



FORMULAÇÕES SEMI-EMPÍRICAS PARA O COLAPSO HIDROSTÁTICO  
BI-SIMÉTRICO DE DUTOS FLEXÍVEIS

Marcelo Kosminsky Protasio

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

Orientador(es): Luís Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Rio de Janeiro  
Setembro de 2017

FORMULAÇÕES SEMI-EMPÍRICAS PARA O COLAPSO HIDROSTÁTICO  
BI-SIMÉTRICO DE DUTOS FLEXÍVEIS

Marcelo Kosminsky Protasio

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

Examinada por:

---

Prof. Luís Volnei Sudati Sagrilo., DSc.

---

Prof. José Renato Mendes de Sousa., DSc.

---

Prof. Marcelo Igor Lourenço de Souza, DSc.

---

Dr. Ricardo Rodrigues Martins, DSc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

SETEMBRO DE 2017

Protasio, Marcelo Kosminsky

Formulações semi-empíricas para o colapso hidrostático bisimétrico de dutos flexíveis/Marcelo Kosminsky Protasio. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017.

XVIII, 106 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Luís Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2017.

Referências Bibliográficas: p. 87-91.

1. Dutos Flexíveis. 2. Colapso Hidrostático3. Análise local. 4. Regressão Simbólica. 5. Método dos Elementos Finitos I. Sagrilo, Luís Volnei Sudati *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

Aos meus pais, Gilda e Rafael

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente gostaria de agradecer aos meus pais Gilda Kosminsky e Rafael Brazil Protasio, sempre ao meu lado, apoiando as minhas decisões e incentivando para que eu continue em frente mesmo nos momentos mais difíceis. Não teria conseguido sem o apoio deles.

Aos meus orientadores José Renato Mendes de Sousa que me guiou dedicou o seu tempo para me ensinar e tornar esse sonho uma realidade e Luís Volnei Sudati Sagrilo que me orientou desde o primeiro período, mostrando os melhores caminhos para alcançar os meus objetivos.

Aos meus amigos do CTF e “colegas” de trabalho do Rio que tornaram o meu dia-a-dia mais leve e tranquilo, aliviando as pressões combinadas do trabalho e estudo simultâneo.

Aos meus amigos do mestrado em especial Cristiano Gomes e Erika De Moura Costa Almirão que sofreram junto comigo durante todo o processo.

A minha namorada Flávia que esteve do meu lado no meu ano final, justamente o período mais difícil, me dando suporte e motivação durante todo esse período.

Ao Marcelo Miyazaki pelos conselhos durante o trajeto e ajuda nas implementações do modelo.

A todos os meus amigos e familiares que cansaram de ouvir justificativas relacionadas ao mestrado para as minhas ausências.

A todos que contribuíram diretamente ou indiretamente para que essa conquista fosse possível.

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

## FORMULAÇÕES SEMI-EMPÍRICAS PARA O COLAPSO HIDROSTÁTICO BI-SIMÉTRICO DE DUTOS FLEXÍVEIS

Marcelo Kosminsky Protasio

Setembro/2017

Orientadores: Luís Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Programa: Engenharia Civil

Dutos flexíveis são estruturas compostas por camadas metálicas e poliméricas, que propiciam resistência e estanqueidade sem comprometer a necessária flexibilidade em operação. Dentre as camadas desses dutos, a carcaça intertravada e a armadura de pressão são as principais responsáveis por resistir a cargas radiais, tais como a pressão hidrostática. A análise do colapso hidrostático desses dutos por meio de modelos sólidos tridimensionais baseados no Método de Elementos Finitos (MEF) demanda grande esforço computacional, dada, entre outras razões, a complexidade das seções transversais da carcaça intertravada e da armadura de pressão. Nesse trabalho, desenvolve-se uma abordagem alternativa baseada em seções retangulares com propriedades mecânicas equivalentes obtidas pela generalização da resposta de um modelo numérico baseado no MEF através de regressão simbólica. Utilizando essa abordagem, são propostas expressões para o cálculo da pressão de colapso de dutos flexíveis com anulares seco ou alagado. Os resultados mostraram excelente correlação com os obtidos em testes experimentais utilizados para verificação.

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

SEMI-EMPIRICAL FORMULATIONS FOR THE BI-SYMMETRIC HYDROSTATIC  
COLLAPSE OF FLEXIBLE PIPES

Marcelo Kosminsky Protasio

September/2017

Advisors: Luís Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Department: Civil Engineering

Flexible pipes are structures composed of metallic and polymeric layers that allow resistance and sealing without compromise the flexibility needed to its operation. Among its layers, the interlocked carcass and the pressure armor are responsible for resisting to radial loads such as the hydrostatic pressure. The structural analyses of those pipes performed by a tridimensional solid model based on the Finite Element Method (FEM) demands a big computational effort due, to among others reasons, the complexity of its cross section. In this work it is developed an alternative approach based on rectangular cross sections with equivalent mechanical properties obtained by the generalization of the response of a numerical model based on FEM through symbolic regression. Using this approach, expressions are proposed to obtain the response of the flexible pipe when subjected to crushing loads and to calculate the collapse pressure with dry and flooded annulus. The results showed an excellent correlation with the experiments used for validation.

## Sumário

### CAPÍTULO 1

1. INTRODUÇÃO .....	1
1.1. Contexto e Motivação .....	1
1.2. Objetivos .....	3
1.3. Organização do Trabalho .....	4

### CAPÍTULO 2

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	6
2.1. Dutos Flexíveis .....	6
2.1.1. Classificação dos dutos flexíveis .....	7
2.1.2. Seção transversal do duto flexível .....	9
2.2. Colapso Hidrostático e Estudos Relacionados.....	16

### CAPÍTULO 3

3. EXPRESSÃO ANALÍTICA PARA O CÁLCULO DA RIGIDEZ EQUIVALENTE DAS ARMADURAS DE PRESSÃO.....	28
3.1. Metodologia para desenvolvimento da expressão analítica para cálculo da rigidez equivalente .....	28
3.2. Estruturas analisadas .....	30
3.3. Descrição do modelo numérico em elementos finitos .....	33
3.3.1. Resultados obtidos .....	37
3.4. Obtenção da equação através da regressão numérica .....	43
3.4.1. Preparação para análise.....	44
3.4.2. Resultados.....	44
3.5. Avaliação dos ensaios de crushing .....	48

## CAPÍTULO 4

4.ANÁLISE DE COLAPSO HIDROSTÁTICO .....	53
4.1. Análise com anular seco .....	53
4.1.1. Ensaios experimentais realizados por SOUZA (2002).....	53
4.1.2. Comparação com modelo analítico.....	59
4.1.3. Comparação com modelo numérico .....	62
4.2. Análise com anular alagado .....	67
4.3. Avaliação da Equação para cálculo da pressão com anular alagado ....	80

## CAPÍTULO 5

5.CONCLUSÃO E TRABALHOS FUTUROS .....	85
BIBLIOGRAFIA .....	87
ANEXO A - Lista completa dos deslocamentos obtidos na carcaça e zeta através do MEF .....	92
ANEXO B - Planilha utilizada para cálculo das propriedades dos perfis utilizados por COSTA (2003) .....	96
ANEXO C - Lista completa dos resultados obtidos nas análises de colapso alagado. ....	100

## Lista de Figuras

Figura 1.1 - Variação do preço do barril de petróleo Brent (Moeda USD) de 2003 até 2017 ( <a href="https://br.investing.com/commodities/brent-oil">https://br.investing.com/commodities/brent-oil</a> , Disponível em: 26/06/2017).....	1
Figura 1.2 - Exemplo de duto flexível de camada não aderentes (NETO, 2012).....	2
Figura 1.3 – (a) Perfil helicoidal da carcaça intertravada (MIYAZAKI,2015), (b) Seção transversal complexa da carcaça intertravada (TANG et al, 2015).....	3
Figura 2.1 - Duto flexível de camadas aderentes (ALVES, 2009).....	6
Figura 2.2 - Duto flexíveis de camadas não aderentes (unbonded) (Adaptado de FERGESTAD E LØTVEIT, 2014 ) .....	7
Figura 2.3 - Sistema submarino indicando risers e flowlines (SIMÕES, 2011) .....	8
Figura 2.4 - Jumpers dinâmicos (FERGESTAD E LØTVEIT, 2014) .....	9
Figura 2.5 - Conformação da carcaça intertravada (BICUDO,2009).....	10
Figura 2.6 - Possíveis perfis da armadura de pressão:.....	12
Figura 2.7 - Assentamento das armaduras de tração (BARTELI, 2017).....	14
Figura 2.8 - "Gaiola de passarinho" em duto flexível (BECTARTE et al, 2004) .....	15
Figura 2.9 – Colapso com anular seco, falha por ovalização: (a) (SOUSA,2005) e (b) (PAUMIER et al, 2009).....	17
Figura 2.10 – Colapso com anular alagado, falha tipo “coração” (a) (SOUSA,2005) e (b) (PAUMIER et al, 2009).....	18
Figura 2.11 - Equilíbrio de forças em um duto flexível com curvatura (PAUMIER et al, 2009).....	22
Figura 2.12 – Referências para cálculo do $\Psi$ (Adaptação de NETO E MARTINS, 2012) .....	23
Figura 3.1 – Perfil parametrizado da carcaça .....	31
Figura 3.2 – Perfil parametrizado do zeta.....	32
Figura 3.3 - Compressão radial em uma carcaça através de sapatas com $\alpha=180^\circ$ (TANG et al 2015).....	33

Figura 3.4 – Passo helicoidal representativo da Carcaça 1.....	34
Figura 3.5 – Estrutura gerada da Carcaça 1 .....	35
Figura 3.6 – Passo helicoidal representativo do Zeta 1 .....	35
Figura 3.7 – Estrutura gerada do Zeta 1 .....	36
Figura 3.8 – Deslocamento da carcaça 1 com a aplicação da carga de 1kN .....	36
Figura 3.9 – Fator de compacidade ( $k_{c1}$ ) vs Raio.....	38
Figura 3.10 - Fator de compacidade ( $k_{c1}$ ) vs Ângulo de assentamento.....	38
Figura 3.11 - Fator de compacidade ( $k_{z1}$ ) vs Raio.....	39
Figura 3.12 - Fator de compacidade ( $k_{z1}$ ) vs Ângulo de assentamento.....	39
Figura 3.13 – Zeta na posição A2-D1( $E_{IeqZ1}/ E_{IeqZM1} = 0,876$ ).....	42
Figura 3.14 - Zeta na posição A7-D1( $E_{IeqZ1}/ E_{IeqZM1} = 5,310$ ).....	43
Figura 3.15 – Zeta na posição A2-D5( $E_{IeqZ1}/ E_{IeqZM1} = 0,314$ ).....	43
Figura 3.16 – Comparação entre o $k_c$ calculado através do MEF e o $k_c$ calculado pela Eq. (3.11).....	45
Figura 3.17 – Comparação entre o $k_z$ calculado através do MEF e do $k_z$ calculado pela Eq.(3.12).....	46
Figura 3.18 – (a) Equipamento utilizado por Costa para teste de crushing; (b) Configuração do ensaio utilizando 2 sapatas (COSTA, 2003).....	49
Figura 3.19 – Posicionamento dos extensômetros na carcaça (COSTA, 2003).....	50
Figura 3.20 – Comparação entre as deformações medidas por COSTA (2003) e aquelas obtidas por modelo analítico modificado para a carcaça do 2º grupo.....	51
Figura 3.21 - Comparação entre as deformações medidas por COSTA (2003) e aquelas obtidas por modelo analítico modificado para a armadura de pressão do 2º grupo.....	51
Figura 3.22 - Comparação entre as deformações medidas por COSTA (2003) e aquelas obtidas por modelo analítico modificado para a carcaça intertravada do 3º grupo.....	52
Figura 4.1 – Amostra pronta para teste (Souza,2002).....	53
Figura 4.2 - Seções da carcaça intertrava de onde Souza (2002) retirou os corpos de provas. ....	56

Figura 4.3 - Curvas médias dos corpos de provas I e S levantada por Souza (2002).....	57
Figura 4.4 – Determinação da tensão de escoamento do material da carcaça intertravada. .....	58
Figura 4.5 - Estudo da seção transversal do riser 4", análise das folgas existentes entre o zeta e o plástico interno .....	60
Figura 4.6 - Representação de um duto com pequena excentricidade inicial.....	61
Figura 4.7 - Visão isométrica do modelo do flowline .....	63
Figura 4.8 - Visão lateral do modelo do flowline.....	63
Figura 4.9 - Visão isométrica do modelo do riser .....	64
Figura 4.10 - Visão lateral do modelo do riser .....	64
Figura 4.11 - Estrutura flow colapsada.....	65
Figura 4.12 - Estrutura riser colapsada.....	66
Figura 4.13 - Gráfico Pressão vs Ovalização do flowline .....	66
Figura 4.14 - Gráfico Pressão vs Ovalização do riser .....	67
Figura 4.15 - Modelo utilizado para análise de anular alagado.....	70
Figura 4.16 – Variação da ovalização na estrutura 7 com a pressão hidrostática imposta. .....	71
Figura 4.17 – Deslocamentos, em mm, na estrutura 7 colapsada com anular alagado ..	72
Figura 4.18 - Efeito da variação da ovalização nas análises com anular seco ou alagado exemplificada com a estrutura 3 (Diâmetro = 2,5"). .....	73
Figura 4.19 - Efeito da variação da tensão efetiva da carcaça e da armadura de pressão na pressão de colapso hidrostático com anular alagado exemplificado com a estrutura 3 (Diâmetro = 2,5"). .....	73
Figura 4.20 – Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 5 (Diâmetro = 4,0"). .....	74
Figura 4.21 – Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 9 (Diâmetro = 6,0"). .....	74

Figura 4.22 – Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 12 (Diâmetro = 9,13”)....	75
Figura 4.23 – Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 13 (Diâmetro = 12,0”)....	75
Figura 4.24 - Câmara hiperbárica utilizada por SILVA(2014). .....	81
Figura 4.25 – Amostra de 6” composta apenas pela carcaça e camada plástica interna antes e após teste de colapso (SILVA,2014) .....	81
Figura 4.26 – Amostra de 6” composta pela carcaça, camada plástica interna e armadura de pressão antes e após teste de colapso. (SILVA,2014) .....	82

## Lista de Tabelas

Tabela 2.1 - Propriedades físicas dos aços AISI 304 e 316 (www.Matweb.com, Disponível em: 10/07/2017).....	11
Tabela 2.2 - Propriedades da carcaça intertravada AISI 304 obtidos por SOUZA (2002) e COSTA (2003).....	11
Tabela 2.3 - Propriedades do aço carbono utilizado para a fabricação da armadura de pressão. (BERGE et al., 1992).....	13
Tabela 2.4 - Propriedades dos aços carbono para armadura de tração (SOUSA, 2005)	15
Tabela 3.1 - Grupo de carcaça selecionado para estudo.....	30
Tabela 3.2 - Grupo de zetas selecionado para estudo.....	31
Tabela 3.3 – Diâmetros utilizados nos cálculos .....	32
Tabela 3.4 – Ângulo de assentamento .....	33
Tabela 3.5 – Fator de compacidade k para a Carcaça 1 .....	37
Tabela 3.6 – Fator de compacidade k para o Zeta 1 .....	37
Tabela 3.7 – Valores de rigidez equivalente para um cilindro maciço.....	40
Tabela 3.8 – Rigidez equivalente calculada para a Carcaça 1.....	40
Tabela 3.9 – Rigidez equivalente calculada para a Zeta 1 .....	40
Tabela 3.10 – Razão entre a rigidez equivalente da carcaça 1 (E <sub>IeqC1</sub> ) e do cilindro maciço correspondente (E <sub>IeqCM1</sub> ).....	41
Tabela 3.11 – Razão entre a rigidez equivalente da zeta 1 (E <sub>IeqZ1</sub> ) e do cilindro maciço correspondente (E <sub>IeqZM1</sub> ).....	41
Tabela 3.13 - Estudo de sensibilidade das variáveis da equação do fator de compacidade do zeta (k <sub>z</sub> ) .....	47
Tabela 3.14 - Dados utilizados para validação dos resultados de crushing baseados nos valores nominais do perfil da carcaça e zeta .....	49
Tabela 4.1 – Dados utilizados para validação da equação dos fatores de compacidade relativos a estrutura flowline de 4”.....	54

Tabela 4.2 - Dados utilizados para validação da equação dos fatores de compacidade relativos a estrutura riser de 4".	55
Tabela 4.3 - Tensões de escoamento obtidas por Souza (2002).	56
Tabela 4.4 – Deformação imposta ao perfil para o flexível e tensão última	58
Tabela 4.5 – Fator de compacidade e Rigidez equivalente calculados para as estruturas utilizadas por SOUZA (2002).	59
Tabela 4.6 – Pressões de colapso obtidas experimentalmente por Souza vs calculados analiticamente	59
Tabela 4.7 - Comparação entre resultados experimentais, analíticos e numérico	65
Tabela 4.8 - Perfis de carcaças intertravadas selecionadas para estudo de colapso alagado	68
Tabela 4.9 - Perfis Z selecionados para estudo de colapso alagado	68
Tabela 4.10 - Estruturas selecionadas para estudo de colapso alagado	69
Tabela 4.11 – Análises realizadas para a estrutura 1	70
Tabela 4.12 - Variações percentuais entre as pressões obtidas numericamente e as obtidas através da Eq. (4.8)	78
Tabela 4.13 - Variações percentuais entre as pressões obtidas numericamente e as obtidas através da Eq. (4.10) incluindo as estruturas 11,12 e 13.	79
Tabela 4.14 - Estudo de sensibilidade das variáveis da equação do colapso alagado....	80
Tabela 4.15 - Dados utilizados para cálculo de colapso com anular seco para validação das hipóteses adotadas.	84
Tabela 4.16- Comparação dos resultados experimentais encontrados por SILVA (2014) com os resultados analíticos calculados para apenas a carcaça e colapso alagado.	84

## NOMECLATURAS

$\%_{def}$  – Deformação do perfil devido ao assentamento da camada durante a fabricação;

A – Área da seção transversal do perfil

b – Comprimento da seção transversal da carcaça;

$B_{c,z}$  – Termo de 1º grau da equação para cálculo da pressão de colapso p (índice: c para carcaça e z para o zeta);

c – Menor distância do eixo neutro do perfil até a sua superfície;

$C_{c,z}$  – Termo independente da equação para cálculo da pressão de colapso p (índice: c para carcaça e z para o zeta);

$D_m$  – Diâmetro médio da camada;

$D_{maior}$  – Maior diâmetro médio de uma seção transversal ovalizada;

$D_{menor}$  – Menor diâmetro médio de uma seção transversal ovalizada;

E – Modulo de elasticidade do material;

$E_{casca}$  – Módulo de elasticidade equivalente;

$EI_{eq}$  – Rigidez equivalente da camada;

F – Força aplicada por uma sapata durante o *crushing*;

$f_{cf}$  – Fator de Flexão;

$f_{cm}$  – Fator de membrana;

$F_f$  – Fator de preenchimento;

h – Espessura do perfil da seção transversal;

$h_{casca}$  – Espessura equivalente da seção transversal;

I – Momento de inércia equivalente do perfil;

$I_{min}$  – Menor momento de inércia principal do perfil;

$I_x$  – Momento de inércia efetivo;

$k_{c,z}$  – Fator de compacidade do perfil (índice: c para carcaça e z para o zeta);

$k_d$  – Constante dependente do ângulo de abertura das sapatas e quantidade de sapatas;

$L_p$  – Passo da camada;

$L_{\text{superposição}}$  – Comprimento de superposição dos perfis;  
 $M$  – Variável adimensional dependente do passo e do raio médio da camada;  
 $M_f$  – Momento fletor resultante de um carregamento de *crushing*;  
 $n$  – Número de arames de uma camada;  
 $N$  – Variável adimensional dependente do momento de inércia do perfil e do raio médio da camada;  
 $n_s$  – Número de sapatas;  
 $O$  – Variável adimensional dependente da área do perfil e raio médio camada  
 $p$  – Pressão de colapso da camada;  
 $p_{\text{cr}_{c,z}}$  – Pressão de colapso crítica da camada (índice: c para carcaça e z para o zeta);  
 $P_{\text{ext}}$  – Pressão externa atuante no duto;  
 $R_m$  – Raio médio da camada;  
 $u_0$  – Desvio inicial resultante de uma ovalização;  
 $u_2$  – Deslocamento radial da seção quando submetida a uma pressão externa;  
 $\nu$  – Coeficiente de Poisson;  
 $W$  – Carga distribuída;  
 $W_e$  – Momento elástico de área;  
 $W_p$  – Momento plástico de área;  
 $y_1$  e  $y_2$  – Distâncias do eixo neutro plástico;  
 $\alpha$  – Ângulo de assentamento da camada;  
 $\alpha_s$  – ângulo de abertura das sapatas;  
 $\varepsilon$  – Deformação normalizada;  
 $\theta$  – Ângulo dependente do ângulo de abertura das sapatas ( $\alpha_s$ )  
 $\sigma_f$  – Tensão de escoamento;  
 $\sigma_{fe}$  – Tensão de escoamento efetiva do material;  
 $\sigma_r$  – Tensão residual do material;

$\sigma_u$  – Tensão última do material;

$\phi$  – Ângulo de simetria da seção transversal;

$\Psi$  – Fator de superposição;

$\delta$  – Deslocamento linear da seção transversal quando submetido a um carregamento;

$\delta_0$  – Ovalização inicial da camada;

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

### 1.1. Contexto e Motivação

O preço do barril de petróleo é um fator de grande preocupação na indústria de óleo e gás. Conforme mostrado Figura 1.1, existe uma oscilação histórica no preço do barril de petróleo Brent de 2003 até 2017. O valor destacado indica o preço do barril no dia 26/06/2017.

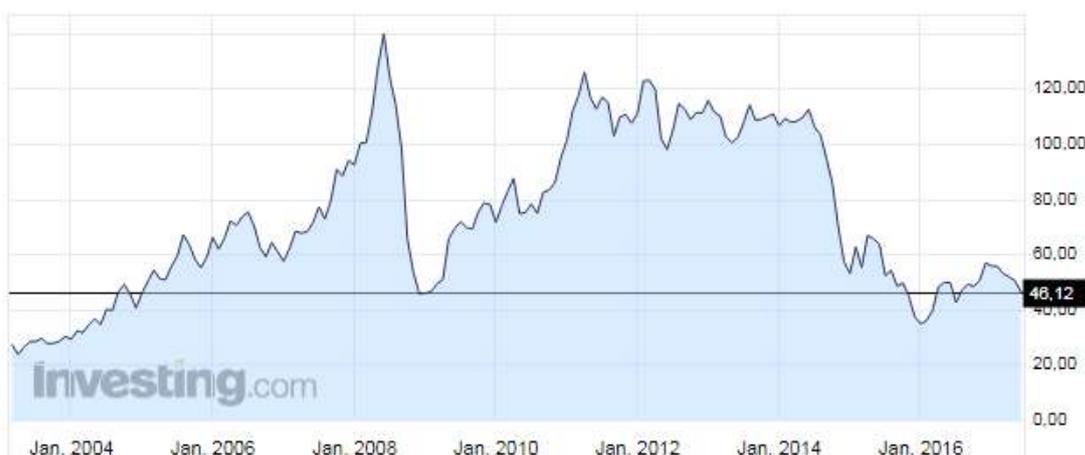


Figura 1.1 - Variação do preço do barril de petróleo Brent (Moeda USD) de 2003 até 2017 (<https://br.investing.com/commodities/brent-oil>, Disponível em: 26/06/2017)

As oscilações em questão estão associadas, muitas vezes, a crises econômicas e guerras (em sua maioria no Oriente Médio), porém, pode ser visto, na Figura 1.1, uma tendência de queda desde 2015. Esta queda no valor do barril tem ligação direta com o aumento acentuado da produção dos Estados Unidos devido ao desenvolvimento de novas técnicas de extração como, por exemplo, a extração do óleo de xisto. Atualmente, o barril possui um dos menores valores registrados desde 2003, conforme também destacado na Figura 1.1.

O aumento da produção mundial e a oferta de petróleo superando a demanda exigem que os países produtores pensem cada vez mais em aumentar a eficiência da produção conseguindo, assim, explorar uma maior quantidade de petróleo utilizando os recursos disponíveis de maneira otimizada.

No Brasil, os dutos flexíveis de camadas não aderentes (Figura 1.2) são utilizados em larga escala para o escoamento de óleo e gás. Segundo XAVIER (2006), os benefícios da utilização desses dutos são:

- Antecipação da produção através de sistemas piloto de produção;
- Possibilidade de reutilização em diferentes sistemas;
- Facilidade de instalação;
- Complacência com sistemas de flutuantes de produção em virtude de sua alta rigidez axial associada à baixa rigidez à flexão;
- Capacidade de lançamento de grandes trechos de dutos numa única campanha de um navio.

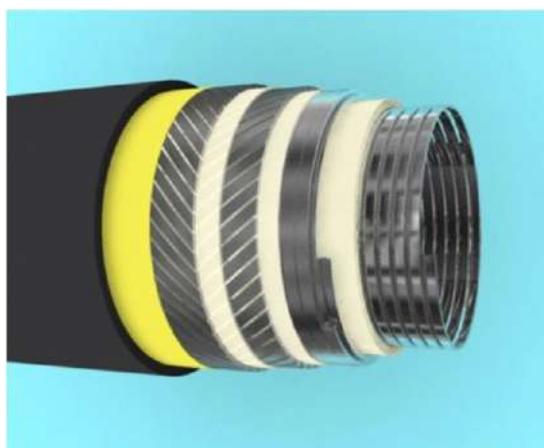


Figura 1.2 - Exemplo de duto flexível de camada não aderentes (NETO, 2012)

Com o desejo de colocar em produção campos descobertos em águas profundas e ultras profundas (lâminas d'água próximas ou superiores a 3000 m), os fabricantes de dutos flexíveis são obrigados a desenvolver produtos capazes de operar nessas condições ao mesmo tempo em que são cobrados pela redução de custo.

Um desafio a ser superado pelos fabricantes de duto flexíveis é a fabricação de dutos que suportem a elevada pressão hidrostática associada a lâminas d'água ultra profundas. Em paralelo, com a imposição do cenário atual, as empresas também são obrigadas a otimizar o projeto e a fabricação dos dutos flexíveis para atender as exigências das empresas operadoras.

## 1.2. Objetivos

A análise local de dutos flexíveis utilizando modelos sólidos tridimensionais baseados no Método de Elementos Finitos (MEF) para a representação de suas camadas demanda grande esforço computacional (PITTA, 2010). Assim, com o intuito de viabilizar essas análises, frequentemente, algumas simplificações são adotadas na modelagem das camadas desse tipo de estrutura. Dentre elas, uma das mais empregadas, é o uso de seções retangulares com propriedades mecânicas (rigidezes) equivalentes para representar o comportamento da carcaça intertravada e da armadura de pressão.

O cálculo dessas rigidezes equivalentes (axial e à flexão) e a consequente determinação dos parâmetros para a seção retangular, no entanto, não são triviais, pois os tendões que formam a carcaça intertravada e a armadura de pressão são assentados helicoidalmente em torno do eixo do duto flexível e possuem seções transversais complexas (Figura 1.3)

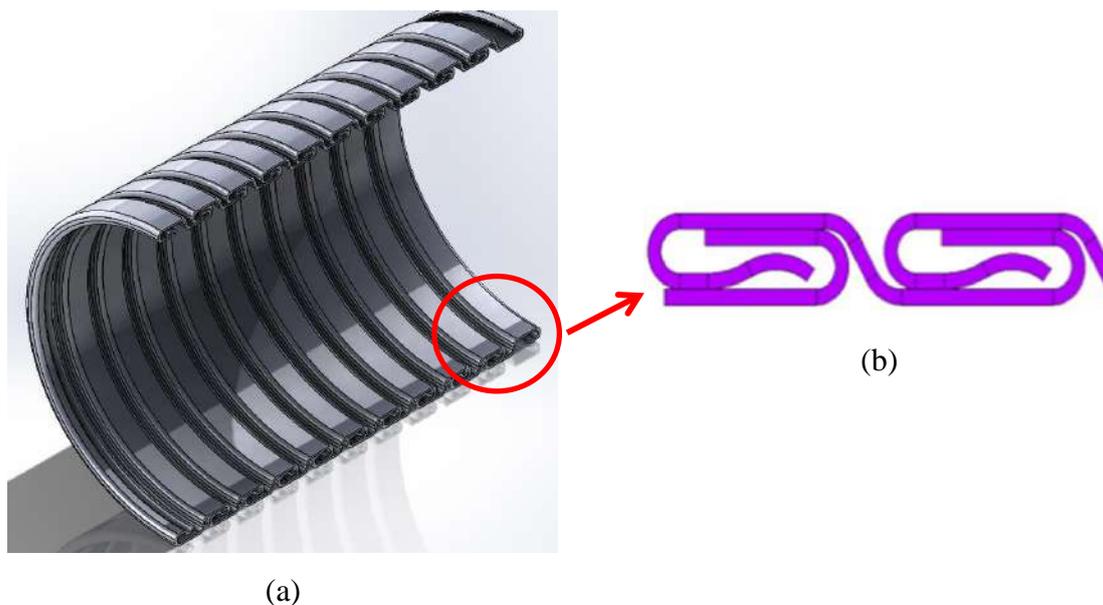


Figura 1.3 – (a) Perfil helicoidal da carcaça intertravada (MIYAZAKI,2015), (b) Seção transversal complexa da carcaça intertravada (TANG et al, 2015)

Há diferentes abordagens na literatura pública voltadas para a previsão dessas rigidezes e, conseqüentemente, para o cálculo das propriedades equivalentes para as seções retangulares, mas essas abordagens indicam rigidezes distintas entre si e essas rigidezes levam a respostas diferentes daquelas obtidas em testes experimentais e análises numéricas realizados com dutos flexíveis (TANG *et al* (2015) e MELENDEZ *et al* (2017)).

Em particular, o cálculo da rigidez à flexão equivalente usualmente envolve a determinação de um fator (FERGESTAD E LØTVEIT, 2014), denominado, nesse trabalho, de fator de compacidade, cujo cálculo demanda a realização de ensaios experimentais, ainda que algumas expressões já tenham sido propostas, conforme será discutido no Capítulo 2 dessa dissertação. As rigidezes à flexão da carcaça intertravada e da armadura de pressão, porém, estão diretamente relacionadas à resposta do duto flexível a cargas radiais aproximadamente concentradas, tais como o *crushing* (BICUDO,2009), e uniformemente distribuídas como a pressão hidrostática.

Assim, esse trabalho possui dois objetivos principais, ou seja, propor:

1. Uma expressão alternativa para cálculo da rigidez à flexão equivalente. Para tanto, emprega-se uma metodologia baseada na determinação do fator de compacidade a partir da simulação numérica de ensaios de compressão radial de dois pontos. Utiliza-se um modelo tridimensional baseado no MEF e os resultados obtidos são extrapolados por meio de uma ferramenta numérica para regressão simbólica.
2. Equações para o cálculo da pressão hidrostática de colapso de dutos flexíveis considerando o espaço anular desses dutos seco ou alagado. Essas equações são obtidas, inicialmente, verificando-se um modelo numérico para determinação da pressão de colapso hidrostático. A seguir, avalia-se o uso de uma equação já amplamente empregada para a determinação da pressão hidrostática com anular seco e se propõe uma equação para cálculo da pressão hidrostática com anular alagado tomando por base o modelo numérico verificado e uma ferramenta numérica para regressão simbólica.

### 1.3. Organização do Trabalho

No Capítulo 2, será apresentada a estrutura do duto flexível destacando-se a função de cada camada e os modos de falha relacionados às principais cargas radiais impostas a ele, isto é, *crushing* e pressão hidrostática. Além desses pontos, revisam-se os estudos já realizados sobre o comportamento do duto sob a ação dessas cargas.

No Capítulo 3, deduz-se a equação para o fator de compacidade. Descreve-se detalhadamente toda a metodologia empregada, incluindo os modelos numéricos utilizados. A equação proposta é, então, verificada utilizando-se testes experimentais de

compressão radial (*crushing*) em conjunto com um modelo analítico para a previsão da resposta de dutos flexíveis a esse tipo de carregamento.

No Capítulo 4, são utilizados resultados de testes experimentais de colapso hidrostático com anular seco, já publicados na literatura pública, para a verificação de um modelo analítico e outro numérico, baseado no MEF, para a previsão da pressão de colapso hidrostático. Ainda no Capítulo 4, são realizadas análises de colapso hidrostático variando as características físicas e geométricas da carcaça intertravada e da armadura de pressão de diferentes dutos flexíveis e considerando a condição de anular alagado. Com os resultados obtidos, por meio de regressão simbólica, obtém-se uma equação para o cálculo da pressão hidrostática associada ao colapso com anular alagado.

No Capítulo 5, são apresentadas as conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

# CAPÍTULO 2

## REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. Dutos Flexíveis

Segundo a API RP 17B (2014), os dutos flexíveis são estruturas compósitas de seções transversais compostas por camadas metálicas e/ou poliméricas concêntricas que formam um condutor pressurizado e admitem grandes deflexões.

Ainda de acordo com a norma API RP 17B (2014), os dutos flexíveis podem ser considerados de camadas aderentes (*bonded*) ou de camadas não aderentes (*unbonded*). Em um duto de camadas aderentes, as armaduras metálicas atuam de modo integrado, pois estão aderidas a um material elastomérico vulcanizado. Materiais têxteis são incluídos na estrutura como elementos de reforço estrutural adicional ou, ainda, para separar as camadas elastoméricas (API RP 17B, 2014).



Figura 2.1 - Duto flexível de camadas aderentes (ALVES, 2009)

O duto flexível mais comumente utilizado pela indústria e alvo desse trabalho, é o duto flexível de camadas não aderentes tal como o apresentado em detalhes na Figura 2.2. Nesse duto, as camadas metálicas e poliméricas são independentes e pode haver deslocamento relativo entre elas. Além disso, a combinação entre camadas metálicas e poliméricas resulta em uma estrutura com baixa rigidez à flexão e alta rigidez à tração.

Por simplificação, desse ponto em diante, o duto flexível de camadas não aderentes será chamado apenas de duto flexível.



Figura 2.2 - Duto flexíveis de camadas não aderentes (*unbonded*) (Adaptado de FERGESTAD E LØTVEIT, 2014 )

### 2.1.1. Classificação dos dutos flexíveis

Os dutos flexíveis podem ser classificados tanto pela sua seção transversal quanto pela sua aplicação.

Considerando as seções transversais dos dutos flexíveis, a norma API RP 17B (2014) os classifica em dutos de parede lisa (*Smooth Bore*) ou parede rugosa (*Rough Bore*). A diferença entre esses dois tipos de estrutura é a presença da carcaça intertravada. A carcaça intertravada é a camada mais interna do duto flexível de parede rugosa e possui como principal função a resistência ao colapso hidrostático ou à descompressão rápida. O duto flexível de parede lisa não possui carcaça intertravada e é utilizado principalmente em linhas que não transportam gases como, por exemplo, linhas de injeção de água. Como esse trabalho se concentra na resistência a carregamentos radiais da carcaça e da armadura de pressão (Figura 2.2), no item 2.1.2 será detalhado o duto flexível de parede rugosa.

Em relação à aplicação, a API SPEC 17J (2014) subdivide o duto flexível em três tipos:

1. *Riser* (Figura 2.3): duto flexível que conecta a plataforma, boia ou navio até uma instalação no leito marinho. Pode ser utilizado tanto para o transporte

de hidrocarbonetos dos poços para essas instalações quanto para a injeção de fluidos (gás ou água) nos poços. Essa estrutura está sujeita a carregamentos dinâmicos.

2. *Flowline* (Figura 2.3): duto flexível que está, totalmente ou em parte, apoiado no leito marinho. Diferente dos *risers*, *flowlines* possuem carregamentos dinâmicos nulos ou quase nulos e sua resposta estrutural é, conseqüentemente, governada por cargas estáticas.
3. *Jumper* (Figura 2.4): pequeno trecho de duto flexível, quando comparado aos *risers* ou *flowlines*, que podem ter aplicações estáticas e dinâmicas. Sua função é fazer a ligação entre dois equipamentos próximos ou, por exemplo, uma plataforma e uma unidade de armazenamento.

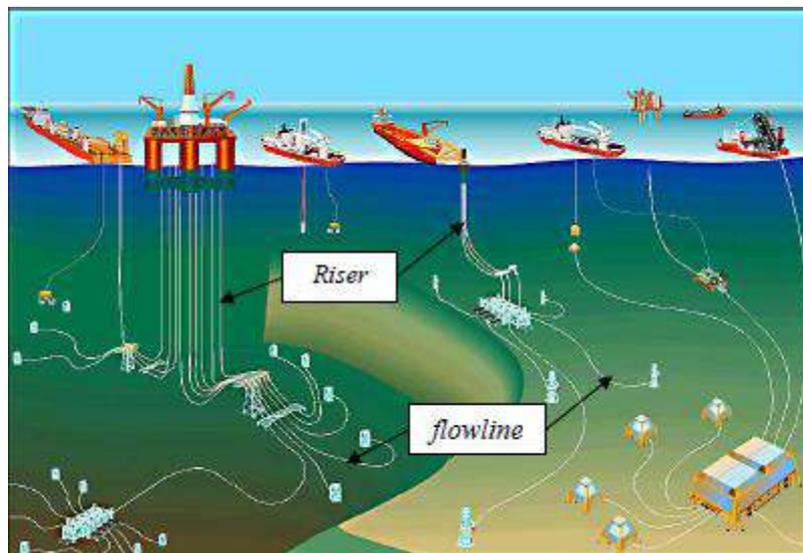


Figura 2.3 - Sistema submarino indicando *risers* e *flowlines* (SIMÕES, 2011)



Figura 2.4 - *Jumpers* dinâmicos (FERGESTAD E LØTVEIT, 2014)

### 2.1.2. Seção transversal do duto flexível

A seção transversal do duto flexível pode ter diversas variações dependendo do fabricante e da aplicação, porém, na Figura 2.2, pode ser visto um duto flexível considerado como um duto “padrão”.

Os itens subsequentes irão apresentar sucintamente a função e as propriedades de cada uma das camadas indicadas na Figura 2.2. Maiores detalhes sobre essas camadas podem ser obtidos, por exemplo, na API RP 17B (2014), na API SPEC 17J (2014) ou em FERGESTAD E LØTVEIT (2014).

#### 2.1.2.1. Carcaça Intertravada

A carcaça intertravada é a camada mais interna do flexível. Sua seção transversal é construída pelo dobramento de uma fita metálica, conforme indicado na Figura 2.5, e posterior assentamento em hélice em torno do eixo do duto flexível, que garante sua configuração intertravada. A fita metálica é assentada com pequeno passo (alto ângulo de assentamento) e, por isso, a camada é muito resistente a carregamentos radiais. Devido às folgas internas, não possui resistência axial significativa.

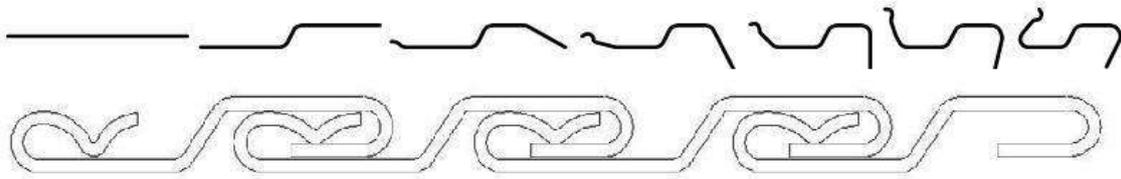


Figura 2.5 - Conformação da carcaça intertravada (BICUDO,2009)

Conforme apresentado por SOUSA (2005), as funções da carcaça são:

- Prevenir o colapso da estrutura devido a cargas radiais, como pressão externa e cargas de instalação (*crushing*);
- Prevenir o colapso do duto flexível devido a uma rápida despressurização interna da estrutura (dutos que transportam gases);
- Fornecer resistência à abrasão causada por partículas existentes no fluido transportado ou pela passagem de ferramentas (como o PIG - *Pipeline Inspection Gauge*) dentro da linha flexível.

Por ser a camada mais interna do duto flexível, a conformação da carcaça é realizada sobre um mandril, resultando em uma estrutura com uma excelente precisão de fabricação no diâmetro e, conseqüentemente, uma baixa ovalização. Segundo a API RP 17B (2014) esperam-se valores próximos a 0,2%.

A API RP 17B (2014) indica que os materiais mais usuais utilizados na fabricação da carcaça intertravada são os aços:

- Carbono;
- Inoxidáveis ferríticos (AISI 409 e 430);
- Inoxidáveis austeníticos (AISI 304, 304L, 316, 316L);
- Inoxidáveis Duplex (UNS S31803).
- Liga com alto teor de níquel (N08825).

Esses materiais são escolhidos de acordo com os componentes do fluido a ser transportado ou a utilização do duto flexível. Os materiais mais comuns, no entanto, são os aços AISI 304, 304L, 316 e 316L e suas propriedades são apresentadas na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Propriedades físicas dos aços AISI 304 e 316 (www.Matweb.com,  
Disponível em: 10/07/2017)

Aço	Módulo de elasticidade (GPa)	Tensão de escoamento (MPa)	Ruptura	
			Tensão (MPa)	Deformação (%)
AISI 304	193	215	505	70,0
AISI 304L	193 - 200	210	564	58,0
AISI 316	193	290	580	50,0
AISI 316L	193	290	560	50,0

Para verificação dos valores apresentados na Tabela 2.1, SOUZA (2002) e COSTA (2003) realizaram ensaios experimentais para verificação das propriedades físicas de corpos de prova construídos a partir amostras extraídas de carcaças intertravadas de dutos flexíveis de 4" constituídas por aço AISI 304. A Tabela 2.2 indica os valores encontrados por SOUZA (2002) e COSTA (2003).

Tabela 2.2 - Propriedades da carcaça intertravada AISI 304 obtidos por SOUZA (2002) e COSTA (2003)

Autor	Módulo de Elasticidade (MPa)	Tensão de escoamento (MPa)	Ruptura	
			Tensão (MPa)	Deformação (%)
COSTA (2003)	141546,4 ± 5279,0	502,9 ± 16,3	800,0 ± 12,3	53,5 ± 1,5
SOUZA (2002)	-	530	802,3	27,3

Nota-se uma clara diferença entre os valores apresentados pela Tabela 2.1 e Tabela 2.2. Essa diferença pode estar relacionada com o trabalho a frio no caso da tensão de escoamento, contudo, não é esperado essa diferença para os demais parâmetros.

#### 2.1.2.2. Camada Plástica Interna

Como a carcaça intertravada é uma camada metálica não estanque, a camada plástica interna ou barreira de pressão é extrusada sobre ela principalmente para garantir a estanqueidade do duto flexível em relação ao fluido interno.

Por ser uma camada extrusada, a camada plástica interna ajuda a transmitir de modo homogêneo os esforços impostos à armadura de pressão (ou pelas armaduras de tração) para a carcaça intertravada, além de ser responsável por diminuir o atrito entre essas camadas.

Da mesma maneira que a carcaça intertravada, a camada plástica interna também está em contato direto com o fluido transportado e, portanto, deve ser resistente a possíveis danos causados pelo fluido, como abrasão, corrosão e ataque químico.

Segundo a API RP 17B (2014), os polímeros mais utilizados para a fabricação da camada plástica interna são o HDPE (high-density polyethylene), XLPE (cross-linked polyethylene), PA-11 (polyamide-11) e o PVDF (polyvinylidene fluoride).

### 2.1.2.3. Armadura de Pressão

A armadura de pressão é uma camada metálica composta por um ou dois arames trefilados e enrolados em torno do eixo do duto flexível segundo uma espiral de pequeno passo. Assim como a carcaça intertravada, possui um alto ângulo de assentamento implicando em uma grande resistência a esforços radiais e baixa resistência a esforços axiais.

Sua principal função é a resistência aos esforços radiais ocasionados pela alta pressão interna do flexível, também auxilia a carcaça na resistência aos esforços externos e às cargas de compressão resultantes principalmente do processo de instalação do duto flexível.

A Figura 2.6 indica possíveis perfis para a armadura de pressão.

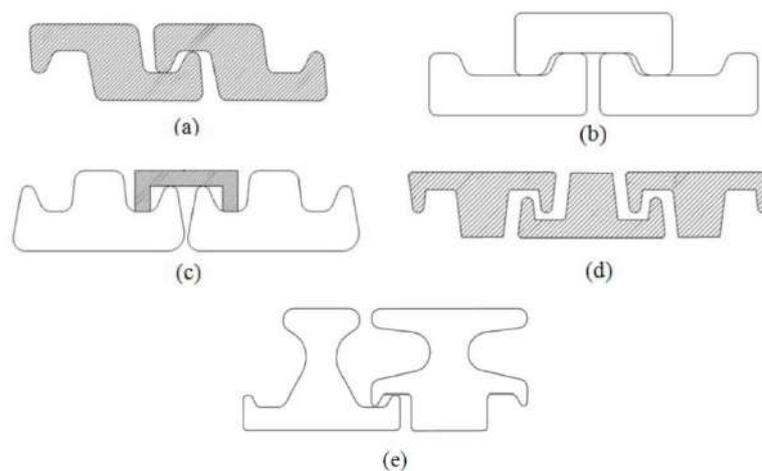


Figura 2.6 - Possíveis perfis da armadura de pressão:

(a) perfil Z, (b) perfil C, (c) perfil T clip, (d) perfil T e (e) PSI (MIYAZAKI, 2016)

Para a fabricação da armadura de pressão é utilizado aço carbono, sendo o teor do carbono dependente das condições de operação do duto flexível. Em 1984, CHIAVERINI lembrou que quanto maior o teor de carbono, maior a resistência, porém serão menores a resistência a corrosão e a ductilidade do aço.

A Tabela 2.3 mostra as propriedades encontradas na literatura para os aços carbonos mais comumente utilizados na fabricação da armadura de pressão. COSTA (2003) também realizou ensaios para levantamento das propriedades do aço carbono FM 35 e encontrou uma tensão de ruptura de 955 MPa.

Tabela 2.3 - Propriedades do aço carbono utilizado para a fabricação da armadura de pressão. (BERGE et al., 1992)

Especificação	Grau	Acabamento	Tensão de Ruptura (MPa)	Deformação de ruptura (%)
AFNOR	FM 15	Trefilado a	784 MPa	-
	FM 35	frio	850 MPa	6,0%

#### 2.1.2.4. Camada de reforço à pressão (*Back-up Pressure Armor*)

A camada de reforço à pressão é uma camada similar à armadura de pressão, porém em geral possui o perfil retangular, e possui por objetivo oferecer uma resistência adicional aos carregamentos radiais internos e externos. Esta camada é assentada sobre a armadura de pressão.

A sua utilização é opcional. Normalmente, é empregada em linhas que irão operar em elevadas profundidades e/ou submetidas à grande pressão interna.

#### 2.1.2.5. Camada anti-abrasiva ou fita antidesgaste

A principal característica de um duto flexível de camadas não aderentes é a possibilidade de deslocamento relativo entre as suas camadas proporcionando uma baixa rigidez à flexão. O deslocamento relativo entre duas camadas metálicas pode gerar, contudo, desgaste por fricção.

As fitas antidesgaste são fitas poliméricas instaladas para diminuir o atrito entre as camadas metálicas, evitando o desgaste destas, conseqüentemente, a falha prematura dessas camadas.

Segundo API RP 17B (2014), os materiais utilizados nesta camada são, basicamente, os mesmos utilizados para a camada plástica interna.

#### 2.1.2.6. Armaduras de Tração

Enquanto a carcaça intertravada e a armadura de pressão são camadas metálicas com alto ângulo de assentamento que suportam esforços predominantemente radiais, as armaduras de tração são assentadas com ângulos menores (entre 20° e 55°) com a principal função de resistir aos esforços axiais.

As armaduras de tração são compostas por um ou dois pares de camadas onde cada par é enrolado helicoidalmente em sentidos contrários, conforme mostrado na Figura 2.7.



Figura 2.7 - Assentamento das armaduras de tração (BARTELI, 2017)

Cada camada é formada por vários arames com seções transversais aproximadamente retangulares conformados sobre a camada do duto que lhes serve de suporte. Assim como nas demais armaduras metálicas, os arames são usualmente construídos a partir de aço carbono. O teor de carbono depende da aplicação do duto flexível, porém, devido às grandes tensões axiais suportadas por essas camadas, é mais comum que o aço possua um alto teor de carbono. As propriedades dos aços mais utilizados nas armaduras de tração de dutos flexíveis são indicadas na Tabela 2.4.

Tabela 2.4 - Propriedades dos aços carbono para armadura de tração (SOUSA, 2005)

Especificação	Grau	Acabamento	Tensão de ruptura	Deformação de ruptura
AFNOR	FM 60	Trefilado a frio	1373 MPa	1,0%
	FM 72		1500 MPa	

#### 2.1.2.7. Fitas de Alta Resistência

As fitas de alta resistência são aplicadas sobre as armaduras de tração com objetivo de evitar a expansão radial excessiva das armaduras e, conseqüentemente, prevenir falhas como, por exemplo, o birdcaging ou “gaiola de passarinho” (Figura 2.8).

De acordo com SOUSA (2005) as fitas de alta resistência são feitas de fibras de aramida (kevlar29® ou kevlar49®), fibra de vidro ou poliamida.



Figura 2.8 - "Gaiola de passarinho" em duto flexível (BECTARTE et al, 2004)

#### 2.1.2.8. Camada Isolante

Segundo SOUSA (2005), a camada isolante possui por objetivos evitar a formação de hidratos, parafinas e emulsões, que podem bloquear a passagem do fluido transportado, e reduzir a viscosidade do fluido para facilitar o seu transporte e economizar potência de bombeio.

A camada isolante é localizada logo abaixo da camada plástica externa e, segundo a API RP 17B (2014), os materiais utilizados para isolamento são o PP (polipropileno), PVC (policloreto de vinila) e o PU (poliuretano).

### 2.1.2.9. Camada Plástica Externa

Essa camada é extrusada sobre as armaduras de tração e possui como principais objetivos isolar o anular do duto flexível protegendo-o contra danos como abrasão e corrosão, além de manter as camadas mais internas em suas devidas posições.

Quando ocorre a falha dessa camada, a água do mar ingressa no anular do duto flexível podendo aumentar as taxas de corrosão nas camadas metálicas internas (FERGESTAD E LØTVEIT, 2014).

Outro efeito resultante da falha dessa camada é que, com o ingresso da água do mar no anular, a pressão hidrostática externa passa a atuar diretamente em uma camada estanque mais interna do duto. Usualmente, essa camada é a camada plástica interna, o que diminui a resistência do duto flexível ao colapso. Esse efeito será estudado neste trabalho em capítulos subsequentes.

A norma API RP 17B (2014) indica os materiais HDPE, PA-11 e PA-12 como os mais indicados para a camada plástica externa.

## 2.2. Colapso Hidrostático e Estudos Relacionados

Encontra-se, na API RP 17B (2014) uma listagem com mais de 100 causas individuais que podem levar o duto flexível à falha durante a operação. Essas falhas individuais levam a nove modos de falhas diferentes e, dentre eles, o colapso hidrostático desses dutos. Este capítulo detalhará os estudos apresentados na literatura pública relativos a esse modo de falha.

O colapso hidrostático é um modo de falha que leva o duto flexível a um “achatamento” da sua seção transversal (SOUSA, 2005) causado pela pressão hidrostática atuante no duto. Esse achatamento pode ser precipitado por diversos fatores, tais como, por exemplo, a presença de uma ovalização excessiva das camadas devido ao processo de fabricação e/ou processo de instalação (SOKI *et al*, 2015) ou a curvatura imposta ao flexível (PAUMIER, 2009). Na literatura pública, relatam-se dois tipos de mecanismos de colapso hidrostático denominados, usualmente, de colapso com anular seco e com anular alagado.

O colapso com anular seco ocorre quando a camada plástica externa se encontra intacta. A pressão externa atua sobre a camada plástica externa e leva o duto flexível ao achatamento conforme a Figura 2.9.

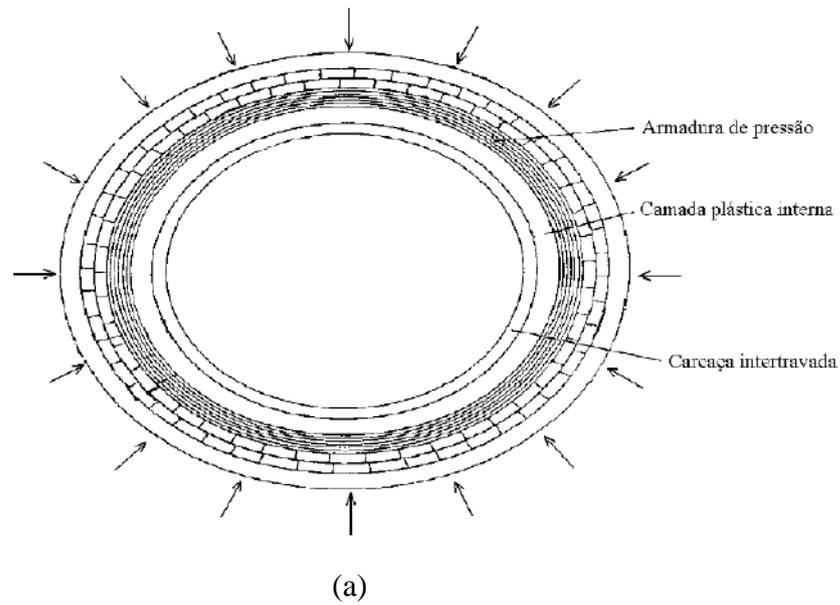
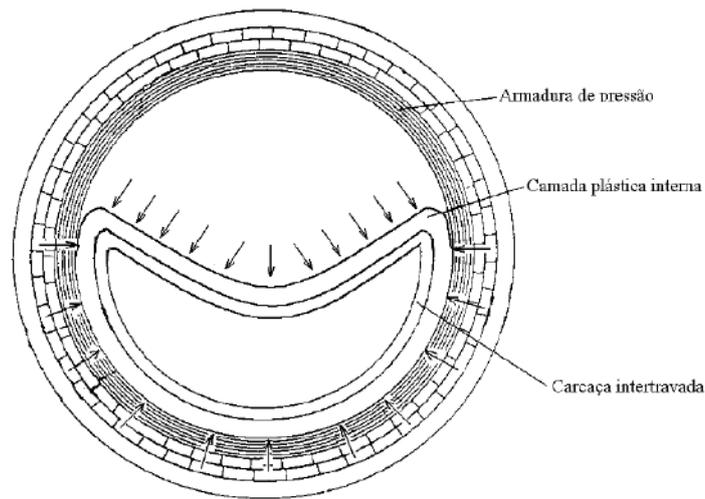


Figura 2.9 – Colapso com anular seco, falha por ovalização: (a) (SOUSA,2005) e (b) (PAUMIER et al, 2009)

O colapso com anular alagado ocorre quando a camada plástica externa é danificada e, dessa maneira, com o ingresso da água no anular do duto, a pressão passa a ser exercida em uma camada estanque mais interna, usualmente a camada plástica interna. Como consequência, a pressão atua diretamente sobre a carcaça e a armadura de pressão auxilia na resistência impedindo a ovalização da carcaça, o colapso ocorre quando a carcaça instabiliza (ZHANG *et al*, 2003). A configuração deformada final tem forma de coração, como ilustrado na Figura 2.10.



(a)



(b)

Figura 2.10 – Colapso com anular alargado, falha tipo “coração” (a) (SOUSA,2005) e (b) (PAUMIER et al, 2009)

Conforme descrito no item 2.1.2, a carcaça e a armadura de pressão são as camadas que resistem aos esforços radiais. Testes mostram que as outras camadas não influenciam significativamente a resistência da estrutura ao colapso (ZHANG *et al*, 2003), e, por conservadorismo, a API RP 17B (2014) exige que os fabricantes dimensionem o duto flexível considerando apenas a carcaça como camada resistente ao colapso.

Assumindo que não existem folgas entre a carcaça, camada plástica e armaduras de pressão, segundo BERGE *et al* (1992), a pressão de colapso ( $p$ ) de cada camada será a menor das duas soluções da seguinte equação:

$$p^2 - \left( \frac{F_f \times h \times \sigma_f}{R_m} + p_{cr} \left( 1 + \frac{3 \times D_m \times \delta_0}{h} \right) \right) p + \frac{p_{cr} \times \sigma_f \times h \times F_f}{R_m} = 0 \quad (2.1)$$

onde:

$$F_f = \frac{n \times A}{\cos(\alpha) \times 2 \times \pi \times R_m} \quad (2.2)$$

$$p_{cr} = \frac{3 \times E \times I}{R_m^3} \quad (2.3)$$

e  $F_f$  é o fator de preenchimento;  $h$  é a espessura do perfil;  $R_m$  é o raio médio da camada;  $D_m$  é o diâmetro médio da camada;  $\sigma_f$  é a tensão de escoamento;  $p_{cr}$  é a pressão de colapso elástica considerando o duto sem imperfeições;  $E$  é o módulo de elasticidade;  $A$  e  $I$  são a área e o momento de inércia equivalente do perfil considerado;  $\delta_0$  a ovalização inicial da camada;  $\alpha$  é o ângulo de assentamento da camada; e  $n$  é o número de arames (ou fitas) na camada (usualmente,  $n=1$  para carcaça e  $n=2$  para armadura de pressão).

O momento de inércia equivalente da seção,  $I$ , é escrito na forma:

$$I = n \times k \times \frac{I_{min}}{L_p} \quad (2.4)$$

onde  $k$  é o fator de compacidade, responsável pela transformação da rigidez de uma seção cheia para uma rigidez equivalente a do perfil;  $I_{min}$  é o menor momento de inércia principal do perfil; e  $L_p$  é o passo da camada, o mesmo pode ser descrito como:

$$L_p = \frac{2 \times \pi \times R_m}{\tan(\alpha)} \quad (2.5)$$

SOUZA (2002) realizou testes de colapso experimentais em dois dutos flexíveis com 4" e duas estruturas com 8" de diâmetro interno. Para cada diâmetro, havia uma estrutura do tipo *flow* (com carcaça intertravada, mas sem armadura de pressão) e outra do tipo *riser* (com carcaça intertravada e armadura de pressão). Todas as amostras foram testadas com anular seco e observando-se que as falhas assimilaram-se as de um duto rígido.

Também foi proposta uma equação para definição do fator de compacidade  $k$ , dado por:

$$K = \frac{1}{k} = \frac{12 \times n \times I_{\min} \times (1 - \nu^2)}{L_p \times h^3} \quad (2.6)$$

onde  $\nu$  é o coeficiente de Poisson.

Para a obtenção da (2.6), SOUZA (2002) igualou a rigidez equivalente da carcaça intertravada definida por (BERGE *et al*, 1992):

$$EI_{eq} = n \times k \times \frac{E \times I_{\min}}{L_p} \quad (2.7)$$

com a rigidez equivalente de uma seção transversal retangular cheia definida, também segundo BERGE *et al* (1992), por:

$$EI_{eq} = \frac{E \times h^3}{12 \times (1 - \nu^2)} \quad (2.8)$$

Contudo, ao realizar esta comparação direta, SOUZA (2002) desconsidera que a espessura ( $h$ ) e o módulo de elasticidade ( $E$ ) a serem utilizados na Eq. (2.8) são as propriedades equivalentes, e não as dimensões reais dos perfis. A rigidez equivalente apresentada na Eq. (2.8) é na verdade maior que a rigidez calculada por (2.7).

SOUZA (2005) apresentou uma formulação que permite a equivalência entre as rigidezes dos perfis reais da carcaça intertravada e da armadura de pressão com um perfil de seção retangular. Nessa formulação, calculam-se espessura equivalente ( $h_{casca}$ ), módulo de elasticidade equivalente ( $E_{casca}$ ), fator de membrana ( $f_{cm}$ ) e fator de flexão ( $f_{cf}$ ). O fator de membrana e o fator de flexão ao serem multiplicados pelas tensões de membrana (normais) e de flexão obtidas no modelo de elementos finitos fornecem as tensões na estrutura real.

$$h_{casca} = \sqrt{12 \times \frac{k \times I_{\min}}{A}} \quad (2.9)$$

$$E_{casca} = E \left( \frac{n \times A}{L_p \times h_{casca}} \right) \quad (2.10)$$

$$f_{cm} = \frac{L_p \times h_{casca}}{n \times A} \quad (2.11)$$

$$f_{cf} = \frac{L_p \times h}{n \times A} \quad (2.12)$$

Essas equações são utilizadas em um modelo baseado no MEF para análise local de dutos flexíveis. Nesse modelo, a carcaça intertravada e a armadura de pressão são modeladas através de cascas ortotrópicas diminuindo significativamente o custo computacional desse tipo de análise. A abordagem foi, então, comparada a resultados experimentais e analíticos oriundos de análises de *crushing* e colapso hidrostático fornecendo bons resultados.

LU *et al* (2008) criaram um modelo numérico com o objetivo de avaliar o efeito do colapso alagado em dutos flexíveis. Esse modelo é simplificado representando a seção transversal da carcaça intertravada e da armadura de pressão através de tiras retangulares. Ao invés de se utilizarem equações de equivalências, LU *et al* (2008) consideraram as tiras de mesma espessura da seção real e adequa a largura de tal forma que a área da seção transversal se mantenha. LU *et al* (2008) verificaram que o modelo representa bem o comportamento do duto flexível, contudo necessita ser calibrado através de testes experimentais. É importante destacar que SOUZA (2002) também empregou formulação semelhante obtendo, porém, diferenças significativas entre as respostas analítica e experimental.

PAULMIER *et al* (2009) apresentaram um trabalho comparando o resultado de testes de colapso reto e curvo com uma metodologia analítica certificada por uma terceira parte. No desenvolvimento desta metodologia PAULMIER *et al* (2009) indicam que foram utilizados mais de 200 testes de colapso reto e mais de 20 testes de colapso curvo. O resultado indicou que a curvatura existente no duto flexível pode influenciar significativamente a pressão de colapso, já que os esforços, conforme Figura 2.11, não estão em equilíbrio. Comparando um duto de 6" houve uma queda de aproximadamente 30% quando o duto saiu da posição reta para a operação no seu MBR (*Maximum Bending Radius*)

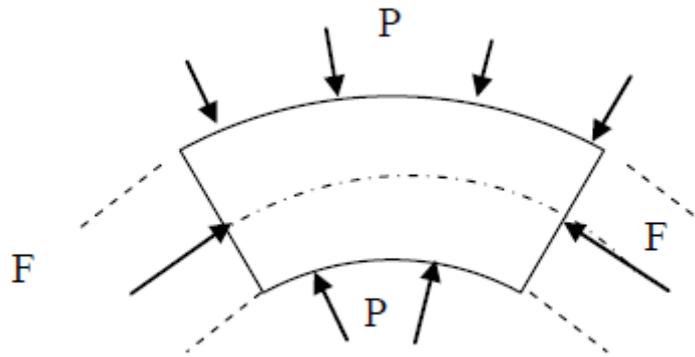


Figura 2.11 - Equilíbrio de forças em um duto flexível com curvatura (PAUMIER et al, 2009)

MARTINS *et al* (2003) apresentaram a seguinte equação para cálculo da rigidez equivalente:

$$EI_{eq} = \frac{E}{(1 - \nu^2)} \times \frac{I_x}{b} = \frac{E}{(1 - \nu^2)} \times \frac{2 \times I_{min}}{b} \quad (2.13)$$

onde  $b$  é o comprimento da seção transversal da carcaça (representada por  $l_c$  na Figura 3.1) e  $I_x$  o momento de inércia efetivo. O termo 2 é utilizado para considerar a influência da superposição dos perfis na equação.

MARTINS *et al* (2003) compararam a Eq. (2.13) com a Eq. (2.8) para cálculo da espessura equivalente, obtendo:

$$h_{casca} = \sqrt[3]{\frac{24 \times I_{min}}{b}} \quad (2.14)$$

PESCE *et al* (2010) realizaram ensaios de *crushing* e colapso alagado em estruturas de 2,5" e 4". As mesmas estruturas foram analisadas numericamente através de um modelo de elementos finitos utilizando  $\frac{1}{4}$  de simetria para os testes de colapso e  $\frac{1}{2}$  de simetria para os testes de *crushing*. Esses modelos foram desenvolvidos considerando um anel com seção transversal real sem considerar o passo da carcaça. Os modelos analíticos foram baseados nas equações apresentadas por MARTINS *et al* (2003).

PESCE *et al* (2010) levantaram diferentes curvas de tensão-deformação para testar a que mais se adequava aos modelos. Essas curvas representam as propriedades

do material antes da manufatura e possíveis transformações após o processo de fabricação. A curva que mais adequou o modelo de *crushing* com os resultados experimentais foi a com as propriedades do material antes do processo de manufatura. Utilizando essa curva PESCE *et al* (2010) obtiveram excelentes resultados na comparação do modelo numérico e analítico do colapso alagado com os testes experimentais. Os modelos consideraram apenas a carcaça intertravada e a camada plástica interna.

NETO E MARTINS (2012) aprimoraram estudo realizado por MARTINS *et al* (2003) e firmaram que o multiplicador 2 proposto por MARTINS *et al* (2003) poderia ser conservador e que deveria ser substituído por um número entre 1 e 2. O multiplicador 2 foi então substituído pela expressão  $(1 + \Psi)$  onde  $\Psi$  é um fator relativo à superposição dos perfis da carcaça intertravada que deve permanecer entre 0 e 1.

NETO E MARTINS (2012) indicaram que o fator  $\Psi$  pode ser calculado através da relação de comprimento de superposição entre dois perfis adjacentes e o passo da estrutura conforme Eq. (2.15) e Figura 2.12.

$$\Psi = \frac{L_{\text{superposição}}}{L_p} \quad (2.15)$$

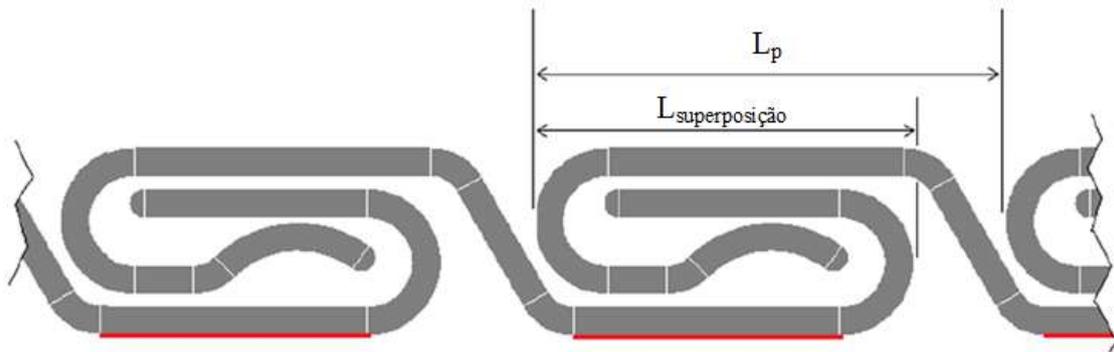


Figura 2.12 – Referências para cálculo do  $\Psi$  (Adaptação de NETO E MARTINS, 2012)

NETO E MARTINS (2012) obtiveram então a Eq. (2.16) para cálculo da espessura equivalente.

$$h_{\text{casca}} = \sqrt[3]{12 \times \frac{(1 + \Psi)I_{\text{min}}}{b}} \quad (2.16)$$

Os autores compararam dois modelos de elementos finitos diferentes, o primeiro considerando o perfil real da carcaça e o efeito do passo, enquanto, no segundo, a carcaça foi representada por um anel com a mesma seção transversal. Os resultados obtidos por esses modelos foram comparados ao obtido através de um modelo analítico baseado nas equações de MARTINS *et al* (2003) adaptadas com o fator de superposição. Foi encontrada uma excelente correlação entre os resultados numéricos e aqueles do modelo analítico, porém, devido a simplificações, o modelo analítico não foi capaz de prever a pressão de colapso.

NETO *et al* (2012) desenvolveram um modelo em elementos finitos composto pela carcaça intertravada, camada plástica interna, armadura de pressão e camada plástica externa utilizando elementos sólidos para todas as camadas. O estudo foi realizado em estruturas de 2,5” e 4” comparando o comportamento do colapso nas condições seco e alagado tanto quanto nas condições de eixo reto e curvo.

Nos modelos desenvolvidos os autores concluíram que, no colapso alagado, o formato da estrutura colapsada é influenciada pela presença da curvatura enquanto no colapso seco o formato da estrutura colapsada independe da curvatura.

LOUREIRO E PASQUALINO (2012) publicaram um estudo onde propuseram equações analíticas capazes de prever o efeito da curvatura na pressão de colapso, levando em consideração as variações geométricas e possíveis ovalizações iniciais devido aos processos de manufatura e instalação. Os autores propuseram uma equação para a espessura equivalente dos perfis da carcaça intertravada e da armadura de pressão:

$$h_{casca} = \frac{n \times A}{L_p} \quad (2.17)$$

NETO E MARTINS (2014) realizaram um estudo muito parecido com o apresentado em NETO E MARTINS (2012), porém, desta vez, verificou-se a influência da armadura de pressão no colapso alagado e o comportamento da estrutura considerando duas situações diferentes: (i) considerando folga inexistente entre as camadas, variou-se a ovalização da carcaça (a armadura de pressão foi considerada sem ovalização) e (ii) mantendo a ovalização da carcaça intertravada em 0,5%, variou-se a folga entre a armadura de pressão e a camada plástica interna. Os autores concluíram que a armadura de pressão pode ser representada adequadamente como um anel de perfil retangular com propriedades equivalentes. Também foi concluído que tanto a

folga entre as camadas quanto a ovalização inicial possuem influência significativa no colapso e devem ser consideradas no momento do projeto.

FERGESTAD E LØTVEIT (2014) emitiram uma revisão do *Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes* publicada inicialmente por BERGE *et al* (1992). Nessa revisão FERGESTAD E LØTVEIT (2014) apresentaram uma modificação na equação analítica para cálculo do colapso hidrostático, foi modificado o termo de primeiro grau e inserido o termo de tensão efetiva no lugar da tensão de escoamento.

$$p^2 - \left( \frac{F_f \times h \times \sigma_{fe}}{R_m} + p_{cr} \left( 1 + \frac{E \times h^2 \times F_f \times R_m \times \delta_0}{2 \times EI_{eq}} \right) \right) p + \frac{p_{cr} \times \sigma_{fe} \times h \times F_f}{R_m} = 0 \quad (2.18)$$

O conceito de tensão escoamento efetiva ( $\sigma_{fe}$ ) surgiu pois, através de estudos como SOUZA (2002) e COSTA (2003), as camadas metálicas possuem suas propriedades alteradas devido ao encruamento do material e por isso a tensão residual após manufatura deve ser considerada. A tensão de escoamento efetiva é apresentada na Eq.(2.19).

$$\sigma_{fe} = \sigma_f - \sigma_r \quad (2.19)$$

onde  $\sigma_f$  é a tensão de escoamento do material e  $\sigma_r$  a tensão residual existente no perfil após a manufatura. Segundo FERGESTAD E LØTVEIT (2014), uma maneira de estimar a tensão residual é considerar que o perfil está completamente plastificado na tensão última e o descarregamento elástico ocorre para momento zero. Nesse caso a tensão residual pode ser escrita como:

$$\sigma_r = \sigma_u \times \frac{W_p}{W_e} - \sigma_u = \sigma_u \left( \frac{W_p}{W_e} - 1 \right) \quad (2.20)$$

onde  $\sigma_u$  é a tensão última do material;  $W_p$  é o momento plástico de área e  $W_e$  é o momento elástico de área (BORESI *et al*, 1993):

$$W_e = \frac{I_x}{c} \quad (2.21)$$

$$W_p = \frac{A}{2} \times (y_1 + y_2) \quad (2.22)$$

sendo,  $c$  é a menor distância do eixo neutro do perfil até a superfície do mesmo e  $y_1$  e  $y_2$  são as distâncias do eixo neutro plástico (eixo que divide o perfil em duas áreas iguais) até o centro de gravidade.

SILVA (2014) realizou testes experimentais de colapso em amostras de 4” e 6” e análise de elementos finitos simulando os testes experimentais. Os testes experimentais foram divididos em amostras contendo apenas a carcaça intertravada (dois testes realizados para cada diâmetro) e amostras contendo a carcaça intertravada e a armadura de pressão (um teste realizado para cada diâmetro) totalizando em seis testes. Os testes contendo a armadura de pressão simulam a condição de anular alagado.

Em seu trabalho, SILVA (2014) realizou as análises através de dois métodos, o método de Riks (RIKS, 1979) muito utilizado quando se trata de uma estrutura instável e para investigação do comportamento da estrutura pós colapso e o método de fluido hidrostático, onde SILVA (2014) simulou uma câmara hiperbárica com o flexível no seu interior.

A análise de elementos finitos para as amostras de 4” e 6” compostas apenas pela carcaça intertravada foram realizadas tanto pelo método de Riks quanto pelo método de fluido hidrostático, ambos resultados foram muito próximos da pressão de teste encontrada (abaixo de 3%). As análises de elementos finitos para as amostras compostas pela carcaça intertravada e armadura de pressão foram realizadas apenas através do método de fluido hidrostático pois o esse método se mostrou mais rápido e igualmente acurado ao método de Riks para o cálculo da pressão de colapso. Como SILVA (2014) não representou a camada plástica interna, ele calibrou o gap entre a carcaça intertravada e armadura de pressão de maneira que o resultado coincidissem com o valor experimental. O gap encontrado foi de 2,5 mm para o duto de 4” e 1 mm para o duto de 6”.

TANG *et al* (2015) propuseram um método de equivalência da energia da deformação para transformar um volume representativo da carcaça de perfil complexo em um anel homogêneo de perfil retangular. Para obter a energia da deformação TANG *et al* (2015) usaram um modelo de elementos finitos e compararam com as equações analíticas do anel homogêneo que foram derivadas utilizando as mesmas condições de

contorno. Em seu trabalho TANG *et al* (2015) encontraram um resultado conservativo comparado com o resultado experimental e outros métodos de equivalência.

SOKI *et al* (2015) realizaram um estudo numérico para avaliar o efeito de possíveis assimetrias existentes no processo de instalação do duto flexível na resistência ao colapso alagado do duto flexível. Para o estudo, foram criados modelos numéricos bidimensionais baseados no MEF para simular um duto flexível de 6". As camadas foram representadas por anéis de seção transversal retangular utilizando espessura e módulo de elasticidade dados pelas Eqs. (2.9) e (2.10). No trabalho, SOKI *et al* (2015) concluíram que os efeitos das assimetrias são altamente não lineares e devem ser levados em consideração no projeto do duto flexível, pois impactam significativamente a resistência ao colapso do duto.

Para finalizar, MELENDEZ *et al* (2017) realizaram um estudo empregando um modelo numérico tridimensional baseado no MEF separando os dois modos de colapso hidrostático (por ovalização e do tipo coração). Foi modelado um duto de 2". Para o primeiro modo, foi considerada apenas a carcaça intertravada enquanto, para o segundo, foram consideradas a carcaça intertravada, a camada plástica interna e a armadura de pressão. MELENDEZ *et al* (2017) ainda fizeram uma associação da pressão de colapso crítica proposta por LOUEIRO E PASQUALINO (2012) com a pressão detalhada no *Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes* (FERGESTAD E LØTVEIT, 2014), através dessa associação, chegou-se em uma quinta equação para cálculo da espessura equivalente, conforme equação:

$$h_{casca} = 36 \frac{I_{min}^2 \times n^2 \times (1 - \nu)^2 \times \tan(\alpha)^2}{h^3 \times \pi^2 \times R_m^2} \quad (2.23)$$

Neste trabalho, MELENDEZ *et al* (2017) compararam os resultados analíticos obtidos utilizando as espessuras equivalentes definidas pelas equações (2.9), (2.16), (2.17) e (2.23) com um estudo realizado em elementos finitos. Dos resultados obtidos, a equação proposta por SOUSA (2005) foi a que obteve melhor correlação. A pressão de colapso calculada foi 13,3% inferior à encontrada pelo modelo numérico, a segunda mais próxima foi a proposta por LOUREIRO E PASQUALINO (2012) sendo 27,2% inferior à obtida pelo modelo numérico.

# CAPÍTULO 3

## EXPRESSÃO ANALÍTICA PARA O CÁLCULO DA RIGIDEZ EQUIVALENTE DAS ARMADURAS DE PRESSÃO

### 3.1. Metodologia para desenvolvimento da expressão analítica para cálculo da rigidez equivalente

Neste item, será apresentada a metodologia adotada para a obtenção de uma equação analítica alternativa para cálculo da rigidez à flexão equivalente para a carcaça intertravada e para a armadura de pressão apresentada na Eq. (2.7).

Observa-se que todos os termos da Eq. (2.7), com exceção do fator de compacidade, são conhecidos. O fator de compacidade é responsável por promover a equivalência entre a rigidez à flexão de perfis complexos (como os da carcaça intertravada e da armadura de pressão) e um perfil retangular, permitindo, então, o uso das equações analíticas apresentadas no item 2.2 para cálculo da pressão de colapso do duto flexível. Conclui-se, então, que, obtendo uma equação analítica para o fator de compacidade, obtém-se uma equação para a rigidez equivalente.

SOUSA *et al* (2002) desenvolveram equações analíticas para análise do comportamento da carcaça intertravada e armadura de pressão quando submetidas a carregamentos de *crushing* sofridos pelo duto durante a instalação. O estudo possui seus fundamentos baseados na teoria de viga curva apresentado por TIMOSHENKO (1947) e leva em consideração a quantidade de sapatas (2,3 ou 4) existentes no tracionador. No estudo foram consideradas as seguintes hipóteses:

- a) Somente a carcaça intertravada e a armadura de pressão resistem ao carregamento. As armaduras de tração e as camadas plásticas possuem resistência desprezível ao carregamento radial. Essas camadas unicamente transmitem as cargas;
- b) Linearidade geométrica e física;
- c) O atrito interno das camadas é considerado desprezível;

- d) Como ângulo de assentamento das armaduras de pressão é próximo de 90°, estas camadas são consideradas como anéis;
- e) Não há folga entre a carcaça intertravada e a armadura de pressão e a camada plástica interna.

SOUSA *et al* (2002) chegaram na seguinte equação para o deslocamento sob o ponto de aplicação da carga da estrutura:

$$\delta = k_d \times \frac{W}{2 \times \cos(\theta)} \times \frac{R_m^3}{EI_{eq}} \quad (3.1)$$

onde W é a força aplicada distribuída pelo comprimento,  $n_s$  é o número de sapatas e  $k_d$  é uma constante dependente do ângulo entre as sapatas ( $\alpha_s$ ) e o ângulo de simetria ( $\phi$ ) definidos por:

$$k_d = \int_0^\phi \left[ \left( \frac{\cos(\phi - \theta)}{\sin(\phi)} \times \cos(\varphi) - \frac{1}{\phi} \right) + \begin{cases} 0, 0 \leq \varphi \leq \theta \\ \sin(\varphi - \theta), \theta \leq \varphi \leq \phi \end{cases} \right] \times d\varphi \quad (3.2)$$

$$\theta = \frac{180^\circ - \alpha_s}{2} \quad (3.3)$$

$$\phi = \frac{180^\circ}{n_s} \quad (3.4)$$

Novamente, na Eq. (3.1), o único fator desconhecido é o fator de compacidade  $k$  conforme Eq. (2.4).

Em seu estudo, SOUSA *et al* (2002) fizeram uma comparação da equação analítica com uma resposta obtida numericamente variando o número de sapatas e a melhor correlação foi obtida utilizando-se apenas 2 sapatas.

Assim, o desenvolvimento proposto neste trabalho para obtenção de uma equação para o fator de compacidade seguiu a seguinte metodologia:

- 1° Simulação numérica de um ensaio de *crushing* utilizando duas sapatas, representando os perfis da carcaça e armadura de pressão através de elementos finitos de viga tridimensional. Essa análise visa à obtenção do deslocamento das camadas quando aplicada uma força conhecida;
- 2° Com a obtenção do deslocamento  $\delta$  sob o ponto de aplicação da carga, substitui-se a Eq. (2.4) na Eq. (3.1) e, desse modo, obtém-se o valor do fator de compacidade para o perfil analisado:

$$k=k_d \times \frac{W}{2 \times \cos(\theta)} \times \frac{R_m^3}{E \times \delta} \times \frac{L_p}{n \times I_{min}} \quad (3.5)$$

- 3° Realizando-se análises numéricas considerando diferentes perfis e calculando os fatores de compacidade associados, foi utilizado o software Eureka® (SCHMIDT *et al*, 2009) para, através da regressão numérica, obter uma equação para o fator de compacidade em termos de propriedades da estrutura.
- 4° Validação da equação proposta para o fator de compacidade utilizando-a em conjunto com o modelo analítico para cálculo das deformações na carcaça intertravada e na armadura de pressão de dutos flexíveis submetidos a cargas de *crushing*. Compara-se o resultado obtido com essa abordagem com resultados experimentais apresentados em COSTA (2003).

### 3.2. Estruturas analisadas

Para a realização do estudo, foram selecionados 4 perfis de carcaça e 4 armaduras de pressão conforme Tabela 3.1 e Tabela 3.2. Em todos os casos, o perfil da armadura de pressão foi considerado o zeta (item (a) da Figura 2.6), denominado de zeta.

Tabela 3.1 - Grupo de carcaça selecionado para estudo

Carcaça	Área (mm <sup>2</sup> )	Momento de inércia mínimo (mm <sup>4</sup> )	Espessura (mm)	Módulo de Elasticidade (MPa)
Carcaça 1	48,0	114,31	5,0	205000
Carcaça 2	57,6	192,41	6,0	
Carcaça 3	90,0	469,74	7,5	
Carcaça 4	129,6	974,06	9,0	

Tabela 3.2 - Grupo de zetas selecionado para estudo

Zeta	Área (mm <sup>2</sup> )	Momento de inércia mínimo (mm <sup>4</sup> )	Espessura (mm)	Módulo de Elasticidade (MPa)
Zeta 1	53,53	114,29	6,2	205000
Zeta 2	91,09	324,77	8,0	
Zeta 3	141,39	786,97	10,0	
Zeta 4	203,57	1632,00	12,0	

Esses perfis têm forma e dimensões gerais dadas como nas Figura 3.1 e Figura 3.2. Na Figura 3.1,  $h_c$  é a espessura total do perfil;  $b_c$  é a espessura da dobra da fita;  $a_c$  é a largura da menor dobra do perfil;  $t_c$  é a altura da fita;  $c_c$  é a largura da maior dobra do perfil e  $l_c$  é a largura total do perfil.

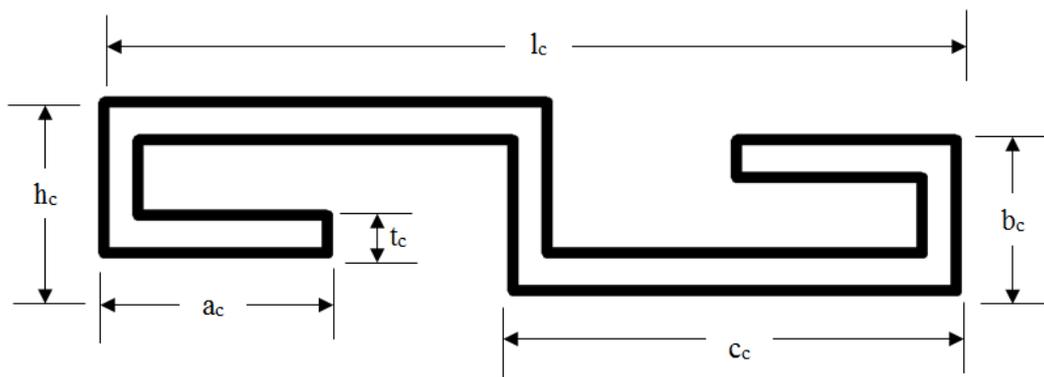


Figura 3.1 – Perfil parametrizado da carcaça

Na Figura 3.2,  $h_z$  é a espessura total do perfil;  $b_z$  é a espessura da dobra da fita;  $a_z$  é a largura da menor dobra do perfil;  $t_z$  é a largura da alma do perfil;  $c_z$  é a largura da maior dobra do perfil e  $l_z$  é a largura total do perfil.

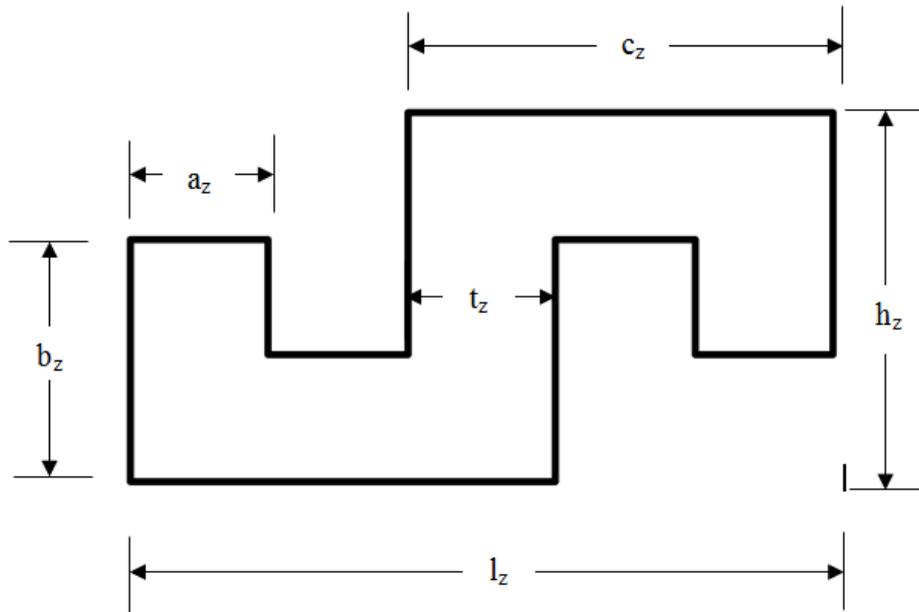


Figura 3.2 – Perfil parametrizado do zeta

Para cada par de perfis (carçaça e Z) foram realizados cálculos com cinco diâmetros diferentes e sete ângulos de assentamento. A Tabela 3.3 e a Tabela 3.4 indicam os diâmetros e os ângulos de assentamento testados para a carçaça e o Z.

Tabela 3.3 – Diâmetros utilizados nos cálculos

Diâmetro	Carçaça	Zeta
D1	2,5''	2,5''
D2	4''	4''
D3	6''	6''
D4	8''	8''
D5	9,14''	9,14''

Tabela 3.4 – Ângulo de assentamento

Ângulo de assentamento ( $\alpha$ )	Carcaça	Zeta
A1	85°	86,5°
A2	85,5°	87°
A3	86°	87,5°
A4	86,5°	88°
A5	87°	88,5°
A6	87,5°	89°
A7	88°	89,5°

### 3.3. Descrição do modelo numérico em elementos finitos

O objetivo da construção de um modelo numérico em elementos finitos é simular um ensaio de *crushing* utilizando duas sapatas com ângulo interno de 180 graus, como o ilustrado na Figura 3.3. A partir dessas simulações e utilizando a Eq. (3.1), determinar os fatores de compacidade para as diferentes carcaças intertravadas e armaduras de pressão descritas no item anterior.

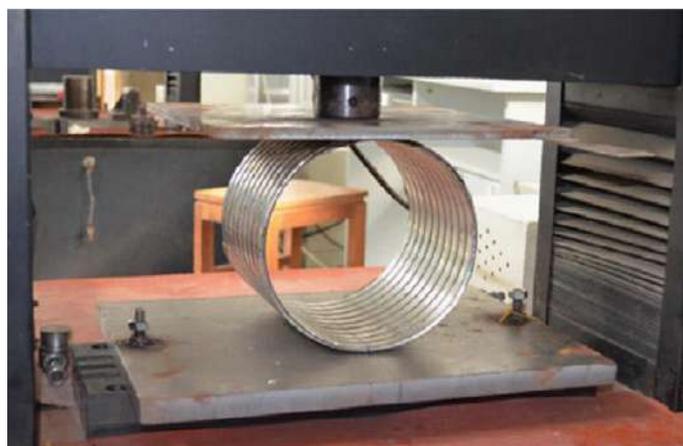


Figura 3.3 - Compressão radial em uma carcaça através de sapatas com  $\alpha=180^\circ$  (TANG et al 2015)

Para tanto, o modelo numérico deve considerar os perfis reais dessas camadas e, ao mesmo tempo, demandar o menor esforço computacional possível. Optou-se, portanto, em modelar as camadas separadamente utilizando elementos de viga

tridimensional nos quais a seção transversal real do perfil modelado pode ser diretamente informada. Um modelo semelhante foi construído por SILVA (2014) para análise do colapso hidrostático de dutos flexíveis.

O modelo numérico foi construído no programa ANSYS (ANSYS®, 2012) utilizando elementos do tipo BEAM188. Esses elementos possuem 2 nós e 6 graus de liberdade por nó: translações e rotações em torno das direções X, Y e Z globais.

Em todas as análises, foram geradas estruturas com comprimento total equivalente a 4 passos da carcaça intertravada ou da armadura de pressão. Os modelos foram discretizados com aproximadamente 321 nós e 320 elementos.

Para definição dos parâmetros do modelo acima listado, foi utilizado como base o modelo apresentado por SOUSA (2005).

As cargas de *crushing* foram aproximadas por forças concentradas nodais atuando na direção radial do duto. A carga total em cada sapata é igual a 1kN. Considerou-se, também, que os nós situados sobre os eixos X e Y podem se deslocar apenas radialmente, conforme indicado nas Figura 3.4 e Figura 3.6 que apresentam malhas de elementos finitos tipicamente empregadas nas análises da carcaça intertravada e da armadura de pressão.

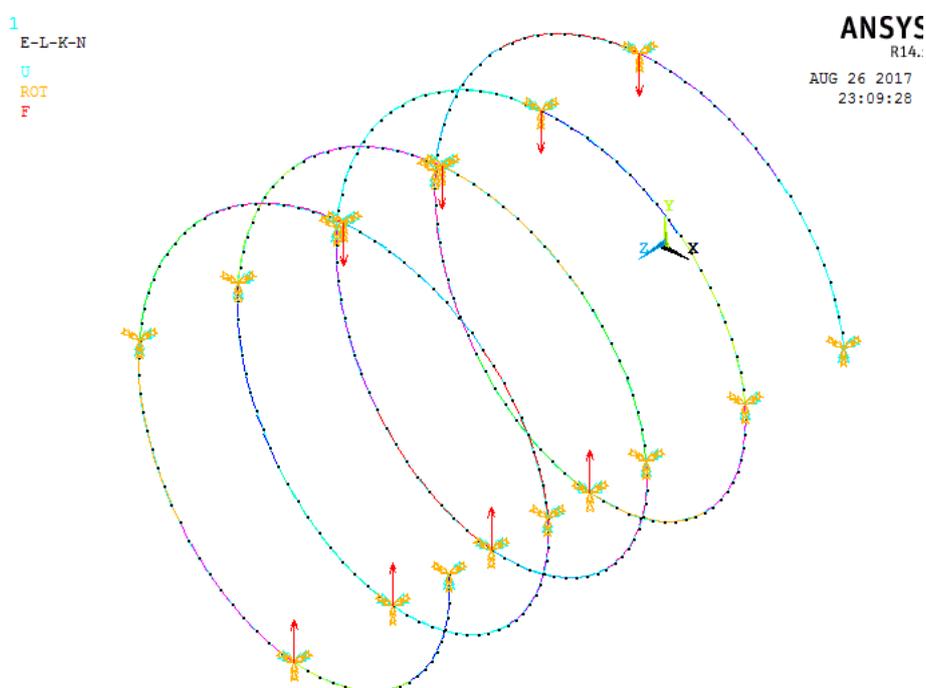


Figura 3.4 – Passo helicoidal representativo da Carcaça 1



Figura 3.5 – Estrutura gerada da Carçaça 1

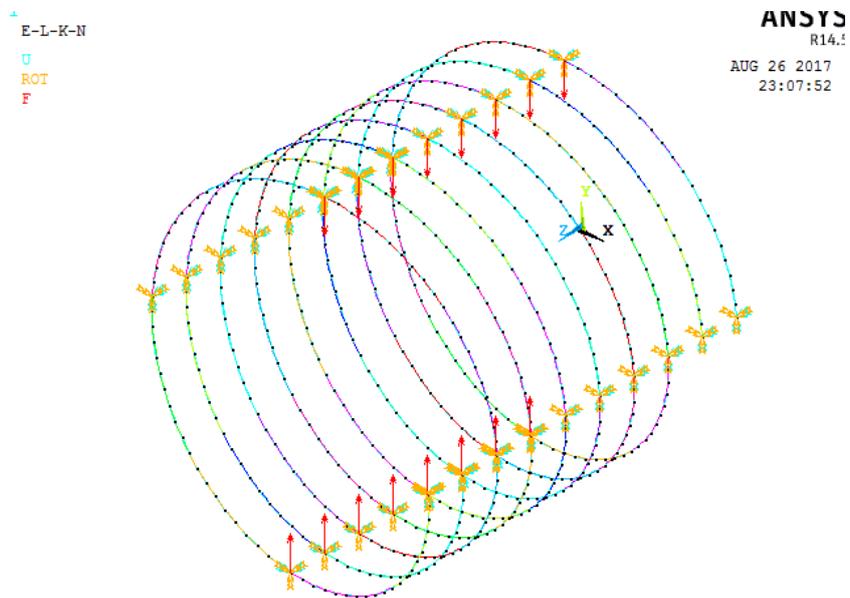


Figura 3.6 – Passo helicoidal representativo do Zeta 1

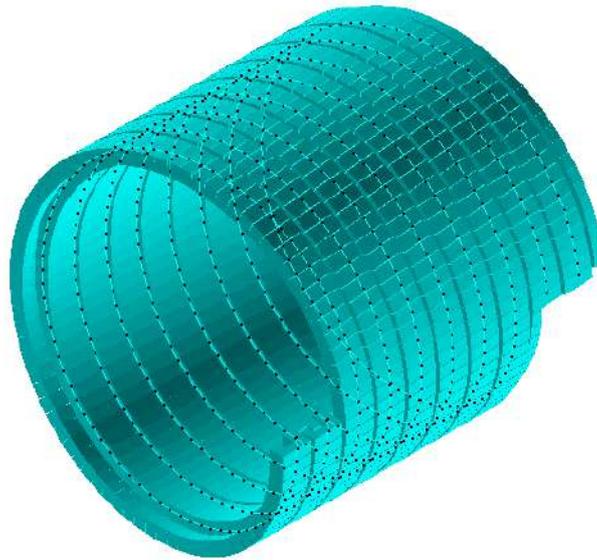


Figura 3.7 – Estrutura gerada do Zeta 1

Para cada uma das análises foi obtido o máximo deslocamento da estrutura quando submetida a uma carga de 1kN conforme mostrado na Figura 3.8. Como visto em COSTA (2003) e SOUSA (2005), quando aplicado um carregamento de 1kN encontra-se um deslocamento pequeno e linear.

Uma vez obtido os deslocamentos, estes são utilizados na então a obtenção dos fatores de compacidade.

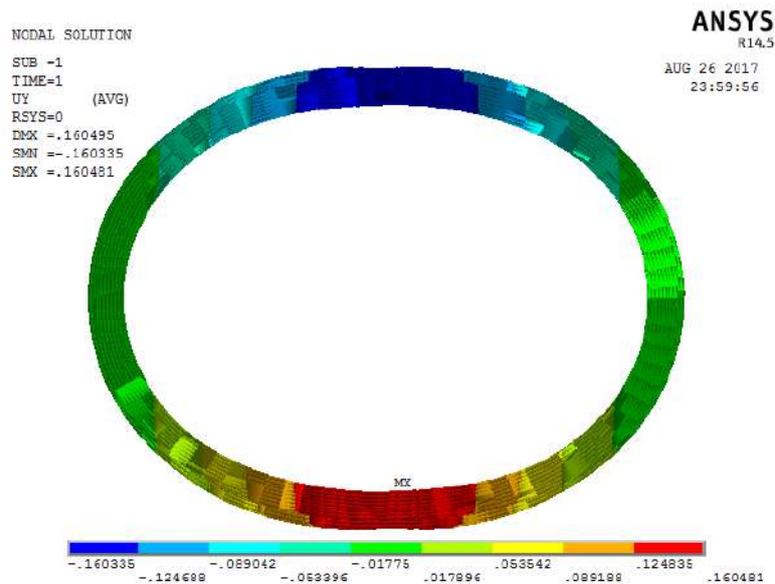


Figura 3.8 – Deslocamento da carcaça 1 com a aplicação da carga de 1kN

Conforme mostrado nas Tabela 3.3 e Tabela 3.4, para cada diâmetro, foram testados 7 ângulos de assentamento, resultando em 140 análises para cada camada.

### 3.3.1. Resultados obtidos

Após a obtenção dos deslocamentos radiais, foi utilizada a Eq. (3.5) para a obtenção dos fatores de compacidade. A Tabela 3.5 e Tabela 3.6 mostram os fatores de compacidade encontrados para as Carcaças 1 e Zeta 1 respectivamente.

Tabela 3.5 – Fator de compacidade k para a Carcaça 1

$k_{c1}$	D1	D2	D3	D4	D5	D5 – D1
A1	0,809	0,910	0,955	0,972	0,978	0,169
A2	0,811	0,912	0,957	0,975	0,980	0,169
A3	0,812	0,914	0,959	0,977	0,982	0,170
A4	0,814	0,915	0,961	0,979	0,984	0,170
A5	0,815	0,916	0,963	0,980	0,986	0,171
A6	0,816	0,918	0,964	0,982	0,988	0,172
A7	0,817	0,919	0,965	0,983	0,989	0,172
A7-A1	0,008	0,009	0,010	0,011	0,011	

Tabela 3.6 – Fator de compacidade k para o Zeta 1

$k_{z1}$	D1	D2	D3	D4	D5	D1 – D5
A1	1,217	1,246	1,261	1,266	1,268	0,051
A2	1,219	1,249	1,264	1,270	1,271	0,052
A3	1,222	1,252	1,267	1,273	1,274	0,052
A4	1,224	1,255	1,269	1,275	1,277	0,053
A5	1,226	1,257	1,272	1,278	1,280	0,054
A6	1,228	1,259	1,274	1,28	1,282	0,054
A7	1,230	1,261	1,276	1,282	1,284	0,054
A7-A1	0,013	0,015	0,015	0,016	0,016	

Como o fator de compacidade é inversamente proporcional ao deslocamento (ver equação (3.5)), esse fator aumenta com o aumento do ângulo de assentamento, porém, de maneira similar ao deslocamento, à variação com o ângulo é muito pequena quando comparada com a variação de diâmetro.

Das Figura 3.9 a Figura 3.12 mostram o comportamento do fator de compacidade em 2 situações: (i) com o ângulo de assentamento constante, varia-se o raio e (ii) com o raio constante varia-se o ângulo de assentamento.

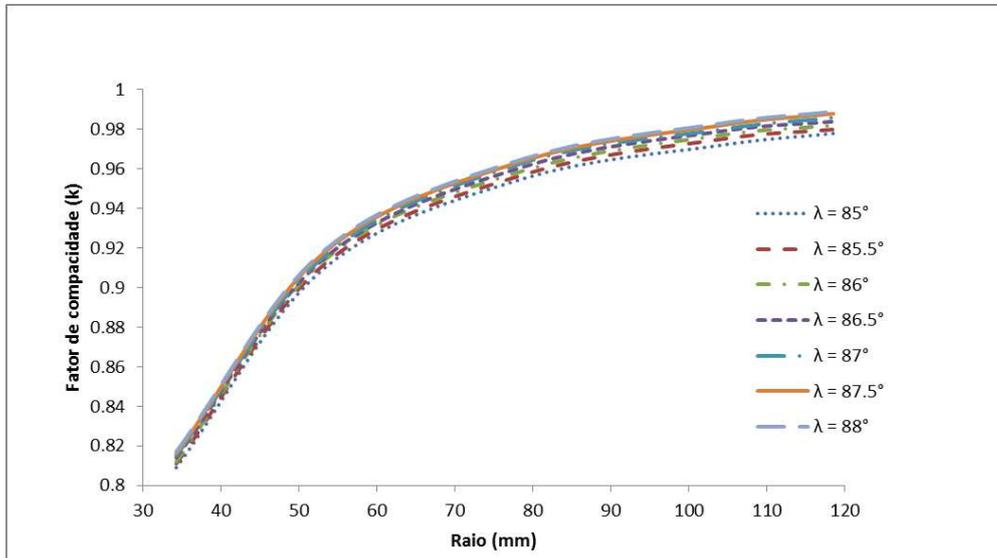


Figura 3.9 – Fator de compacidade (kc1) vs Raio

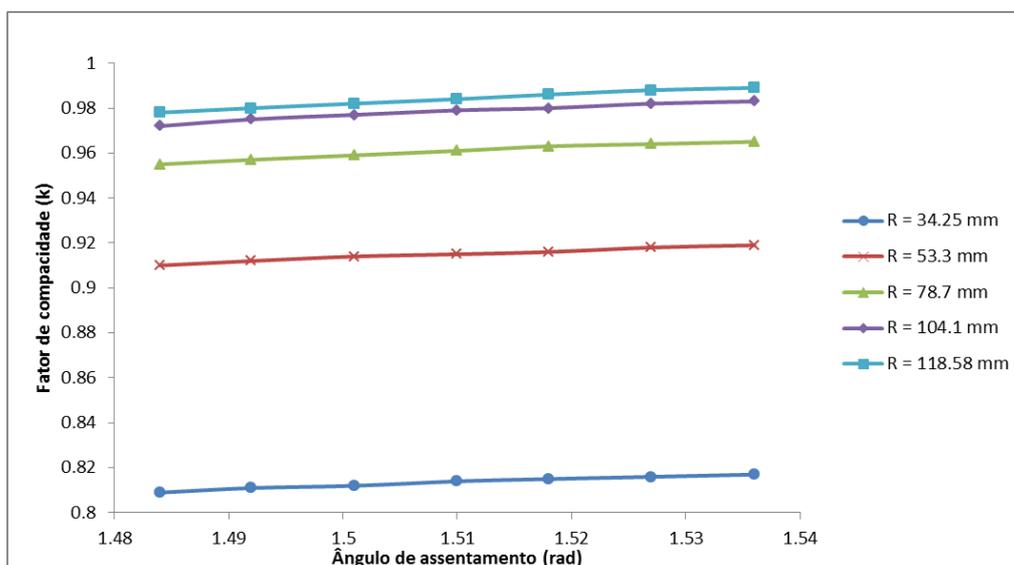


Figura 3.10 - Fator de compacidade (kc1) vs Ângulo de assentamento

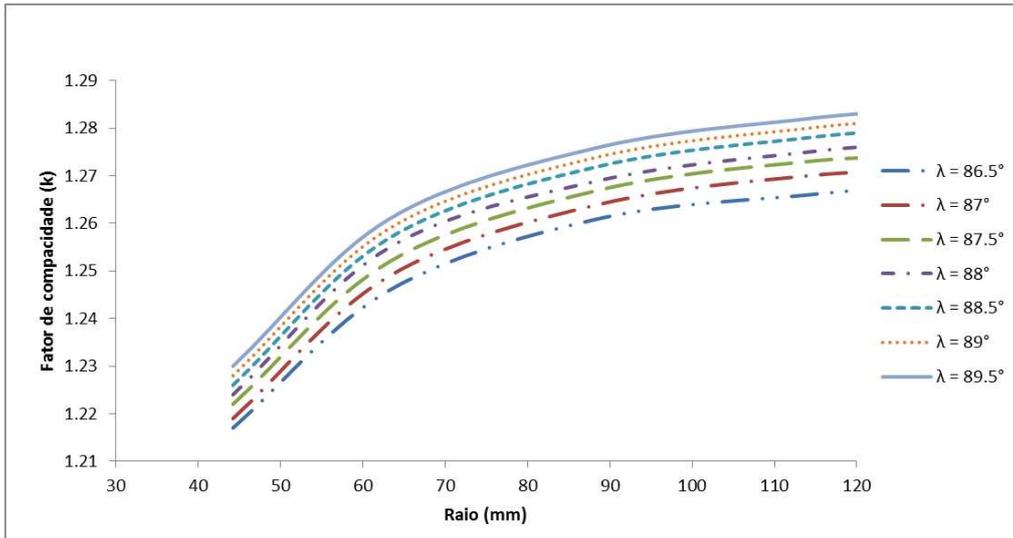


Figura 3.11 - Fator de compacidade (kz1) vs Raio

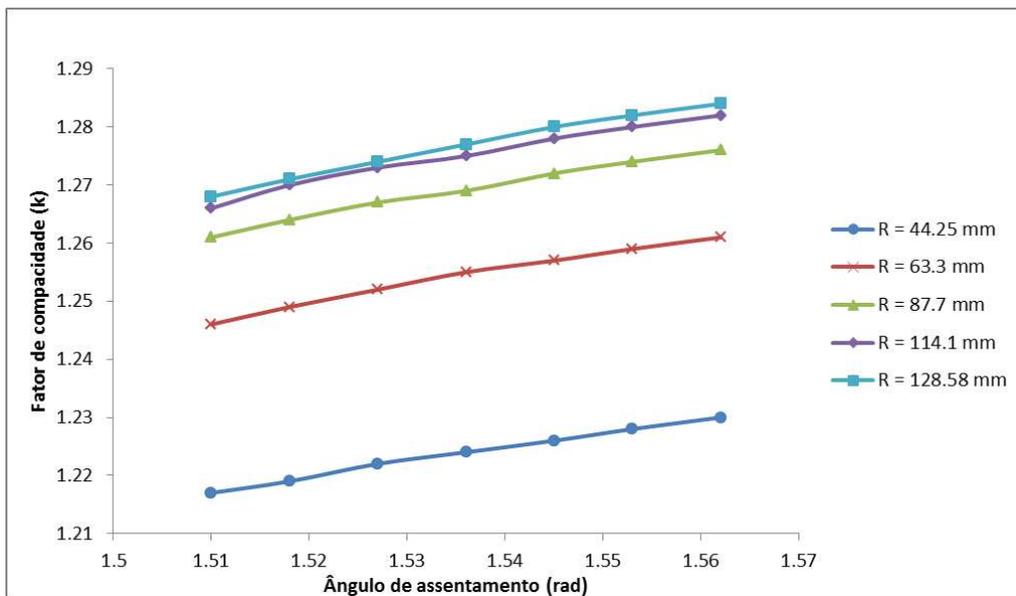


Figura 3.12 - Fator de compacidade (kz1) vs Ângulo de assentamento

Dos gráficos acima nota-se que o fator de compacidade tende a diminuir com o aumento da rigidez do duto pois quanto maior o raio e o ângulo de assentamento, maior o fator de compacidade. É válido notar que essa diferença tende a ser igualada com o aumento do raio.

Realizando uma comparação entre a rigidez equivalente de um cilindro maciço e as armaduras de pressão, temos:

- Rigidez equivalente por metro de comprimento de um cilindro

Calculando para a rigidez do cilindro para a Carcaça 1 ( $EI_{eq}CM1$ ) e Zeta 1 ( $EI_{eq}ZM1$ ) através da Eq. (2.8) obtém-se os valores apresentados na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Valores de rigidez equivalente para um cilindro maciço

Nomeclatura	Item	E (MPa)	t (mm)	v	$EI_{eq}$ (N.mm)
$EI_{eq}CM1$	Carcaça 1	205000	5	0,3	$2,35 \times 10^6$
$EI_{eq}ZM1$	Zeta 1	205000	6,2	0,3	$4,47 \times 10^6$

- Rigidez equivalente para a carcaça e zeta considerando os perfis complexos

Calculando para a rigidez dos perfis para a Carcaça 1 ( $EI_{eq}C1$ ) e Zeta 1 ( $EI_{eq}Z1$ ) através da Eq.(2.7) obtém-se os valores apresentados na Tabela 3.8 e Tabela 3.9.

Tabela 3.8 – Rigidez equivalente calculada para a Carcaça 1

$EI_{eq}C1$ (N.mm)	D1	D2	D3	D4	D5
A1	1,01E+06	7,28E+05	5,17E+05	3,98E+05	3,52E+05
A2	1,12E+06	8,11E+05	5,76E+05	4,44E+05	3,92E+05
A3	1,26E+06	9,15E+05	6,50E+05	5,01E+05	4,42E+05
A4	1,45E+06	1,05E+06	7,45E+05	5,73E+05	5,06E+05
A5	1,69E+06	1,22E+06	8,71E+05	6,70E+05	5,92E+05
A6	2,04E+06	1,47E+06	1,05E+06	8,06E+05	7,12E+05
A7	2,55E+06	1,84E+06	1,31E+06	1,01E+06	8,91E+05

Tabela 3.9 – Rigidez equivalente calculada para a Zeta 1

$EI_{eq}Z1$ (N.mm)	D1	D2	D3	D4	D5
A1	3,35E+06	2,40E+06	1,73E+06	1,35E+06	1,20E+06
A2	3,92E+06	2,81E+06	2,03E+06	1,58E+06	1,41E+06
A3	4,72E+06	3,38E+06	2,44E+06	1,91E+06	1,69E+06
A4	5,91E+06	4,23E+06	3,06E+06	2,39E+06	2,12E+06
A5	7,89E+06	5,66E+06	4,08E+06	3,19E+06	2,84E+06
A6	1,19E+07	8,50E+06	6,14E+06	4,79E+06	4,26E+06
A7	2,38E+07	1,70E+07	1,23E+07	9,60E+06	8,53E+06

Calculando a razão entre o a rigidez equivalente obtida para o cilindro e das carcaças e zetas obtém-se os valores apresentados na Tabela 3.10 e Tabela 3.11.

Tabela 3.10 – Razão entre a rigidez equivalente da carcaça 1 ( $E_{IeqC1}$ ) e do cilindro maciço correspondente ( $E_{IeqCM1}$ )

$E_{IeqC1}/$ $E_{IeqCM1}$	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,429	0,310	0,220	0,170	0,150
A2	0,478	0,346	0,246	0,189	0,167
A3	0,539	0,390	0,277	0,213	0,188
A4	0,618	0,446	0,317	0,244	0,216
A5	0,722	0,521	0,371	0,285	0,252
A6	0,867	0,627	0,446	0,343	0,303
A7	1,086	0,785	0,558	0,430	0,380

Tabela 3.11 – Razão entre a rigidez equivalente da zeta 1 ( $E_{IeqZ1}$ ) e do cilindro maciço correspondente ( $E_{IeqZM1}$ )

$E_{IeqZ1}/$ $E_{IeqZM1}$	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,750	0,536	0,387	0,302	0,269
A2	0,876	0,628	0,453	0,354	0,314
A3	1,054	0,755	0,545	0,426	0,378
A4	1,320	0,946	0,683	0,533	0,474
A5	1,764	1,264	0,913	0,713	0,634
A6	2,650	1,899	1,372	1,071	0,952
A7	5,310	3,805	2,748	2,146	1,908

Não é esperado que a rigidez da armadura de pressão seja maior que a do cilindro maciço, porém, para a realização das análises em um maior número de pontos, não foi considerado o perfeito encaixe geométrico dos perfis, mas sim as propriedades dos mesmos. O interesse desta análise é o comportamento matemático da estrutura quando submetida a um carregamento.

As situações onde as razões calculadas da rigidez da Carcaça e Zeta com o duto maciço são maiores que 1, significa que está ocorrendo uma sobreposição dos perfis, assim como valores pequenos significam que os perfis estão afastados mais do que as tolerâncias permitidas.

As figuras Figura 3.13, Figura 3.14 e Figura 3.15 representam o Zeta 1 na posição A2-D1, A7-D1 e A2-D5 respectivamente.

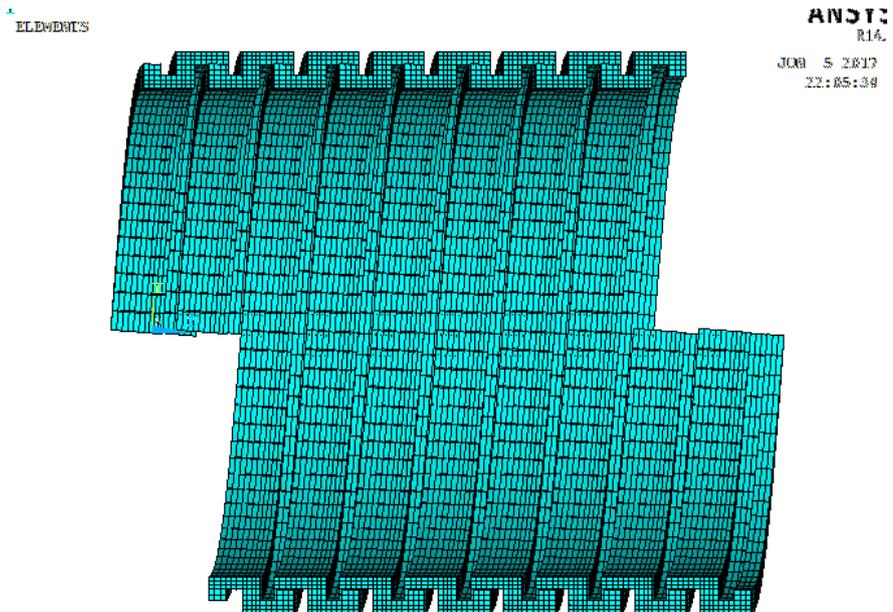


Figura 3.13 – Zeta na posição A2-D1( $E_{IeqZ1} / E_{IeqZM1} = 0,876$ )

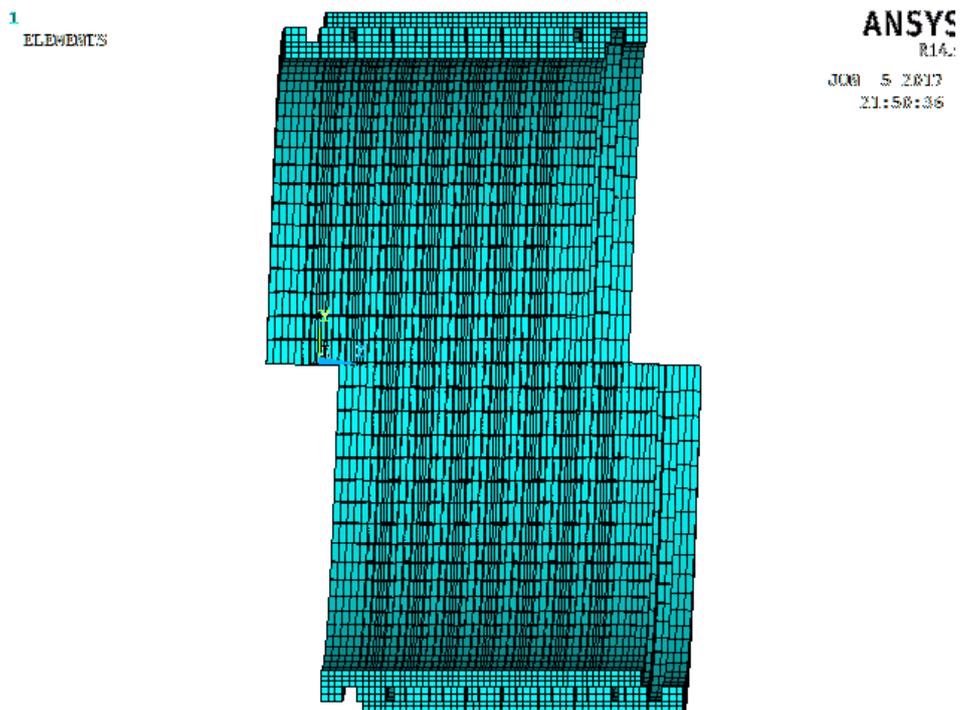


Figura 3.14 - Zeta na posição A7-D1( $E_{IeqZ1} / E_{IeqZM1} = 5,310$ )



Figura 3.15 – Zeta na posição A2-D5( $E_{IeqZ1} / E_{IeqZM1} = 0,314$ )

Dos resultados apresentados, conclui-se que os fatores de compacidade encontrados são coerentes. É importante ressaltar que deve ser sempre avaliado a rigidez do duto e não o fator de compacidade isoladamente.

### 3.4. Obtenção da equação através da regressão numérica

Após a obtenção dos fatores de compacidade, foi utilizado o programa Eureka® (SCHMITD *et al*, 2009) para obtenção das equações. O Eureka® é um programa computacional que busca padrões matemáticos nos dados inseridos, com o objetivo de encontrar uma equação que atenda aos requisitos impostos.

Para um melhor entendimento esta subseção será dividida entre:

- Preparação para análise;
- Resultados.

### 3.4.1. Preparação para análise

O primeiro passo para a realização da análise é a entrada dos dados já obtidos. Por se desejar obter uma equação com parâmetros adimensionais, foram criadas as variáveis  $M$ ,  $N$  e  $O$ , onde:

$$M = \frac{L_p}{R_m} \quad (3.6)$$

$$N = \frac{I_{min}}{R_m^4} \quad (3.7)$$

$$O = \frac{A}{R_m^2} \quad (3.8)$$

Definidos os parâmetros adimensionais, escreve-se a função para o fator de compacidade de carga da carcaça intertravada  $k_c$  na forma:

$$k_c = f(M, N, O) \quad (3.9)$$

Para o zeta, o uso dos parâmetros  $M$ ,  $N$  e  $O$  não foi suficiente para encontrar uma função adequada. Dessa maneira, optou-se também pela consideração do ângulo de assentamento como variável. O fator de compacidade para o zeta é, então, escrito na forma:

$$k_z = f(M, N, O, \alpha) \quad (3.10)$$

onde  $\alpha$  é definido em radianos.

### 3.4.2. Resultados

O programa Eureka® apresenta como resultados principais os seguintes parâmetros:

- *Size* (tamanho) – Indica o tamanho da equação, quanto menor, menos complexa;

- *Fit* (adequação) – adequação da equação aos dados inseridos. Quanto menor o valor, melhor a correlação.
- *Solution* (solução) – Equação encontrada.

As equações escolhidas foram aquelas com a melhor adequação e menor tamanho. Assim, as Eqs. (3.11) e (3.12) são propostas para obtenção dos fatores de compacidade para a carcaça intertravada e para o zeta, respectivamente.

$$k_c = 1.0621 + 26.0957 \times \sqrt{N} + 7.1479 \times O \times \sqrt{O} + M^2 \times \sqrt{N} - \dots$$

$$\dots - 0.0026 \times \frac{O^2}{N} - 11.9402 \times O - 0.0442 \times M^2$$

(3.11)

$$k_z = 4.3713 \times \text{sen}(\alpha) - 0.0218 \times \frac{O^2}{N} + \dots$$

$$\dots + 0.15236 \times \alpha \times \text{sen} \left[ 1.5517 + \frac{(29.21577 \times \text{sen}(\alpha) \times \cos(\alpha) \times \sqrt{O})}{M} \right] - \dots$$

$$\dots - 2.7715 - 140.462 \times N \times O$$

(3.12)

As Figura 3.16 e Figura 3.17 mostram a adequação das equações para os fatores de compacidade com os fatores de compacidade calculados pelos modelos numéricos.

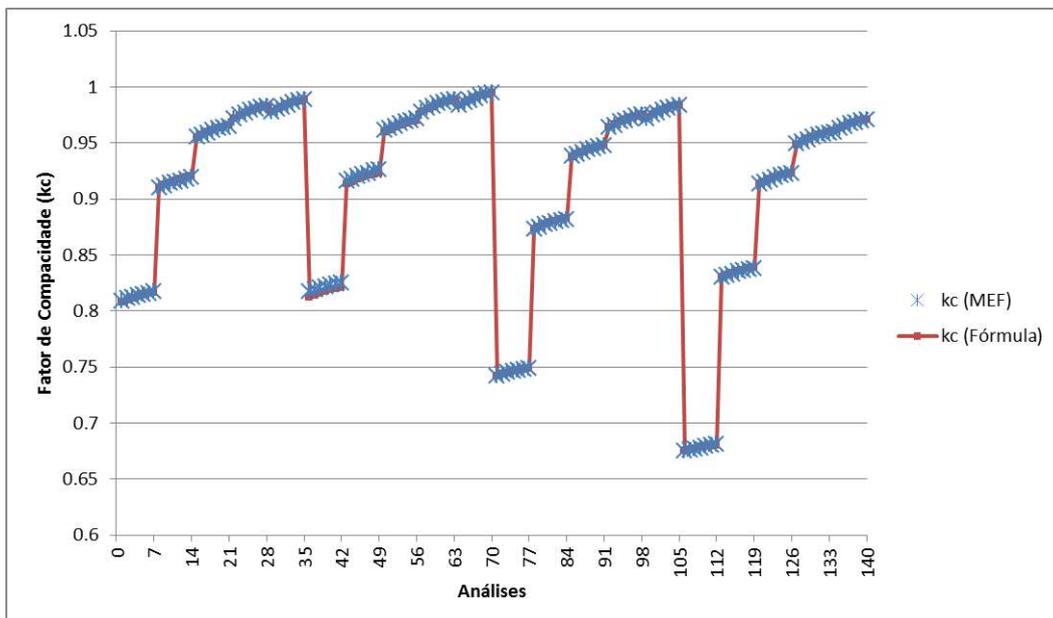


Figura 3.16 – Comparação entre o kc calculado através do MEF e o kc calculado pela Eq. (3.11)

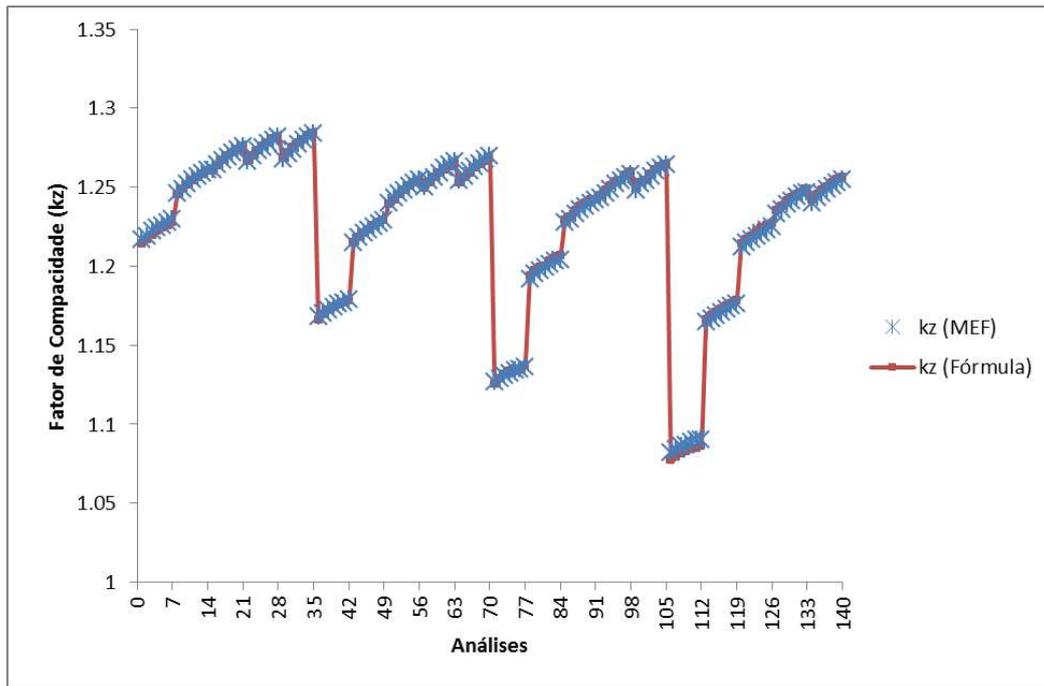


Figura 3.17 – Comparação entre o  $k_z$  calculado através do MEF e do  $k_z$  calculado pela Eq.(3.12).

O programa Eureka® permite ainda que seja retirado um relatório de sensibilidade das variáveis das equações obtidas, conforme Tabela 3.12 e

Tabela 3.13.

$$\left| \frac{\partial k_c}{\partial N} \right| \times \frac{\sigma(N)}{\sigma(k_c)}$$

Tabela 3.12 - Estudo de sensibilidade das variáveis da equação do fator de capacidade da carcaça ( $k_c$ )

Variável	Sensibilidade	%Positiva	%Negativa
N	814,22	100%	0%
O	12,815	0%	100%
M	0,035392	0%	100%

Tabela 3.13 - Estudo de sensibilidade das variáveis da equação do fator de compacidade do zeta (kz)

Variável	Sensibilidade	%Positiva	%Negativa
N	5801,90	100%	0%
O	155,91	0%	100%
M	3,43	97%	3%
$\alpha$	1,26	100%	0%

A sensibilidade indica a influência da variável na equação e é definida por, considerando como exemplo a variável  $N$ :

$$\left| \frac{\partial k_c}{\partial N} \right| \times \frac{\sigma(N)}{\sigma(k_c)} \quad (3.13)$$

onde  $\frac{\partial k_c}{\partial N}$  representa a derivada parcial de  $k_c$  em relação a  $N$ ; e  $\sigma(.)$  representa o desvio padrão da variável.

As porcentagens positivas / negativas indicam em percentual como os dados de entrada afetaram a equação em questão, tomando a variável  $N$  ainda como exemplo, %Positivo será o número percentual de pontos onde  $\frac{\partial k_c}{\partial N} > 0$  e conseqüentemente o %Negativo será o número percentual de pontos onde  $\frac{\partial k_c}{\partial N} < 0$ .

Pode-se concluir, analisando a Tabela 3.12, que existe uma grande influência do momento de inércia na Eq. (3.11), enquanto o passo e área do perfil pouco afetam o fator de compacidade.

Assim como na equação do fator de compacidade da carcaça, para o zeta, o parâmetro de maior influência na equação também é o momento de inércia. O ângulo de assentamento é o parâmetro que menos influencia o seu resultado, porém é necessário para a convergência da equação.

Para a validação dos resultados, foram considerados os trabalhos experimentais de *crushing* realizados por Costa (2003) e testes de colapso realizados por Souza (2002).

### 3.5. Avaliação dos ensaios de *crushing*

Com o intuito de se verificarem as equações propostas para os fatores de compacidade de carcaças intertravadas e perfis Z das armaduras de pressão de dutos flexíveis, utilizaram-se os ensaios de *crushing* realizados por COSTA (2003). O carregamento de *crushing* é especialmente útil para esse tipo de verificação, pois é majoritariamente resistido pela carcaça intertravada e pela armadura de pressão, que são submetidas a significativos esforços de flexão.

Costa (2003) realizou ensaios de *crushing* em amostras de um duto de 4". Em sua estrutura o duto testado por COSTA (2003) possui 7 camadas, sendo 4 metálicas e 3 poliméricas. Para os testes a estrutura foi dividida em 3 grupos diferentes, todos utilizando a mesma estrutura variando a quantidade de camadas, conforme indicado a seguir:

- 1° Grupo – Estrutura completa (carcaça até camada plástica externa);
- 2° Grupo – Estrutura da carcaça até a armadura de pressão (zeta);
- 3° Grupo – Estrutura composta da carcaça e plástico interno.

Para a validação das equações para os fatores de compacidade de carcaças intertravadas e armaduras de pressão, foram considerados os ensaios realizados com o 2° e 3° grupo, o 1° grupo não foi utilizado pois analiticamente é considerada a hipótese que apenas a carcaça e armadura de pressão resistem aos carregamentos radiais. Essa hipótese foi mostrada experimentalmente no trabalho de COSTA (2003).

A Tabela 3.14 mostra os dados utilizados para validação dos resultados de *crushing*. As propriedades dos perfis foram calculadas conforme ANEXO A.

Tabela 3.14 - Dados utilizados para validação dos resultados de *crushing* baseados nos valores nominais do perfil da carcaça e zeta

Propriedades	Carcaça	
	Intertravada	Zeta
Diâmetro Interno	101,6 mm	119,6 mm
Raio Médio	52,8 mm	62,9 mm
Ângulo de Assentamento	1,536 rad	1,5473 rad
Módulo de Elasticidade	207000 MPa	207000 MPa
Espessura	4,0 mm	6,2 mm
Momento de Inércia Real	49,02 mm <sup>4</sup>	114,29 mm <sup>4</sup>
Área do Perfil	32 mm <sup>2</sup>	53,53 mm <sup>2</sup>
Passo	11,585 mm	9,288 mm

Todos os testes realizados foram executados pelo equipamento indicado na Figura 3.18(a), porém utilizando apenas 2 sapatas conforme a Figura 3.18(b). As sapatas possuíam um ângulo de abertura de 160°.



(a)



(b)

Figura 3.18 – (a) Equipamento utilizado por Costa para teste de crushing; (b) Configuração do ensaio utilizando 2 sapatas (COSTA, 2003)

Para a realização dos testes, COSTA (2003) utilizou diversos sensores tais como acelerômetros, inclinômetros e sensores de deslocamentos, porém, a critério de

comparação e validação, foram considerados apenas os extensômetros. A Figura 3.19 indica como os mesmos foram colados nas amostras de teste.

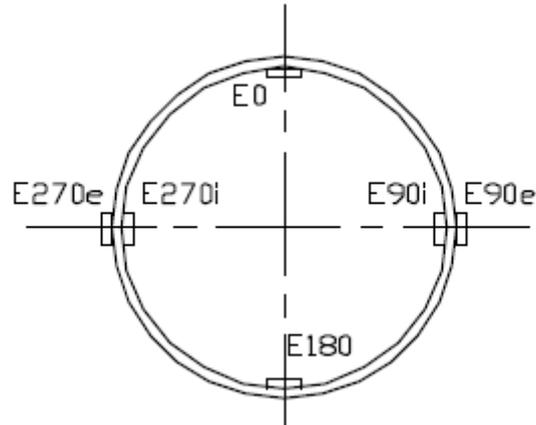


Figura 3.19 – Posicionamento dos extensômetros na carcaça (COSTA, 2003).

Sendo os extensômetros internos colados sempre na carcaça intertravada e os externos colados na armadura de pressão para o 2º grupo.

A Figura 3.20, Figura 3.21 e Figura 3.22 mostram, respectivamente, os resultados experimentais obtidos por Costa (2003) para a deformação normalizada interna da carcaça do 2º grupo, a deformação normalizada externa da armadura de pressão também do 2º grupo e a deformação normalizada interna da carcaça para o 3º grupo e os compara com os resultados de deformação obtidos analiticamente com a Eq.(3.14) aplicando os fatores de compacidade calculados pela Eq. (3.11)e(3.12).

$$\epsilon(\varphi) = \frac{M_f(\varphi)}{F \times E l_{eq}} \quad (3.14)$$

onde F é a força aplicada pela sapata (4kN no 2º grupo e 1kN no 3º grupo);  $M_f$  é o momento fletor resultante do carregamento de *crushing* na posição  $\varphi$  definido pela equação (3.15).

$$M(\varphi) = \frac{W \times R}{2 \times \cos(\theta)} \times \left[ \frac{\cos(\phi - \theta)}{\sin(\phi)} \times \cos(\varphi) - \frac{1}{\phi} \right] + \begin{cases} 0, & 0 \leq \varphi \leq \theta \\ \frac{W \times R}{2} \times \frac{\sin(\varphi - \theta)}{\cos(\theta)}, & \theta < \varphi \leq \phi \end{cases} \quad (3.15)$$

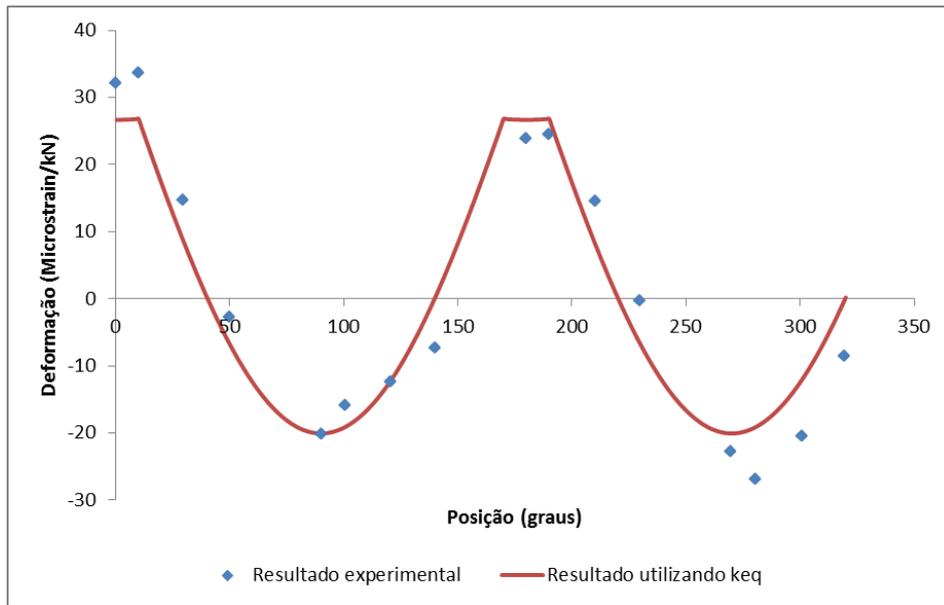


Figura 3.20 – Comparação entre as deformações medidas por COSTA (2003) e aquelas obtidas por modelo analítico modificado para a carcaça do 2º grupo

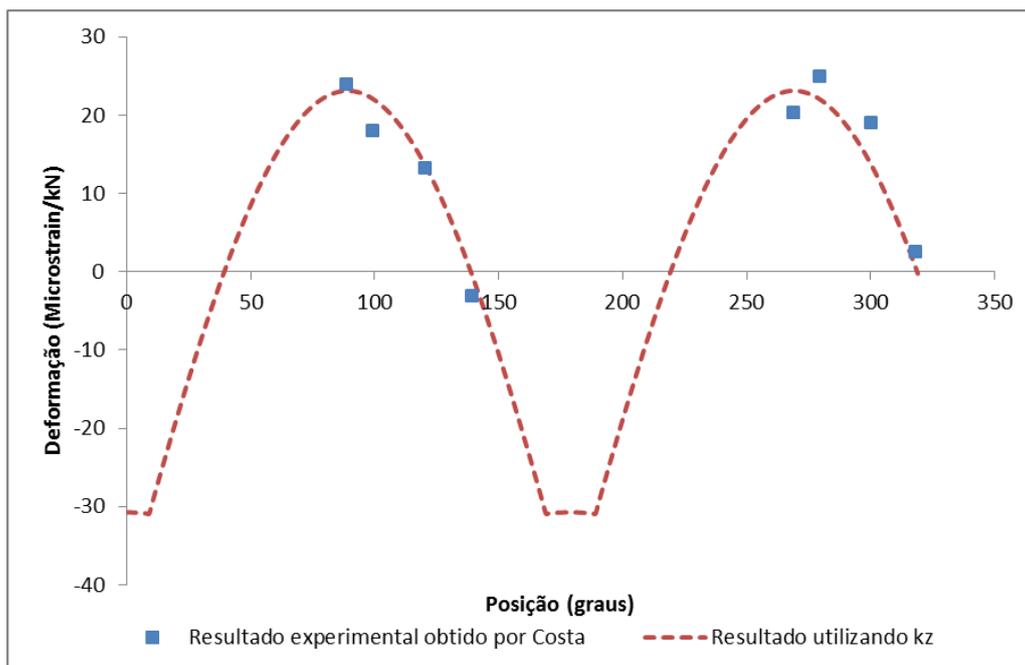


Figura 3.21 - Comparação entre as deformações medidas por COSTA (2003) e aquelas obtidas por modelo analítico modificado para a armadura de pressão do 2º grupo.

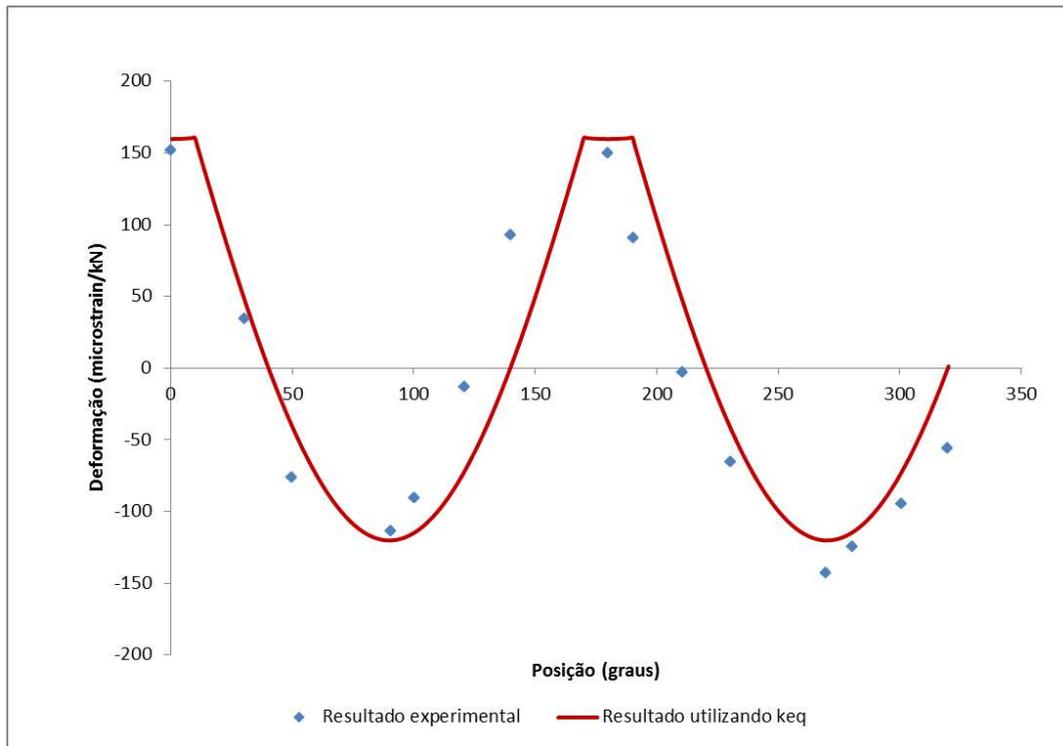


Figura 3.22 - Comparação entre as deformações medidas por COSTA (2003) e aquelas obtidas por modelo analítico modificado para a carcaça intertravada do 3º grupo

As deformações apresentadas da Figura 3.20 até a Figura 3.22 foram normalizadas com a carga aplicada (microstrain/kN), já que as deformações variaram linearmente com a carga de *crushing* imposta nos ensaios.

Nota-se uma boa correlação entre os dados experimentais e as curvas calculadas utilizando as equações propostas para os fatores de compacidade, considerando assim válidas as equações na análise de cargas de *crushing*.

## CAPÍTULO 4

### ANÁLISE DE COLAPSO HIDROSTÁTICO

#### 4.1. Análise com anular seco

##### 4.1.1. Ensaios experimentais realizados por SOUZA (2002)

SOUZA (2002) realizou testes experimentais para estudar colapso hidrostático de estruturas com armadura de pressão (denominadas *risers*) e em estruturas sem essa camada (denominadas *flowlines*). Foram analisadas estruturas com 4” e 8” de diâmetro interno e a Figura 4.1 apresenta uma amostra utilizada em um dos testes. Essa estrutura possui flanges de vedação e barras enrijecedoras para eliminar os carregamentos axiais. Além disso, os testes foram executados sem a abertura de janela na camada plástica externa, ou seja, o colapso hidrostático ocorre com anular seco.

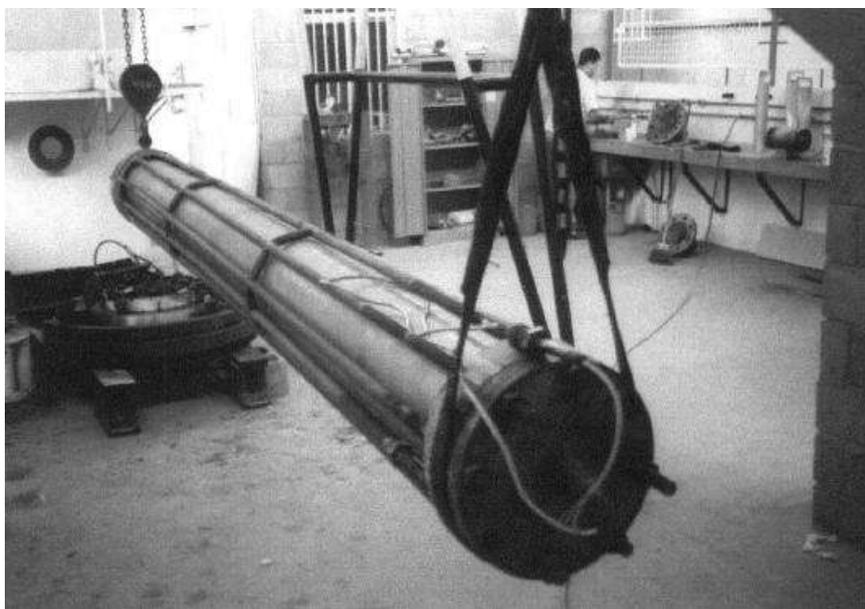


Figura 4.1 – Amostra pronta para teste (SOUZA,2002)

No presente trabalho, o estudo do colapso hidrostático utilizará os resultados das análises com os dutos de 4”, pois, segundo SOUZA (2002), os dutos testados foram amostras retiradas de linhas que estavam em operação e as linhas de 8” possuíam uma

curvatura acentuada. Esse fenômeno, além de não ser alvo de estudo desta dissertação, levou as amostras de 8” à falha na vedação durante os testes.

Como a “condição inicial” dos dutos não eram as mesmas de um duto recém-fabricado, as propriedades físicas e geométricas das camadas foram, então, avaliadas e apresentadas por SOUZA (2002). Para o duto de 4”, os dados utilizados neste trabalho são apresentados na Tabela 4.1 e na Tabela 4.2.

Tabela 4.1 – Dados utilizados para validação da equação dos fatores de compacidade relativos a estrutura *flowline* de 4”.

<b>Propriedades</b>	<b>Carcaça Intertravada</b>
Diâmetro externo	109,661 mm
Espessura	3,675 mm
Ovalização	0,4941%
Ângulo de assentamento	87,68°
Passo linear	13,491 mm
Número de arames	1
Área	33,69 mm <sup>2</sup>
Momento de inércia mínimo	41,29 mm <sup>4</sup>
Módulo de elasticidade	205000 MPa
Tensão de escoamento	561,4 MPa
Tensão efetiva	289,307 MPa
Tensão residual	272,093 MPa

Tabela 4.2 - Dados utilizados para validação da equação dos fatores de compacidade relativos a estrutura *riser* de 4”.

Propriedades	Carcaça Intertravada	Camada Plástica	
		Interna	Armadura de pressão
Diâmetro externo	110,47 mm	121,03	134,53 mm
Espessura	4,8 mm	5,279mm	6,312 mm
Ovalização	0,12%	0,510%	0,11%
Ângulo de assentamento	87,814°	-	86,498°
Passo linear	12,67 mm	-	24,65 mm
Número de Arames	1	-	2
Área	41,23 mm <sup>2</sup>	-	52,88 mm <sup>2</sup>
Momento de inércia mínimo	80,12 mm <sup>4</sup>	-	120,6 mm <sup>4</sup>
Módulo de elasticidade	205000 MPa	350 MPa	205000 MPa
Tensão de escoamento	561,4 MPa	-	780,6 MPa
Tensão efetiva	296,05 MPa	-	645,25 MPa
Tensão residual	271,305 MPa	-	135,168 MPa

As tensões residuais apresentadas na Tabela 4.1 e na Tabela 4.2 foram calculadas conforme Eq.(2.20), contudo, ao invés de utilizar a tensão última, optou-se por uma alternativa menos conservadora e utilizar a tensão equivalente à máxima deformação imposta ao perfil no assentamento da camada, obtendo uma menor tensão residual. Essa deformação pode ser aproximada por:

$$\%_{def} = \frac{h}{2 \times R_m \times \text{sen}(\alpha)^2} \quad (4.1)$$

onde  $h$  é a espessura do perfil,  $R_m$  o raio médio da camada e  $\alpha$  o ângulo de assentamento.

Para a obtenção da tensão de escoamento, considerando que as carcaças intertravada das duas estruturas (*flowline* e *riser*) são construídas a partir do mesmo material, SOUZA (2002) levantou curvas de tensão x deformação para esse material a partir de corpos de provas retirados do perfil da carcaça do *flowline*. Foram retirados 6

corpos de provas no total, sendo 3 da seção de transição denominada S (CPS) e 3 da seção reta denominada I (CPI). Essas seções poder ser observadas na Figura 4.2.



Figura 4.2 - Seções da carcaça intertrava de onde SOUZA (2002) retirou os corpos de provas.

Para a obtenção dos valores utilizados em sua tese, SOUZA (2002) calculou a tensão de escoamento a partir de cada uma das curvas tensão x deformação obtidas e fez uma média direta desses valores, conforme indicado na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Tensões de escoamento obtidas por SOUZA (2002)

Corpo de Prova	$\sigma_0$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u$ (N/mm <sup>2</sup> )
CPI-1	540	871,5
CPI-2	480	800,4
CPI-3	480	813,9
CPS-1	540	784,9
CPS-2	520	759,1
CPS-3	620	784,2
Média	530	802,3

No mesmo trabalho, porém, foram apresentadas as médias das curvas de tensão x deformação para os corpos de provas S, para os corpos de prova I e a curva média dessas duas, conforme indicado na Figura 4.3. Essas curvas foram geradas, no presente trabalho, até a deformação de 5% aproximadamente.

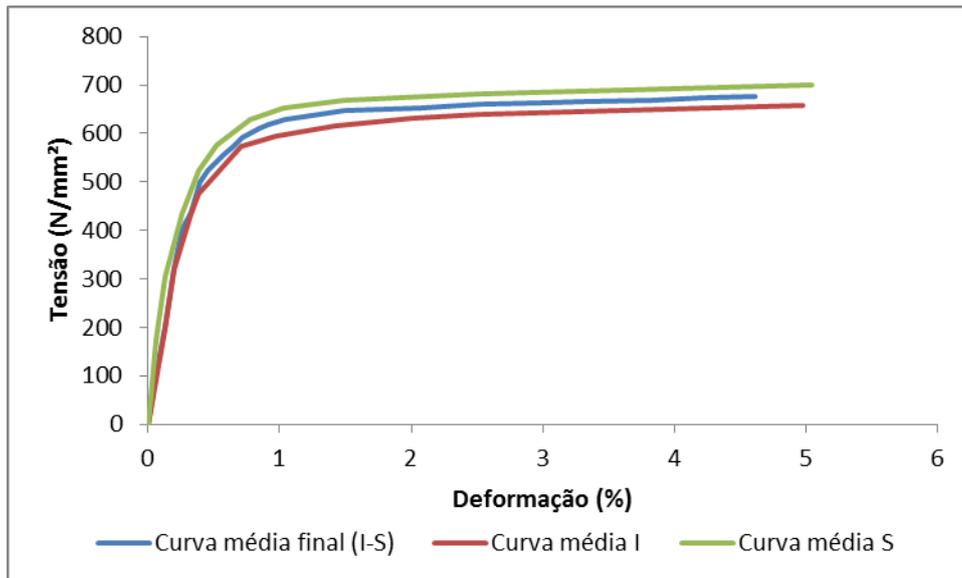


Figura 4.3 - Curvas médias dos corpos de provas I e S levantada por SOUZA (2002)

Como se dispõe de uma curva tensão x deformação média para o material, optou-se, nesse trabalho, por se calcular as tensões de escoamento e ruptura a partir dessa curva. A tensão de escoamento para o material é obtida por meio de um aumento de 0,2% na deformação após a fase elástica, ou seja, uma deformação de 0,2% é medida a partir da origem da curva tensão x deformação traçando-se uma reta paralela ao trecho reto da curva. A interseção da reta com a curva determina a tensão de escoamento convencional 0,2% (CALLISTER, 2007). Utilizando a curva média final (I-S) e traçando a reta paralela com 0.2% de desvio, como indicado na Figura 4.4, obtém-se valor para a tensão de escoamento igual a 561.4MPa.

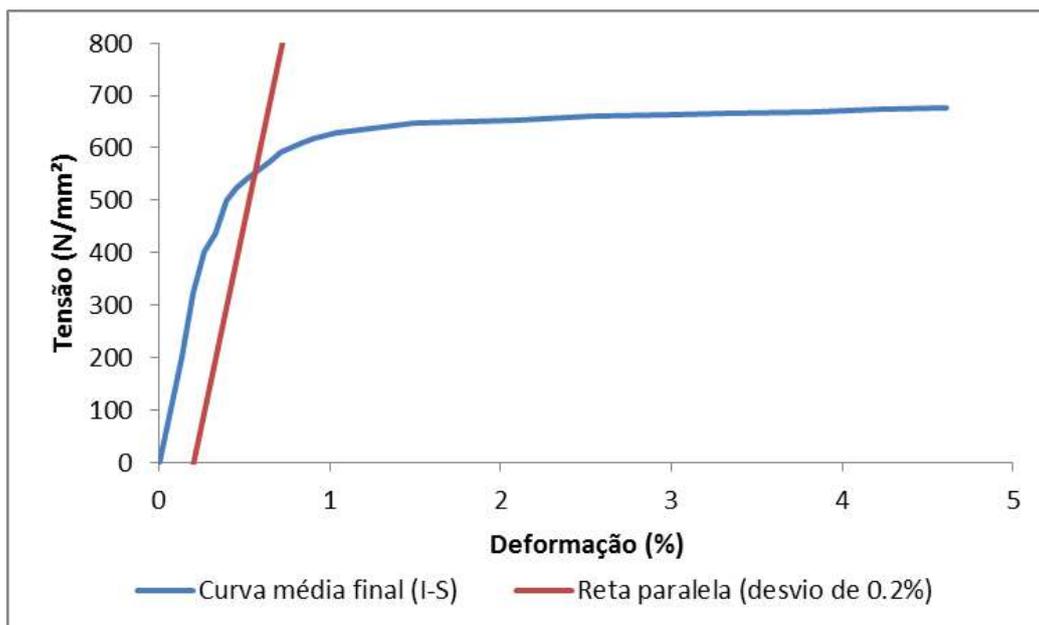


Figura 4.4 – Determinação da tensão de escoamento do material da carcaça intertravada.

Para a armadura de pressão, SOUZA (2002) não realizou testes experimentais e não apresentou, por exemplo, a tensão última do material dessa camada. Assim, como referência, foram utilizados os valores obtidos por COSTA (2003) e apresentados na Tabela 4.2.

A Tabela 4.4 mostra as deformações calculadas através da Eq. (4.1) e as respectivas tensões obtidas do gráfico tensão-deformação apresentado na Figura 4.4.

Tabela 4.4 – Deformação imposta ao perfil para o flexível e tensão última

Item	Def. assentamento do perfil	Tensão última
<i>Flowline 4"</i>	3,473%	655,5 MPa
<i>Riser 4"</i>	4,549%	677,7 MPa

De posse das tensões de escoamento e última de cada material, pode-se calcular as tensões residuais e efetiva dos perfis através da Eqs.(2.20) e (2.19) respectivamente. Os resultados estão apresentados na Tabela 4.1 e Tabela 4.2.

Por fim, de posse das propriedades físicas e geométricas das camadas, calcularam-se os fatores de compacidade (Eqs.(3.11) e (3.12)) e as rigidezes à flexão equivalentes (Eq.(2.7)) indicadas na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 – Fator de compacidade e Rigidez equivalente calculados para as estruturas utilizadas por SOUZA (2002)

Item	Camada	Fator de compacidade	Rigidez equivalente (N.m)
<i>Flowline 4"</i>	Carcaça	9,914	572
<i>Riser 4"</i>	Carcaça	0,925	1199
	Zeta	1,288	2584

#### 4.1.2. Comparação com modelo analítico

Nesse item, utiliza-se a Eq.(2.18) para avaliar as pressões de colapso hidrostático seco das estruturas descritas no item 4. Para tanto, segue-se o procedimento utilizado por SOUZA (2002), isto é, considera-se que a pressão de colapso hidrostático do duto flexível é dada pela soma das pressões de colapso hidrostático das camadas tomadas individualmente. No procedimento adotado nesse trabalho, despreza-se a contribuição da camada plástica interna. Os resultados podem ser observados na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 – Pressões de colapso obtidas experimentalmente por SOUZA vs calculados analiticamente

Item	Experimental	Analítica		
	Pressão de colapso (MPa)	Parcela Carcaça (MPa)	Parcela Armadura de pressão (MPa)	Pressão de colapso (MPa)
<i>Flowline 4"</i>	7,186	6,714	-	6,714
<i>Riser 4"</i>	29,469	14,969	26,033	41,002

Da Tabela 4.6, nota-se que o resultado analítico obtido para o *flowline* é ligeiramente conservador quando comparado ao resultado experimental. A variação é de 6.6%, o que é considerado satisfatório.

Em relação às pressões calculadas para o *riser* de 4", nota-se que a pressão de colapso experimental está próxima da pressão de colapso da armadura de pressão, porém o somatório das resistências da carcaça e da armadura de pressão leva a uma pressão de colapso total bastante superior à obtida experimentalmente. Isso sugere a existência de folgas entre a armadura de pressão e a camada plástica interna.

Em seu trabalho, SOUZA (2002) dissecou as linhas utilizadas, medindo as espessuras e folgas reais. Tomando por base as propriedades geométricas medidas por SOUZA (2002) e detalhadas na Tabela 4.2, obtém-se a Figura 4.5.

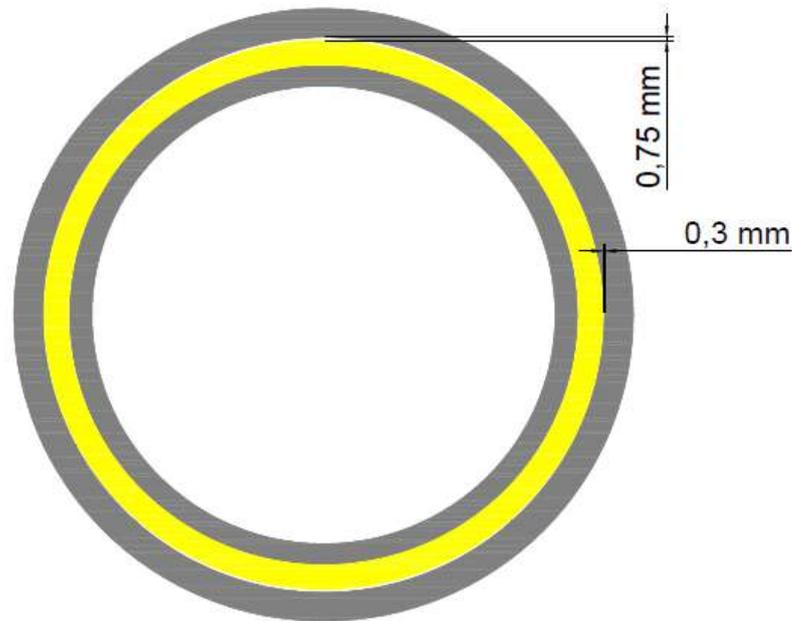


Figura 4.5 - Estudo da seção transversal do *riser* 4", análise das folgas existentes entre o zeta e o plástico interno

Na Figura 4.5, observa-se que há uma folga máxima de 0,75mm e mínima de 0,30mm entre a armadura de pressão e a camada plástica interna. De acordo com TIMOSHENKO (1941), o deslocamento radial de um duto com um pequeno desvio circunferencial, quando submetido a uma pressão externa é dado por:

$$u_2(\phi) = \frac{u_0 \times P_{ext}}{P_{cr} - P_{ext}} \times \cos(2\phi) \quad (4.2)$$

onde  $P_{ext}$  é a pressão externa aplicada;  $P_{cr}$  é a pressão crítica de colapso elástico do duto sem imperfeições definida na Eq. (2.3);  $\phi$  é o ângulo central medido conforme Figura 4.6; e  $u_0$  é um desvio inicial resultante de uma ovalização definido por:

$$u_0(\phi) = R_m \times ovalização \quad (4.3)$$

sendo:

$$\text{ovalização} = \frac{D_{\text{maior}} - D_{\text{menor}}}{D_{\text{maior}} + D_{\text{menor}}} \quad (4.4)$$

onde  $D_{\text{maior}}$  é o maior diâmetro da seção transversal e  $D_{\text{menor}}$  é o menor diâmetro da seção transversal.

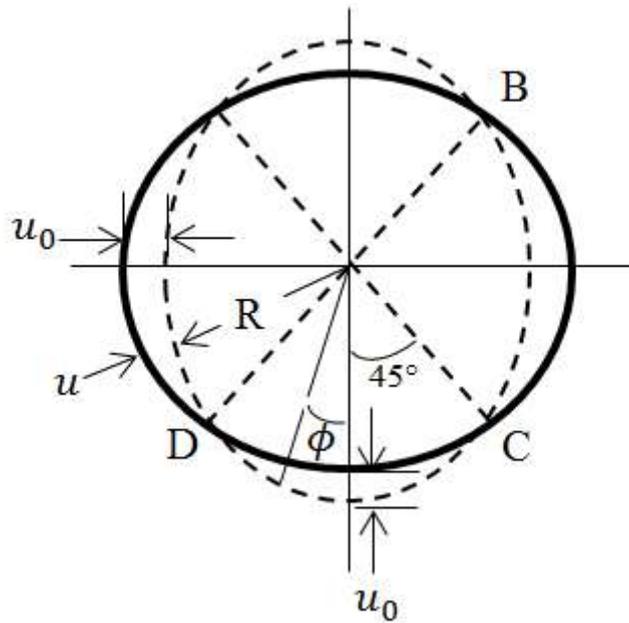


Figura 4.6 - Representação de um duto com pequena excentricidade inicial.

Considerando as Eqs. (4.2) e (4.3), substituindo a pressão externa pela pressão de colapso, o deslocamento da armadura de pressão no momento do colapso (situação onde a tensão da fibra externa do perfil atinge a tensão de escoamento efetiva) é igual a 0.543 mm, ou seja, com as folgas indicadas por SOUZA (2002), o colapso da estrutura do *riser* ocorre sem que a carcaça influencie na resistência, pois a armadura de pressão irá colapsar antes de entrar em contato com a camada plástica interna.

Dessa maneira, a resistência ao colapso do *riser* de 4" apresentada por SOUZA (2002) é dada apenas pela resistência da armadura de pressão, tornando então o resultado encontrado coerente e, assim como no *flowline*, conservador com um diferencial de 11,7% quando comparado à pressão real de colapso.

### 4.1.3. Comparação com modelo numérico

Apesar de as respostas obtidas analiticamente terem sido satisfatórias, o uso de modelos numéricos baseados no MEF é interessante para situações nas quais não há modelos analíticos disponíveis, como no caso do colapso hidrostático com anular alagado. Antes de realizar essas análises, nesse trabalho, optou-se pela verificação de um modelo numérico para a condição de anular seco.

O modelo numérico utilizado é o proposto por SOUSA (2005) com a consideração dos fatores de compacidade dados pelas Eqs. (3.11)e(3.12). Com esse modelo, descrito no item 2.2 dessa dissertação, construíram-se as malhas de elementos finitos apresentadas nas Figura 4.7 e Figura 4.9 para as estruturas testadas por SOUZA (2002). Dadas as simetrias do modelo geométrico e do carregamento aplicado, foram construídas malhas correspondendo a  $\frac{1}{4}$  dessas estruturas. Assim, os nós situados sobre o plano XZ têm os deslocamentos em Y e Z e as rotações em torno de X e Y restringidas, enquanto os nós situados sobre o plano YZ têm os deslocamentos em X e Z e as rotações em torno de X e Y também restringidos. A malha construída para o modelo *flow* possui 874 nós e 1584 elementos, enquanto a malha para o *riser* possui 1380 nós e 2926 elementos.

Todas as camadas foram modeladas utilizando o elemento SHELL181, esses elementos possuem 4 nós e 6 graus de liberdade por nó: translações e rotações em torno das direções X, Y e Z globais. As camadas metálicas da estrutura foram modeladas como estruturas bilineares com módulo tangente de 0,1. A camada plástica foi modelada como uma estrutura linear. Não foi considerado atrito entre as camadas e o contato entre a carcaça e camada plástica interna foi considerado sempre colado (*bonded always*).

1  
ELEMENTS  
U  
ROT  
PRES-NORM  
20

ANSYS  
R14.5  
AUG 27 2017  
20:10:09

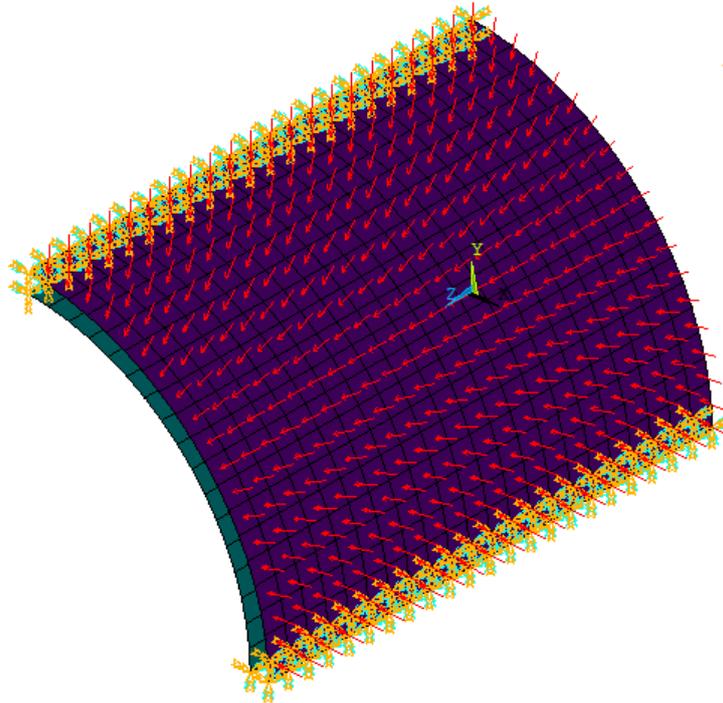


Figura 4.7 - Visão isométrica do modelo do *flowline*

1  
A-E-L-K-N  
U  
ROT  
PRES-NORM  
20

ANSYS  
R14.5  
AUG 27 2017  
21:12:22

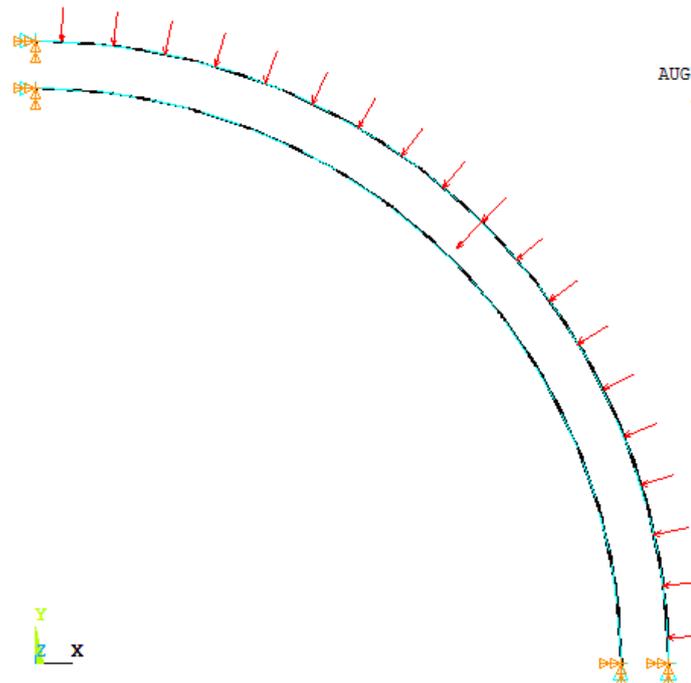


Figura 4.8 - Visão lateral do modelo do *flowline*

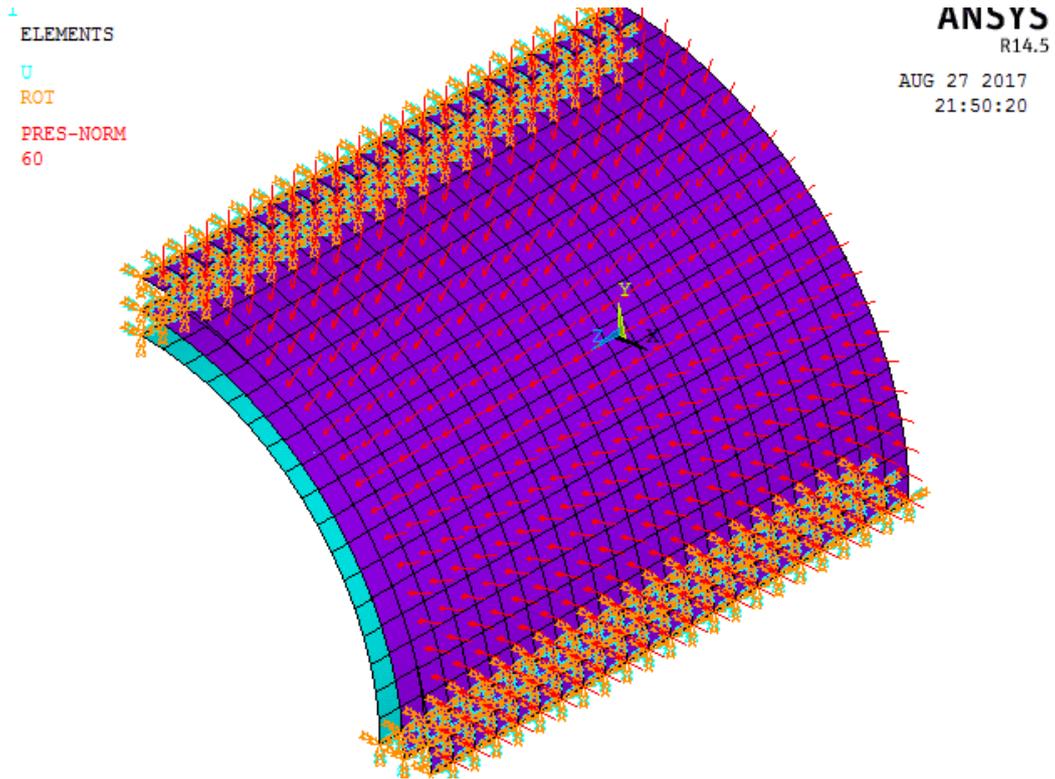


Figura 4.9 - Visão isométrica do modelo do *riser*

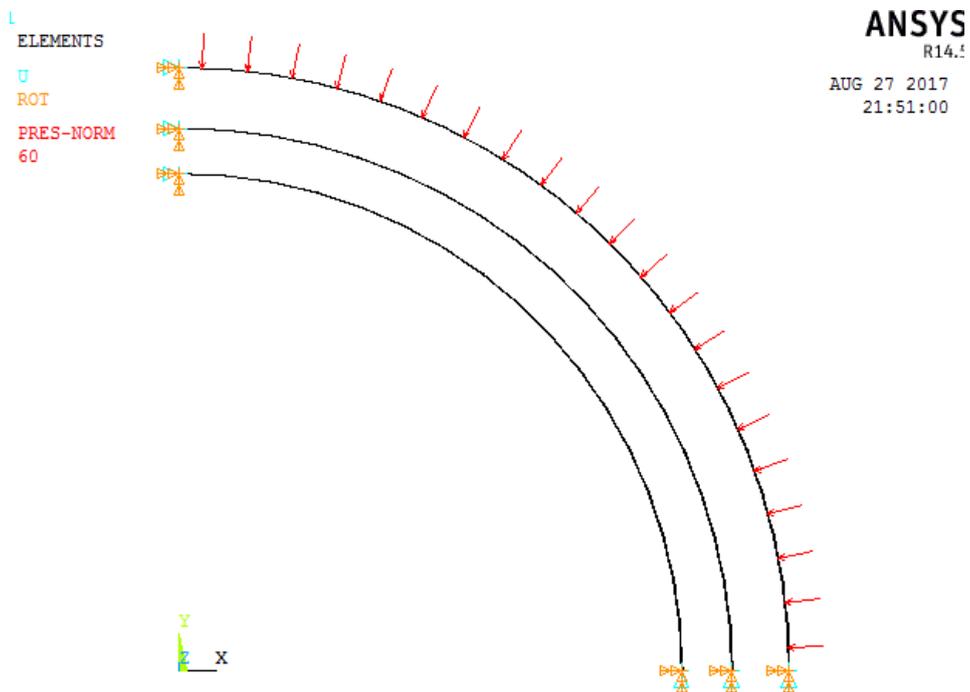


Figura 4.10 - Visão lateral do modelo do *riser*

As análises acima foram realizadas pelo método de *Riks (arc-length method)*. A carga de colapso foi definida como a maior pressão encontrada na Figura 4.13 e Figura 4.14.

As pressões de colapso calculadas através do método numérico são indicadas na Tabela 4.7 comparando-as aos valores obtidos experimentalmente e analiticamente.

Tabela 4.7 - Comparação entre resultados experimentais, analíticos e numérico

Estrutura	Experimental (MPa)	Analítico (MPa)	Numérico (MPa)	Analítico/ Experimental	Numérico/ Experimental
<i>Flowline</i> 4''	7,186	6,714	6,857	- 8,78%	- 4,578%
<i>Riser</i> 4''	29,469	26,033*	28,510	- 11,66%	- 3,254%

\*Devido às análises realizadas no item 4.1.2, optou-se por considerar a pressão de falha da armadura de pressão como a pressão de colapso.

A Figura 4.11 e Figura 4.12 mostram as estruturas *flow* e *riser* colapsadas. Observa-se que os formatos ovalizado das estruturas correspondem ao esperado de um colapso com estrutura de anular seco. No caso do *riser* como a armadura de pressão possui uma grande folga em relação a camada plástica, observa-se que a armadura de pressão teve um grande deslocamento comparado com as demais camadas.

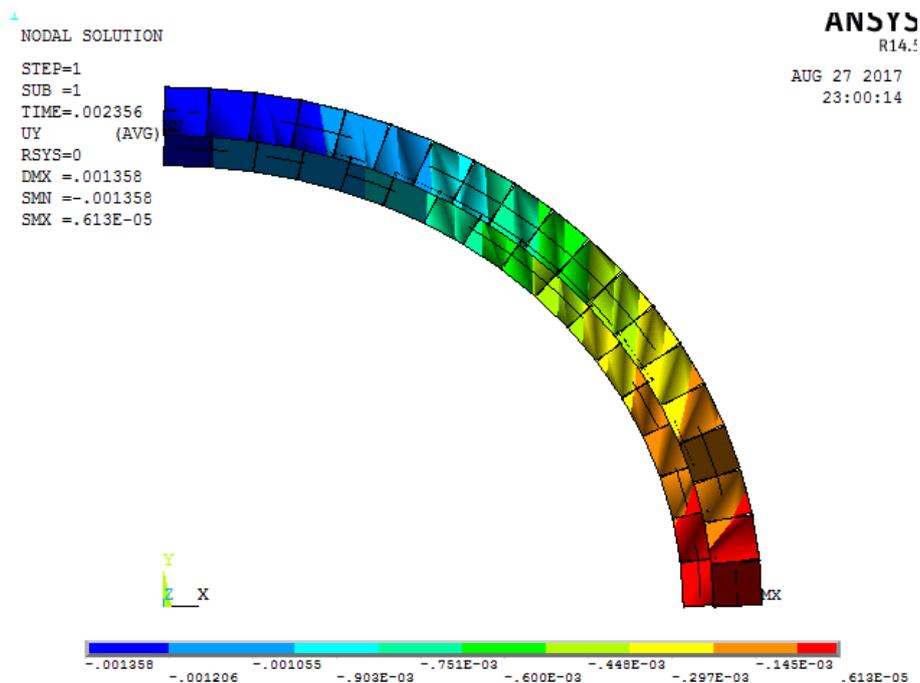


Figura 4.11 - Estrutura *flow* colapsada

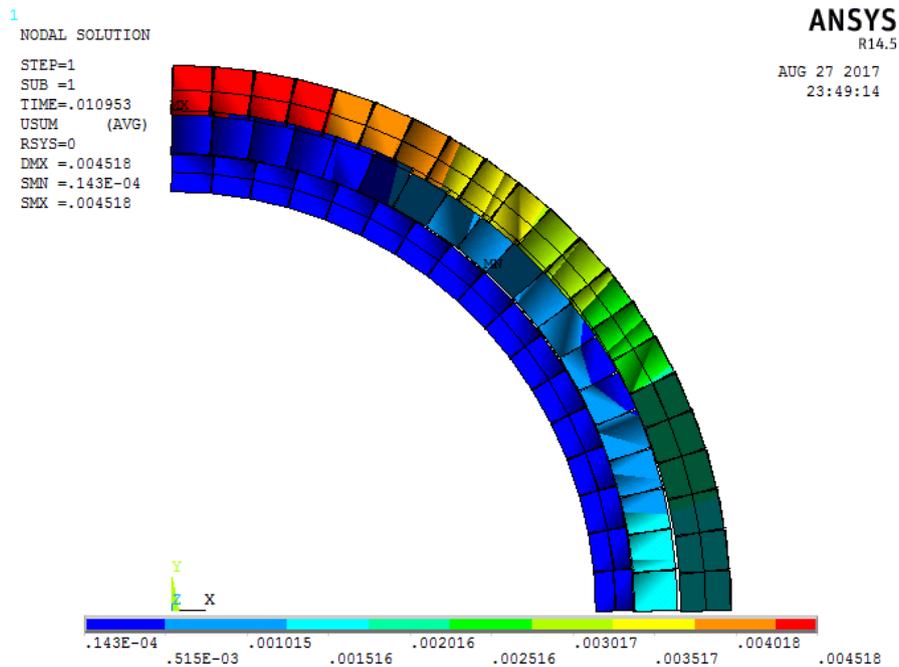


Figura 4.12 - Estrutura *riser* colapsada

Nota-se que os resultados numéricos se aproximaram satisfatoriamente tanto do resultado experimental quanto dos resultados analíticos. Possíveis diferenças entre os resultados podem ser atribuídas a diferenças entre as propriedades físicas e geométricas reais e modeladas e à modelagem da interação entre as camadas.

A Figura 4.13 e Figura 4.14 mostram as variações das ovalizações de cada camada nos modelos testados com a pressão aplicada.

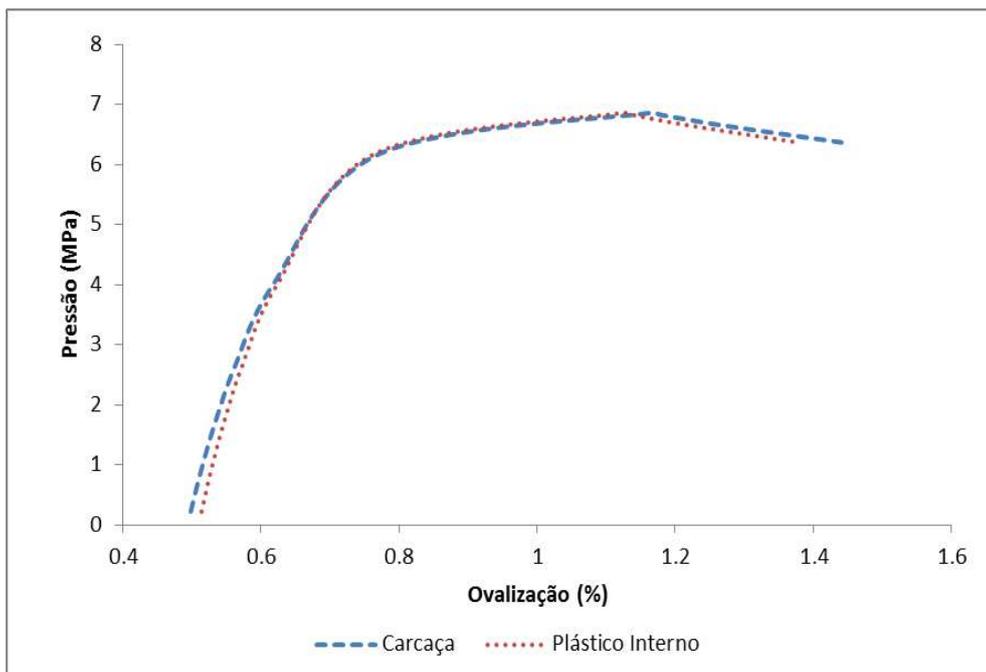


Figura 4.13 - Gráfico Pressão vs Ovalização do *flowline*

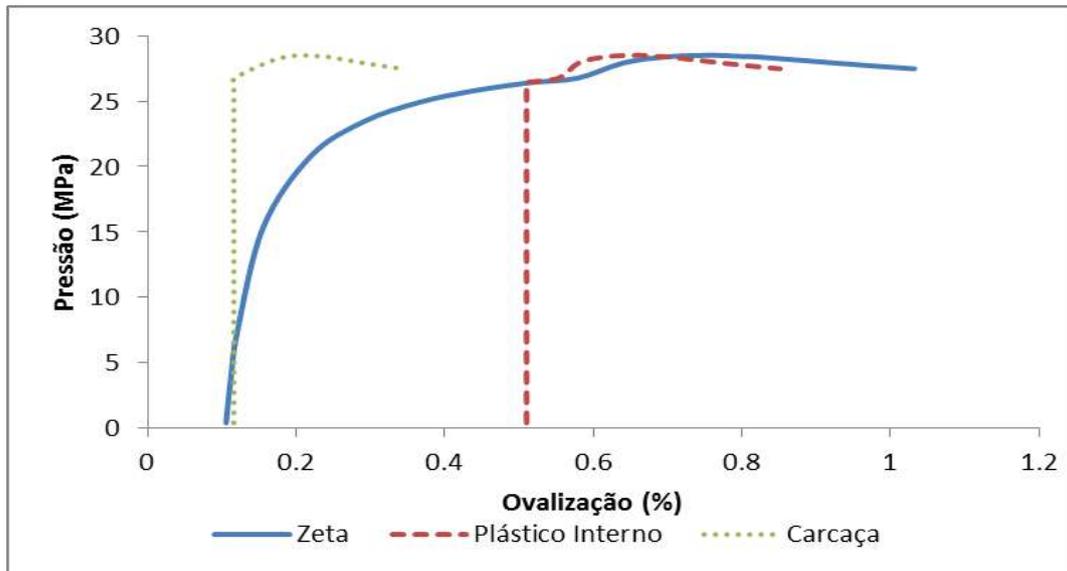


Figura 4.14 - Gráfico Pressão vs Ovalização do riser

Observa-se claramente, na Figura 4.14, o efeito da folga entre a armadura de pressão e a camada plástica interna relatada no item 4.1.2. Nota-se que as camadas internas só começam a sofrer o efeito da pressão externa quando essa pressão atinge 26.4 MPa, que, conforme a Tabela 4.7, é uma pressão ligeiramente acima da pressão de colapso analítica da armadura de pressão. Esse fato evidencia que a armadura de pressão colapsa antes de encostar na carça e, após a falha, a estrutura toda colapsa com a carça exercendo pouca resistência.

As excelentes correlações entre os modelos numéricos e experimentais apresentados os credenciam para as análises de colapso com anular alagado.

## 4.2. Análise com anular alagado

Para a obtenção de uma expressão para o cálculo da pressão de colapso alagado, utilizou-se uma metodologia similar à empregada para a geração da equação para o fator de compacidade (item 3.4). Inicialmente, definiram-se diferentes perfis para a carça intertravada e para a armadura de pressão (zeta). A Tabela 4.8 e a Tabela 4.9 apresentam os perfis das carças e os perfis Z considerados no estudo, respectivamente.

Tabela 4.8 - Perfis de carcaças intertravadas selecionadas para estudo de colapso alagado

Carcaça	Área (mm <sup>2</sup> )	Momento de inércia mínimo (mm <sup>4</sup> )	Espessura (mm)
CA 1	19,6	22,279	3,5
CA 2	25,6	38,006	4
CA 3	32	49,02	4
CA 4	48	114,31	5
CA 5	48,6	114,85	5,4
CA 6	57,6	192,41	6
CA 7	90	469,743	7,5
CA 8	129,6	974,06	9
CA 9	160	1485	10
CA 10	312	5841	15,6

Tabela 4.9 - Perfis Z selecionados para estudo de colapso alagado

Zeta	Área (mm <sup>2</sup> )	Momento de inércia mínimo (mm <sup>4</sup> )	Espessura (mm)
ZA 1	53,53	114,292	6,2
ZA 2	91,088	324,769	8
ZA 3	141,39	786,968	10

Uma vez definidas as carcaças intertravadas e as armaduras de pressão, foram criadas diferentes estruturas combinando-as. Essas estruturas são apresentadas na Tabela 4.10.

Tabela 4.10 - Estruturas selecionadas para estudo de colapso alagado

Estrutura	Diâmetro		Carcaça		Armadura de pressão		
	interno	Tipo	R <sub>m</sub>	L <sub>p</sub>	Tipo	R <sub>m</sub>	L <sub>p</sub>
Est. 1	2,4"	CA 3	33,25	13,989	ZA 1	43,35	20,368
Est. 2	2,5"	CA 2	33,75	11,027	ZA 1	42,85	20,369
Est. 3	2,5"	CA 1	33,5	9,106	ZA 1	42,85	20,133
Est. 4	4"	CA 3	52,8	13,995	ZA 1	62,9	20,379
Est. 5	4"	CA 4	53,3	16,602	ZA 1	63,9	20,377
Est. 6	4"	CA 5	53,5	18,348	ZA 1	63,8	20,444
Est. 7	6"	CA 7	79,95	21,006	ZA 1	91,8	20,527
Est. 8	6"	CA 8	80,7	23,388	ZA 2	96,9	27,051
Est. 9	6"	CA 6	79,2	15,558	ZA 2	91,3	27,052
Est. 10	6"	CA 6	79,2	15,558	ZA 1	90,4	20,188
Est. 11	8"	CA 7	105,35	21,001	ZA 1	119,2	20,371
Est. 12	9,13"	CA 9	120,9	27,999	ZA 3	137,5	33,465
Est. 13	12"	CA 10	160,2	40,782	ZA 3	179,6	33,370

Ao contrário das análises para determinação do fator de compacidade, as estruturas listadas na Tabela 4.10 foram selecionadas de maneira que não haja folgas entre as camadas. Assim, o objetivo das análises numéricas consiste em encontrar uma equação para a previsão da pressão hidrostática para colapso com anular alagado empregando as estruturas 1 a 10 e utilizar as estruturas 11 a 13 para verificação da equação. As análises numéricas foram realizadas seguindo as premissas:

- As ovalizações entre as camadas são iguais, ou seja,  $O_{carcaça} = O_{plástico\_interno} = O_{zeta}$ ;
- A tensão efetiva de escoamento da carcaça, para uma mesma ovalização, varia de 200 MPa até 500 MPa;
- A tensão efetiva de escoamento da armadura de pressão, para uma mesma ovalização, varia de 500 MPa até 800 MPa;
- Os módulos de elasticidade permaneceram constantes em todas as análises (ver Tabela 4.11).
- Não existe folga entre as camadas.

Foram testadas combinações entre ovalizações (5) e tensões efetivas na carcaça (4) e na armadura de pressão (4) possíveis totalizando, assim, 80 análises por estrutura. A Tabela 4.11 demonstra as análises realizadas para uma estrutura.

Tabela 4.11 – Análises realizadas para a estrutura 1

Est	Ovalizações (%)	$\sigma_{fe\_carca\c{c}a}$ (MPa)	$\sigma_{fe\_zeta}$ (MPa)	$E_{carca\c{c}a}$ (MPa)	$E_{pl\acute{a}stico\_interno}$ (MPa)	$E_{zeta}$ (MPa)
1	0,1	100	500			
	0,2	200	600			
	0,3	300	700	193000	350	205000
	0,4	400	800			
	0,5					

O modelo utilizado para cálculo foi o mesmo validado no item 4.1.3, porém com a pressão sendo exercida sobre a camada plástica interna no lugar da armadura de pressão com o intuito de simular a condição de anular alagado. A Figura 4.15 apresenta a vista frontal de um dos modelos numéricos construídos.

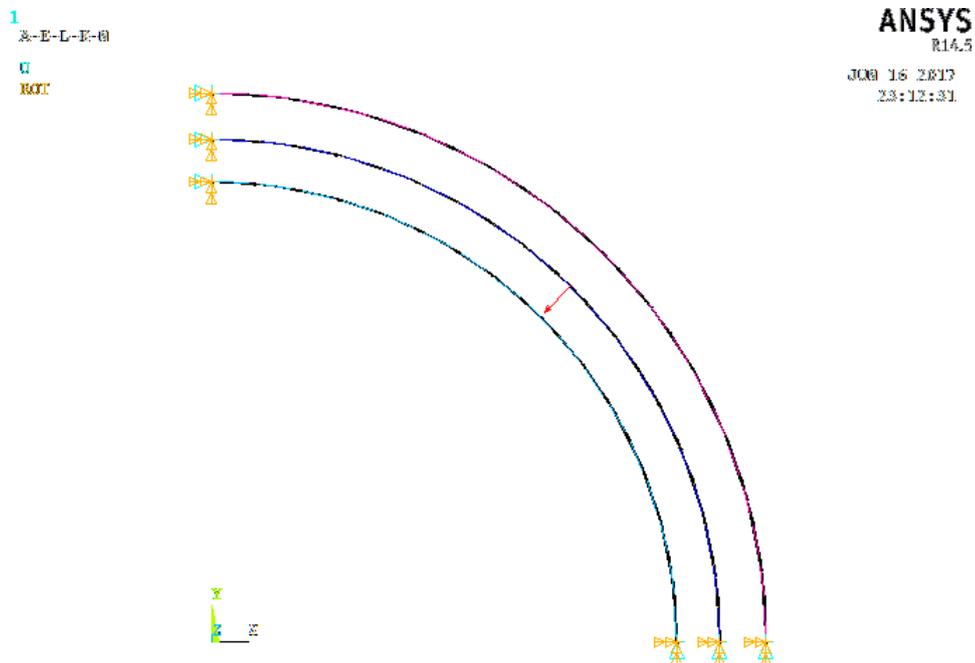


Figura 4.15 - Modelo utilizado para análise de anular alagado

A Figura 4.16 mostra a variação da ovalização com a pressão hidrostática aplicada na estrutura 7 e a Figura 4.17 ilustra a deformada dessa estrutura após colapsar

com anular alagado. Nessa análise, considerou-se ovalização de 0,2%, tensão efetiva na carcaça de 300 MPa e a tensão efetiva na armadura de pressão de 700 MPa.

Observa-se na Figura 4.16 que a ovalização da armadura de pressão se mantém quase constante enquanto a ovalização da carcaça e camada plástica interna gradualmente aumentam. No momento do colapso da carcaça, percebe-se uma maior deformação na armadura de pressão.

A Figura 4.17 mostra o formato do colapso da estrutura. Por utilizar-se um modelo simétrico (1/4 de simetria) e ter sido imposta uma imperfeição elíptica inicial na estrutura, o formato da falha encontrada é uma ovalização bissimétrica semelhante ao formato do colapso seco.

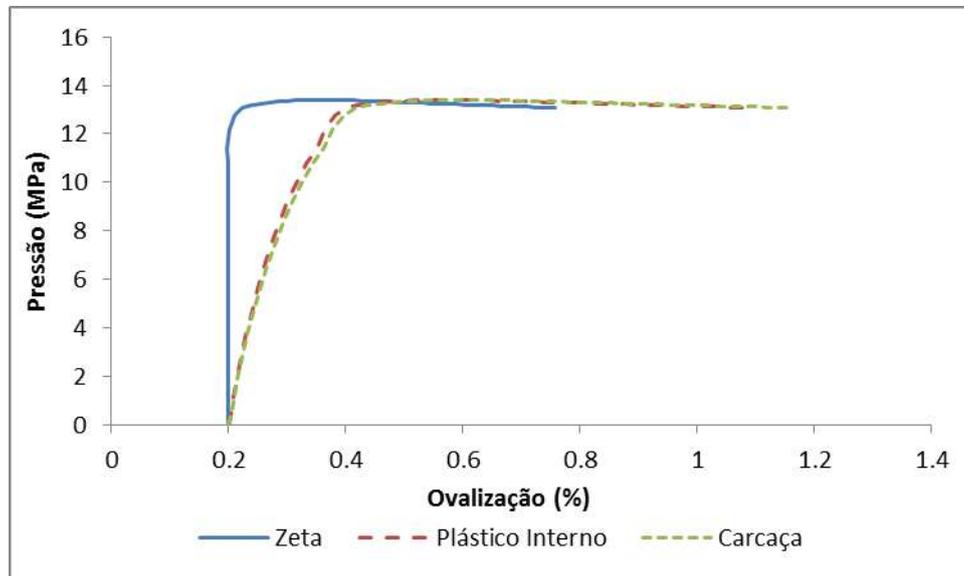


Figura 4.16 – Variação da ovalização na estrutura 7 com a pressão hidrostática imposta.

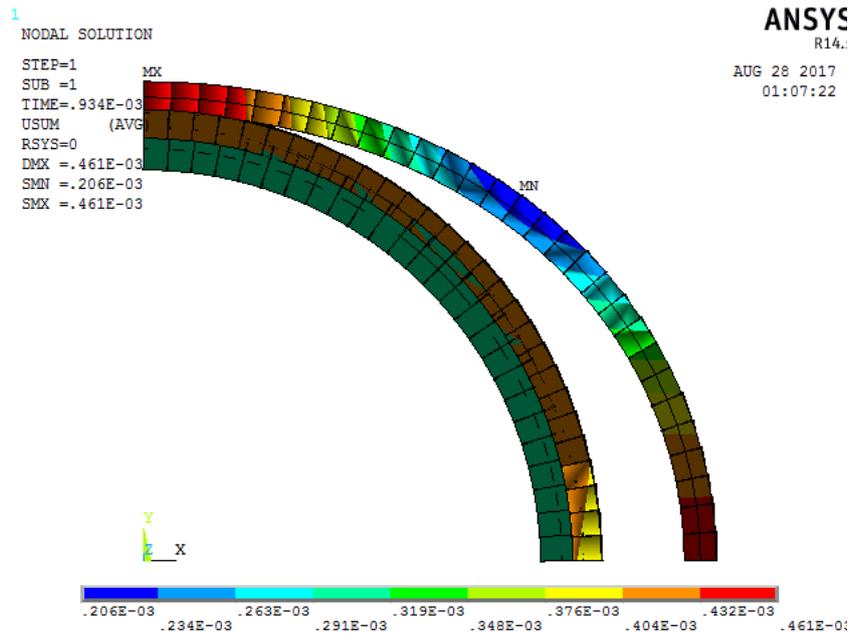


Figura 4.17 – Deslocamentos, em mm, na estrutura 7 colapsada com anular alagado

A Figura 4.18 e a Figura 4.19 ilustram a variação das pressões de colapso com a ovalização da estrutura e o efeito da variação das tensões efetivas nas pressões de colapso da estrutura 3 com ovalização de 0,1%. Nessas figuras,  $P_{carcaça}$  é a pressão de colapso apenas da carcaça intertravada calculada analiticamente;  $P_{anular\ seco}$  é a pressão de colapso das componentes carcaça e armadura de pressão somadas (resistência de colapso com anular seco); e  $P_{anular\ alagado}$  é a pressão de colapso alagado encontrada numericamente.

Na Figura 4.18, indicam-se as 80 análises realizadas e, cada ponto dentro das faixas de ovalização corresponde a tensões efetivas distintas para a carcaça intertravada e para a armadura de pressão em estruturas com diferentes diâmetros, como exposto na Figura 4.19. As Figuras 4.20 a 4.23 ilustram os resultados obtidos para as estruturas 5, 9, 12 e 13 e os resultados de todas as análises podem ser encontrados no anexo C.

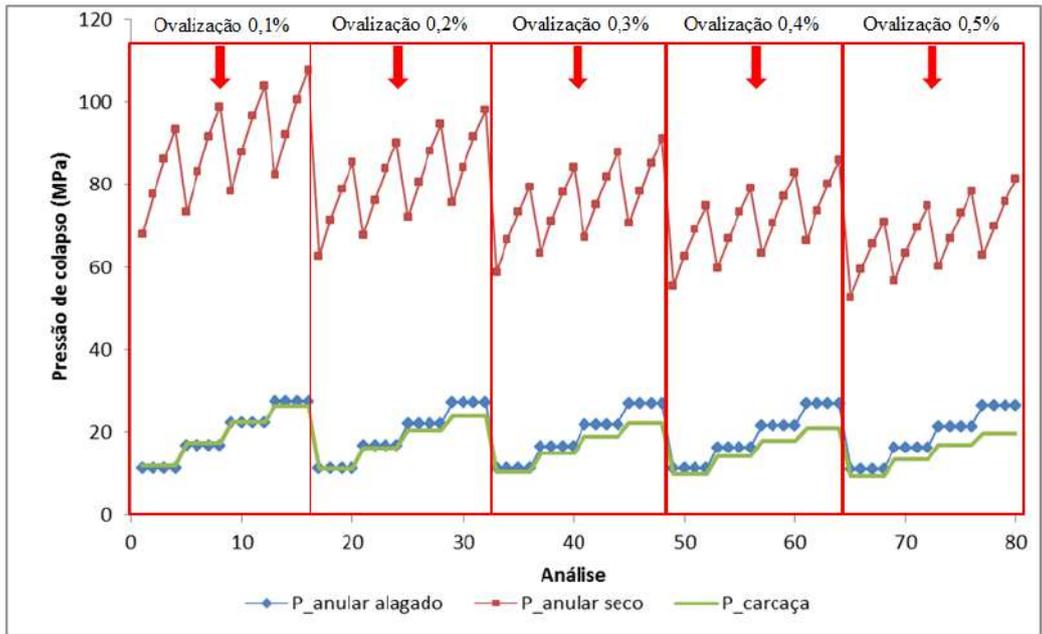


Figura 4.18 - Efeito da variação da ovalização nas análises com anular seco ou alagado exemplificada com a estrutura 3 (Diâmetro = 2,5”).

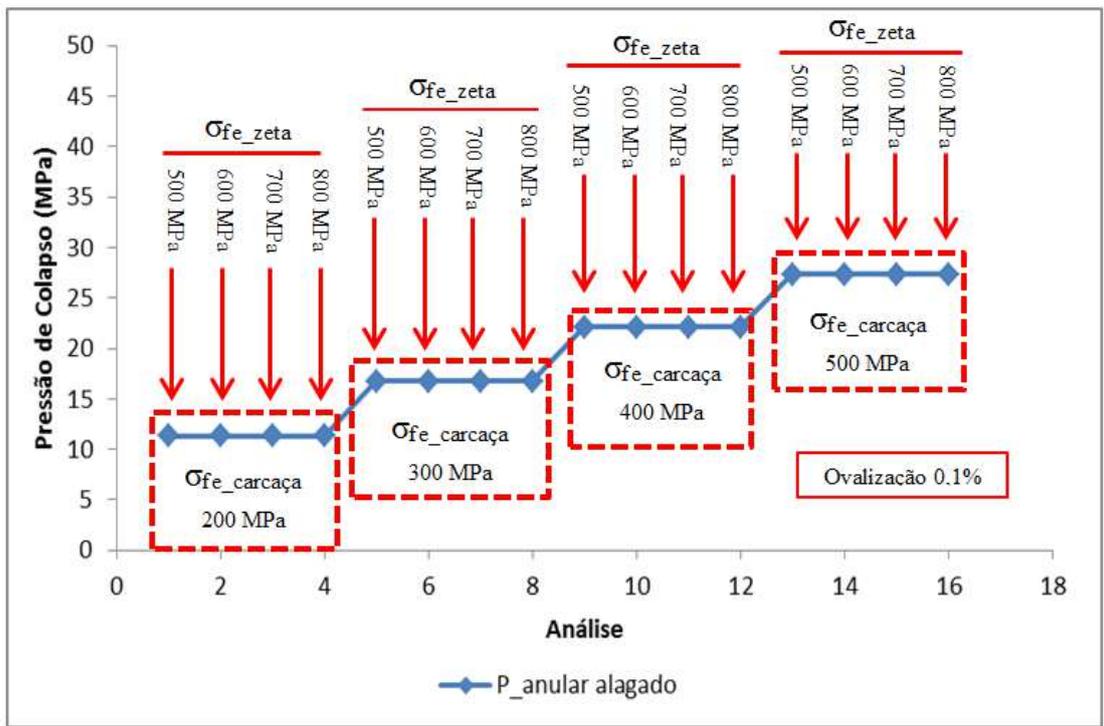


Figura 4.19 - Efeito da variação da tensão efetiva da carcaça e da armadura de pressão na pressão de colapso hidrostático com anular alagado exemplificada com a estrutura 3 (Diâmetro = 2,5”).

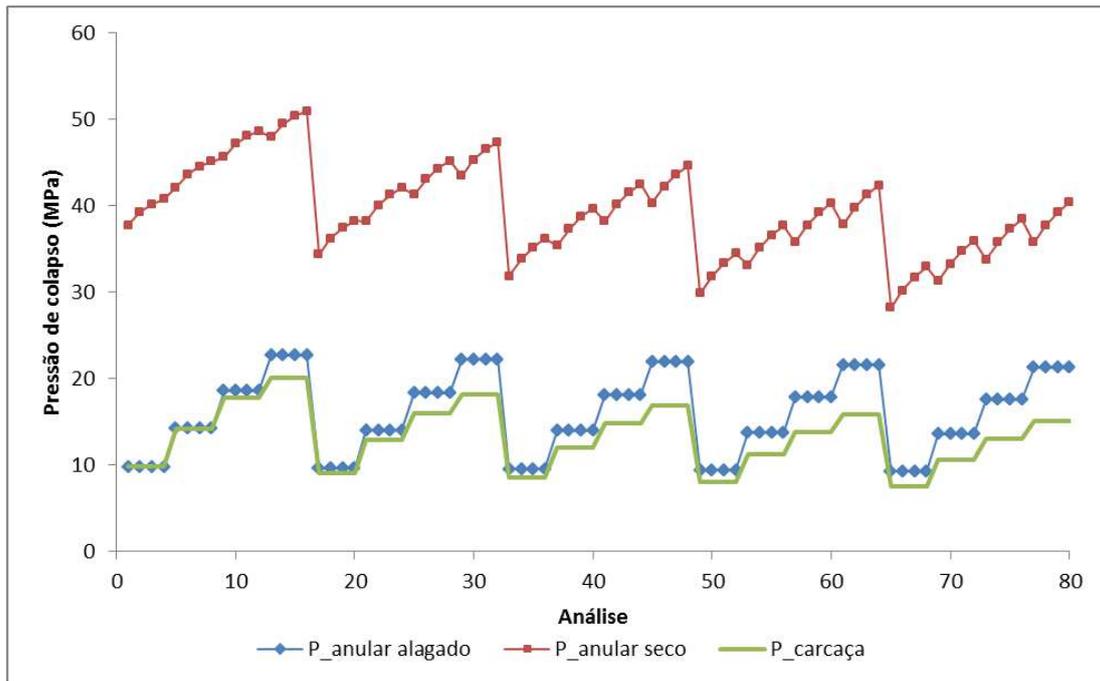


Figura 4.20 – Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 5 (Diâmetro = 4,0’’).

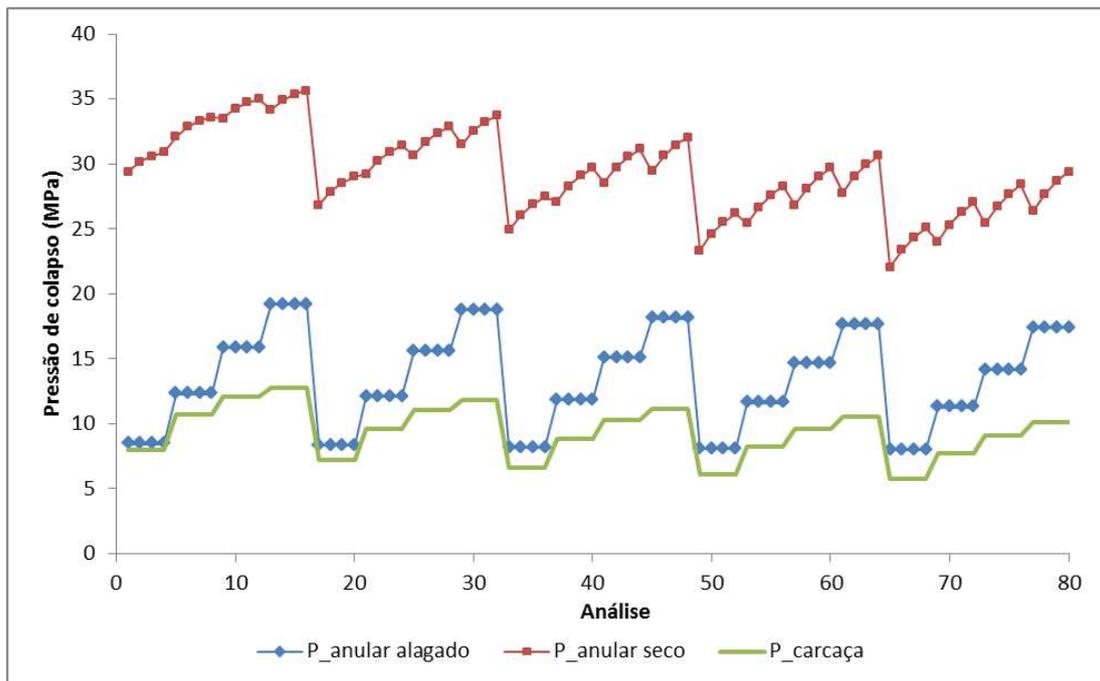


Figura 4.21 – Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 9 (Diâmetro = 6,0’’).

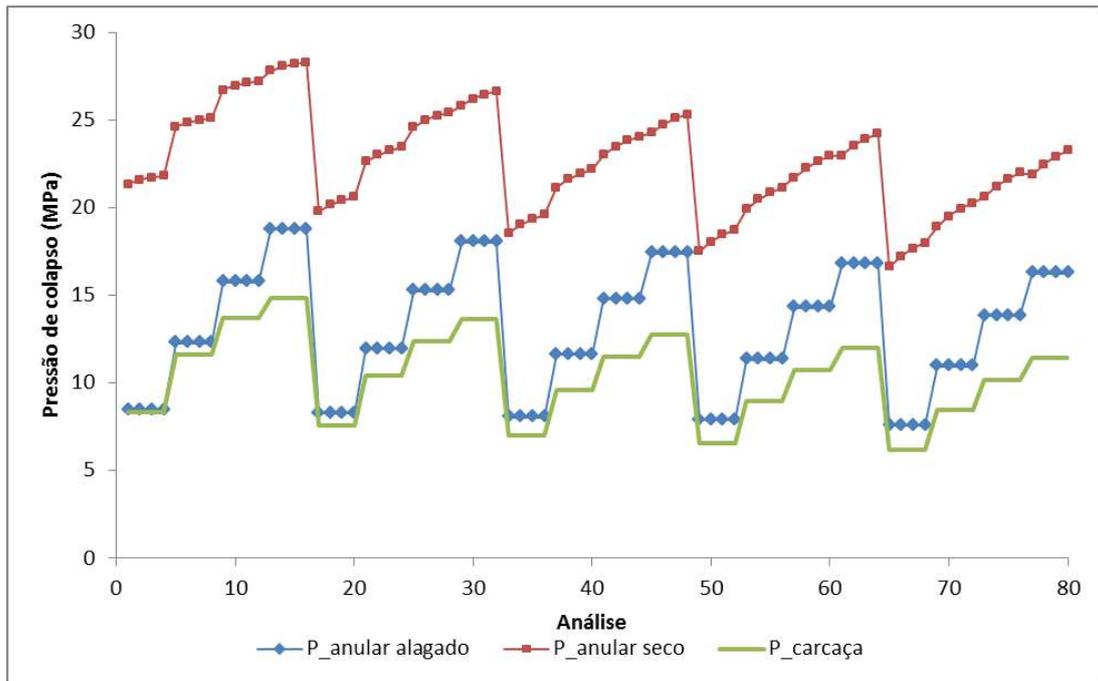


Figura 4.22 – Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 12 (Diâmetro = 9,13”).

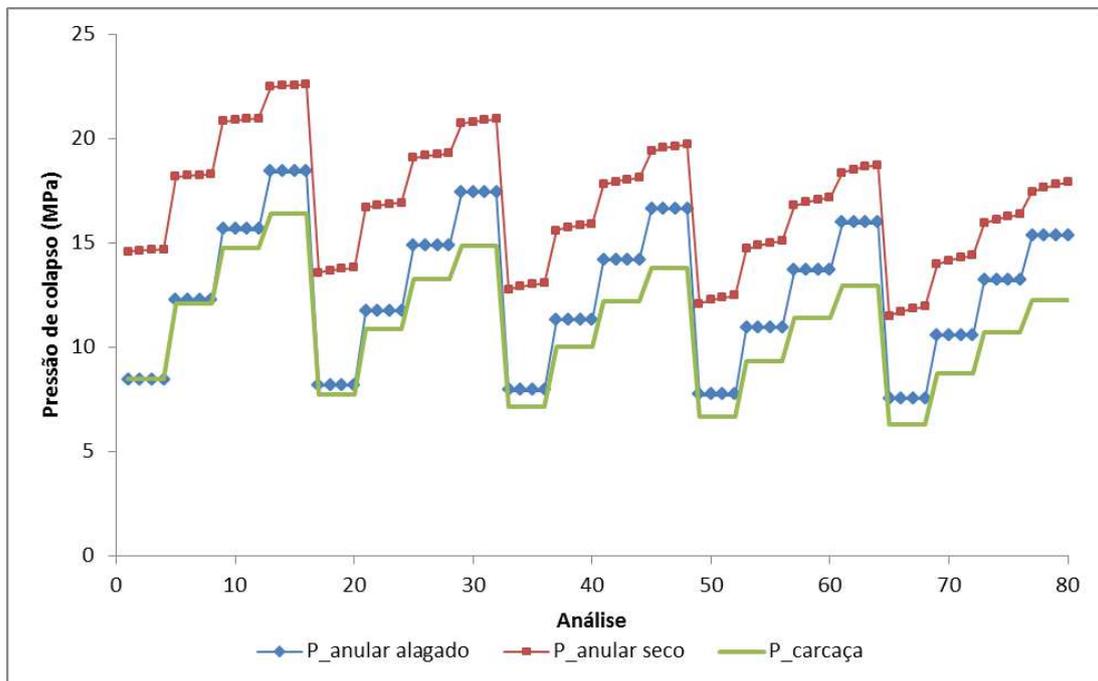


Figura 4.23 – Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 13 (Diâmetro = 12,0”).

Das Figuras 4.18 a 4.23 pode-se concluir que:

- A pressão de colapso com anular alagado possui uma variação similar à pressão de colapso da carcaça, porém é levemente superior. Esse acréscimo ocorre devido ao efeito de “aprisionamento” que a armadura de pressão exerce sobre as camadas internas.
- Para uma mesma ovalização, percebe-se que a pressão de colapso com anular alagado varia com a tensão efetiva na carcaça. Porém, para uma mesma tensão efetiva na carcaça e variando a tensão efetiva na armadura de pressão, a pressão de colapso permanece constante. Conclui-se, então, que, dentro dos parâmetros considerados, a tensão efetiva na armadura de pressão pouco influencia na pressão de colapso com anular alagado.
- A diferença entre as pressões de colapso com anular alagado e a pressão de colapso da carcaça aumenta com o aumento da ovalização da estrutura e o aumento da tensão efetiva da carcaça. Pode ser visto que a pressão de colapso diminui com o aumento do diâmetro, esse fenômeno, porém, é mais expressivo no colapso com anular seco.
- Em parte das estruturas, nas análises com a menor ovalização e menor tensão efetiva na carcaça, encontraram-se pressões de colapso da carcaça ligeiramente superiores à pressão de colapso com anular alagado. Esse comportamento mostra que, para pequenas ovalizações e baixas tensões efetivas na carcaça, o efeito de aprisionamento da armadura de pressão pode se tornar desprezível.

Após a realização das análises, utilizou-se novamente o programa Eureka® para formulação de uma expressão para cálculo da pressão de colapso com anular alagado.

Para esta formulação, apenas as estruturas de 1 a 10 foram consideradas. As estruturas 11, 12 e 13 foram utilizadas para garantir que a equação encontrada seja válida para estruturas fora do intervalo utilizado para o equacionamento.

A equação proposta utilizou os seguintes parâmetros:

$$P_{colapso\_alagado} = f(B_C, C_C, p_{cr\_c}, B_Z, C_Z, p_{cr\_z}) \quad (4.5)$$

onde  $p_{cr}$  é a pressão de colapso elástica definidas pela Eq. (2.3), o termo  $B$  é o termo de primeiro grau da Eq. (2.18) e o termo  $C$  é o termo independente da Eq. (2.18). As nomenclaturas  $c$  e  $z$  representam a carcaça e a armadura de pressão, respectivamente:

$$B = \frac{F_f \times h \times \sigma_{fe}}{R_m} + p_{cr} \left( 1 + \frac{E \times h^2 \times F_f \times R_m \times \delta_0}{2 \times EI_{eq}} \right) \quad (4.6)$$

$$C = \frac{p_{cr} \times \sigma_{fe} \times h \times F_f}{R_m} \quad (4.7)$$

Utilizando o programa Eureka® e as estruturas 1 a 10, a seguinte equação foi encontrada.

$$P_{colapso\_alagado} = X + Y \quad (4.8)$$

onde,

$$X = 2.312 + 0.089 \times p_{cr\_c} - 9.805 \times \frac{p_{cr\_c}}{C_C} - 0.097 \times B_C \quad (4.9)$$

$$Y = \frac{3.415 \times C_C + 0.915 \times p_{cr\_z} \times C_C}{2.658 \times B_C + p_{cr\_c} \times p_{cr\_z}} \quad (4.10)$$

Aplicando a Eq. (4.7) nas estruturas apresentadas na Tabela 4.10 e comparando as respostas obtidas numericamente aos valores estimados pela equação, têm-se as variações indicadas na Tabela 4.12.

Tabela 4.12 - Variações percentuais entre as pressões obtidas numericamente e as obtidas através da Eq. (4.8)

Est	$\left 1 - \frac{P_{colapso\_alagado\_num}}{P_{colapso\_alagado\_eq}}\right  \%$	Máx $\left 1 - \frac{P_{colapso\_alagado\_num}}{P_{colapso\_alagado\_eq}}\right  \%$
Est. 1	1,076	2,873
Est. 2	0,777	2,975
Est. 3	1,221	4,127
Est. 4	0,915	3,146
Est. 5	0,627	1,888
Est. 6	0,648	2,371
Est. 7	1,839	5,441
Est. 8	1,501	4,219
Est. 9	1,364	4,612
Est. 10	0,998	2,652
Est. 11	2,623	8,535
Est. 12	1,596	4,212
Est. 13	2,229	8,394

•  $\left|1 - \frac{P_{colapso\_alagado\_num}}{P_{colapso\_alagado\_eq}}\right| \%$  - Média da variação percentual absoluta de todos os pontos;

• Máx  $\left|1 - \frac{P_{colapso\_alagado\_num}}{P_{colapso\_alagado\_eq}}\right| \%$  - Maior variação percentual pontual encontrada na análise.

Da Tabela 4.12, nota-se uma excelente correlação entre os valores encontrados numericamente e os calculados pela Eq. (4.8), inclusive nas estruturas com maiores diâmetros (11,12 e 13), que não foram utilizadas para formulação da equação.

Com esse resultado, mostrou-se que, utilizando dados de estruturas com até 6", carcaça com maior espessura de 9 mm e perfis Z com maior espessura igual a 8 mm, foi obtida uma equação para predição do colapso hidrostático alagado válida para uma estrutura de 12" com carcaça de espessura igual a 15 mm e zeta com espessura de 8mm, e, mesmo com uma variação pontual acima de 8%, as médias das variações absolutas permaneceram todas abaixo de 3%.

Mesmo já encontrando uma equação satisfatória, optou-se por incluir as 3 estruturas de maiores diâmetros e gerar uma nova equação para comparação dos resultados. A nova equação gerada foi:

$$P_{colapso\_alagado} = X' + Y' \quad (4.11)$$

onde:

$$X' = 2.852 + 0.081 \times p_{cr\_c} + 8.982 \times 10^{-5} \times p_{cr\_c} \times p_{cr\_z} - 13.521 \times \frac{p_{cr\_c}}{C_c} - 0.103 \times B_C \quad (4.12)$$

$$Y' = \frac{(4.529 \times C_c + 0.913 \times p_{cr\_z} \times C_c)}{3.232 \times B_C + p_{cr\_c} \times p_{cr\_z}} \quad (4.13)$$

A Tabela 4.13 compara os resultados obtidos. Nota-se na Tabela 4.13 que, em 8 das 13 estruturas, ocorre um decréscimo da variação da média absoluta. Dessa maneira, decidiu-se continuar as análises utilizando a Eq. (4.11).

Tabela 4.13 - Variações percentuais entre as pressões obtidas numericamente e as obtidas através da Eq. (4.10) incluindo as estruturas 11,12 e 13

Est	$\left  1 - \frac{P_{colapso\_alagado\_num}}{P_{colapso\_alagado\_eq}} \right  \%$	Máx $\left  1 - \frac{P_{colapso\_alagado\_num}}{P_{colapso\_alagado\_eq}} \right  \%$
Est. 1	1,173	3,289
Est. 2	0,978	2,983
Est. 3	1,197	4,454
Est. 4	0,795	2,474
Est. 5	0,679	2,745
Est. 6	0,818	3,840
Est. 7	1,566	5,022
Est. 8	1,519	4,551
Est. 9	1,325	4,209
Est. 10	0,956	3,722
Est. 11	2,342	6,594
Est. 12	1,349	4,165
Est. 13	1,700	7,032

Percebe-se que, em ambas as equações de colapso alagado, a única variável da armadura de pressão que influencia significativamente o colapso da estrutura é a pressão de colapso elástica. Todas as outras variáveis foram suprimidas. Esse termo varia apenas com a rigidez equivalente e o raio da estrutura. Mostrando que a tensão efetiva da armadura de pressão não tem influência na pressão de colapso da estrutura com anular alagado. Esse aspecto pode ser visto claramente nos gráficos apresentados nas Figura 4.18 a 4.23 comparando a pressão de colapso da carcaça e a pressão de colapso da estrutura com anular alagado.

Da mesma maneira realizada na seção 3.4, obteve-se do programa Eureka® um estudo de sensibilidade dos termos da equação, que é apresentado na Tabela 4.14.

Tabela 4.14 - Estudo de sensibilidade das variáveis da equação do colapso alagado

Variável	Sensibilidade	%Positiva	%Negativa
$C_c$	3,266	100%	0%
$p_{cr\_c}$	1,546	0%	100%
$B_c$	0,610	0%	100%
$p_{cr\_z}$	0,287	100%	0%

Na análise de sensibilidade, nota-se que a pressão de colapso elástica da armadura de pressão é o parâmetro que menos impacta a pressão de colapso alagado do duto.

### 4.3. Avaliação da Equação para cálculo da pressão com anular alagado

Para a validação da equação para cálculo de colapso alagado (Eq. (4.10)), utilizaram-se os testes realizados por SILVA (2014). Em seu trabalho, SILVA realizou dois testes de colapso hidrostático utilizando estruturas de 6” compostas apenas por carcaça e camada plástica interna (denominadas de C01-6 e C02-6) e um teste de colapso utilizando uma estrutura composta por carcaça intertravada, camada plástica interna e armadura de pressão (denominada de CZ01-6).

Em seu trabalho, SILVA (2014) também realizou testes em estruturas de 4”, contudo as pressões de colapso da carcaça intertravada tomada isoladamente e a pressão hidrostática da estrutura completa considerando anular alagado foram praticamente as

mesmas. Isso indica que, provavelmente, havia uma folga entre a armadura de pressão e a carcaça intertravada. Pelo fato da expressão analítica neste trabalho não considerar folgas na estrutura, optou-se por validar a equação apenas com as estruturas de 6”.

Os ensaios realizados por SILVA (2014) foram executados no Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS) – COPPE/UFRJ. A Figura 4.24, a Figura 4.25 e a Figura 4.26 mostram a câmara hiperbárica utilizada assim como as amostras de 6” antes e após os testes, respectivamente.



Figura 4.24 - Câmara hiperbárica utilizada por SILVA(2014).



Figura 4.25 – Amostra de 6” composta apenas pela carcaça e camada plástica interna antes e após teste de colapso (SILVA,2014)



Figura 4.26 – Amostra de 6” composta pela carcaça, camada plástica interna e armadura de pressão antes e após teste de colapso. (SILVA,2014)

Em seu trabalho, SILVA (2014) apresentou as dimensões dos perfis da carcaça e da armadura de pressão, permitindo o cálculo de suas propriedades geométricas. Através de ensaios de compressão radial (*crushing*), SILVA (2014) calculou os valores da tensão de proporcionalidade e módulo de elasticidade dos materiais dessas camadas. A Tabela 4.15 mostra as propriedades das estruturas. Como nem todos os dados foram fornecidos pelo autor, algumas premissas foram adotadas:

- Devido à folga interna entre os perfis intertravados da carcaça, foi adotado um ângulo de assentamento de  $88^\circ$ .
- Para a armadura de pressão, o passo foi calculado geometricamente com o perfil fornecido por SILVA (2014).
- Os valores da tensão de escoamento e tensão última utilizados para o cálculo da tensão efetiva não foram fornecidos. Para a validação considerou-se o aço inoxidável AISI 304L como material constituinte da carcaça, ou seja, o mesmo avaliado por SOUZA (2002). Utilizou-se a mesma curva tensão x deformação apresentada na Figura 4.4 e a tensão última foi calculada através da Eq. (4.1).
- Em relação à armadura de pressão, foram utilizados os mesmos valores de tensão de escoamento e tensão última apresentados na Tabela 4.2.
- Para a camada plástica interna, considerou-se espessura de 5 mm e módulo de elasticidade igual a 350 MPa;
- As propriedades dos perfis foram calculadas utilizando as planilhas apresentadas no anexo ANEXO B.

Como a equação para cálculo de anular seco como também o modelo de elementos finitos já foram avaliados, as hipóteses acima serão testadas nas amostras C01 e C02 para conferência. Obtidos resultados coerentes, esses poderão ser utilizados para validação da equação para a previsão do colapso com anular alagado. Vale ressaltar que as propriedades dos perfis são as mesmas para as três estruturas, variando apenas a ovalização conforme indicado na Tabela 4.15.

A Tabela 4.16 mostra as pressões de colapso experimentais obtidas por SILVA (2014) e os valores calculados analiticamente com as equações propostas neste trabalho. Os resultados apresentados na Tabela 4.16 se mostraram conservativos em comparação aos valores experimentais. Realizou-se, também, uma análise de elementos finitos utilizando o mesmo modelo apresentado na Figura 4.15. A pressão de colapso obtida foi de 23,94 MPa equivalente a uma variação de 12,21% quando comparada à pressão de colapso experimental e muito próxima do valor calculado analiticamente.

Acredita-se que as diferenças obtidas em relação ao ensaio experimental estão diretamente relacionadas às hipóteses assumidas na representação das estruturas de 6” testadas por SILVA (2014), porém, de todo modo, os resultados obtidos indicam que a Eq. (4.11) pode ser uma alternativa para a avaliação da pressão de colapso hidrostático com anular alagado de dutos flexíveis.

Tabela 4.15 - Dados utilizados para cálculo de colapso com anular seco para validação das hipóteses adotadas.

<b>Propriedades</b>	<b>Carcaça</b>	<b>Camada plástica interna</b>	<b>Armadura de pressão</b>
Diâmetro externo	165,45 mm	175,45 mm	192,26 mm
Espessura	6,53 mm	5 mm	8,4 mm
Ovalização C01-6	0,34%	0,34%	-
Ovalização C02-6	0,39%	0,39%	-
Ovalização CZ01-6	0,21%	0,21%	0,21%
Ângulo de assentamento	88,0°	-	87,9°
Passo linear	17 mm	-	21,06 mm
Número de Arames	1	-	2
Área	98,64 mm <sup>2</sup>	-	97,96 mm <sup>2</sup>
Momento de inércia mínimo	325,46 mm <sup>4</sup>	-	390,77 mm <sup>4</sup>
Módulo de elasticidade	200000 MPa	350 MPa	220000
Tensão de escoamento	561,40 MPa	-	645,43 MPa
Tensão efetiva	398,78 MPa	-	221,43 MPa
Tensão residual	162,62 MPa	-	424,01 MPa
Fator de compactidade	0,884	-	1,269
Rigidez Equivalente	3387 N.m	-	10359 N.m

Tabela 4.16- Comparação dos resultados experimentais encontrados por SILVA (2014) com os resultados analíticos calculados para apenas a carcaça e colapso alagado.

Teste	Ov (%)	Pressão de colapso experimental (MPa)	Pressão de colapso analítica (MPa)	Pressão de colapso numérica (MPa)	Analítico/ experimental (%)	Numérico/ experimental (%)
C01-6	0,34	16,20	14,32	-	11,6%	-
C02-6	0,39	15,90	13,87	-	12,8%	-
CZ01-6	0,21	27,20	23,42	23,94	13,9%	12,21%

# CAPÍTULO 5

## CONCLUSÃO E TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho se propôs a, através de uma abordagem alternativa, encontrar expressões para o cálculo da pressão de colapso hidrostático de dutos flexíveis nas condições de anular seco e alagado.

Para a obtenção dessas expressões, inicialmente, apresentou-se um procedimento analítico-numérico para o cálculo da rigidez à flexão equivalente tanto da carcaça intertravada quanto da armadura de pressão. Como todos os parâmetros para cálculo dessa rigidez são conhecidos, com exceção do fator de compacidade, uma equação para esse fator foi obtida tomando por base os resultados de várias análises numéricas realizadas com um modelo baseado no MEF e um programa computacional para regressão simbólica. A expressão para o fator de compacidade foi utilizada na determinação da rigidez à flexão equivalente de um duto flexível de 4" submetido a cargas radiais (*crushing*) em ensaios experimentais realizados previamente na COPPE/UFRJ (COSTA, 2003). A utilização desse fator no modelo analítico proposto por SOUSA *et al* (2002) para análise desse tipo de carregamento levou a excelente concordância com os resultados experimentais apresentados por COSTA (2003).

A expressão proposta para o cálculo da rigidez equivalente foi também empregada na previsão da pressão de colapso hidrostático com anular seco ou alagado em dutos flexíveis.

Na análise de colapso envolvendo anular seco, comparou-se inicialmente o resultado analítico da equação apresentada por FERGESTAD E LØTVEIT (2014), utilizando a rigidez equivalente calculada com as equações desenvolvidas, com os resultados obtidos experimentalmente por SOUZA (2002) em dutos flexíveis de 4", obtendo-se uma boa correlação entre os resultados analíticos e experimentais. Após a validação analítica, optou-se por desenvolver um modelo numérico baseado no MEF que representa a condição de anular seco, o modelo desenvolvido foi proposto por SOUSA (2005) e resultou em uma excelente correlação com os resultados experimentais, permitindo então a utilização para análise de colapso alagado.

Para o estudo da condição com anular alagado foram realizadas análises variando as estruturas, tensões efetivas dos materiais e ovalização das camadas para cálculo da pressão de colapso. Uma vez obtidas às pressões, realizou-se novamente o processo de regressão simbólica para definição de uma equação capaz de prever a pressão de colapso na condição de anular alagado. Tanto as equações encontradas quanto o modelo numérico foram comparados com os resultados experimentais obtidos por SILVA (2014) em dutos flexíveis de 6". Os resultados desta comparação foram considerados satisfatórios indicando que a equação encontrada pode ser uma alternativa para a avaliação da pressão de colapso hidrostático com anular alagado de dutos flexíveis.

Como trabalho futuro, torna-se importante a adaptação da análise realizada neste trabalho considerando o efeito de uma curvatura no duto flexível. Estudos como o realizado por PAUMIER *et al* (2009) mostraram que a curvatura afeta significativamente a pressão de colapso.

Outro ponto interessante é a realização de testes de colapso, seco e alagado, levantando de maneira cuidadosa e padronizada todos os parâmetros necessários para a análise. Como o objetivo final dos trabalhos utilizados para a validação das equações desta dissertação eram diferentes, alguns parâmetros importantes não foram considerados e foram necessárias aproximações para a obtenção dos valores.

Por último, outro ponto a ser avaliado é o efeito de diferentes ovalizações entre as camadas. A busca de uma equação onde a ovalização da carcaça e da armadura de pressão sejam parâmetros de entrada pode ser um ponto importante na previsão do colapso de dutos flexíveis.

## BIBLIOGRAFIA

ALVES, L, S., 2009, Efeitos Térmicos Transientes e Walking em Dutos Flexíveis. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

ANSYS®, Reference Manual, 2012, Release 14.5, Ansys Inc.

API RP 17B, 2014, *Recommended Practice for Flexible Pipe*, 5th ed, Washington, American Petroleum Institute.

API SPEC 17J, 2014, Specification for *Unbonded Flexible Pipe*, 4th ed., Washington, American Petroleum Institute.

BARTELL, 2017. Disponível em: <https://bartellmachinery.com/equipment/pipe-armouring-lines/tensile-armouring-machines>. Acesso em: 12 Agosto 2017, 23:25:00.

BECTARTE, F., COUTAREL, A., 2004, “*Instability of Tensile Armour Layers of Flexible Pipes Under External Pressure*”. Proceedings of the OMAE04 2004 23rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Vancouver, British Columbia, Canada Junho 20-25.

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.

BICUDO, R. G. P., 2009, *Análise de Instalação de Linhas Flexíveis*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

BORESI, A.P., SCHMIDT, R.J. & SIDEBOTTOM, O.M., (1993), “*Advanced Mechanics of Materials*”, 5<sup>th</sup> ed., John Wiley & Sons, New York.

CALLISTER, W, D., 2007, “*Materials science and engineering : an introduction*”, 7<sup>th</sup>, John Wiley & Sons, Inc.

CHEN, B., NIELSEN, R. & COLQUHOUN, R. S., “Theoretical Models for Prediction of Burst & Collapse and their Verification by Testing”. Proceedings of the International Seminar on Recent Research and Development within Flexible Pipe Technology, pp. 355-398, Trondheim, Noruega, 1992.

COSTA, C. H. O., 2003, *Correlação Analítico-Experimental de Risers Flexíveis Submetidos a Cargas Radiais*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

CHIAVERINI, V., 1984, *Aços e Ferros Fundidos*, 5a ed., São Paulo, Associação Brasileira de Metais.

FERGESTAD, D., LØTVEIT, S, A., 2014, *Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes.*, Marintek, Trondheim, Noruega

LAMBERT, A., HENRY, A. F., GILBERT, P., *et al.*, 2012, “*Experimental and Numerical Study of a Multi-Layer Flexible Pipe Depressurization*”. Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Rio de Janeiro, Brazil, Julho 01-06.

LØTVEIT, S, A., MUREN, J., CHRISTENSES, H., “State of the arte Bonded Flexible Pipes”, PSA study on bonded flexible pipes, Noruega, 2009.

LOUREIRO, W, C, J., PASQUALINO, I, P., 2012, “*Numerical-Analytical Prediction of the Collapse of Flexible Pipes Under Bending and External Pressure*”. Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Rio de Janeiro, Brazil, Julho 01-06.

LU, J., TAN, Z., MA, F., *et al.*, 2008, “*Bent collapse of an unbounded rough bore flexible pipe*”. Proceedings of the ASME 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Estoril, Portugal, Junho 12-20.

MARANHÃO, F, A, F., 2011, *Estudo Comparativo entre Modelos na Análise Local de Tubos Flexíveis*. Dissertação de M.Sc., Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, SP, 2011

MARTINS, C. A., PESCE, C. P., AND ARANHA, J. A. P., 2003, “*Structural Behavior of Flexible Pipe Carcass during Launching*”. Proceedings of the 22th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Cancun, México, Junho 08-13, 2003.

MELLENDEZ, R. C., HERNÁNDEZ, O. C., HERNÁNDEZ, V., VAZ, M. A., 2017, “Finite element and theoretical analyses of bisymmetric collapses in flexible risers for deepwater developments”, In: *Ocean Engineering* 140 (2017), pp. 195-208

MIYAZAKI, M. N. R., 2015, “Stress Analysis of a Flexible Pipe Tensile Armor Wire During and After the End-Fitting Mounting”. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

NETO, A. G., MARTINS, C. A., 2012, “*A Comparative Wet Collapse Buckling Study for the Carcass Layer of Flexible Pipes*”. *ASME J. Offshore Mech. Arct. Eng.*, 134, p. 031701, Agosto.

NETO, A. G., MARTINS, C. A., 2014, “*Flexible Pipes: Influence of the Pressure Armor in the Wet Collapse Resistance*”. *ASME J. Offshore Mech. Arct. Eng.*, 136, p. 0311401-1, Agosto.

NETO, A. G., MARTINS, C. A., MALTA, E. R., *et al.*, 2012, “*Wet and dry collapse of straight and curved flexible pipes: a 3D FEM modeling*”. Proceedings of the Twenty-second (2012) International Offshore and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece, Junho 17-22.

PAUMIER, L., AVERBUCH, D., AND FELIX-HENRY, A., 2009, “*Flexible Pipe Curved Collapse Resistance Calculation*”. ASME Paper No. OMAE 2009-79117. Honolulu, Hawaii, USA, 31 Maio – 5 Junho

PESCE, C. P., MARTINS, C. A., NETO, A. G., *et al.*, 2010, “*Crushing and wet collapse of flowline carcasses: A theoretical experimental approach*”. Proceedings of the ASME 2010 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Shanghai, China, Junho 06-11.

PITTA, S, A., 2010, Análise do comportamento estrutural da armadura de pressão de um duto flexível sujeito à carga axissimétrica pelo método de elementos finitos. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

RIKS, E., 1979, “*An Incremental Approach to the Solution of Snapping and Buckling Problems*”, In: *Internal Journal of Solids and Structures*, Volume 15, Issue 7, pp: 529-551.

SCHMIDT, M., LIPSON, H., 2009, “*Distilling Free-Form Natural Laws from Experimental Data*”, In: *Science*, Vol 324, n° 5923, pp. 81-85

SCHMIDT, M., LIPSON, H., 2014, Eureka (Software). Disponível em: [www.nutonian.com](http://www.nutonian.com). Acesso em: 26 Agosto de 2017, 22:09:00.

SILVA, J, L., 2014, *Desenvolvimento e calibração experimental de modelo numérico baseado em teoria da viga para estimativa da pressão de colapso em dutos flexíveis*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

SIMÕES, T, B., 2011, *Monitoramento de Risers Flexíveis com Sensores a Fibra Ótica*. Dissertação de M.Sc., PUC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

SOKI, C, A., TROINA, L, M, B., LOUREIRO, W, C, J., SOUSA, J, R, M., “*Effect of Asymmetric Boundary Conditions on Flexible Pipes Crushing*”. 2015., In: *Mar Syst Ocean Technol* DOI

SOUSA, J. R. M., 1999, *Análise Numérica de Risers Flexíveis*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

SOUSA, J. R. M., ELLWANGER, G. B., LIMA, E. C. P., PAPALEO, A., 2002, “*An Analytical Model to Predict the Local Mechanical Behaviour of Flexible Risers Subjected to Crushing Loads*”. In: *Proceedings of the XXX South American Structural Engineering Conference*, TRB-456, Brasília, May.

SOUSA, J. R. M., 2005, *Análise Local de Linhas Flexíveis pelo Método de Elementos Finitos*, Dissertação (Doutorado em Engenharia Civil), Universidade Federal do Rio de Janeiro/COPPE, Rio de Janeiro.

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

TANG, M., LU, Q., YAN, J., YUE, Q., 2015, “*Buckling collapse study for the carcass layer of flexible pipes using a strain energy equivalence method*”. In: *Ocean Engineering* 111 (2015), pp. 209-217

TIMOSHENKO, S. P., 1941, *Strength of Materials*, 2nd ed., New York, D. Van Nostrand Company, Inc.

TIMOSHENKO, S., 1947, *Strength of Materials*, vol. II, New York, D Van Nostrand Company Inc;

TIMOSHENKO, S. P., GERE, J. E., 1982, *Mecânica dos Sólidos*. Editora LTC Vol 1 e 2.

XAVIER, M, L., 2006, *Instalação de dutos flexíveis em águas ultraprofundas*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil

ZHANG, Y., CHEN, B., QIU, L. *et al.*, 2003, “*State of the Art Analytical Tools Improve Optimization of Unbonded Flexible Pipes for Deepwater Environments*”. In: *Proceedings of the 37th Offshore Technology Conference (OTC)*, OTC-15169, Houston, May.

## ANEXO A

### Lista completa dos deslocamentos obtidos na carcaça e zeta através do MEF

Tabela A.1– Deslocamentos/fator de compacidade encontrados para Carcaça 1

	Deslocamentos obtidos para cada					Fatores de compacidade k obtidos				
	conjunto A/D (mm)					para cada conjunto A/D				
	D1	D2	D3	D4	D5	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,158	0,528	1,620	3,683	5,413	0,809	0,910	0,955	0,972	0,978
A2	0,157	0,527	1,617	3,674	5,400	0,811	0,912	0,957	0,975	0,980
A3	0,157	0,526	1,613	3,666	5,388	0,812	0,914	0,959	0,977	0,982
A4	0,157	0,525	1,610	3,659	5,377	0,814	0,915	0,961	0,979	0,984
A5	0,157	0,525	1,607	3,652	5,368	0,815	0,916	0,963	0,980	0,986
A6	0,156	0,524	1,605	3,647	5,360	0,816	0,918	0,964	0,982	0,988
A7	0,156	0,523	1,603	3,642	5,353	0,817	0,919	0,965	0,983	0,989

Tabela A.2- Deslocamentos/fator de compacidade encontrados para Carcaça 2

	Deslocamentos obtidos para cada					Fatores de compacidade k obtidos para				
	conjunto A/D (mm)					cada conjunto A/D				
	D1	D2	D3	D4	D5	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,097	0,321	0,975	2,207	3,238	0,817	0,916	0,961	0,978	0,984
A2	0,097	0,320	0,973	2,201	3,230	0,819	0,918	0,963	0,981	0,986
A3	0,096	0,319	0,971	2,196	3,222	0,821	0,920	0,965	0,983	0,988
A4	0,096	0,319	0,969	2,192	3,216	0,822	0,922	0,967	0,985	0,990
A5	0,096	0,318	0,967	2,188	3,210	0,823	0,923	0,969	0,986	0,992
A6	0,096	0,318	0,966	2,185	3,205	0,824	0,925	0,970	0,988	0,994
A7	0,096	0,317	0,964	2,182	3,201	0,825	0,926	0,972	0,989	0,995

Tabela A.3- Deslocamentos/fator de compacidade encontrados para Carcaça 3

	Deslocamentos obtidos para cada conjunto A/D (mm)					Fatores de compacidade k obtidos para cada conjunto A/D				
	D1	D2	D3	D4	D5	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,047	0,144	0,421	0,937	1,367	0,742	0,873	0,938	0,964	0,972
A2	0,046	0,143	0,420	0,935	1,364	0,744	0,875	0,940	0,966	0,975
A3	0,046	0,143	0,419	0,933	1,360	0,745	0,877	0,942	0,969	0,977
A4	0,046	0,143	0,418	0,931	1,358	0,746	0,878	0,944	0,970	0,979
A5	0,046	0,143	0,418	0,929	1,355	0,747	0,880	0,945	0,972	0,981
A6	0,046	0,142	0,417	0,928	1,353	0,748	0,881	0,947	0,974	0,982
A7	0,046	0,142	0,416	0,926	1,351	0,749	0,882	0,948	0,975	0,984

Tabela A.4- Deslocamentos/fator de compacidade encontrados para Carcaça 4

	Deslocamentos obtidos para cada conjunto A/D (mm)					Fatores de compacidade k obtidos para cada conjunto A/D				
	D1	D2	D3	D4	D5	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,026	0,076	0,214	0,469	0,680	0,675	0,830	0,913	0,949	0,960
A2	0,026	0,076	0,214	0,468	0,678	0,676	0,832	0,915	0,951	0,963
A3	0,026	0,076	0,213	0,467	0,677	0,677	0,833	0,917	0,953	0,965
A4	0,026	0,075	0,213	0,466	0,676	0,678	0,835	0,919	0,955	0,967
A5	0,026	0,075	0,213	0,465	0,674	0,679	0,836	0,921	0,957	0,968
A6	0,026	0,075	0,212	0,464	0,673	0,680	0,837	0,922	0,958	0,970
A7	0,026	0,075	0,212	0,464	0,673	0,681	0,838	0,923	0,959	0,971

Tabela A.5- Deslocamentos/fator de compacidade encontrados para Zeta 1

	Deslocamentos obtidos para cada conjunto A/D (mm)					Fatores de compacidade k obtidos para cada conjunto A/D				
	D1	D2	D3	D4	D5	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,226	0,646	1,758	3,724	5,322	1,217	1,246	1,261	1,266	1,268
A2	0,226	0,644	1,753	3,715	5,308	1,219	1,249	1,264	1,270	1,271
A3	0,225	0,643	1,749	3,706	5,295	1,222	1,252	1,267	1,273	1,274
A4	0,225	0,642	1,745	3,697	5,283	1,224	1,255	1,269	1,275	1,277
A5	0,224	0,64	1,742	3,690	5,273	1,226	1,257	1,272	1,278	1,28
A6	0,224	0,639	1,739	3,683	5,263	1,228	1,259	1,274	1,280	1,282
A7	0,224	0,638	1,736	3,677	5,254	1,230	1,261	1,276	1,282	1,284

Tabela A.6- Deslocamentos/fator de compacidade encontrados para Zeta 2

	Deslocamentos obtidos para cada conjunto A/D (mm)					Fatores de compacidade k obtidos para cada conjunto A/D				
	D1	D2	D3	D4	D5	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,088	0,243	0,648	1,359	1,935	1,168	1,215	1,240	1,250	1,254
A2	0,088	0,243	0,647	1,356	1,930	1,170	1,218	1,243	1,254	1,257
A3	0,088	0,242	0,645	1,353	1,925	1,172	1,221	1,246	1,256	1,260
A4	0,088	0,242	0,644	1,350	1,921	1,174	1,223	1,248	1,259	1,263
A5	0,087	0,241	0,643	1,347	1,917	1,176	1,225	1,251	1,262	1,265
A6	0,087	0,241	0,642	1,345	1,913	1,177	1,227	1,253	1,264	1,268
A7	0,087	0,241	0,641	1,342	1,910	1,179	1,229	1,255	1,266	1,270

Tabela A.7- Deslocamentos/fator de compacidade encontrados para Zeta 3

	Deslocamentos obtidos para cada conjunto A/D (mm)					Fatores de compacidade k obtidos para cada conjunto A/D				
	D1	D2	D3	D4	D5	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,04	0,107	0,279	0,579	0,820	1,127	1,192	1,228	1,243	1,248
A2	0,04	0,107	0,279	0,577	0,818	1,129	1,195	1,230	1,246	1,252
A3	0,04	0,107	0,278	0,576	0,816	1,131	1,197	1,233	1,249	1,254
A4	0,04	0,107	0,277	0,575	0,815	1,132	1,199	1,236	1,252	1,257
A5	0,04	0,106	0,277	0,574	0,813	1,134	1,201	1,238	1,254	1,260
A6	0,04	0,106	0,277	0,573	0,812	1,135	1,203	1,240	1,256	1,262
A7	0,04	0,106	0,276	0,572	0,810	1,136	1,204	1,242	1,258	1,264

Tabela A.8- Deslocamentos/fator de compacidade encontrados para Zeta 4

	Deslocamentos obtidos para cada conjunto A/D (mm)					Fatores de compacidade k obtidos para cada conjunto A/D				
	D1	D2	D3	D4	D5	D1	D2	D3	D4	D5
A1	0,022	0,055	0,141	0,289	0,408	1,082	1,165	1,212	1,233	1,240
A2	0,022	0,055	0,141	0,288	0,407	1,084	1,167	1,215	1,236	1,243
A3	0,021	0,055	0,140	0,288	0,406	1,086	1,169	1,217	1,239	1,246
A4	0,021	0,055	0,140	0,287	0,405	1,087	1,171	1,219	1,241	1,249
A5	0,021	0,055	0,140	0,286	0,404	1,089	1,173	1,221	1,244	1,251
A6	0,021	0,055	0,140	0,286	0,403	1,090	1,175	1,223	1,246	1,253
A7	0,021	0,055	0,140	0,286	0,403	1,090	1,176	1,225	1,247	1,255

## ANEXO B

### Planilha utilizada para cálculo das propriedades dos perfis utilizados por COSTA (2003)

- Planilha para cálculo das propriedades de um perfil de carcaça intertravada:

$$h := 4 \cdot \text{mm}$$

$$b := 0.8 \cdot \text{mm}$$

$$a := 40 \cdot \text{mm}$$

$$n := \frac{h}{b} \quad n = 5$$

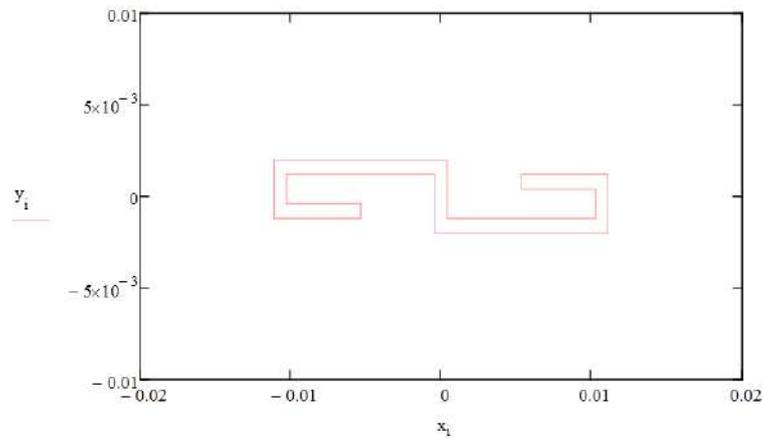
$$c := \begin{cases} \frac{a - 10 \cdot b}{3} & \text{if } n = 4 \\ \frac{a - 13 \cdot b}{3} & \text{if } n = 5 \\ \frac{a - 14 \cdot b}{3} & \text{if } n = 6 \end{cases}$$

$$d := \begin{cases} b & \text{if } n = 4 \\ (2 \cdot b) & \text{otherwise} \end{cases}$$

Ponto 1	$y_1 := \frac{h}{2} - d - 2 \cdot b$	$y_1 = -1.2 \cdot \text{mm}$	$x_1 := -\left(\frac{c}{2} + \frac{b}{2}\right)$	$x_1 = -5.333 \cdot \text{mm}$
Ponto 2	$y_2 := y_1$	$y_2 = -1.2 \cdot \text{mm}$	$x_2 := x_1 - \left(\frac{c}{2} + b\right)$	$x_2 = -11.067 \cdot \text{mm}$
Ponto 3	$y_3 := y_2 + d + 2 \cdot b$	$y_3 = 2 \cdot \text{mm}$	$x_3 := x_2$	$x_3 = -11.067 \cdot \text{mm}$
Ponto 4:	$y_4 := y_3$	$y_4 = 2 \cdot \text{mm}$	$x_4 := \frac{b}{2}$	$x_4 = 0.4 \cdot \text{mm}$
Ponto 5:	$y_5 := -\left(\frac{h}{2} - b\right)$	$y_5 = -1.2 \cdot \text{mm}$	$x_5 := x_4$	$x_5 = 0.4 \cdot \text{mm}$
Ponto 6:	$y_6 := y_5$	$y_6 = -1.2 \cdot \text{mm}$	$x_6 := \frac{b}{2} + c$	$x_6 = 10.267 \cdot \text{mm}$
Ponto 7:	$y_7 := d + b - \frac{h}{2}$	$y_7 = 0.4 \cdot \text{mm}$	$x_7 := x_6$	$x_7 = 10.267 \cdot \text{mm}$
Ponto 8:	$y_8 := y_7$	$y_8 = 0.4 \cdot \text{mm}$	$x_8 := x_7 - \frac{c}{2}$	$x_8 = 5.333 \cdot \text{mm}$
Ponto 9:	$y_9 := y_8 + b$	$y_9 = 1.2 \cdot \text{mm}$	$x_9 := x_8$	$x_9 = 5.333 \cdot \text{mm}$
Ponto 10:	$y_{10} := y_9$	$y_{10} = 1.2 \cdot \text{mm}$	$x_{10} := x_9 + \frac{c}{2} + b$	$x_{10} = 11.067 \cdot \text{mm}$
Ponto 11:	$y_{11} := y_{10} - 2 \cdot b - d$	$y_{11} = -2 \cdot \text{mm}$	$x_{11} := x_{10}$	$x_{11} = 11.067 \cdot \text{mm}$

Ponto 12:	$y_{12} := y_{11}$	$y_{12} = -2 \cdot \text{mm}$	$x_{12} := \frac{b}{2}$	$x_{12} = -0.4 \cdot \text{mm}$
Ponto 13:	$y_{13} := y_{12} + h - b$	$y_{13} = 1.2 \cdot \text{mm}$	$x_{13} := x_{12}$	$x_{13} = -0.4 \cdot \text{mm}$
Ponto 14:	$y_{14} := y_{13}$	$y_{14} = 1.2 \cdot \text{mm}$	$x_{14} := x_{13} - c$	$x_{14} = -10.267 \cdot \text{mm}$
Ponto 15:	$y_{15} := y_{14} - d$	$y_{15} = -0.4 \cdot \text{mm}$	$x_{15} := x_{14}$	$x_{15} = -10.267 \cdot \text{mm}$
Ponto 16:	$y_{16} := y_{15}$	$y_{16} = -0.4 \cdot \text{mm}$	$x_{16} := x_{15} + \frac{c}{2}$	$x_{16} = -5.333 \cdot \text{mm}$
Ponto 17:	$y_{17} := y_1$		$x_{17} := x_1$	

$i := 1..17$



$$A_s := - \sum_{i=1}^{16} \frac{(x_i \cdot y_{i+1} - y_i \cdot x_{i+1})}{2} \quad A_s = 32 \cdot \text{mm}^2$$

$$I_x := - \frac{1}{12} \cdot \sum_{i=1}^{16} \left[ (y_i)^2 + y_i \cdot y_{i+1} + (y_{i+1})^2 \right] \cdot (x_i \cdot y_{i+1} - x_{i+1} \cdot y_i) \quad I_x = 56.183 \cdot \text{mm}^4$$

$$I_y := - \frac{1}{12} \cdot \sum_{i=1}^{16} \left[ (x_i)^2 + x_i \cdot x_{i+1} + (x_{i+1})^2 \right] \cdot (x_i \cdot y_{i+1} - x_{i+1} \cdot y_i) \quad I_y = 1656.339 \cdot \text{mm}^4$$

$$I_{xy} := \frac{1}{24} \cdot \sum_{i=1}^{16} \left[ (x_i \cdot y_{i+1} + 2 \cdot x_i \cdot y_i + 2 \cdot x_{i+1} \cdot y_{i+1} + x_{i+1} \cdot y_i) \cdot (x_i \cdot y_{i+1} - x_{i+1} \cdot y_i) \right] \quad I_{xy} = 107.304 \cdot \text{mm}^4$$

$$I_{\min} := \frac{I_x + I_y}{2} - \frac{1}{2} \cdot \sqrt{(I_y - I_x)^2 + 4 \cdot I_{xy}^2} \quad I_{\min} = 49.02 \cdot \text{mm}^4$$

$$I_{\max} := \frac{I_x + I_y}{2} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{(I_y - I_x)^2 + 4 \cdot I_{xy}^2} \quad I_{\max} = 1.664 \times 10^3 \cdot \text{mm}^4$$

- Armadura de pressão

$$h := 6.2\text{mmr}$$

$$b := 14.24\text{mmr}$$

$$a := 6.2\text{mmr}$$

$$n := \frac{h}{b} \quad n = 0.435$$

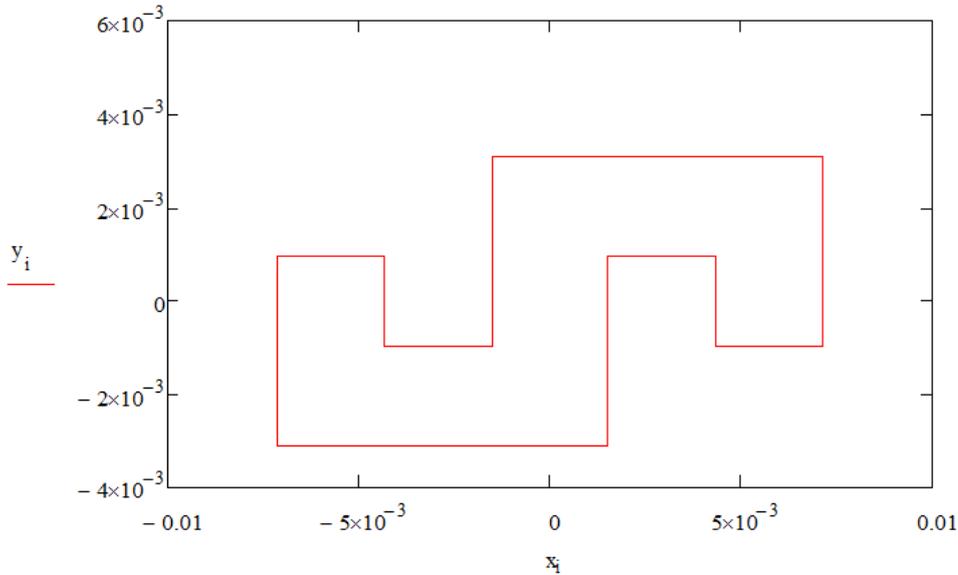
$$h1 := \frac{5}{32} \cdot h \quad h1 = 0.969\text{mmr} \quad b1 := \frac{50 \cdot b}{127} \quad b1 = 5.606\text{mmr} \quad b2 := b - 2 \cdot b1 \quad b2 = 3.027\text{mmr}$$

Ponto 1	$y_1 := h1$	$y_1 = 0.969\text{mmr}$	$x_1 := -\frac{b}{2}$	$x_1 = -7.12\text{mmr}$
Ponto 2	$y_2 := -\frac{h}{2}$	$y_2 = -3.1\text{mmr}$	$x_2 := x_1$	$x_2 = -7.12\text{mmr}$
Ponto 3	$y_3 := y_2$	$y_3 = -3.1\text{mmr}$	$x_3 := \frac{b2}{2}$	$x_3 = 1.514\text{mmr}$
Ponto 4:	$y_4 := h1$	$y_4 = 0.969\text{mmr}$	$x_4 := x_3$	$x_4 = 1.514\text{mmr}$
Ponto 5:	$y_5 := y_4$	$y_5 = 0.969\text{mmr}$	$x_5 := x_4 + \frac{b1}{2}$	$x_5 = 4.317\text{mmr}$
Ponto 6:	$y_6 := -h1$	$y_6 = -0.969\text{mmr}$	$x_6 := x_5$	$x_6 = 4.317\text{mmr}$
Ponto 7:	$y_7 := y_6$	$y_7 = -0.969\text{mmr}$	$x_7 := \frac{b}{2}$	$x_7 = 7.12\text{mmr}$
Ponto 8:	$y_8 := \frac{h}{2}$	$y_8 = 3.1\text{mmr}$	$x_8 := x_7$	$x_8 = 7.12\text{mmr}$
Ponto 9:	$y_9 := y_8$	$y_9 = 3.1\text{mmr}$	$x_9 := -\frac{b2}{2}$	$x_9 = -1.514\text{mmr}$
Ponto 10:	$y_{10} := -h1$	$y_{10} = -0.969\text{mmr}$	$x_{10} := x_9$	$x_{10} = -1.514\text{mmr}$
Ponto 11:	$y_{11} := y_{10}$	$y_{11} = -0.969\text{mmr}$	$x_{11} := x_{10} - \frac{b1}{2}$	$x_{11} = -4.317\text{mmr}$

Ponto 12:  $y_{12} := h_1$   $y_{12} = 0.969\text{mm}$   $x_{12} := x_{11}$   $x_{12} = -4.317\text{mm}$

Ponto 13:  $y_{13} := y_1$   $y_{13} = 0.969\text{mm}$   $x_{13} := x_1$   $x_{13} = -7.12\text{mm}$

$i := 1..13$



$$A_s := \sum_{i=1}^{12} \frac{(x_i \cdot y_{i+1} - y_i \cdot x_{i+1})}{2} \quad A_s = 53.529\text{mm}^2$$

$$I_x := \frac{1}{12} \sum_{i=1}^{12} \left[ \left[ (y_i)^2 + y_i \cdot y_{i+1} + (y_{i+1})^2 \right] \cdot (x_i \cdot y_{i+1} - x_{i+1} \cdot y_i) \right] \quad I_x = 171.471\text{mm}^4$$

$$I_y := \frac{1}{12} \sum_{i=1}^{12} \left[ \left[ (x_i)^2 + x_i \cdot x_{i+1} + (x_{i+1})^2 \right] \cdot (x_i \cdot y_{i+1} - x_{i+1} \cdot y_i) \right] \quad I_y = 884.56\text{mm}^4$$

$$I_{xy} := \frac{1}{24} \sum_{i=1}^{12} \left[ \left[ (x_i \cdot y_{i+1} + 2 \cdot x_i \cdot y_i + 2 \cdot x_{i+1} \cdot y_{i+1} + x_{i+1} \cdot y_i) \right] \cdot (x_i \cdot y_{i+1} - x_{i+1} \cdot y_i) \right] \quad I_{xy} = 209.864\text{mm}^4$$

$$I_{\min} := \left| \frac{I_x + I_y}{2} - \frac{1}{2} \cdot \sqrt{(I_y - I_x)^2 + 4 \cdot I_{xy}^2} \right| \quad I_{\min} = 114.292\text{mm}^4$$

$$I_{\max} := \left| \frac{I_x + I_y}{2} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{(I_y - I_x)^2 + 4 \cdot I_{xy}^2} \right| \quad I_{\max} = 941.739\text{mm}^4$$

## ANEXO C

Lista completa dos resultados obtidos nas análises de colapso alagado.

### •Estrutura 1

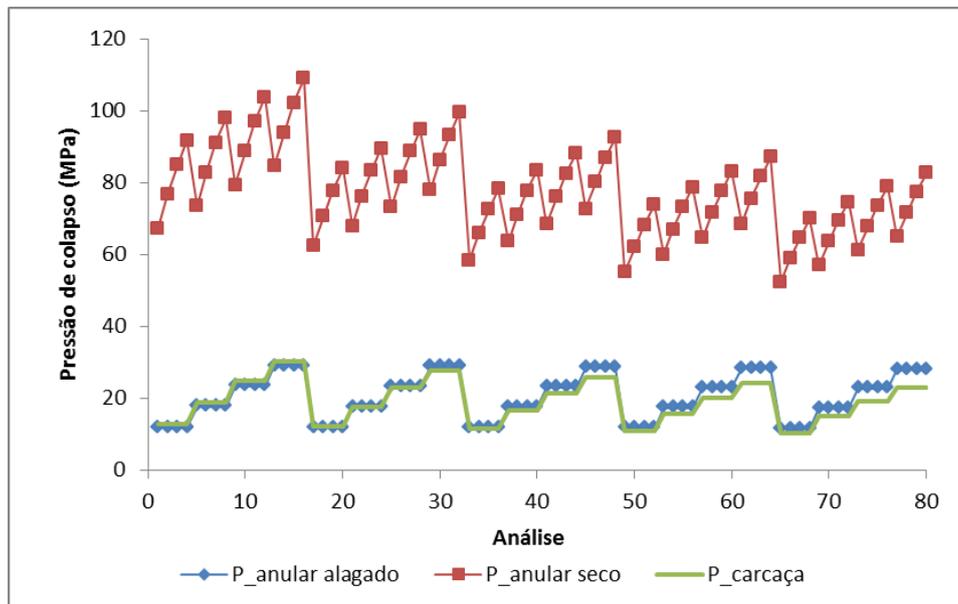


Figura C.1- Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 1

### •Estrutura 2

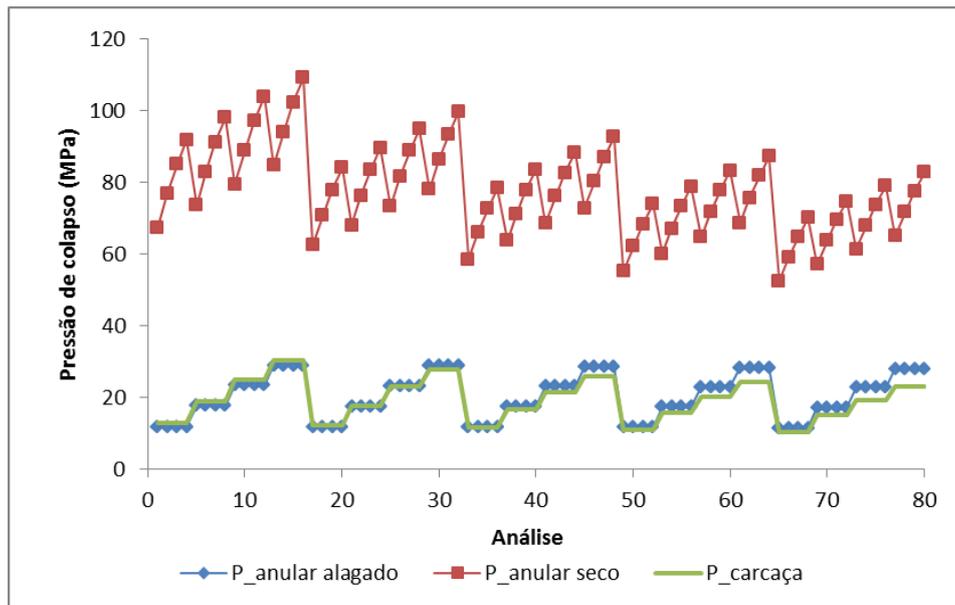


Figura C.2– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 2

### •Estrutura 3

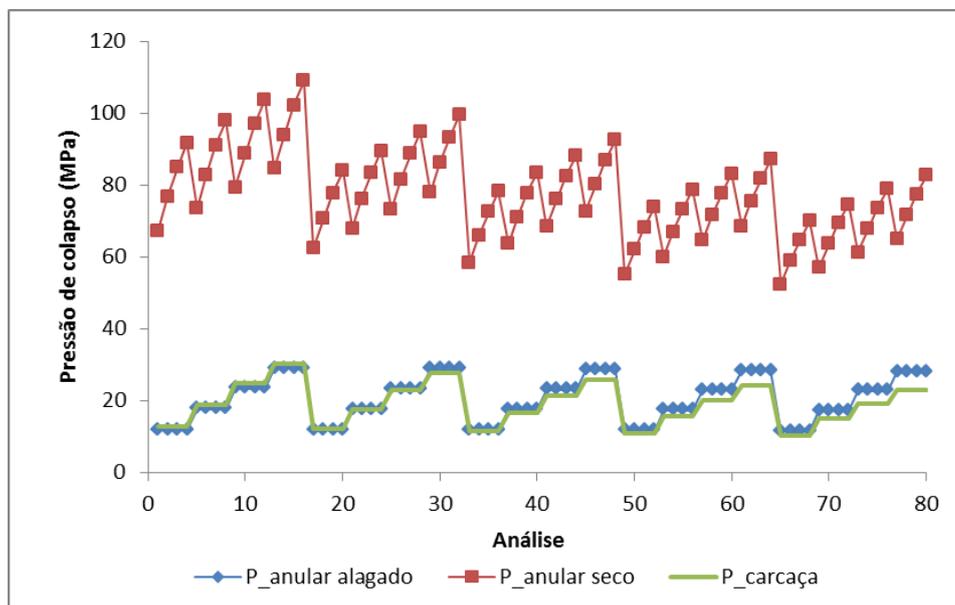


Figura C.3– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 3

### •Estrutura 4

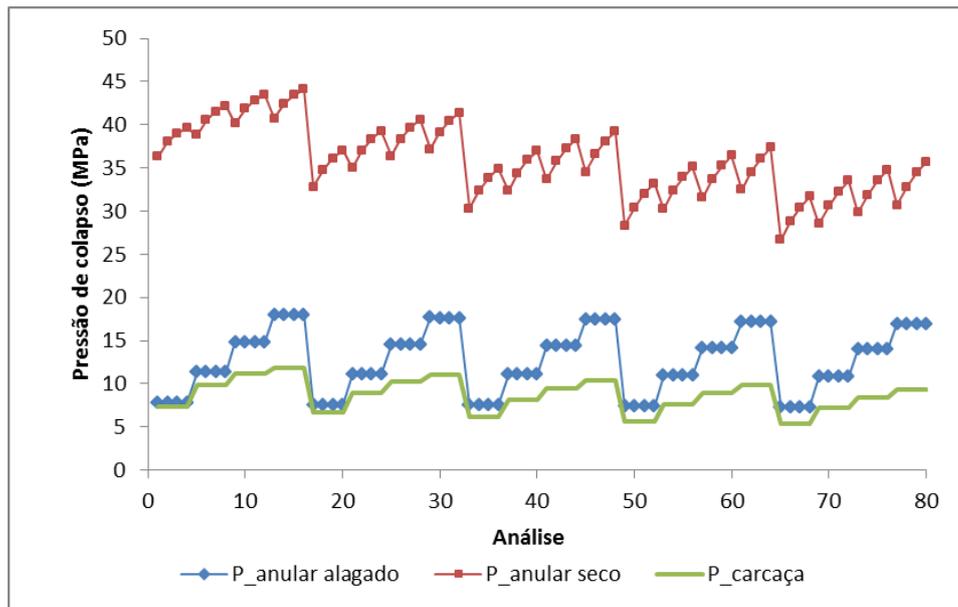


Figura C.4– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 4

### •Estrutura 5

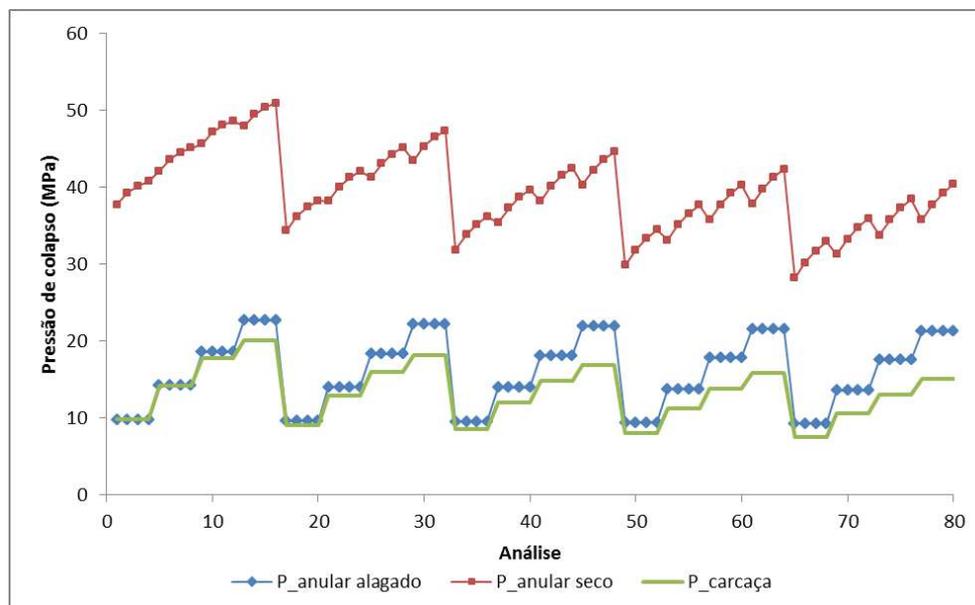


Figura C.5– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 5

•Estrutura 6

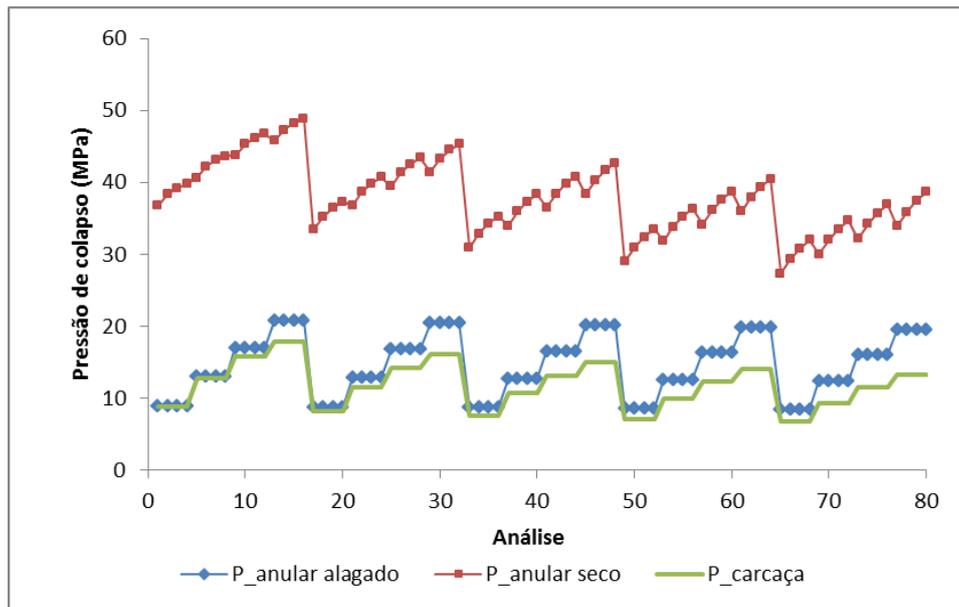


Figura C.6– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 6

•Estrutura 7

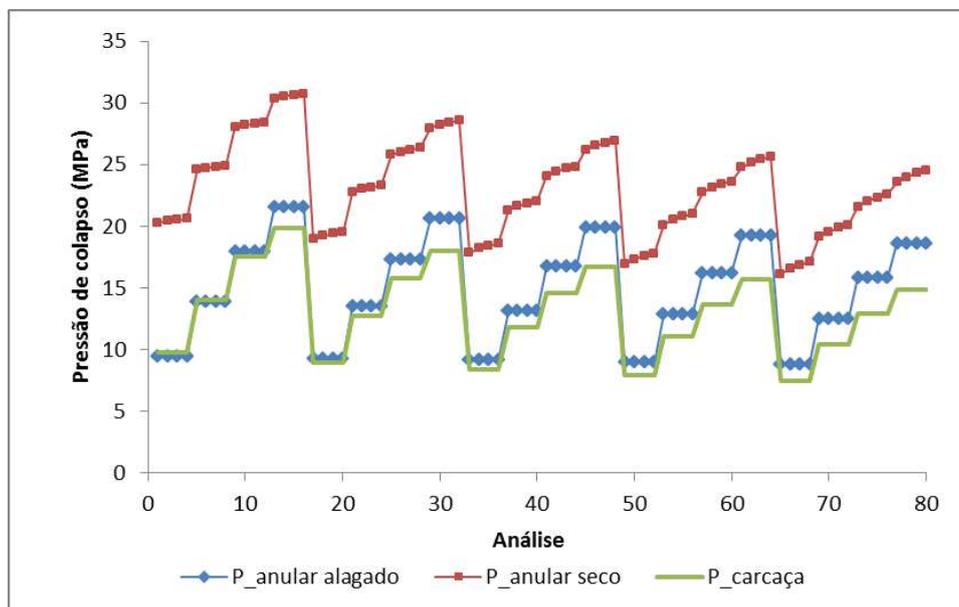


Figura C.7– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 7

•Estrutura 8

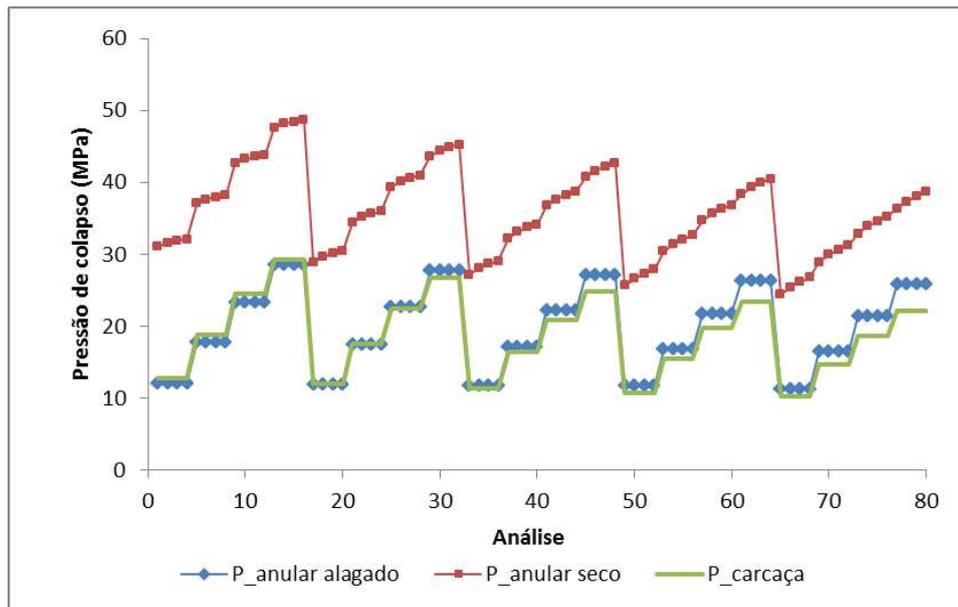


Figura C.8– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 8

•Estrutura 9

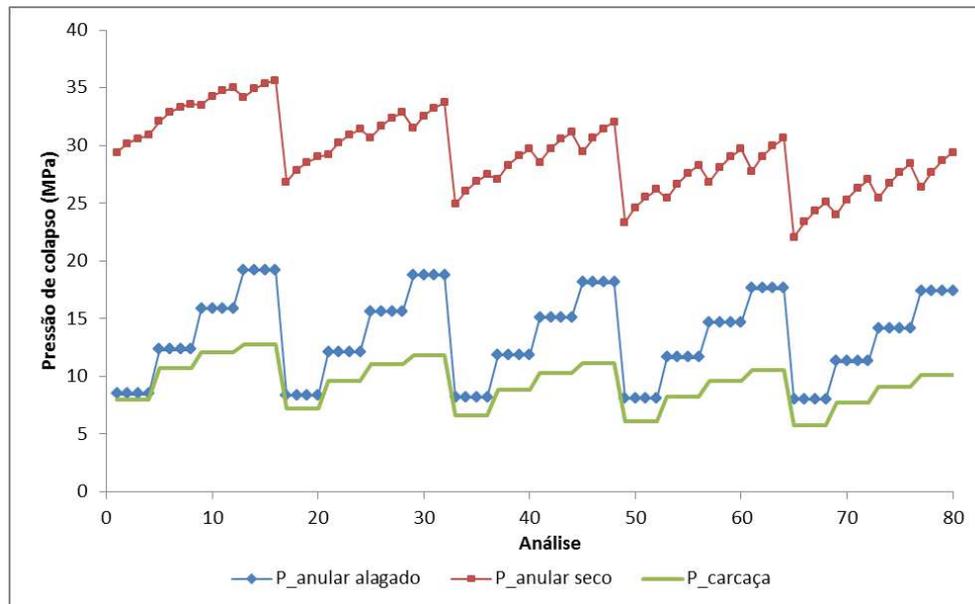


Figura C.9– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 9

•Estrutura 10

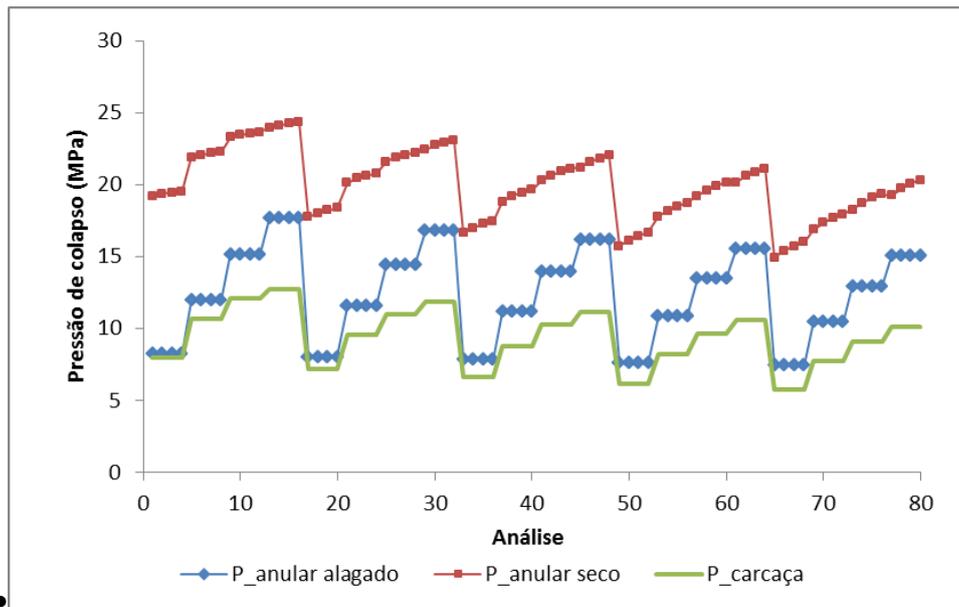


Figura C.10– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 10

•Estrutura 11

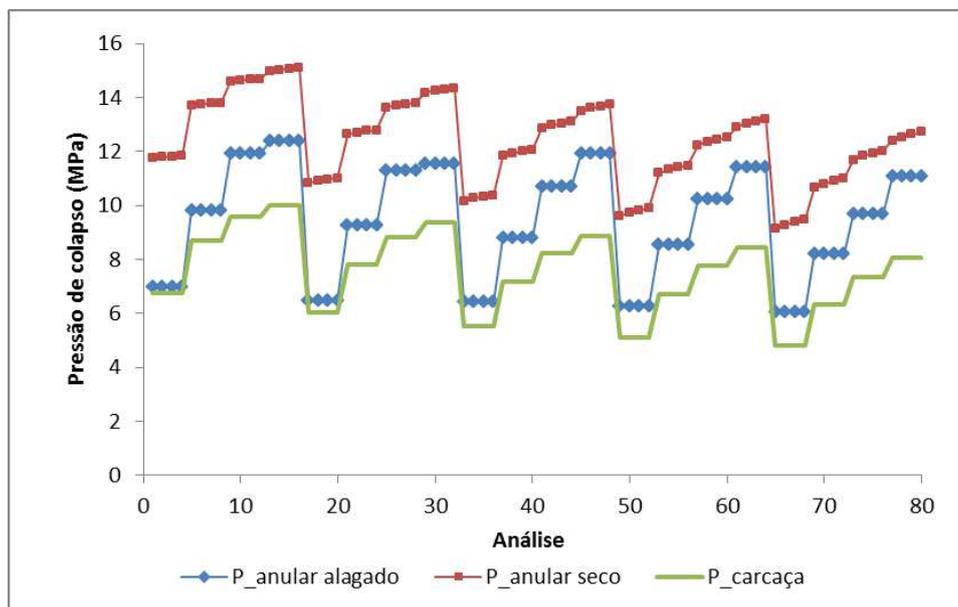


Figura C.11– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 11

### •Estrutura 12

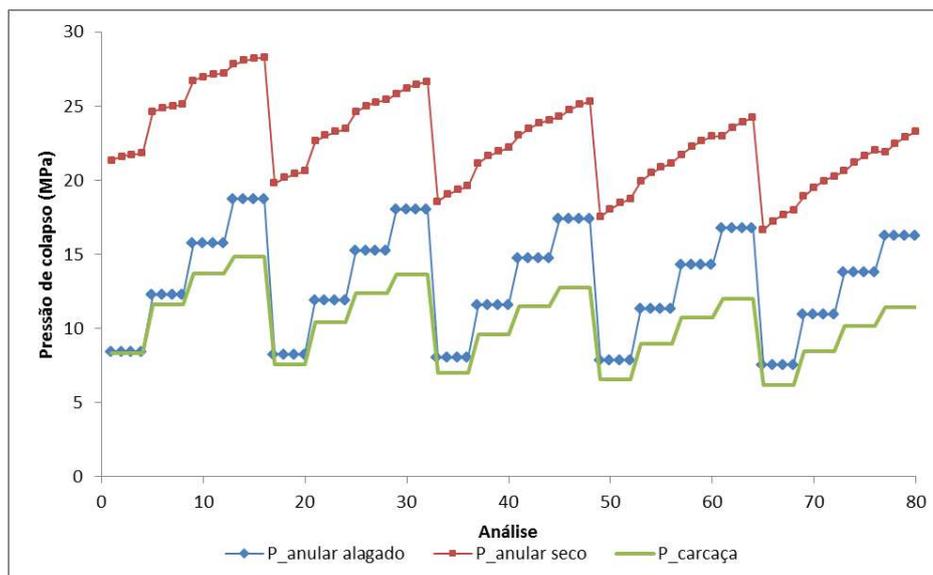


Figura C.12– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 12

### •Estrutura 13

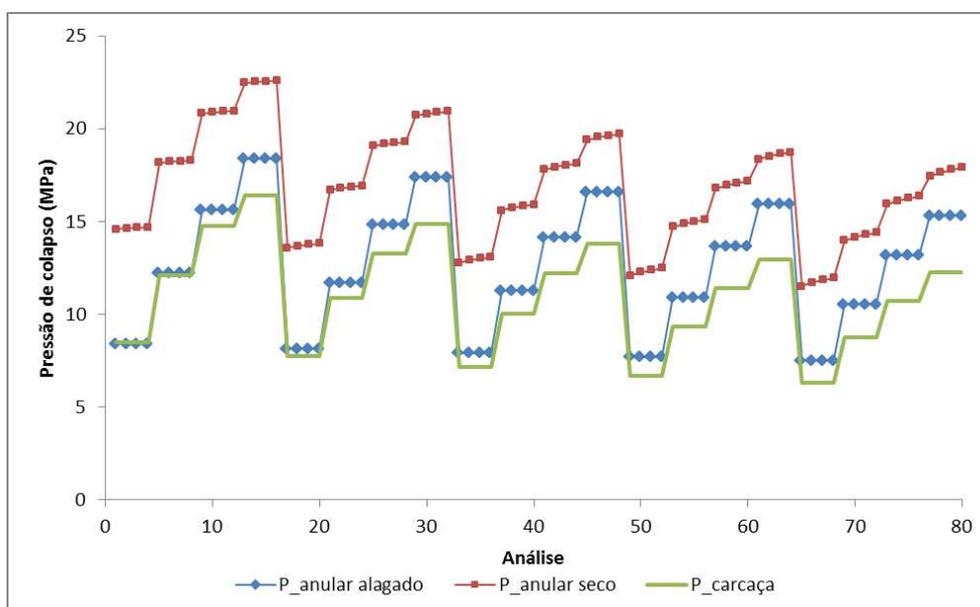


Figura C.13– Comparação entre a resistência ao colapso da carcaça (analítico), colapso seco (analítico) e colapso alagado (numérico) para estrutura 13