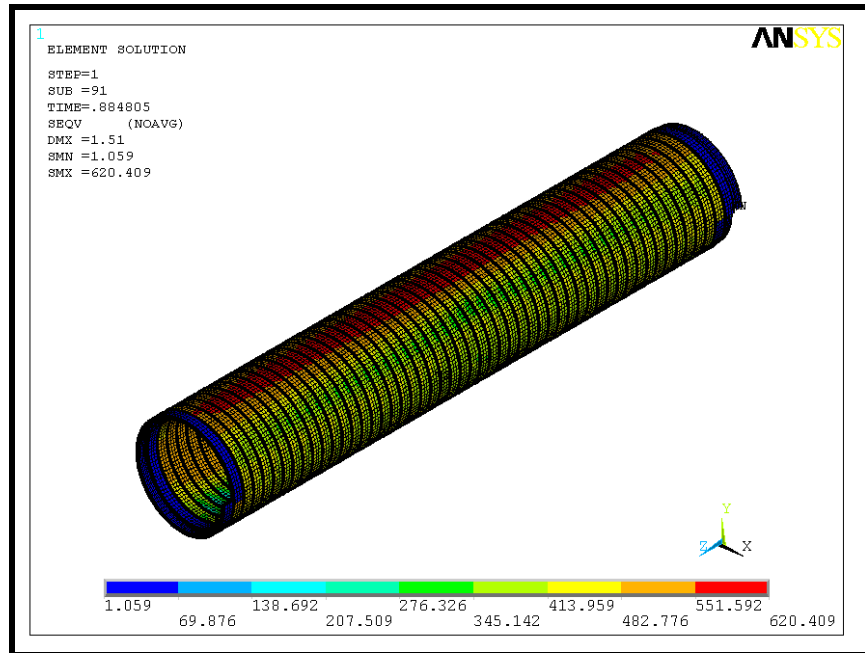
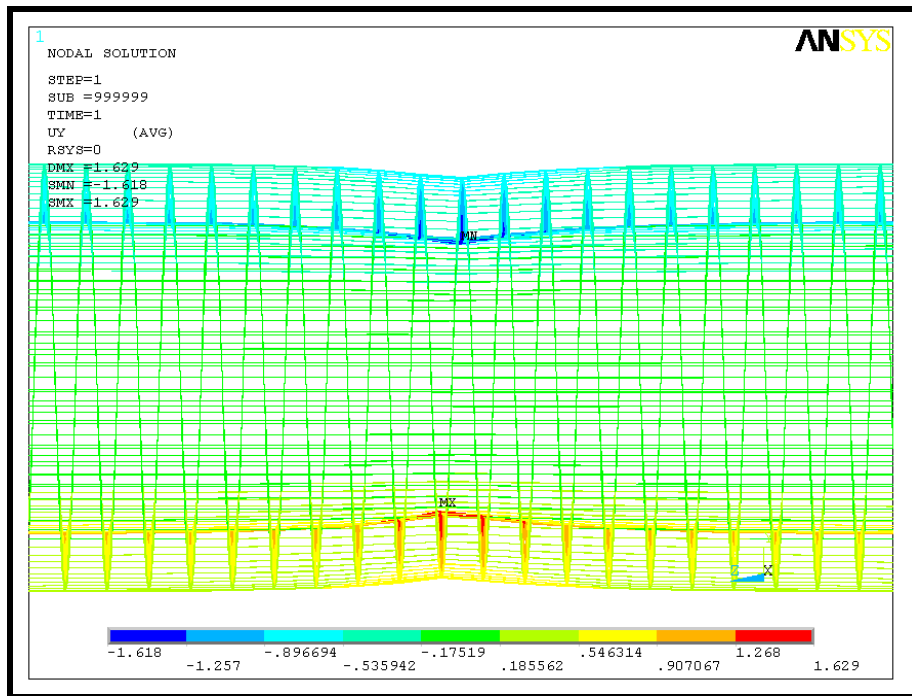


Figura 5.20. Deformada dos perfis da carcaça intertravada do duto flexível e 4ª e estrutura 2 em modelo representativo de espaço anular alargado sob escala de tensões em MPa.

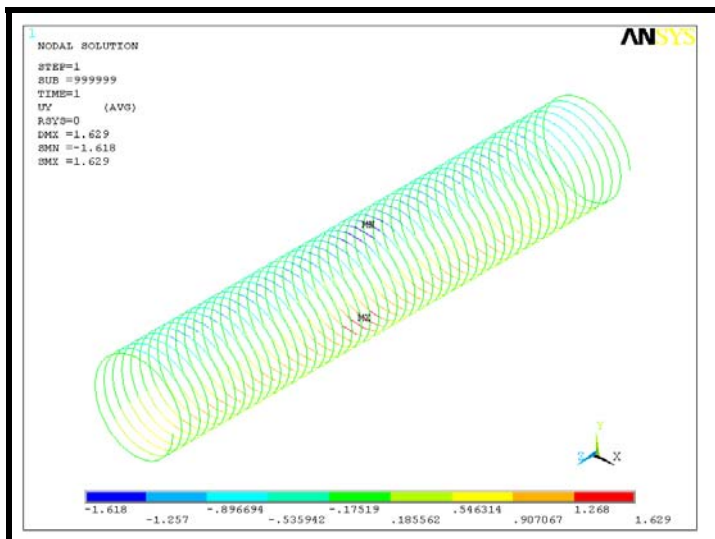
Para a análise do modo de falha obtido, a Figura 5.21.a apresenta uma vista lateral da deformada do duto com aumento de 10 vezes. As Figuras 5.21.b e 5.21.c exibem imagens em vistas isométricas das deformadas no momento do colapso respectivamente da carcaça intertravada e para a armadura de pressão do duto flexível modelado.

As figuras evidenciam que, de fato, a simetria imposta faz com que os nós situados na geratriz inferior do modelo tenham deslocamento vertical. Certamente este deslocamento faz com que a estimativa da pressão de colapso seja superestimada uma vez que o comportamento não é verificado no fenômeno real.

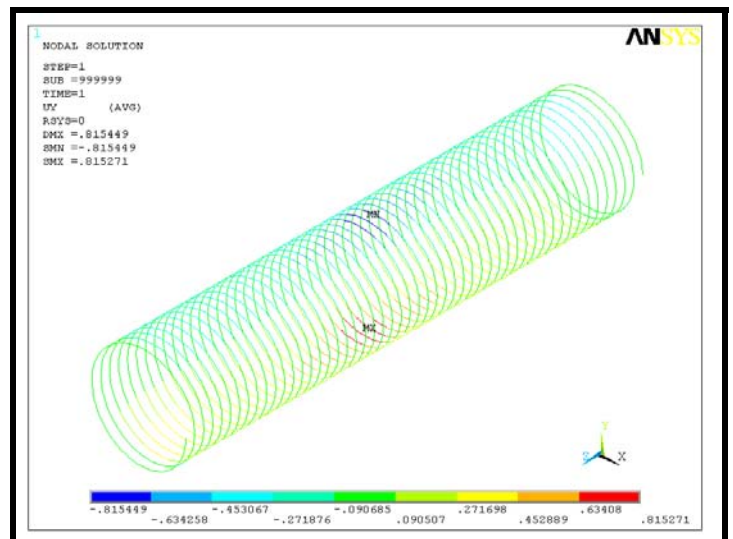
Devido a este fato, reitera-se que para aplicações futuras este modelo deve ser utilizado como uma aproximação e não como representativo fiel do fenômeno de instabilidade estrutural de dutos flexíveis sob carregamento de pressão externa.



(a)



(c)



(b)

Figura 5.21. Deformadas obtidas do modelo representativo do duto flexível de estrutura 2 e 4" em espaço anular alargado com 61 espiras de comprimento e 100 elementos por espira em vista lateral com aumento de 10 vezes e aproximada na seção de maior ovalização (a) e vistas isométricas aproximadas da armadura de pressão (b) e da carcaça intertravada (c).

#### 5.4. Análise de resultados

A Tabela 5.6 mostra a diferença entre os resultados experimentais obtidos em Souza (2002) e os resultados das análises ora em estudo.

Tabela 5.6 Comparação entre as pressões de colapso (em MPa) obtidas dos resultados experimentais e os resultados numéricos e devidas diferenças percentuais.

	4"			8"
	Estrutura 1	Estrutura 2		Estrutura 1
		Íntegro	Alagado	
Modelo de Viga	<b>5,95</b>	<b>27,26</b>	<b>17,13</b>	<b>6,64</b>
Teses Experimentais	<b>7,19</b>	<b>29,47</b>	<b>x</b>	<b>7,81</b>
Diferença	<b>-17,24 %</b>	<b>-7,5 %</b>	<b>x</b>	<b>-17%</b>

Pode-se observar, a partir dos resultados, que os modelos de estrutura 1 apresentam desvio maior que as previsões obtidas a partir da utilização do modelo de casca, entretanto, as margens de erro são praticamente iguais, em torno de 17%. O desvio obtido para a estrutura contendo a armadura de pressão superposta à carcaça intertravada é significativamente menor que o desvio verificado para as estruturas compostas somente pela carcaça intertravada.

Pode-se dizer que o modelo sugerido, considerando erros contidos devidos às aproximações consideradas, apresenta relativa compatibilidade com os resultados experimentais, prevendo até cargas de colapso conservadoras.

# *Capítulo 6*

## ANÁLISE DE DUTOS PRÉ-DEFORMADOS

O presente capítulo aborda uma aplicação dos modelos baseados em elementos finitos apresentados, apresentando um estudo relativo à influência de pré-deformações localizadas na pressão de colapso dos dutos flexíveis.

Chamam-se de pré-deformações quaisquer tipos de esforços aplicados a um equipamento, produzindo alterações na sua geometria e concentrando tensões residuais.

Conforme exposto anteriormente, estudos referentes à influência de moedas na pressão de colapso hidrostático de dutos rígidos indicam que a quantidade máxima de deformação gerada em sua seção transversal é diretamente proporcional à queda produzida na pressão crítica, independentemente de outros fatores, como a forma do objeto que gerou a deformação e a distribuição das imperfeições.

Istoposto, decidiu-se elaborar uma metodologia de análise que implique na elaboração de modelos que reproduzam da melhor forma possível a condição de um duto pré-deformado para, então, testá-los sob pressão externa. As análises foram conduzidas em três passos de carga, um para implantação da pré-deformação e outro para a aplicação da pressão externa no duto flexível.

Por conta da maior simplicidade dos modelos, esta metodologia será aplicada para o duto flexível de 4"- carcaça, sendo deixada a um trabalho futuro o estudo da influência de pré-deformações em dutos com de estrutura composta por carcaça e armadura de pressão.

Ao final deste estudo, pretende-se estabelecer comparações entre as previsões obtidas para cada estrutura testada bem como definir a influência da quantidade de penetração e da forma do objeto que gera a deformação.



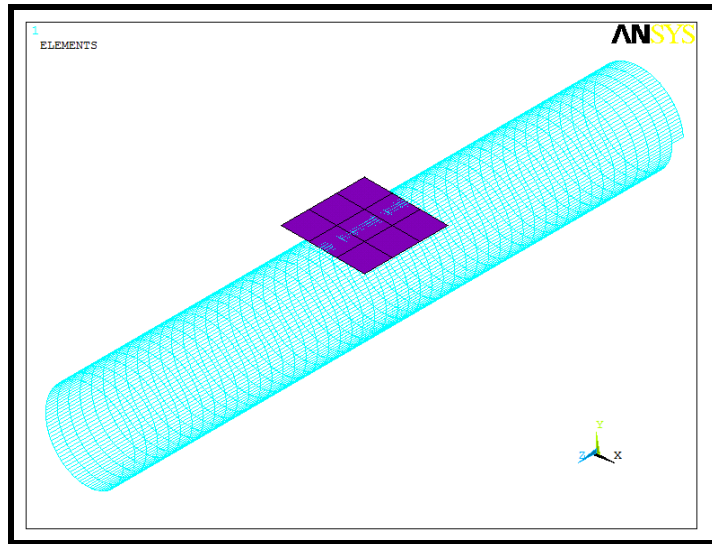
### ***6.1. Duto Flexível de 4” – carcaça***

A metodologia aplicada consistiu em produzir mossas com diferentes penetrações e diferentes dimensões dos identadores exatamente no centro do duto, onde a ovalização inicial é maior. Para este trabalho, foram escolhidas as penetrações de 2,5% e 5% do comprimento do raio do duto e com identadores planos, formados por elementos de casca de rigidez muito superior à do duto, de comprimentos com uma e duas vezes o diâmetro nominal do duto flexível.

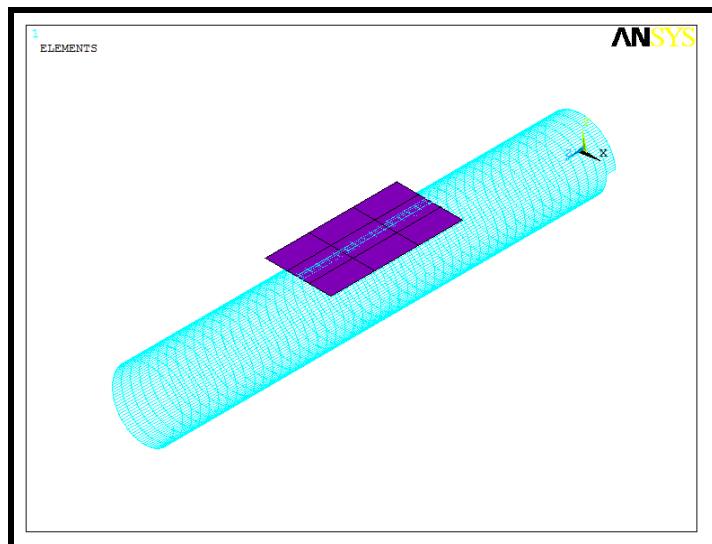
As Figuras 6.1.a e 6.1.b ilustram as dimensões dos penetradores adotados para o modelo do duto flexível de 4” e estrutura 1. Cabe ressaltar que em todas as análises foram impostos 3 passos de carga relativos, na seguinte ordem: implantação da mossa, relaxamento elástico do material e à aplicação da pressão externa. Além disso, a malha de elementos utilizada foi a resultante da verificação de malha conduzida no capítulo anterior, ou seja, o modelo utilizado possui comprimento de 49 espiras e 100 elementos por espira.

Para se estabelecer a aplicação da mossa, o passo de carga que envolve a aplicação do penetrador apresenta condições de contorno a mais em relação ao passo de carga relativo à aplicação da pressão externa. Uma refere-se à restrição dos nós situados a 270° ao deslocamento no eixo Y global. (que evita movimento de corpo livre) e outra às condições de contorno dos nós laterais do modelo, uma vez que estas contêm simetria inexistente para a aplicação da mossa. Estas últimas são desconsideradas no passo de carga da aplicação da mossa.

No passo de carga relativo à aplicação da pressão externa, as condições de contorno aplicadas foram iguais às aplicadas nos dutos íntegros, ou seja, simetrias em relação aos planos XZ e em relação ao eixo YZ “rebatidos” no plano perpendicular à direção de assentamento dos arames nos nós situados nestes planos, além do engastamento das espiras inicial e final do duto.



(a)



(b)

Figura 6.1. Vistas do modelo com 49 espiras de comprimento com 100 elementos com indentador de comprimento igual a uma vez o diâmetro nominal do duto (a) e indentador de comprimento igual a duas vezes o diâmetro nominal do duto flexível (b).

Os principais dados geométricos da carcaça intertravada do duto em questão foram indicados no capítulo anterior, e o detalhamento dimensional do mesmo é exposto no Anexo A deste trabalho.

### 6.1.1. Mossa com penetração de 2,5% \* $R_{int}$

#### 6.1.1.1. Penetrador de comprimento $1 * D_{int}$

A curva de pressão externa por variação do raio obtida desta análise é ilustrada na Figura 6.2, tendo sido obtida a pressão de colapso de 5,99 MPa.

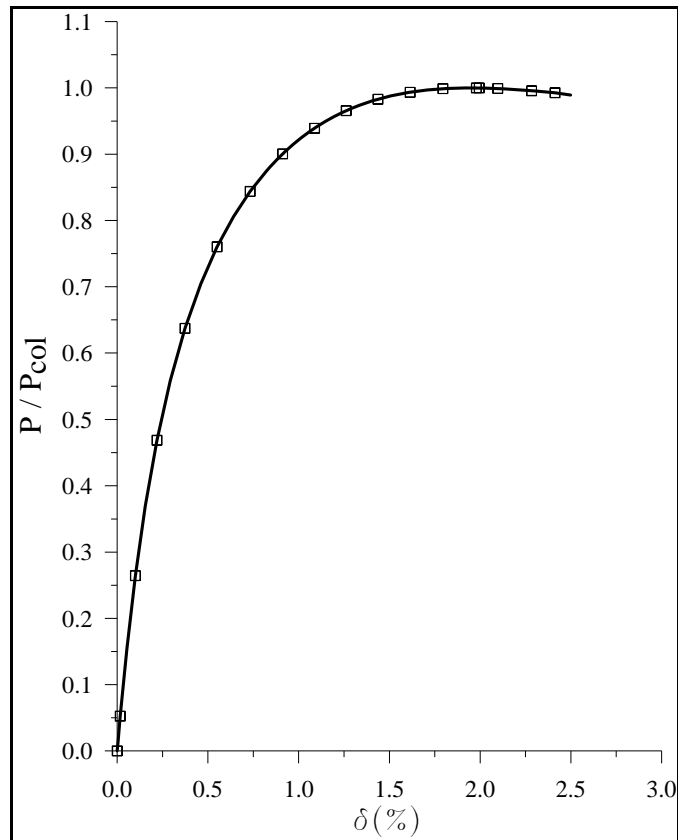


Figura 6.2. Gráfico de variação da pressão externa normalizada por ovalização obtida dos modelos representativos do duto flexível de 4'' - carcaça com mossas de 2,5% do raio interno de penetração com indentador de comprimento igual a  $1 * D_{int}$ .

As tensões máximas foram obtidas na geratriz superior do modelo após o primeiro e o terceiro passos de carga e são detalhadas nas Figuras 6.3.a e 6.3.b, onde podem ser vistas as deformadas do modelo em escalas de cores referentes às tensões equivalentes de Von Mises obtidas. Ao final do primeiro passo de carga, na aplicação da mossa, foi obtida tensão máxima de 435,78 MPa e após o relaxamento elástico a tensão equivalente máxima foi reduzida à 23 MPa.

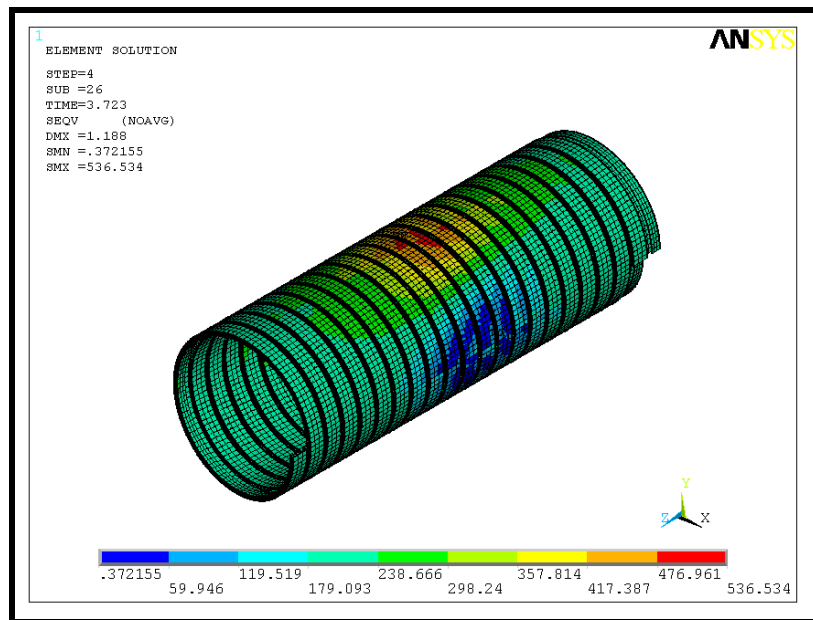
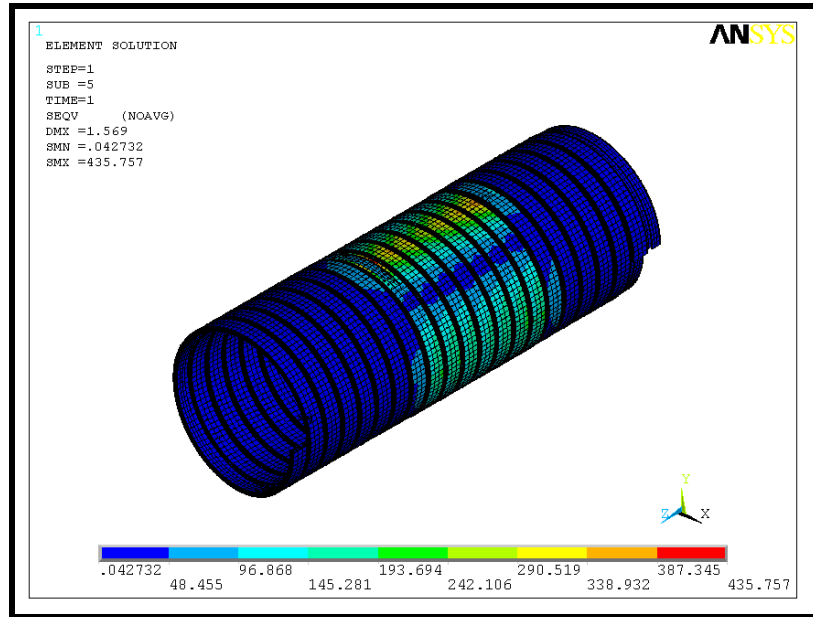


Figura 6.3. Deformadas da do modelo do duto flexível de 4” - carcaça após aplicação de mossa equivalente à penetração de  $2,5\% \cdot R_{med}$  com penetrador de  $1 \cdot D_{int}$  ilustrando variação de tensões equivalentes de Von Mises, em MPa, na aplicação do dano (a) e no colapso do duto (b).

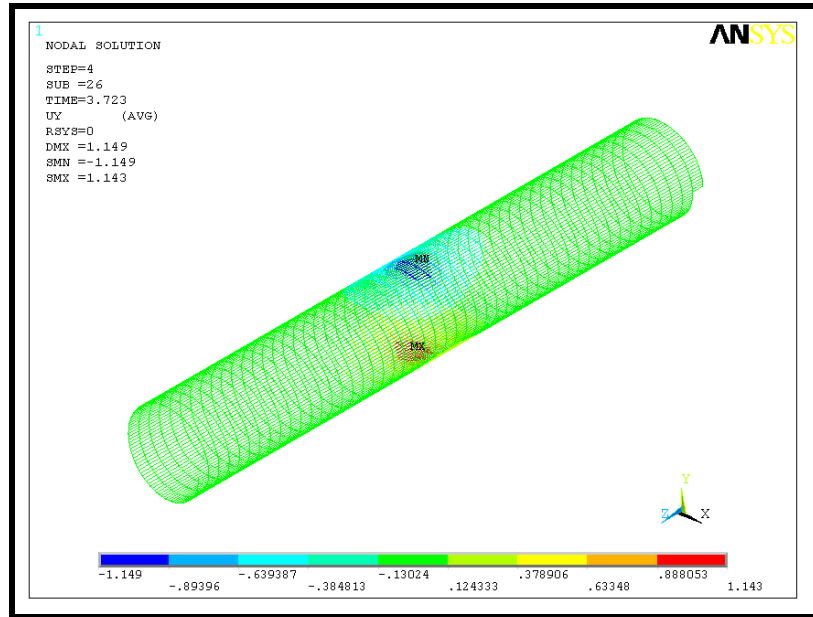
Pode-se dizer que as tensões residuais, após o relaxamento elástico do material, apresentaram-se bem distribuídas ao longo dos arames a níveis bastante baixos. A ovalização gerada na espira central (onde é aplicada a ovalização máxima obtida do dimensionamento) após a aplicação da mossa é de 2,28% e após o relaxamento elástico a ovalização residual é um pouco maior que 0,494%. Portanto, o recuo devido ao relaxamento elástico do material praticamente fez o duto retornar à sua configuração original.

Quando do colapso da carcaça intertravada, a tensão máxima obtida nos arames pertencentes ao modelo foi de 536,53 MPa, o que é praticamente igual à tensão de escoamento considerada do material e 123% da tensão imposta pelo penetrador. Isto implica em dizer que o colapso induzido após a aplicação da mossa não se dá no regime elástico.

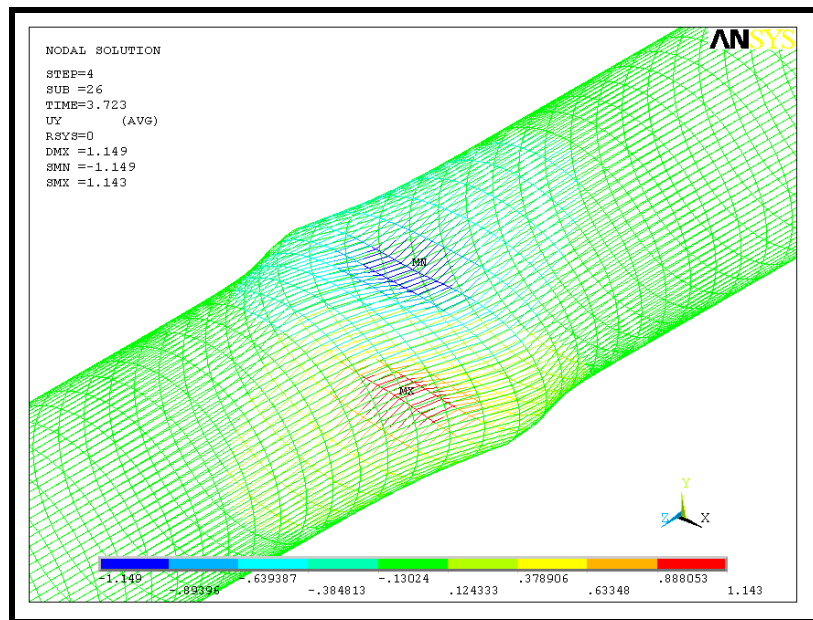
A variação de raio mínimo obtido ao final da indentação no nó de máxima ovalização foi de 0,992 mm, um pouco menor em relação ao deslocamento imposto pelo penetrador devido à dificuldades na configuração perfeita do contato entre os elementos de casca de elevada rigidez do penetrador e os elementos de viga pertencentes à carcaça intertravada.

As Figuras 6.4.a e 6.4.b ilustram as deformadas em escala real do duto ao colapso, evidenciando que seu modo de falha não se difere em relação ao obtido em dutos intactos. Percebe-se pequena diferença entre os deslocamentos obtidos entre os nós situados na geratriz superior e inferior do menor diâmetro da seção de maior ovalização, equivalente às diferenças obtidas no capítulo anterior para o colapso de dutos considerados intactos.

Finalmente, em relação à pressão de colapso numérica para o duto intacto, ao contrário do que se esperava, a presença da mossa induziu pressão de colapso superior à do mesmo modelo considerando premissa de modelo intacto. Dentre as possíveis justificativas para este resultado podem ser consideradas as altas rigidezes de mola utilizadas, uma vez que as altas forças internas geradas podem gerar efeitos indesejados no comportamento do duto, e a forma do penetrador que, por ser completamente reto, não conseguiu induzir mossa uniforme na seção de maior ovalização.



(a)



(b)

Figura 6.4. Deformadas da geratriz superior do modelo do duto flexível de 4” - carcaça e massa de  $2,5\% \cdot R_{med}$  de penetração com penetrador de  $1 \cdot D_{int}$  ilustrando variação deslocamentos, em mm, no colapso em escala real (a) e aumentada em 20 vezes (b).

### 6.1.1.2. Penetrador de comprimento $2*D_{int}$

Com a utilização de um penetrador de um diâmetro maior em relação ao utilizado anteriormente, foi obtida a curva de colapso registrada na Figura 6.5 onde pressão de colapso tomada como referência para normalização da pressão foi de 5,99 MPa.

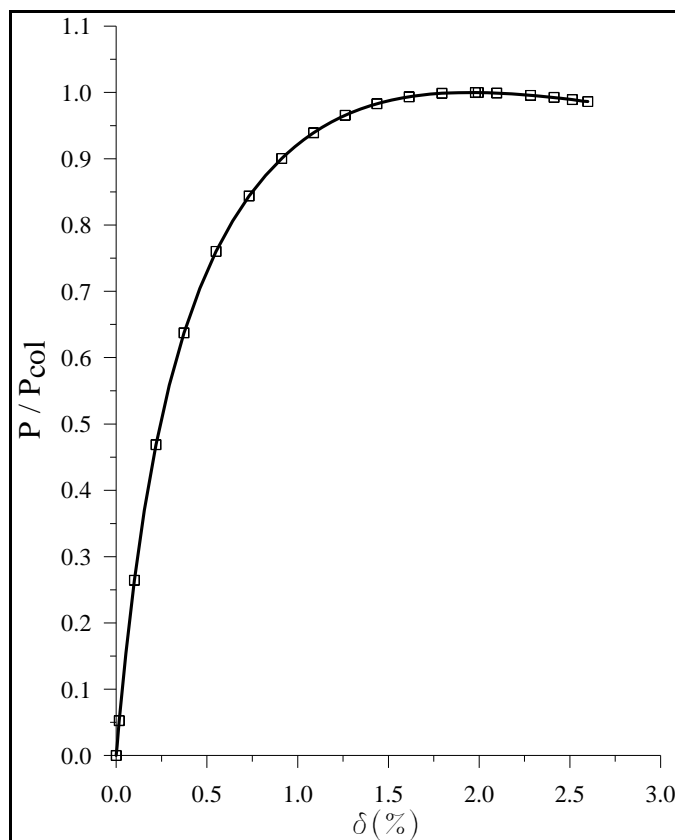
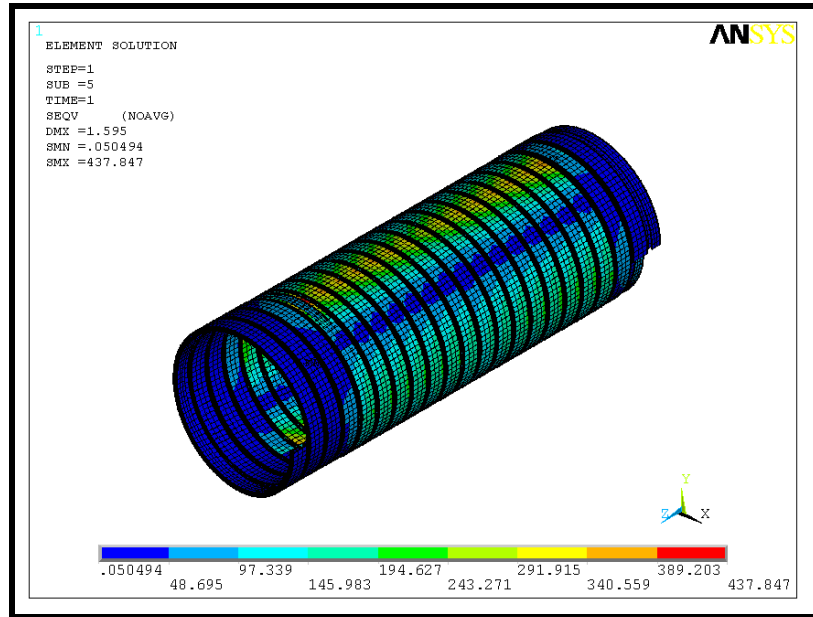
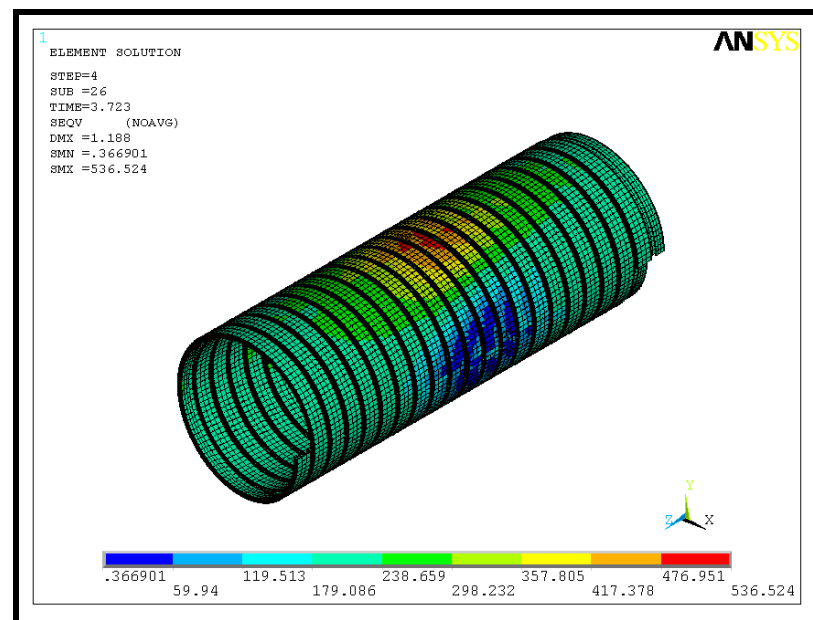


Figura 6.5. Gráfico de variação da pressão externa normalizada por variação de raio mínimo obtida dos modelos representativos do duto flexível de 4'' e estrutura 1 com massa de 2,5% do raio interno de penetração com indentador de comprimento igual a  $2*D_{int}$ .

As tensões equivalentes máximas obtidas na geratriz superior do modelo estão ilustradas nas Figuras 6.6.a e 6.6.b tanto para o processo de indentação quanto no momento do colapso estrutural. Tendo em vista a tensão equivalente de Von Mises máxima gerada pelo processo de indentação a 437,85 MPa, pode-se dizer que o processo ora modelado não gera aumento do nível de deformação à frio original do material. Após o relaxamento elástico, a tensão equivalente de Von Mises máxima verificada foi de 24,30 MPa.



(a)



(b)

Figura 6.6. Deformadas da geratriz superior do modelo do duto flexível de 4” - carcaça e mossa equivalente à penetração de  $2,5\% \cdot R_{med}$  com penetrador de  $2 \cdot D_{int}$  ilustrando variação de tensões, em MPa, na aplicação do dano (a) e no colapso do duto (b).

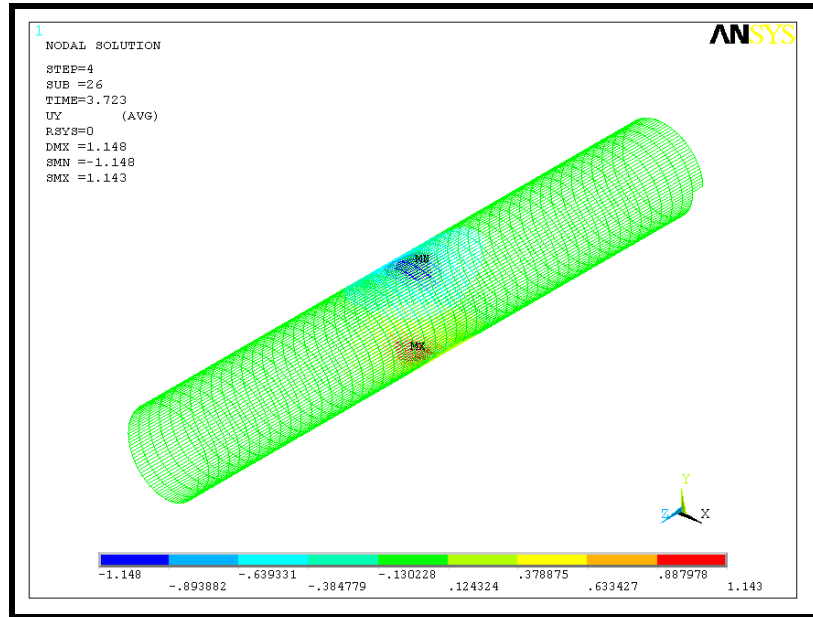


A ovalização imposta ao duto flexível após a aplicação da mocha foi de 2,27%, e a ovalização obtida após o relaxamento elástico do material foi observada em 0,494%. Portanto, ao compararmos os valores dessas ovalizações com os obtidos pelo modelo anterior, pode-se inferir que o comprimento do indentador gerou pouca alteração nos resultados.

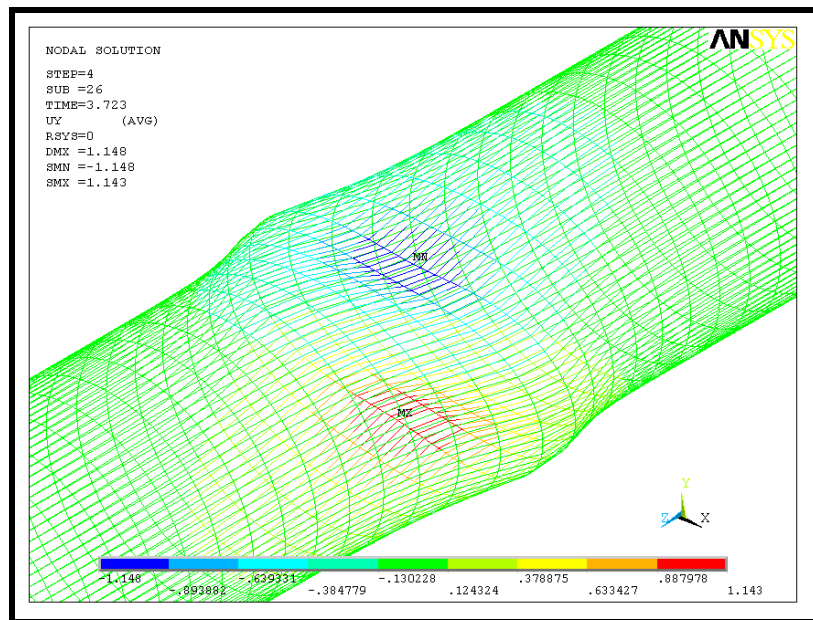
A tensão máxima obtida nos elementos situados na geratriz superior do duto no momento do colapso foi de 536,52 MPa, valor bastante semelhante ao obtido no modelo com penetrador de metade do seu comprimento e que é praticamente igual à tensão de escoamento do material e é superior à tensão gerada pelo processo de indentação. Com isso, pode-se dizer que o colapso manifesta-se no regime plástico do material, comportamento igual ao observado para o indentador de um diâmetro nominal de comprimento.

As Figuras 6.7.a e 6.7.b ilustram as deformadas em escala real do duto no passo de carga relativo ao colapso, evidenciando que seu modo de falha não se difere em relação ao obtido em dutos intactos. Percebe-se pequena diferença entre os deslocamentos obtidos entre os nós situados na geratriz superior e inferior do menor diâmetro da seção de maior ovalização.

Pode-se dizer que a pressão de colapso também não sofreu alterações em relação tanto ao resultado da análise executada supondo o duto intacto e em relação à que previu aplicação de mocha com penetração igual realizada por um indentador de comprimento inferior. Observa-se que o comprimento do indentador não gerou alterações nos resultados.



(a)



(b)

Figura 6.7. Deformadas da geratriz superior do modelo do duto flexível de 4''- carcaça e massa de  $2,5\% \cdot R_{med}$  de penetração com penetrador de  $2 \cdot D_{int}$  ilustrando variação deslocamentos, em mm, no colapso em escala real (a) e aumentada em 15 vezes (b).

### 6.1.2. Mossa com penetração de 5% \* $R_{int}$

Os modelos relativos à penetração sugerida foram conduzidos de forma exatamente igual aos modelos anteriores. Ressalta-se que todos os resultados devem ser correlacionados com testes experimentais, trabalho esse que é fortemente sugerido para a continuação dos estudos envolvendo o presente modelo de viga.

#### 6.1.2.1. Penetrador de comprimento $1 * D_{int}$

Relativamente às condições de contorno e à metodologia de aplicação das cargas, não houveram alterações em relação às análises conduzidas para as penetrações impostas no penetrador de 2,5% do  $R_{med}$ . A Figura 6.8 ilustra a curva de pressão por ovalização.

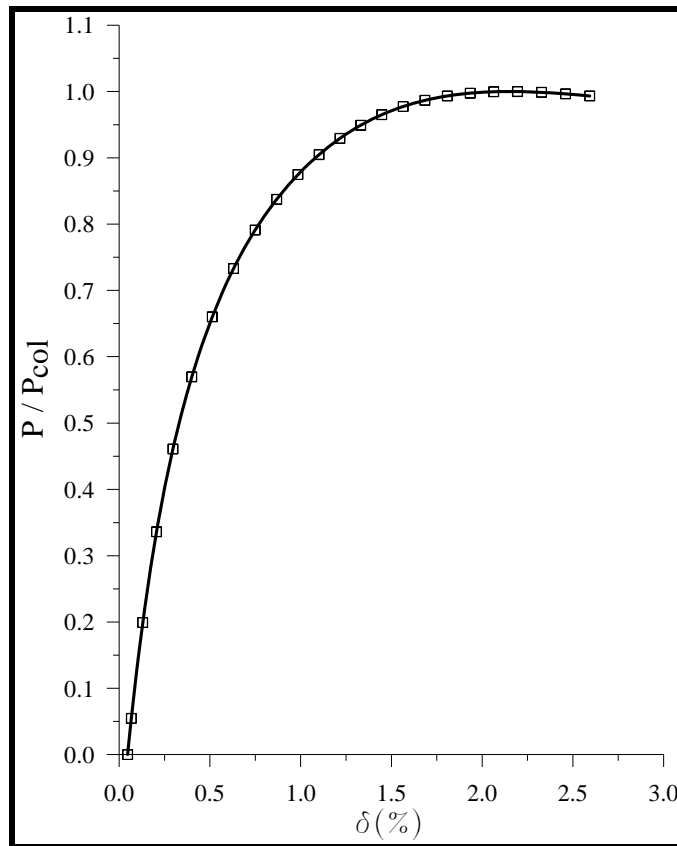


Figura 6.8. Gráfico de variação da pressão externa normalizada por variação de raio mínimo obtida dos modelos representativos do duto flexível de 4'' - carcaça com mossas de 5% do raio médio de penetração com indentador de comprimento igual a  $1 * D_{int}$ .

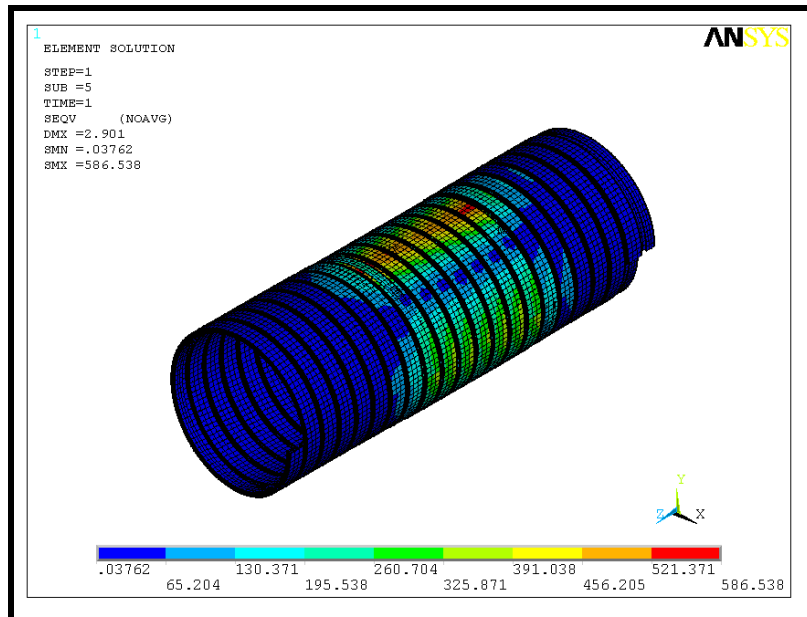
A pressão de colapso obtida para este modelo possui o valor de 5,85 MPa e as tensões máximas foram obtidas na geratriz superior do modelo após o primeiro e o terceiro passos de carga, sendo detalhadas nas Figuras 6.3.a e 6.3.b. Nestas, podem ser vistas as deformadas do modelo em escalas de cores referentes às tensões equivalentes de Von Mises obtidas. Ao final do primeiro passo de carga, na aplicação da massa, foi obtida tensão máxima de 586,54 MPa e após o relaxamento elástico a tensão equivalente máxima foi reduzida à 248,65 MPa.

A ovalização induzida no modelo após a aplicação da massa foi de 4,06%, sendo esta reduzida a um valor de 0,56% após o relaxamento elástico do material. Pode-se concluir a partir das deformações obtidas após o primeiro e o segundo passos de carga que o duto não retorna à sua configuração inicial uma vez que a ovalização inicial no passo de carga relativo à aplicação da pressão externa é maior relativamente à ovalização inicial do duto (0,494%).

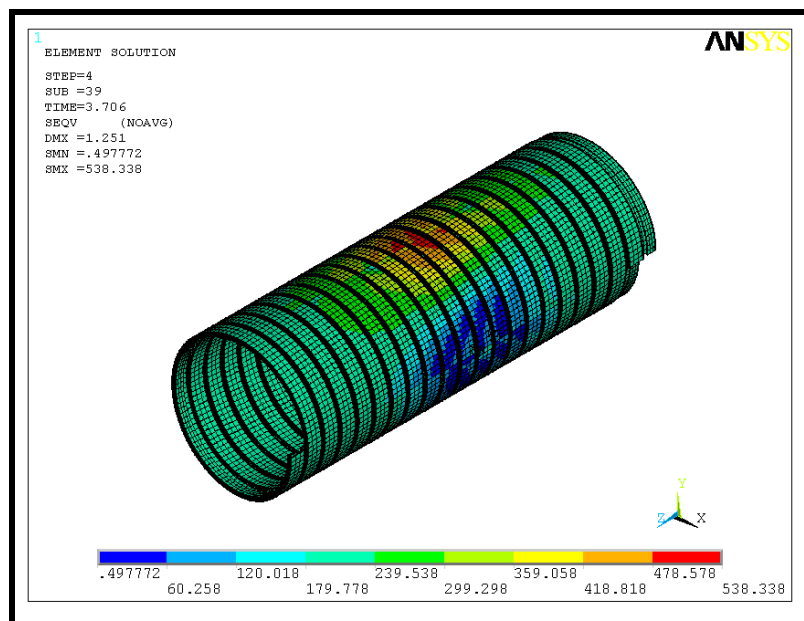
No passo de carga relativo ao colapso, foi verificada tensão equivalente de Von Mises em torno de 538,34MPa, conforme ilustrado na Figura 6.9.b. Este valor é apenas 4MPa maior que a tensão de escoamento considerada para o material da carcaça intertravada e indica que mesmo a grande penetração imposta não exerceu significativa alteração na pressão de colapso do duto.

Ressalta-se também que a tensão equivalente de Von Mises induzida no momento do colapso para este modelo é aproximadamente igual às tensões induzidas nos prevendo penetração de  $2,5\% \cdot R_{int}$ , indicando que a quantidade de penetração, apesar de influenciar no valor de pressão de colapso, pouco influencia na tensão gerada no momento de redução de rigidez estrutural e ocorrência de instabilidade.

As Figuras 6.10 e 6.11 ilustram as deformadas em vista isométrica do duto flexível modelado e através dela pode-se perceber que não houve variações significativas no modo de falha gerado.

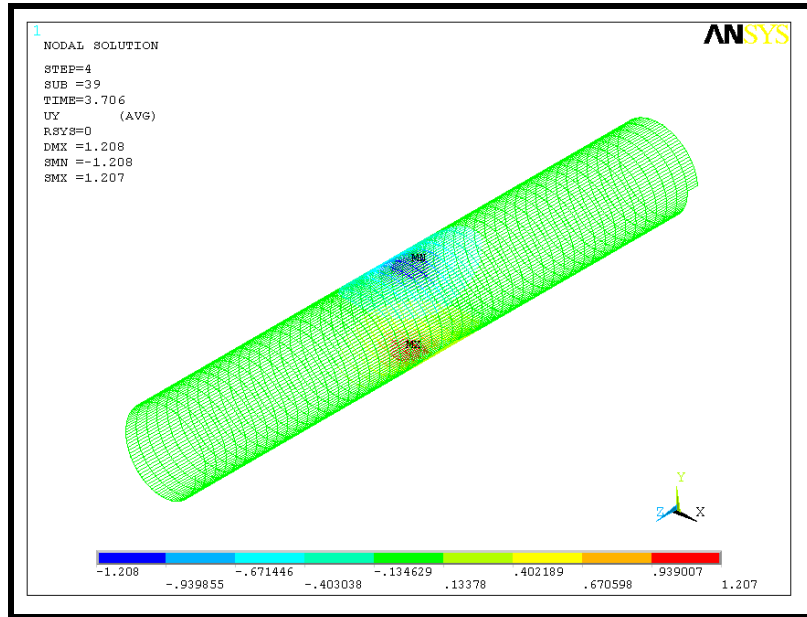


(a)

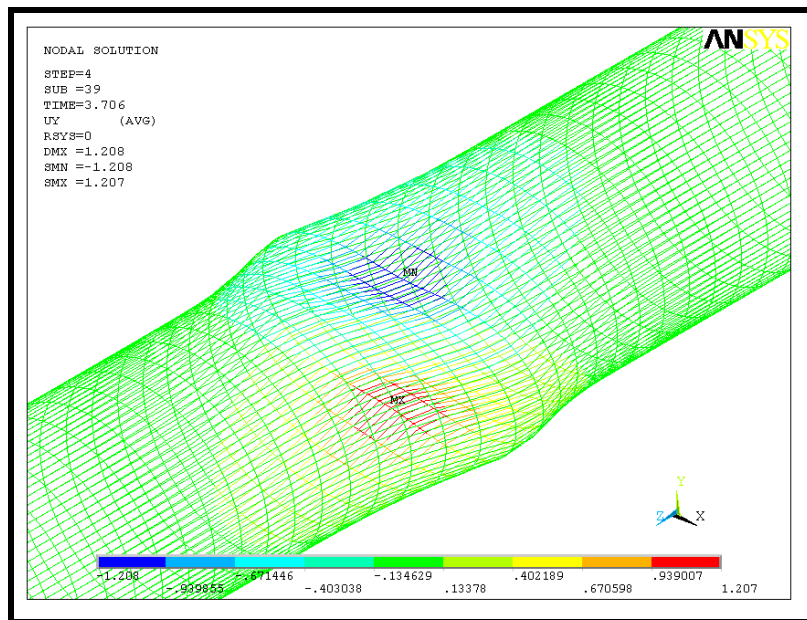


(b)

Figura 6.9. Deformadas da geratriz superior do modelo do duto flexível de 4"- carcaça e mossa equivalente à penetração de  $2,5\% \cdot R_{med}$  com penetrador de  $2 \cdot D_{int}$  ilustrando variação de tensões, em MPa, na aplicação do dano (a) e no colapso do duto (b).



(a)



(b)

Figura 6.10. Deformadas da geratriz superior do modelo do duto flexível com de 4''-carcaça e moosa de  $5\% \cdot R_{med}$  de penetração com penetrador de  $1 \cdot D_{int}$  ilustrando variação deslocamentos, em mm, após a aplicação da moosa (a) e, desta, aumentada em 15 vezes (b).

### 6.1.1.1. Penetrador de comprimento $2*D_{int}$

Para o penetrador de duas vezes o diâmetro interno, a pressão de colapso verificada foi de 5,83 MPa, pouco inferior à obtida para o penetrador com a metade do comprimento. A Figura 6.11 ilustra o gráfico de pressão externa, normalizada pela pressão de colapso obtida, por ovalização da seção de maior ovalização.

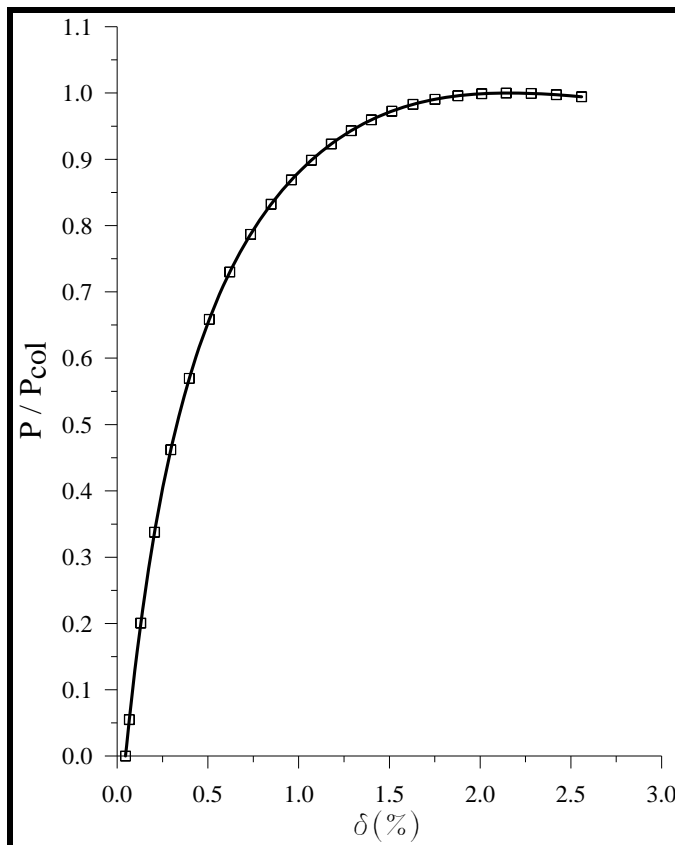


Figura 6.11. Gráfico de variação da pressão externa normalizada por variação de raio mínimo obtida dos modelos representativos do duto flexível de 4'' - carcaça com massa de 5% do raio médio de penetração com indentador de comprimento igual a  $2*D_{int}$ .

Em comportamento equivalente ao verificado para o indentador anterior, o colapso ocorreu através do modo de falha esperado sem custo computacional maior relativamente ao tempo gasto para a análise. Desta forma, mesmas considerações devem ser feitas quanto à comparação da carga considerada de colapso com as obtidas com a penetração de 2,5%.

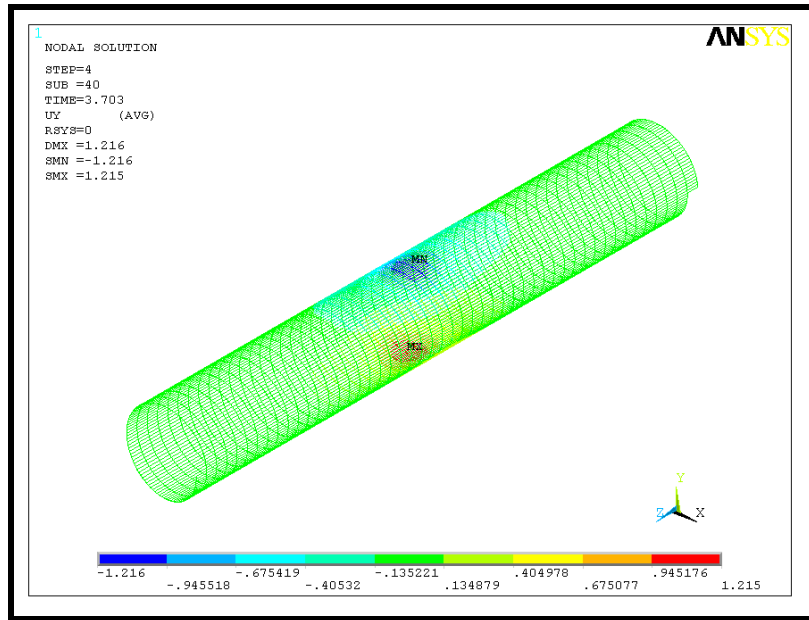
A tensão equivalente de Von Mises obtida ao final da aplicação da mocha foi de 587,75MPa, também pouco superior à tensão de escoamento do material, e a tensão máxima de Von Mises após o relaxamento elástico do material foi de 251,20MPa. Estes valores estão compatíveis com os níveis de tensões observados no modelo relativo à aplicação de mocha com indentador de menor comprimento.

No passo de carga relativo ao colapso foi observada tensão equivalente de Von Mises máxima de 538,95MPa, pouco acima da tensão de escoamento considerada do material mas, porém, abaixo do limite de tensão imposto na penetração da mocha, o que, considerando o efeito bauschinger, não permite evidenciar que o colapso ocorre no regime plástico do material.

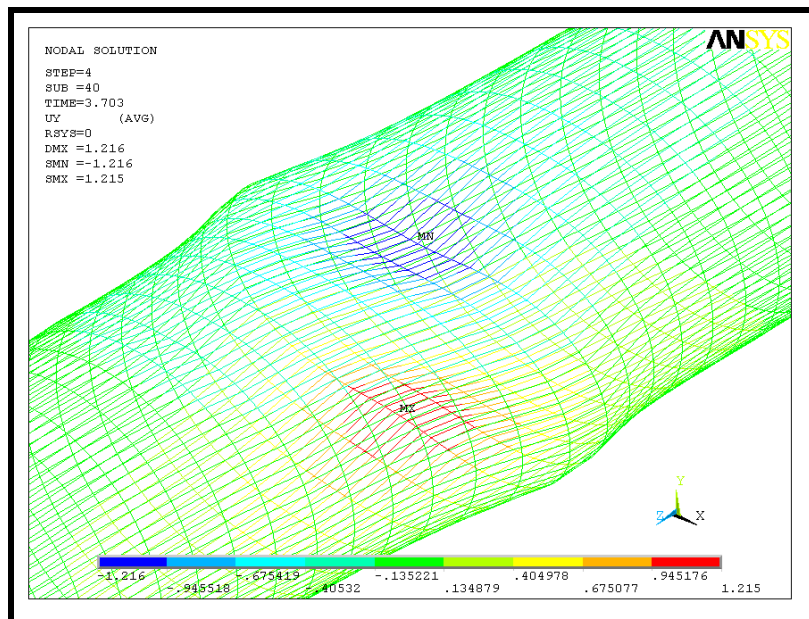
A ovalização gerada pelo processo de indentação foi de 4,06% e após a perda elástica de deformação do material a ovalização chegou a 0,56%. Estes valores são idênticos aos obtidos na análise de mesma aplicação de carga com comprimento de indentador inferior e justifica a pressão de colapso semelhante nos dois casos ora estudados.

As Figuras 6.13.a e 6.13.b trazem vistas isométricas globais e aproximadas do duto no momento da falha, o que permite considerar o modo de falha obtido. Este é bastante semelhante às observações experimentais, conforme foi previsto para os casos anteriores de análise.





(a)



(b)

Figura 6.13. Deformadas da geratriz superior do modelo do duto flexível de 4"- carcaça e massa de  $5\% \cdot R_{med}$  de penetração com penetrador de  $2 \cdot D_{int}$  ilustrando variação deslocamentos, em mm, após a aplicação da massa (a) e, desta, aumentada em 15 vezes (b).

## 6.2. Considerações Finais

Os gráficos apresentados na Figura 6.14 comparam as curvas de pressão aplicada normalizada pela maior pressão obtida (caso de  $2,5\% \cdot R_{int}$  de penetração com indentador de  $1 \cdot D_{int}$  de comprimento) obtidas para todos os casos analisados neste capítulo.

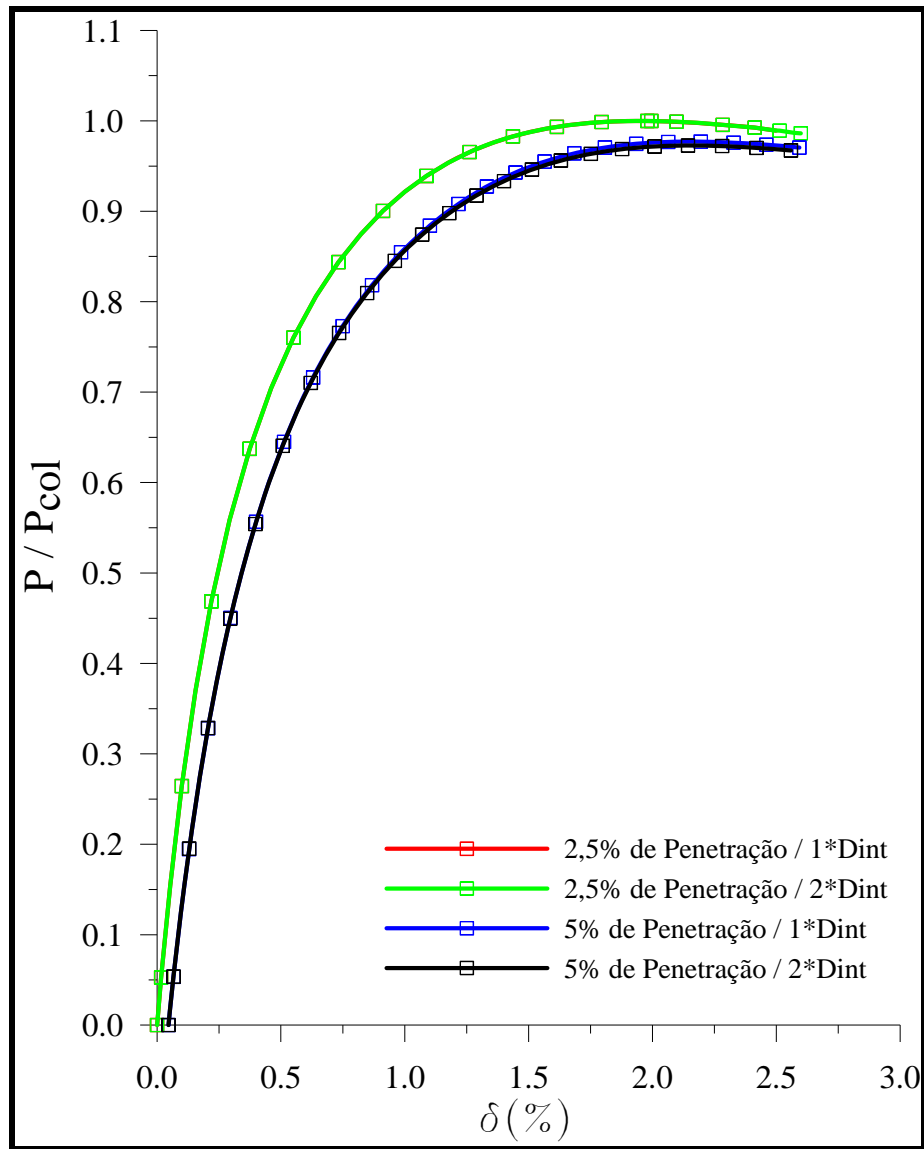


Figura 6.14. Gráficos de pressão externa normalizada pela pressão de colapso obtida do modelo correspondente à penetração de  $2,5\% \cdot R_{int}$  e indentador de  $1 \cdot D_{int}$  de comprimento obtidos a partir dos modelos estudados neste capítulo.

Os resultados obtidos dos modelos apresentados neste capítulo evidenciam influência direta da quantidade de penetração imposta pelo dano modelado na pressão de colapso do duto flexível sob pressão externa e, entretanto, nenhuma influência relativa ao comprimento do indentador utilizado.

Ademais, por se tratar de um estudo inicial, demonstrou-se que com o modelo baseado em elementos de viga, podem ser realizados estudos posteriores quantificando a variação das pressões de colapso estrutural obtidas a partir de diferentes geometrias e penetrações de massa. Estes estudos, atualmente, foram bastante realizados em dutos rígidos (Park e Kyriakides, 1995), porém, ainda não existem estudos deste tipo relativos a dutos flexíveis.

# *Capítulo 7*

## CONCLUSÕES

O trabalho apresentou dois modelos numéricos capazes de prever a carga de colapso de dutos flexíveis sob pressão externa. Ambos com resultados que podem ser considerados satisfatórios considerando que a quantidade de simplificações feitas podem influenciar nos desvios contidos em relação aos testes experimentais.

O modelo baseado em elementos de casca, proposto por Sousa (2005), e utilizado sob a metodologia proposta, que não envolve a execução de testes experimentais, apresentou boa correlação numérico experimental para os dutos cuja estrutura não é composta pela superposição das camadas carcaça intertravada e armadura de pressão. Em relação aos modelos de estrutura 1, houve excelente correlação numérico-experimental com o duto de 8" e o resultado o duto de 4" pode ser considerado satisfatório uma vez que é conservativo.

O grande desvio encontrado para o duto de 4" e estrutura composta pela carcaça intertravada e pela armadura de pressão foi identificado uma vez que o fator de compactidade (K) calculado foi diferente do obtido em Souza (2002), indicando que a metodologia deve ser melhor apurada no que diz respeito às propriedades da camada que se deve utilizar.

Em relação aos modos de falha obtidos, todos foram observados conforme os testes experimentais a não ser a situação estudada referente à condição de anular alagado devido a não haverem testes para correlação numérico-experimental. Lembra-se que devido às condições de contorno inseridas já se trataram de aproximação, a carga de colapso hidrostático obtida deve ser revisada para futuras correlações numérico-experimentais.

Pode-se perceber através do exposto neste trabalho que tanto os modelos baseados em elementos de casca quanto os modelos baseados em elementos de viga fornecem previsões adequadas de análise de colapso hidrostático em dutos flexíveis.

O modelo baseado em elementos de viga apresentou melhores resultados para o duto de estrutura 2. Os resultados envolvendo os dutos de 4" e 8" com estrutura 1 apresentaram desvios semelhantes, em torno de 17%, indicando que o modelo tem potencial para representação de diferentes estruturas formadas somente por carcaça intertravada. Já para o duto de 4" e estrutura 2 houve boa correlação com os testes experimentais.

Para este modelo, os modos de falha obtidos foram compatíveis com os verificados nos ensaios, indicando que a representação é válida para o fenômeno de colapso hidrostático. Além disso, o modelo previu colapso em regime elástico em todos os modelos.

Os estudos dos dutos considerando a presença de pré-deformações produziram resultados satisfatórios e que evidenciam significativa influência da quantidade de penetração aplicada e nenhuma influência do comprimento do indentador. Os resultados são bastante semelhante os já publicados para dutos rígidos. Trabalhos futuros devem ser conduzidos de forma a se realizar correlações numérico-experimentais objetivando obter provas concretas de que as simplificações adotadas no modelo baseado em elementos de pórtico tridimensional também são válidas para o estudo de dutos flexíveis pré-danificados.

Como trabalhos futuros, os autores deste trabalho sugerem:

- Utilização dos resultados de testes de compressão radial obtidos em Souza (2002) para elaboração de metodologia alternativa de determinação do nível de trabalho à frio que as camadas metálicas foram submetidas em fabricação e durante vida operacional;
- Elaboração de modelos que consigam prever a variação da rigidez dos intertravamentos na direção axial das camadas metálicas;
- Utilização de molas não-lineares para a modelagem do efeito dos intertravamentos;
- Realização de correlações numérico-experimentais dos resultados obtidos dos modelos sob consideração de dutos flexíveis danificados com testes experimentais realizados sob as mesmas condições.

## Capítulo 8

### ***REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS***

ANTAL, S., NAGY, T., GRÉPÁLY, I., 2002, “Spoolable Bonded Flexible Pipes for Gas Services”. *Offshore Technology Conference (OTC)*, OTC-14060, Houston, 6-9 May.

ALMEIDA, M. C., BRACK, M., FILHO, L. L. L., JORGE, N. M., 2005, “On the Integrity of Flexible Pipes for Subsea Applications”, *Rio Pipeline Conference & Exposition 2005*, IBP-1290\_05, Rio de Janeiro, 17-19 Outubro.

API RP 17B, 1998, *Recommended Practice for Flexible Pipe*, 2 ed, Washington, American Petroleum Institute.

BECTARTE, F. e COUTAREL, A., 2004, “Instability of Tensile Armour Layers of Flexible Pipes Under External Pressure”, *Offshore Mechanics and Artic Engineering Conference*, 51352, Vancouver, 20-25 June.

BASTIAN, F. L., 2003, “Materiais”. In: Curso de Extensão em Tubos Flexíveis e Cabos Umbilicais, Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

BELYTSCHKO, T., LIU, W. K., MORAN, B., 2000, *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*, England, John Wiley & Sons Ltd.

BERGE, S., ENGSETH, A., FYLLING, I. et al., 1992, *FPS2000 / Flexible Risers and Pipes: Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes*. Report STF70 A92006, SINTEF Structural Engineering, Trondheim, Norway.

BONDEVIK, J. O., LUNDE, S., e HAAKONSEN, R., 2004, “Annulus Testing for Condition Assessment and Monitoring of Flexible Pipes”, *Offshore Mechanics and Artic Engineering Conference*, 51431, Vancouver, 20-25 June.

BOTTO, A., BANTI, C., O'SULLIVAN, E., 2008, "Managing Aging Flexible Riser Assets", *Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference*, 57811, Estoril, 15-20 June

BRAGA, M. P. e KALEFF, P., 2004, "Flexible Pipe Sensitivity to Birdcaging and Armor Wire Lateral Buckling", *Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference*, 51090, Vancouver, 20-25 June.

BRUSH, D. O. e ALMROTH, B. O., 1975, *Buckling of Bars, Plates and Shells*. 1 ed. Tokyo, McGraw-Hill.

CHEN, B., NIELSEN, R., COLQUHOUN, R. S., 1992, "Theoretical Models for Prediction of Burst and Collapse and Their Verification by Testing". In: *Proceedings of the International Seminar on Recent Research and Development within Flexible Pipe Technology*, pp. 355-398, Trondheim, Feb.

CLEMENTS, R. A., JAMAL, N., SHELDRAKE, T., 2006, "Riser Strategies: Fatigue Testing and Analysis Methodologies for Flexible Riser". *Offshore Technology Conference (OTC)*, OTC-17764, Houston, 1-4 May

COCKS, P. J., 1989, "Testing and Structural Integrity of Flexible Pipes", *Engineering Structures*, v.11, n.1, pp. 217-222, October

COOK, R. D., 1995, *Finite Element Modeling for Stress Analysis*, 1 ed., New York, John Wiley & Sons, Inc.

COSTA, C. H. O., 2003, Correlação Analítico-Experimental de dutos Flexíveis Submetidos a Carregamentos Radiais, Dissertação M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

CUSTÓDIO, A. B., 2005, *Modelo Analítico para Avaliação de Instabilidade nas Armaduras de Dutos Flexíveis*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

CUSTÓDIO, A. B. e VAZ, M., 2002, "A nonlinear formulation for the axisymmetric response of umbilical cables and flexible pipes", *Applied Ocean Research*, v. 24, pp. 21-29.

CRUZ, F. T. L., 1996, *Análise Estrutural de Linhas Flexíveis pelo Método dos Elementos Finitos*. Tese de M.Sc., EPUSP, São Paulo, SP, Brasil.

DAWANS, F. A., JARRIN, J., LEFEVRE, T. O. e PELISSON, M., 1986, “Improved Thermoplastic Materials for Offshore Flexible Pipes”, *Offshore Technology Conference (OTC)*, OTC-5231, Houston, May.

ESTEFEN, S. F., 2003, “Colapso de Carcaça”. In: Curso de Extensão em Tubos Flexíveis e Cabos Umbilicais, Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.

KYRIAKIDES, S., BABCOCK, C. D., 1981, “Large Deflection Collapse Analysis of an Inelastic Inextensional Ring Under External Pressure”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 17, n. 10, pp. 961-993.

KYRIAKIDES, S., YOUN, K., 1984, “On the Collapse of Circular Confined Rings”, *International Journal of Solids and Structures*, v. 20, n. 7, pp. 699-713.

MACNAMARA, J. F. e HARTE, A.M., “Three Dimensional Analytical Simulation of Flexible Pipe Wall Structure”, *Offshore Mechanics and Artic Engineering Conference*, 1989, 477-482

MOORE, F., 1989, “Materials for flexible riser systems: problems and solutions”, *Engineering Structures*, v.11, n.1, pp. 208-216, October

PARK, T. D., KYRIAKIDES, S., 1996, “On the Collapse of Dented Cylinders Under External Pressure”, *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 38, n. 5, pp. 557-578.

RAMOS, R., MARTINS, C. A., PESCE, C. P., ROVERI, F., 2002, “A Case Study on the Axial-Torsional Behavior of Flexible Risers”, *Offshore Mechanics and Artic Engineering Conference*, 57514, Estoril, 15-20 Jun.

RAO, S. S., 1995, *Mechanical Vibrations*, 3rd ed., USA, Addison-Wesley Publishing Company.



SHIGLEY, J. E., 1986, *Mechanical Engineering Desing*, 1 ed., New York, McGraw-Hill.

SOUSA, J. R. M., 2005, *Análise Local de Linhas Flexíveis pelo Método de Elementos Finitos*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

SOUZA, A. P. F., 2002, *Colapso de Dutos Flexíveis sob Pressão Externa*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

TIMOSHENKO, S., GERE, J. M., 1972, *Mechanics of Materials*, 1 ed., New York, D. Van Nostrand Company, Inc.

TIMOSHENKO, S. P., WOINOWSKY-KRIEGER, S., 1959, *Theory of Plates and Shells*. ed. 2, Tokyo, McGraw-Hill Kogakusha, Ltd.

VIGNOLES, M. A., 2002, *Análises Determinística e Aleatória no Cálculo da Vida à Fadiga das Armaduras Metálicas de Risers Flexíveis*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ

WITZ, J. A., BURKE, R. N., 1995, "Polymer Deformation in High Pressure Flexible Flow Lines". In: *Proceedings of the Second European Conference on Flexible Pipes, Umbilicals and Marine Cables (MARINFLEX)*, ch. 12, London, Aug.

WITZ, J. A., 1996, "A Case Study in the Cross-Section Analysis of Flexible Risers", *Marine Structures*, v. 9, pp. 885-904.

ZHANG, Y., CHEN, B., QIU, L., CASE, M., 2003, "State of the Art Analytical Tools Improve Otimization of Unbonded Flexible Pipes for Deepwater Environments", *Offshore Technology Conference (OTC)*, OTC-15169, Houston, 5-8 May.

ZHANG, Y., QIU, L., 2007, Numerical Model to Simulate Tensile Wire Behaviour in Unbonded Flexible Pipe during Bending, *Offshore Mechanics and Artic Engineering Conference*, 29025, San Diego, 10-15 June

## ***Anexo A***

### ***DETALHAMENTO DIMENSIONAL E PROPRIEDADES DOS DUTOS FLEXÍVEIS***

#### ***1- Duto Flexível de 4" - carcaça***

Tabela 1. Dimensões consideradas da Carcaça Intertravada

$D_{int}$	103,78 mm
$D_{med}$	107,5 mm
$D_{ext}$	111,13 mm
$\alpha$	87.5°
$L_p$	14,74 mm
$\delta_0$	0,494 %
n	1

Para as análises feitas, foi necessário considerar as dimensões fornecidas em Souza (2002) para realizar os cálculos de Inércia do perfil. A Figura A.1 traz o dimensionamento do perfil da carcaça intertravada do duto flexível de 4"- carcaça e que pode ser estendido aos perfis das carcaças intertravadas dos demais dutos flexíveis. A Tabela 2 indica as dimensões principais do perfil da estrutura ora considerada.

Com a consideração do perfil simplificado e suas medidas, torna-se direto o cálculo da inércia uma vez que vem da soma dos pequenos perfis retangulares provenientes da subdivisão da geometria do perfil.

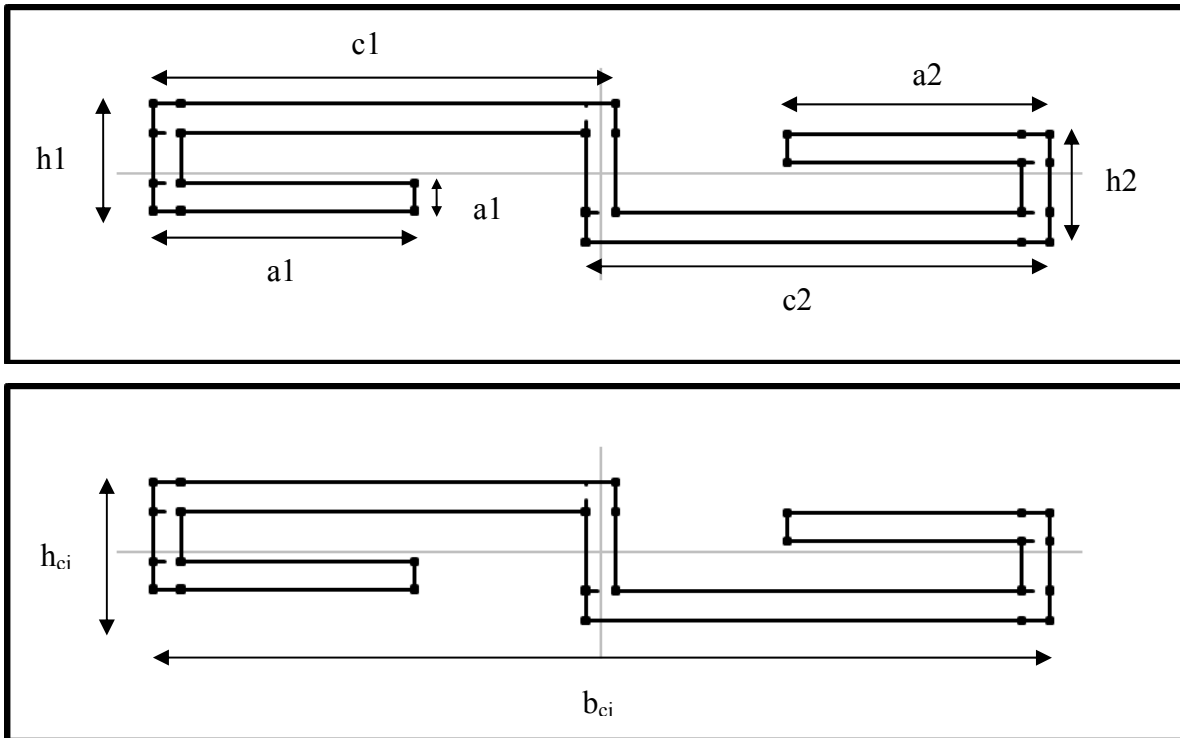


Figura A.1. Dimensionamento do perfil considerado para a carcaça intertravada.

Tabela 2. Dimensões consideradas do perfil da Carcaça Intertravada

$h_{ci}$	3,675 mm
$t_s$	0,77 mm
$b_{ci}$	24,117 mm
$a_1$	7,033 mm
$a_2$	7,033 mm
$h_1$	2,87 mm
$h_2$	2,87 mm
$c_1$	12,443 mm
$c_2$	12,443 mm

A Tabela 3 ilustra as propriedades obtidas do perfil com as dimensões apresentadas. Toda a metodologia de cálculo é apresentada no capítulo 3.

Tabela 3. Propriedades obtidas da geometria fornecida por Souza (2002)

$I_x$	47,88 mm <sup>4</sup>
$I_y$	2014,01 mm <sup>4</sup>
A	33,46 mm <sup>2</sup>
K	0,714

A Figura A.2 exibe uma ilustração do perfil como entrada no programa ANSYS®. Este perfil e os perfis apresentados posteriormente estão em escala, podendo as dimensões serem comparadas entre si.

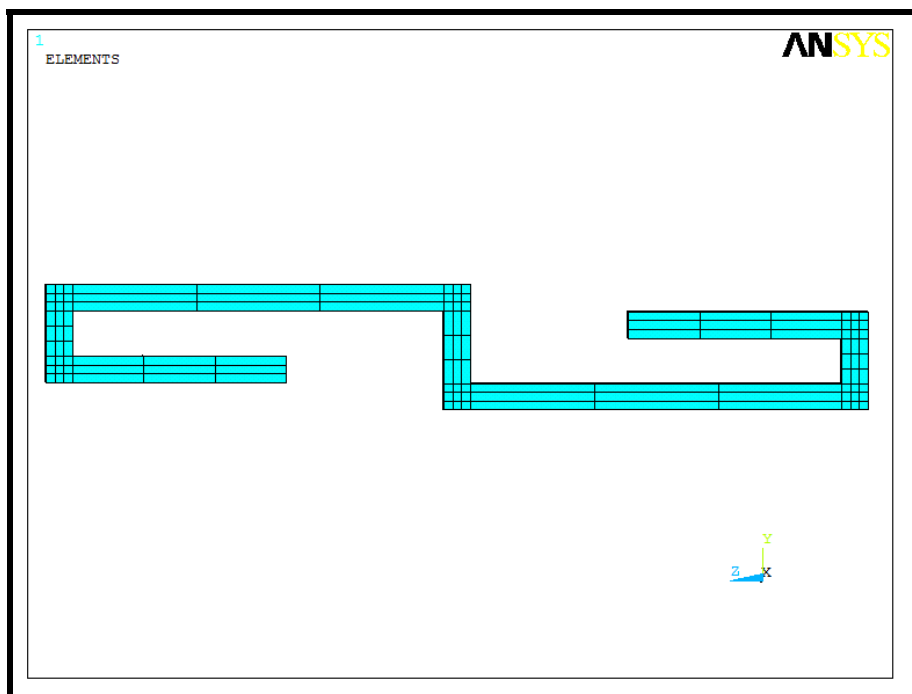


Figura A.2. Desenho esquemático do perfil da carcaça intertravada do duto flexível de 8” e estrutura 1 como entrada no programa ANSYS®.

## ***2- Duto Flexível de 8” – carcaça***

Exatamente o mesmo raciocínio aplicado para definição das dimensões do perfil da carcaça intertravada do duto flexível de 4” - carcaça é aplicado para a carcaça intertravada do duto de mesma estrutura e diâmetro nominal de 8”.

A Tabela 4 e a Tabela 5 apresentam as dimensões consideradas para o duto e para o perfil da carcaça intertravada. A Tabela 6 apresenta as propriedades calculadas para esta camada e a Figura A.3 ilustra o perfil como entrada no programa ANSYS®.

Tabela 4. Dimensões consideradas da Carcaça Intertravada

$D_{int}$	206,72 mm
$D_{med}$	214,02 mm
$D_{ext}$	221,32 mm
$\alpha$	88°
$L_p$	23,48 mm
$\delta_0$	0,103 %
n	1

Tabela 5. Dimensões consideradas do perfil da Carcaça Intertravada

$h_{ci}$	7,3 mm
ts	1,537 mm
$b_{ci}$	35,293 mm
$a_1$	10,451 mm
$a_2$	10,45 mm
$h_1$	5,68 mm
$h_2$	5,68 mm
$c_1$	18,415 mm

$c_2$	18,415 mm
-------	-----------

Tabela 6. Propriedades obtidas da geometria fornecida por Souza (2002)

$I_x$	558,066 mm <sup>4</sup>
$I_y$	13164,9 mm <sup>4</sup>
A	103,24 mm <sup>2</sup>
K	0,667

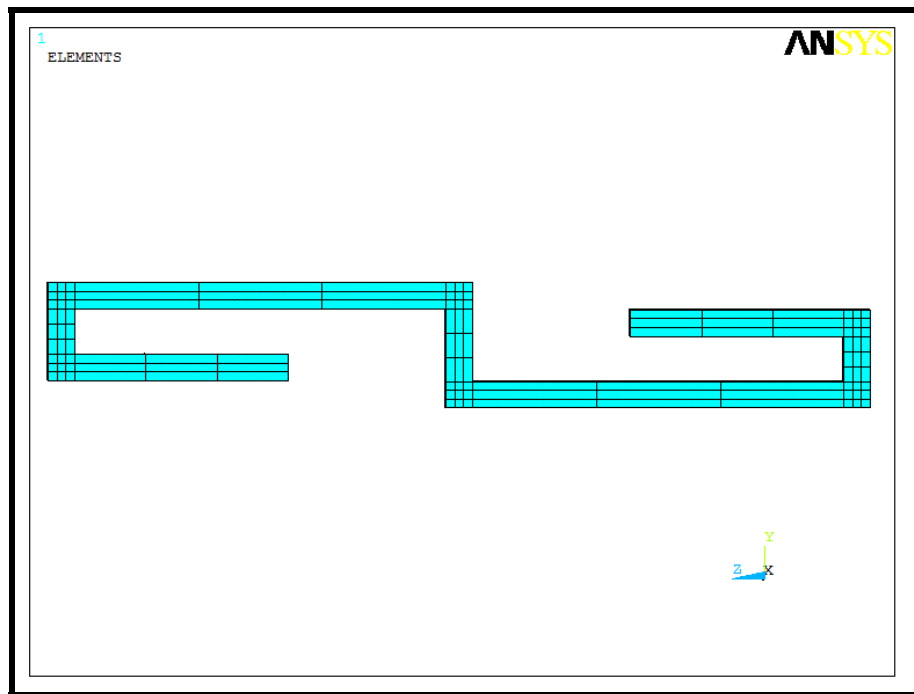


Figura A.3. Desenho esquemático do perfil da carcaça intertravada do duto flexível de 8” – carcaça como entrada no programa ANSYS®.

### ***3- Duto Flexível de 4” – carcaça + armadura***

#### ***3.1. Carcaça Intertravada***

A Tabela 7 e a Tabela 8 reportam as dimensões global da carcaça intertravada do duto flexível de 4”e estrutura 2. A Tabela 9 reporta as propriedades do perfil da camada em

questão e a Figura A.4 traz uma ilustração do perfil considerado para a carcaça intertravada. Reitera-se que foram adotados os mesmos procedimentos para definição das dimensões consideradas e das propriedades do perfil analisado em relação aos dutos anteriores.

Tabela 7. Dimensões consideradas da Carcaça Intertravada

$D_{int}$	206,72 mm
$D_{med}$	214,02 mm
$D_{ext}$	221,32 mm
$\alpha$	88°
$L_p$	23,48 mm
$\delta_0$	0,103 %
n	1

Tabela 8. Dimensões consideradas do perfil da Carcaça Intertravada

$h_{ci}$	4,8 mm
ts	1,03 mm
$b_{ci}$	20,665 mm
$a_1$	6,178 mm
$a_2$	6,178 mm
$h_1$	3,68 mm
$h_2$	3,68 mm
$c_1$	10,848 mm
$c_2$	10,848 mm

Tabela 9. Propriedades obtidas da geometria fornecida por Souza (2002)

$I_x$	94,07 mm <sup>4</sup>
$I_y$	186,99 mm <sup>4</sup>
A	40,882 mm <sup>2</sup>
K	0,785

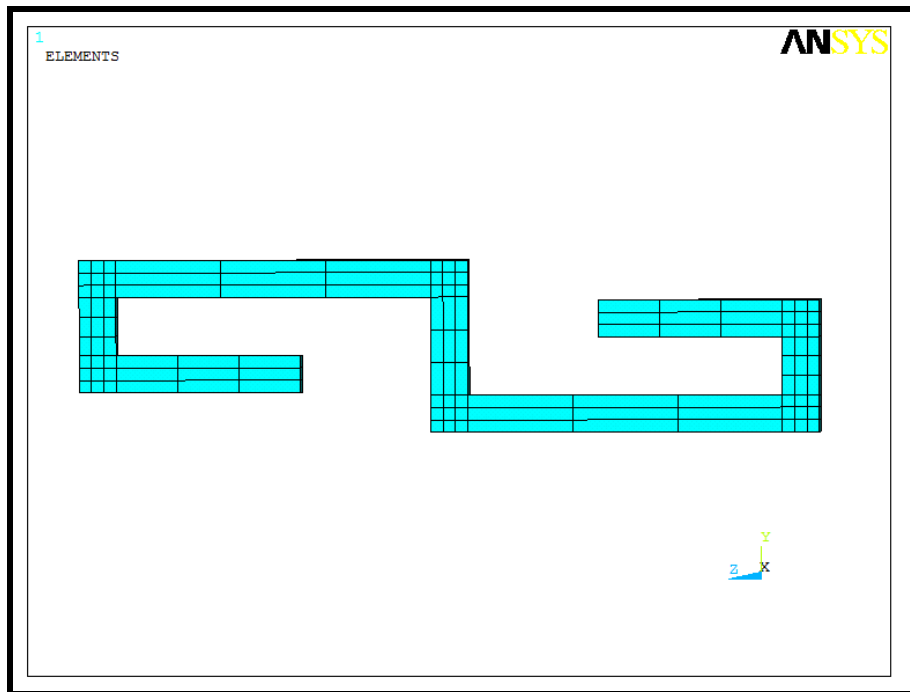


Figura A.4. Desenho esquemático do perfil da carcaça intertravada do duto flexível de 4” – carcaça + armadura como entrada no programa Ansys.

### ***3.2. Armadura de Pressão***

As propriedades consideradas para a armadura de pressão, retiradas das dimensões obtidas por Souza (2002) são descritas na Tabela 10.

O modelo da armadura de pressão foi desenvolvido baseando-se no teorema dos eixos paralelos (Timoshenko, 1972) onde se pode calcular a inércia de um perfil em relação a um sistema de eixos coordenados situados no mesmo plano mas fora de seu centróide.

Calculou-se, então, um perfil retangular equivalente que seja representativo da área real do(s) perfil(is) que compõe(m) a armadura de pressão e da sua inércia em relação ao eixo X do perfil.

A Figura A.5 mostra o dimensionamento do perfil considerado e a Tabela 11 mostra as propriedades consideradas da armadura de pressão.



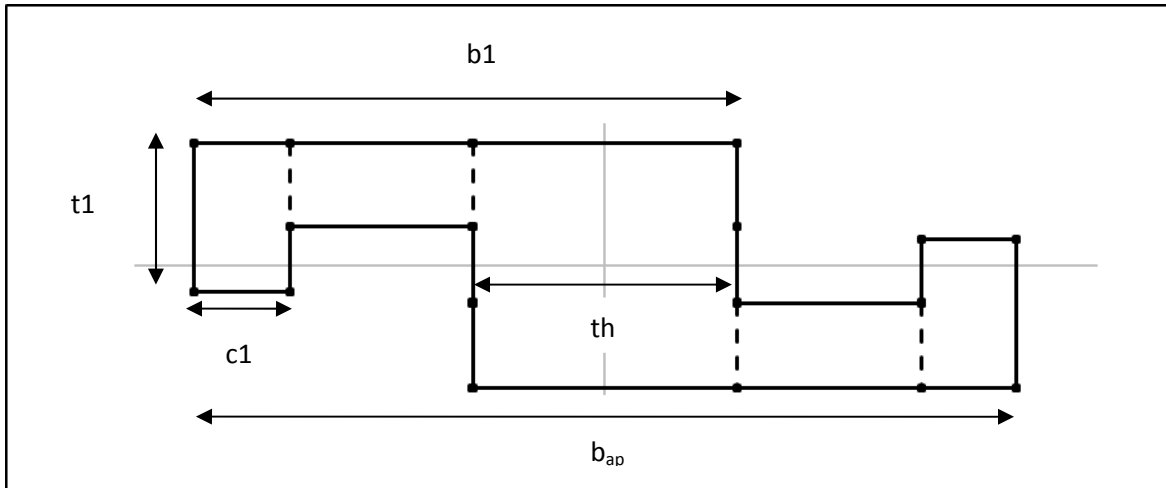


Figura A.5. Dimensionamento do perfil considerado para a carcaça intertravada. Ressalte-se que o perfil simplificado é considerado simétrico.

Tabela 10. Dimensões consideradas da armadura de pressão

$D_{int}$	123,23 mm
$D_{med}$	129,54 mm
$D_{ext}$	135,85 mm
$\alpha$	86,5°
$L_p$	24,89 mm
$\delta_0$	0,105%
n	2

As dimensões do perfil real da armadura de pressão são informadas na Tabela 11 e as propriedades calculadas são informadas na Tabela 12. As propriedades calculadas referentes a esse perfil estão descritas na Tabela 12.

Tabela 11. Dimensões do perfil real da armadura de pressão.

b	13,65 mm
$t_{ap}$	6,312 mm
$t_h$	4,356 mm
$b_1$	9,003 mm
$c_1$	1,583 mm

Tabela 12. Propriedades obtidas da geometria do perfil da armadura de pressão fornecida por Souza (2002).

$I_x$	186,99 mm <sup>4</sup>
$I_y$	680,5 mm <sup>4</sup>
A	52,88 mm <sup>2</sup>
K	0,652

Conforme exposto no capítulo 3, o modelo representativo da armadura de pressão envolve a alteração de seu ângulo de assentamento. Isto, juntamente com o cálculo das dimensões do perfil retangular representativo, fornecidas pela Tabela 12 leva às propriedades fornecidas pela Tabela 13.

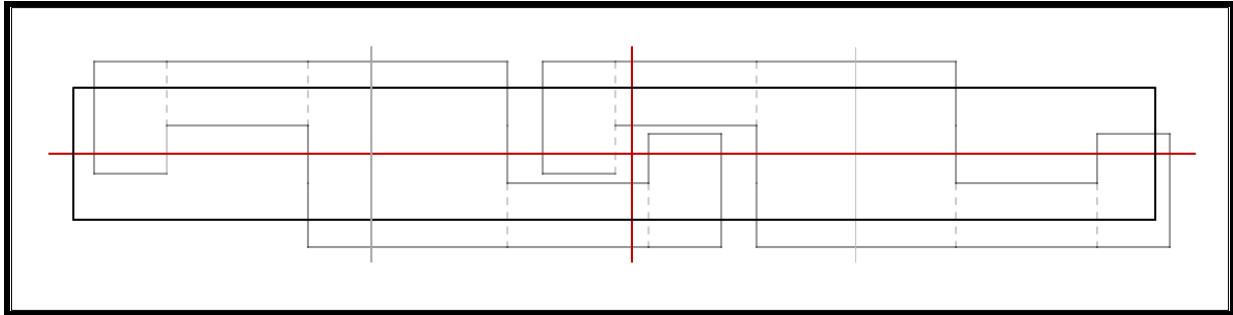
Tabela 13. Propriedades calculadas para o perfil retangular representativo dos arames da armadura de pressão.

$I_x$	177,81 mm <sup>4</sup>
$I_y$	680,49 mm <sup>4</sup>
A	105,75 mm <sup>2</sup>
K	1,811

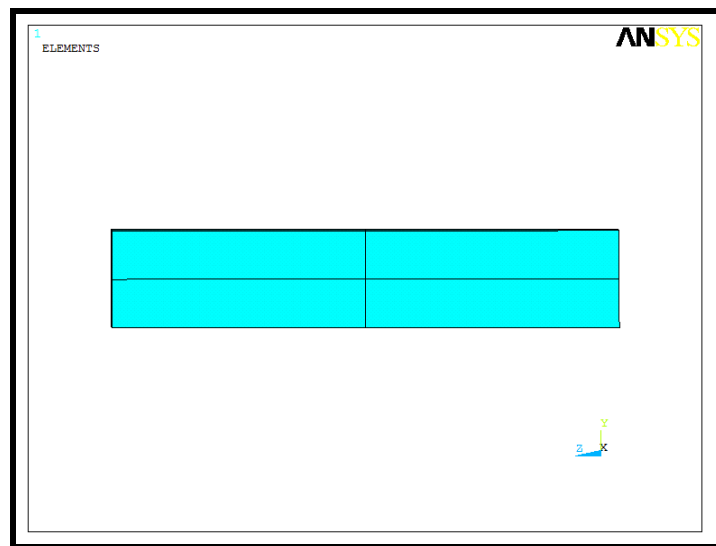
Tabela 14. Dimensões calculadas para o modelo representativo da armadura de pressão

$D_{int}$	125,05 mm
$D_{med}$	129,54 mm
$D_{ext}$	134,03 mm
$\alpha$	83,334°
$L_p$	11,83 mm
$h_{ap}$	4,49 mm
$\delta_0$	0,105%
n	1

Vale ressaltar que a metodologia proposta fornece um perfil equivalente com dimensões compatíveis ao perfil real e mais esbelto, uma vez que o decréscimo de espessura é maior que o aumento na largura obtidos.



(a)



(b)

Figura A.6. Desenho esquemático do perfil da armadura de pressão do duto flexível de 4" –  
carcaça + armadura (a) e sua representação pelo programa ANSYS® (b).

## **Anexo B**

### **VALIDAÇÃO DA INÉRCIA Duto Flexível de 4" e Estrutura 2**

O modelo proposto baseado em elementos de viga propõe-se a representar a armadura de pressão a partir do cálculo de um perfil retangular com o mesmo passo da carcaça intertravada e com uma inércia que seja representativa do comportamento real da camada.

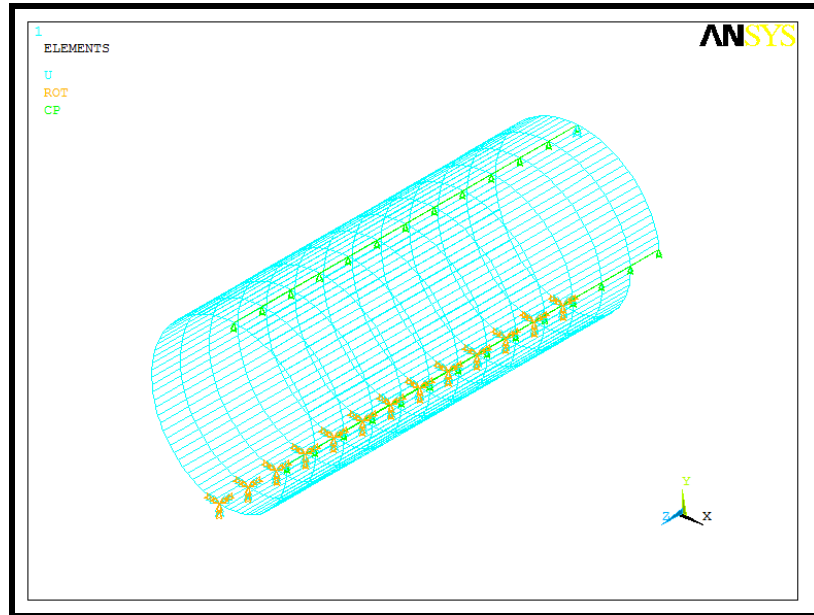
A fórmula utilizada para o cálculo do momento de inércia do perfil retangular representativo é reproduzida na equação B.I. Esta, além do resultado que se obtém da aplicação do teorema dos eixos paralelos para o cálculo da inércia relativa aos dois perfis que formam a armadura de pressão, apresenta uma correção que se justifica pela alteração do passo e sua possível influência na resistência à flexão da estrutura.

$$I_{nAP} = \left( \frac{L_{PCI}}{L_{PAP}} \right) \cdot \sum_i^{i=n} I_{ni} \quad (\text{B.I})$$

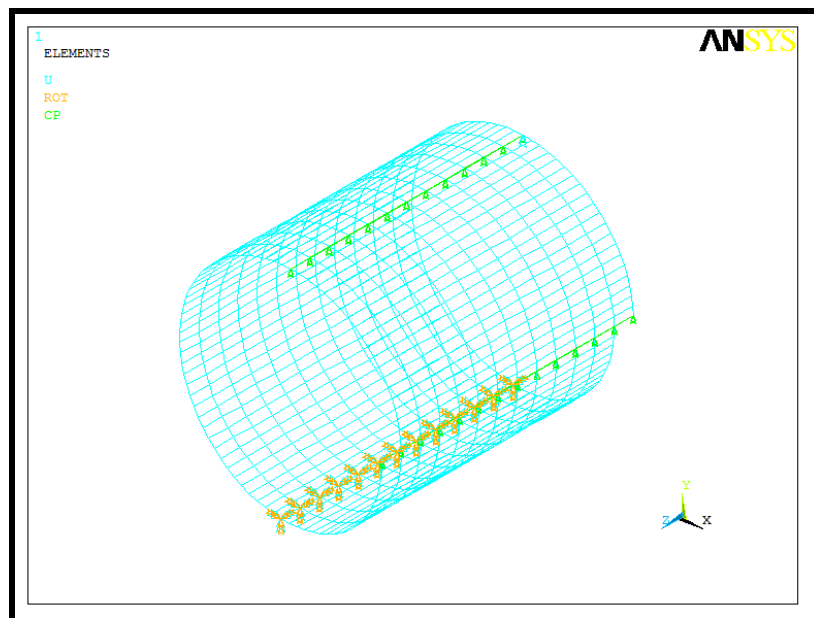
Desta forma, foram elaborados dois modelos representativos da armadura de pressão para comparação. Os dois contendo um arame em espiral compondo o duto e diferentes no valor do passo. Um dos modelos é composto pelo passo real da armadura de pressão e o outro formado pelo passo reduzido da carcaça intertravada que compõe a estrutura.

Além disso, a inércia do perfil que compõe o modelo representativo da armadura de pressão real possui a inércia que se obtém da simples aplicação do teorema dos eixos paralelos, ou seja, a equação B.I sem a razão entre os passos. A inércia do arame que forma o modelo com o passo reduzido, entretanto, tem o valor de entrada corrigido pelo termo em questão.

As Figuras B.1.a e B.1.b reproduzem dois exemplos dos modelos e as tabelas B.1 e B.2 reportam as suas principais propriedades de entrada.



(a)



(b)

Figura B.1. Figuras ilustrativas dos modelos representativos da armadura de pressão do duto flexível de 4” e estrutura 1 com o passo real (a) e com o passo da carcaça intertravada (b).

Tabela B.1. Principais propriedades de entrada do perfil do modelo da armadura de pressão com o passo real.

$L_p$	24,89 mm
$I_x$	373,98 mm <sup>4</sup>
$b_{ap}$	16,23 mm
$h_{ap}$	6,51 mm

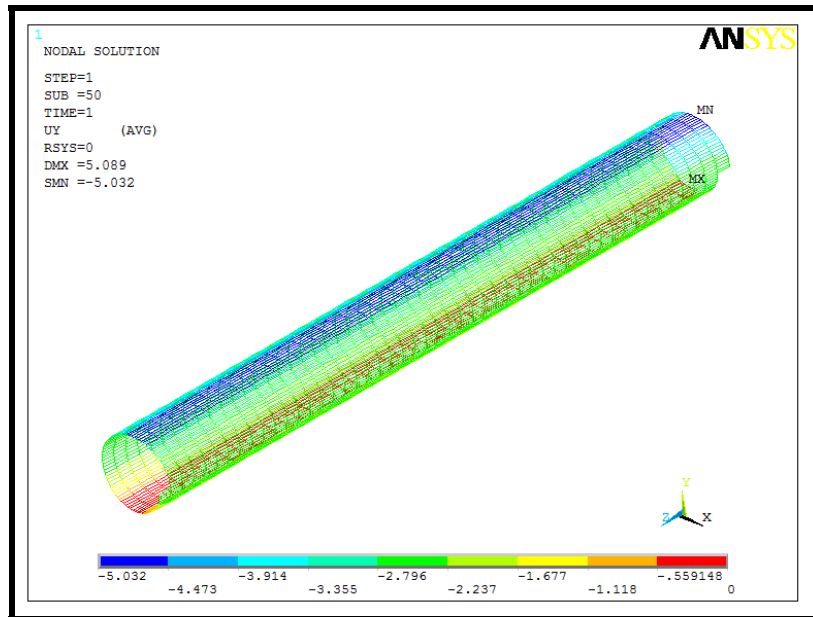
Tabela B.2. Principais propriedades de entrada do perfil do modelo da armadura de pressão com o passo corrigido para a carcaça intertravada.

$L_p$	11,83 mm
$I_x$	177,80 mm <sup>4</sup>
$b_{ap}$	23,54 mm
$h_{ap}$	4,49 mm

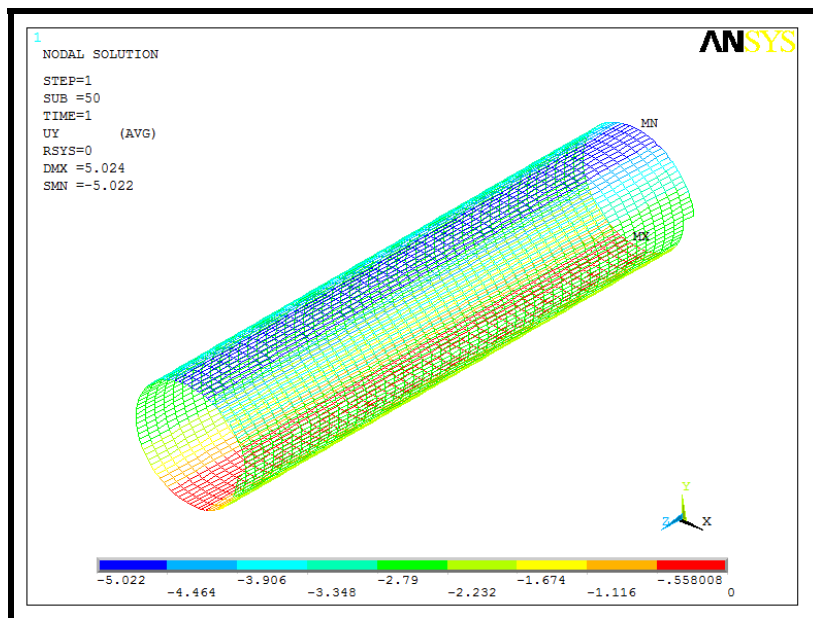
Foram realizadas análises com modelos de diferentes comprimentos e elementos por espira. Como se pode perceber na Figura B.1, os modelos consistiram na aplicação de deslocamento no nó superior (situado a 90° do eixo X) de 2 mm na direção negativa do eixo Y. Este deslocamento é transferido a todos os nós da geratriz superior do modelo através de acoplamento cinemático com o primeiro nó. Com a força de reação foram traçadas as curvas de força por deslocamento obtido no nó. Através da comparação das inclinações da curva pode-se obter a diferença no comportamento à flexão dos modelos.

Como condições de contorno, foram engastados todos os nós da geratriz inferior do duto, de forma que se evite o deslocamento de corpo rígido do modelo.

As Figuras B.2.a e B.2.b registram exemplos das deformadas obtidas em vista isométrica e vista frontal. O pouco deslocamento aplicado se justifica pois os deslocamentos encontrados quando do colapso do duto são pequenos.



(a)



(b)

Figura B.2. Deformadas do modelo com comprimento de 49 espiras e 80 elementos por espira em vista isométrica para os modelos com passo real (a) e passo da corrigido (b).

Dos gráficos obtidos de força por deslocamento, foram obtidos os coeficientes angulares e comparados entre si. A Tabela B.3 lista alguns dos resultados obtidos e os compara.

Tabela B.3. Coeficientes angulares obtidos dos modelos analisados.

Modelo*	Coeficiente Angular	
	Passo Real	Passo Corrigido
5 x 80	67,85	69,22
9 x 80	69,86	71,23
11 x 120	70,22	71,59
13 x 80	70,63	72,01
13 x 120	70,53	71,87
13 x 160	70,48	71,83
49 x 80	71,47	72,86

Através da análise da Tabela B.3 pode-se concluir que a variação no coeficiente angular da resposta linear a pequenos deslocamentos sob flexão da camada é muito pequena e, desta forma, a aproximação sugerida para representação da armadura de pressão pelo modelo de elementos de viga é válida.



# Livros Grátis

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

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

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

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

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