

**ESTUDO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL DE PROTÓTIPOS PARA
A DETERMINAÇÃO DA CARGA DE COLAPSO DE RISERS**

WALTER MAURICIO ROJAS SOLARTE

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS
E CONSTRUÇÃO CIVIL
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL**

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA**

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

**ESTUDO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL DE
PROTÓTIPOS PARA A DETERMINAÇÃO APPROXIMADA
DA CARGA DE COLAPSO DE RISERS**

WALTER MAURICIO ROJAS SOLARTE

ORIENTADOR: LUCIANO MENDES BEZERRA

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E
CONSTRUÇÃO CIVIL**

PUBLICAÇÃO: E.DM-011/14

**BRASÍLIA / DF: 10 / 12 / 2014
2014**

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA**

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

**ESTUDO NUMÉRICO E EXPERIMENTAL DE
PROTÓTIPOS PARA A DETERMINAÇÃO DA CARGA DE
COLAPSO DE RISERS**

WALTER MAURICIO ROJAS SOLARTE

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL.

APROVADA POR:

Prof. Luciano Mendes Bezerra, PhD (UnB)
(Orientador)

Prof. Francisco Evangelista Júnior, PhD (UnB)
(Co-orientador)

Prof. William Taylor Matias, PhD (UnB)
(Examinador Interno)

Prof. Marcio Augusto Roma Buzar, Dr (FAU-UnB)
(Examinador Externo)

BRASILIA, 10 DE DEZEMBRO DE 2014

FICHA CATALOGRÁFICA

SOLARTE, WALTER MAURICIO ROJAS.

Estudo numérico e experimental de protótipos para a determinação da carga de colapso de risers. [Distrito Federal] 2014.

xxii, 98p., 210 x 297 mm (ENC/FT/UnB, Mestre, Estruturas e Construção Civil, 2014).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Colapso plástico

2. Compressão axial

3. Momento plástico

4. Risers

I. ENC/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

SOLARTE, W. M. R. (2014). Estudo numérico e experimental de protótipos para a determinação da carga de colapso de risers. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil. Publicação E.DM-011A/14, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 98p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Walter Mauricio Rojas Solarte

TÍTULO: Estudo numérico e experimental de protótipos para a determinação da carga de colapso de risers.

GRAU: Mestre ANO: 2014

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Walter Mauricio Rojas Solarte
CLN 407 bloco C, apartamento 216 - Asa Norte.
70855-530 Brasília - DF- Brasil
E-mail: rojaswalter3333@gmail.com

Dedicatória.

*Meus pais Mauro Rojas e Doris Solarte
Meus irmãos Fabio Andrés, Juan Pablo e Karol Andrea
Meus lindos sobrinhos Juliana e Santiago
Pelo amor e apoio incondicional. Muito Obrigado.*

AGRADECIMENTOS

A Deus, por mostrar sua grandeza na minha vida nos momentos mais comemorativos como também nos mais difíceis, por me dar a sabedoria e nobreza para conseguir cumprir com meus propósitos de vida e continuar pelo caminho do bem.

Aos meus pais Mauro Rojas e Doris Solarte pelo apoio incondicional em todas as etapas da minha vida tanto pessoal como profissional, por seu amor fraternal e por ser sempre meu exemplo a seguir, são os guerreiros mais valentes que eu conheço. Obrigado por sempre terem uma palavra de apoio durante este processo e pelo carinho incondicional que sempre alegra minha vida, os amo.

Aos meus irmãos Fabio Andrés e Juan Pablo e a minha irmãzinha Karol Andrea, porque são os seres que admiro com muita emoção e por ter os melhores conselhos no momento mais certo.

Aos meus sobrinhos Juliana e Santiago, porque são os meus pedacinhos de céu, o mais lindo que tenho e porque são os motivos pelos quais me emociona continuar me superando. Continuem sendo as almas mais puras e sinceras que meus olhos conseguem perceber.

A minha Avó Julia, minhas tias Gloria, Maria, Stella, Mercedes, Yolanda, meus tios Jairo, Pedro e demais família por acreditar sempre em mim e minhas qualidades profissionais.

A Rosa Amália, por ser essa pessoa que sempre ficou do meu lado na minha trajetória no Brasil, pela sua ajuda, conselhos e carinho, sendo sempre a estrela que iluminou e encaminhou meu destino. Pelos excelentes momentos que passamos juntos em todo este tempo, dou graças à vida por conhecê-la.

Aos meus grandes amigos de vida, David Bernal e Juan Bastidas, por serem as pessoas mais sinceras e leais que eu conheço, por estar sempre nos momentos mais comemorativos, e ainda mais nos mais difíceis; “até sempre, por sempre”.

Ao Professor Luciano por sua motivação, dedicação e orientação, por me encaminhar no desenvolvimento e apresentação de um trabalho que me deu grandes satisfações e por ser um grande professor e exemplo a seguir, obrigado.

Ao Ramon, pela amizade e colaboração na parte final do meu trabalho de pesquisa, obrigado por tudo.

A Eva, por desempenhar muito bem suas atividades como secretária do PECC contribuindo para o bom andamento das atividades diárias dos alunos e professores do programa.

Ao Professor Jorge Bonilla, por sua amizade e colaboração, aos professores do programa de mestrado em estruturas e construção civil e aos colaboradores do laboratório Magno, Leandro e Pedro pela ajuda obtida na fase experimental desta pesquisa.

Aos meus amigos, Jaime Obando, Julian Buriticá, Rodolfo Romão, Henrique Nery, Wilber Velez, Alejandro Perez, Leonardo Arenas, Robinson Giraldo, Wilson David, Ivonne Gutierrez, Carolina Ruiz, Maria Paz Duque, Estefania Hoyos, Paolín Cáceres, Alejandra Zapata, demais companheiros e colegas do mestrado e da faculdade, pela amizade e colaboração, por fornecer todo o apoio necessário na elaboração do meu trabalho de pesquisa, além dos sorrisos, papos, festas e demais atividades que fizeram especial minha vida no Brasil.

À CAPES, pelo apoio e financiamento econômico.

“Mais não abandonar toda esperança, que do dia de amanhã nada sabemos ainda, a solução se encontra muitas vezes à saída do sol, já que todas as boas histórias sempre merecem um final prometedor”.

John Ronald Reuel Tolkien

RESUMO

ESTUDOS NUMÉRICO E EXPERIMENTAL DE PROTÓTIPOS PARA A DETERMINAÇÃO DA CARGA DE COLAPSO DE RISERS

Autor: Walter Mauricio Rojas Solarte.

Orientador: Luciano Mendes Bezerra, PhD.

Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil.

Brasília, 10 Dezembro de 2014.

O Brasil vem se tornando um grande explorador e produtor de petróleo no mundo e suas indústrias precisam oferecer serviços de forma segura e competitiva. Portanto, aperfeiçoar os serviços de transporte do petróleo parece ser uma prioridade. A condução do petróleo pode ser realizada por dutovias chamadas “risers” que devem ser projetados para transportar petróleo e desta forma suportar as tensões geradas pelo peso do óleo e da tubulação, pressão interna e externa, correntes marítimas, dilatação térmica e empuxos de compressão, entre outras cargas. O problema é complexo e deve ser estudado por partes. Esta pesquisa tangencia apenas uma parte pequena deste problema. Em geral, os risers são tubulações longas e grande parte deles repousa sobre um solo marinho irregular com topografia variável e, dessa forma, alguns segmentos de tubulação apresentam-se em vãos livres. A necessidade de aumentar a temperatura do óleo para facilitar o fluxo do óleo pelo riser durante a operação de bombeamento para o transporte do óleo pode produzir compressão no riser por dilatação térmica. Devido a excentricidade, a compressão axial também gera flexão. Entre outras situações de carga, no vão livre, a interação das tensões geradas por recalques diferenciais, peso próprio e forças axiais de compressão podem levar os risers ao colapso. O objetivo deste trabalho é desenvolver ensaios experimentais básicos usando protótipos de risers, realizar modelagens numéricas e encontrar formulações matemáticas simples visando determinar a máxima capacidade de compressão axial e de momento fletor que os risers podem suportar sob condições específicas de carga. Os resultados experimentais são comparados com resultados obtidos por modelagens numéricas e de formulações analíticas. Um estudo comparativo dos vários métodos aqui usados para a determinação aproximada da carga de colapso de risers é também apresentado nesta pesquisa.

ABSTRACT

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL STUDIES OF PROTOTYPES FOR THE DETERMINATION OF LOAD COLLAPSE OF RISERS

Author: Walter Mauricio Rojas Solarte.

Supervisor: Luciano Mendes Bezerra, PhD.

Graduate Program in Structures and Civil Construction.

Brasilia, December 10 of 2014.

Brazil is becoming an important explorer and producer of petroleum in the world and their industries need to provide safe and competitive services. Therefore, improving oil transportation services in Brazil seems to be a priority. The transportation of oil can be done by pipelines called "risers" which should be designed to carry out oil, and thus bear stresses due to oil and pipe weight, internal and external pressures, ocean currents, thermal expansions, and compressive thrusts, among other loads. The problem is complex and must be studied by parts. This research touches only a small part of this problem. In general, risers are long pipes and most of them lay down on irregular seabed with variable topography and some pipe segments are in large freespans. The need to increase the oil temperature to enable proper oil flow across the riser during the pumping operation for the oil transportation may produce compressive thrust on the riser due to thermal deformation. Due to pipeline eccentricity, the compressive thrust also generates bending. Among other load situations, in the freespan, the interaction of stress generated by differential settlements, own weight and compression axial forces can lead risers to collapse. The objective of this work is to develop basic experimental tests using pipe prototypes, undertake numerical analyses and find simplified mathematical formulations to determine the maximum axial compression and bending moment capacities that risers can withstand under specific loading conditions. The experimental results are compared with results obtained by numerical modeling and analytical formulations. A comparative study of various methods used herein for the approximate determination of the collapse load of riser is also presented in this research.

SUMÁRIO

1 -	INTRODUÇÃO	1
1.1 -	MOTIVAÇÃO	2
1.2 -	OBJETIVOS	3
1.3 -	ESTRUTURAÇÃO DO TEXTO DA DISSERTAÇÃO.....	4
2 -	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 -	O PETRÓLEO NO MUNDO.....	5
2.1.1 -	Reservas e Produção Mundial de Petróleo	5
2.2 -	O PETRÓLEO NO BRASIL.....	7
2.2.1 -	Reservas e produção de Petróleo no Brasil	7
2.3 -	ESTRUTURAS FLUTUANTES NO BRASIL	9
2.3.1 -	Tipos de Plataformas	10
2.3.1.1 -	Plataformas Fixas	10
2.3.1.2 -	Plataformas de Gravidade	10
2.3.1.3 -	Plataformas semissubmersíveis.....	10
2.3.1.4 -	Navios de produção FPSO	10
2.3.1.5 -	Plataformas de pernas atirantadas TLP	11
2.3.1.6 -	Plataformas Spar Buoy.....	11
2.4 -	RISER	11
2.4.1 -	Tipos de Risers	12
2.4.1.1 -	Risers Rígidos	12
2.4.1.2 -	Risers Flexíveis	12
2.4.1.3 -	Risers Híbridos.....	14
2.4.2 -	Configuração dos Risers.....	15
2.4.2.1 -	Risers Verticais	15
2.4.2.2 -	Risers em catenária livre	15
2.4.2.3 -	Risers em catenária complexa	15
2.4.3 -	Estrutura de Conexão dos Risers.....	16
2.5 -	FUNDAMENTOS TEÓRICOS	18
2.5.1 -	Estudos de Flambagem na Tubulação	18
2.5.1.1 -	Capacidade de Momento Plástico Máximo.....	18
2.5.1.2 -	Carregamento Axial	20

2.5.2 - Flambagem em Tubulações.....	21
2.5.2.1 - Flambagem Global.....	21
2.5.2.2 - Flambagem Local Vertical.....	21
2.5.2.3 - Flambagem Local Lateral.....	22
2.5.2.4 - Conceitos teóricos da flambagem local na tubulação.....	22
2.6 - TRABALHOS DESENVOLVIDOS.....	24
2.6.1 - Dorey et al. (2006).....	24
2.6.2 - Ozkan e Mohareb (2009).....	26
2.6.3 - Palmer e Sabtian (2012).	28
2.7 - ACIDENTES NO BRASIL NOS ÚLTIMOS 20 ANOS.....	29
3 - METODOLOGIA DE TRABALHO.....	31
3.1 - METODOLOGIA ANALÍTICA.....	31
3.1.1 - Momento de Plastificação M_p	31
3.1.2 - Formulação para o cálculo da Tensão última de colapso plástico.....	33
3.2 - METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....	40
3.2.1 - Vão livre máximo devido ao deslocamento de apoios.....	40
3.2.1.1 - Materiais Necessários.....	40
3.2.1.2 - Carregamento aplicado.....	44
3.2.1.3 - Instrumentação utilizada.....	45
3.2.1.4 - Nomenclatura para o reconhecimento das amostras.....	47
3.2.1.5 - Preparação das amostras de ensaio.....	49
3.2.1.6 - Desenvolvimento do ensaio de vão livre máximo devido ao deslocamento de apoios.....	52
3.3 - METODOLOGIA NUMÉRICA.....	53
4 - RESULTADOS OBTIDOS.....	56
4.1 - RESULTADOS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS.....	56
4.1.1 - Resultados Analíticos.....	56
4.1.2 - Resultados Numéricos.....	59
4.1.3 - Comparação dos resultados Analíticos e Numéricos.....	60
4.2 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS.....	62
4.2.1 - Ensaio Preliminares.....	62
4.2.1.1 - Propriedades Geométricas e Mecânicas dos Protótipos.....	62
4.2.2 - Resultados Experimentais.....	67

4.2.2.1 - Caso 1: Carregamentos Distribuídos.....	68
4.2.2.2 - Caso 2: Sistema “two point load”	75
4.2.3 - Resultados Numéricos	87
4.2.4 - Comparação dos resultados experimentais e numéricos	90
5 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES	92
5.1 - CONCLUSÕES DO TRABALHO	92
5.1.1 - Comparação analítica e numérica.....	92
5.1.2 - Metodologia experimental e numérica	93
5.2 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	94
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	95

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1. Reservas provadas de petróleo, segundo Regiões Geográficas (bilhões de barris) – 2012 (ANP 2013)	6
Figura 2.2. Produção provada de petróleo, segundo Regiões Geográficas (bilhões de barris) – 2012 (ANP 2013)	7
Figura 2.3. Distribuição percentual das reservas provadas de petróleo, segundo Unidades da Federação – 31/12/2012 (ANP 2013).	8
Figura 2.4. Produção de Petróleo por Concessionário 2012 - (ANP 2013).....	8
Figura 2.5. Estrutura offshore: (a) Fixa, (b) gravidade, (c) semissubmersível, (d) navio de produção, (e) plataformas de pernas atirantadas e (f) Spar-Buoy - (Gomes 2011).	11
Figura 2.6. Riser rígido - (Worldoils).....	13
Figura 2.7. Riser rígido em catenária conectado à plataforma P-18 - (Ávila 2005).....	13
Figura 2.8. Camadas dos Risers Flexíveis. Modificada de Rubin e Gudme (2006).....	13
Figura 2.9. Sistema completo de bóias, tendões, jumpers e SCR's. Modificada de Rodrigues (2004)	14
Figura 2.10. Configuração dos Risers, (a) Riser Vertical, (b) Riser em catenária livre - (Ávila 2005)	15
Figura 2.11. Riser em catenária complexa. Modificada de Rodrigues (2004)	16
Figura 2.12. (a) Junta parafusada - (Products 2008b) e (b) Junta rosqueada - (Technologies 2005)	17
Figura 2.13. Estrutura da conexão do tipo Bend Stiffeners, (a) Fotografia Bend Stiffeners (Offshore 2009), (b) ilustração do corte longitudinal do Bend Stiffeners (Lemos 2005)	17
Figura 2.14. (a) Junta flexível em corte mostrando seu centro de rotação (Barbosa 2007) e (b) Stress Joint (Products 2008a).....	18
Figura 2.15. (a) Flambagem Vertical (Souza 2004) e (b) Flambagem Lateral (modificada de Padilha, 2009).....	22
Figura 2.16. Curva de carga x deformação para cilindros (modificada de.....	23
Figura 2.17. (a) Montagem experimental amostra P40-N40-M89 (Modificada) e (b) Tipos de configuração (1) POO-N20-M95; (2) P40-N40-M89. (3) P80-N40-M72.....	28

Figura 2.18. Força de compressão longitudinal x Deflexão lateral na metade da amostra deflexão – Modificada (Palmer and Sabtian 2012).....	28
Figura 2.19. (a) Montagem experimental na maquina Trittech 100KN e (b) Modelo Experimental e localização de elementos – Modificada (Palmer and Sabtian 2012).....	29
Figura 2.20. (a) Deformação do solo empurrado pelo duto PE-II após o acidente de janeiro de 2000 na Baía de Guanabara. (b) Seção do duto PE-II com fratura causada por flambagem local de parede (Cardoso 2005)	30
Figura 3.1. Plastificação da seção transversal.	32
Figura 3.2. Curva Momento x curvatura de uma viga biapoiada geral – Pfeil e Pfeil (2009)	33
Figura 3.3. Vão livre baixo carga de compressão e imperfeição inicial (Bezerra et al. 2014).....	35
Figura 3.4.Situação Ideal: (a) Modelo Elementar de colapso por flambagem (b) Diagrama de corpo livre	36
Figura 3.5. Situação Real: (c) Modelo mecânico com imperfeição inicial (d) Diagrama de corpo livre	37
Figura 3.6. Técnica gráfica de interseção para a solução da tensão de colapso. Modificada de Bezerra e Silva (2010).	39
Figura 3.7. Cavaletes Metálicos - (a) Modelo Digital - (b) Modelo Real	41
Figura 3.8. Suporte Metálico e Viga Longitudinal - (a) Modelo Digital - (b) Modelo Real.....	41
Figura 3.9. (a) Roldana de 4" canal U - (b) Roldana de 2" canal V	42
Figura 3.10. Detalhe do sistema "Trilho"	42
Figura 3.11. Roldanas sintéticas - (a) Modelo Digital - (b) Modelo Real.....	43
Figura 3.12. Características do equipamento pórtico rolante	43
Figura 3.13. Esquemas de ensaio inicial e final.	44
Figura 3.14. Esquema de forças concentradas devido ao peso adicional - Modelo Digital e Modelo Real.....	45
Figura 3.15. Transdutor Linear com deslocamento vertical	46
Figura 3.16. Sistema de peso para garantir contato haste com a tubulação	46
Figura 3.17. Sistema de Aquisição de dados Spider8	47
Figura 3.18. Medição da deformação no ponto central por câmera fotográfica.....	47
Figura 3.19. Fluxograma da configuração dos ensaios.	49

Figura 3.20. Gancho do Pórtico rolante.....	52
Figura 3.21- Desenvolvimento do ensaio, etapas de : (a) Início; (b) Metade; (c) Final.....	52
Figura 3.22. Tipo de elementos finitos biblioteca ABAQUS - (Hibbitt et al. 2004).....	54
Figura 3.23. Visual do Modelo numérico L/D = 40 – ABAQUS.....	55
Figura 3.24. Detalhe da condição de contorno aplicada no modelo.....	55
Figura 4.1. Tensão de colapso - Interseção gráfica.	58
Figura 4.2. Curva de Tensão x Deslocamento ABAQUS e Tensão de Colapso	59
Figura 4.3. Comparação Analítica e Numérica da Tensão de Colapso	60
Figura 4.4. Comparação dos resultados Analíticos e Numéricos da Carga de Colapso.....	61
Figura 4.5. Máquina HUMBOLDT MASTERLOADER HM-3000.....	62
Figura 4.6. Prensa hidráulica Emic DL2000	62
Figura 4.7. Ensaio de compressão axial do tubo marrom rígido.	63
Figura 4.8. Propriedades geométricas cano marrom rígido.....	63
Figura 4.9. Propriedades mecânicas Cano marrom rígido.....	64
Figura 4.10. Ensaio à compressão axial (cano branco esgoto flexível).....	64
Figura 4.11. Propriedades geométricas Cano Branco esgoto flexível.....	65
Figura 4.12. Propriedades mecânicas Cano Branco Esgoto	65
Figura 4.13. Ensaio de tração nas fatias de aço-carbono.....	66
Figura 4.14. Propriedades geométricas Fatias de aço.....	66
Figura 4.15. Propriedades mecânicas Fatias de aço	67
Figura 4.16. Estado inicial e final da Configuração – PF - 4/1.8 - BR - ↓0 - #1.....	69
Figura 4.17. Modelo empregado na análise pelo SAP2000	70
Figura 4.18. Resultados do SAP2000 - Configuração – PF - 4/1.8 - BR - ↓0 - #1.....	70
Figura 4.19. Estado inicial e final -Configuração - PR – 2.0/3.0 – MR - ↓0 - #2	71
Figura 4.20. Resultados do SAP2000 – Configuração PR – 2.0/3.0 – MR - ↓0 - #2.	72
Figura 4.21. Estado inicial e final- Configuração AC - 3/1.2 - PT - ↓0 - #3.....	74
Figura 4.22. Diagrama de Momento fletor e Deformação vertical – Configuração AC - 3/1.2 - PT - ↓0 - #3.....	74
Figura 4.23. Esquema de ensaio “two point load”.	75
Figura 4.24. Simulação para obter o valor das cargas concentradas para a tubulação de PVC flexível.....	76
Figura 4.25. Base metálica suspensa para simular as cargas concentradas.....	77

Figura 4.26. (a) Afundamento no cano de PVC, (b) Roldanas sintéticas e (c) Afundamento do PVC após a inclusão das roldanas.	78
Figura 4.27. Simulação para obter o valor das cargas concentradas da tubulação de PVC rígido.	79
Figura 4.28. Quinta amostra ensaiada: configuração PR – 2.0/3.0 – MR - ↓12,95 - #5	79
Figura 4.29. Estado inicial e final – Configuração PR - 2.0/3.0 - MR - ↓12.95 - #5	80
Figura 4.30. Simulação para obter o valor das cargas concentradas da tubulação de aço-carbono.....	81
Figura 4.31. Sexta amostra ensaiada- Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓104.90 - #6	82
Figura 4.32. Estado inicial e final – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓104.90 - #6	82
Figura 4.33. Destruição roldanas sintéticas. (a) Apoio do cavalete direito. (b) Apoio do cavalete esquerdo. (c) Apoio tipo rótula.....	83
Figura 4.34. Estado inicial e final – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.50 - #7.	84
Figura 4.35. Estado inicial e final – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0 - #8.	84
Figura 4.36. Estado inicial e final – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0 - #8.1	85
Figura 4.37. Resultados experimentais do carregamento concentrado, deformação vertical e Momento fletor	86
Figura 4.38. Tipo de elementos finitos biblioteca ABAQUS - (Hibbitt et al. 2004).....	87
Figura 4.39. Curva bi-linear adoptada para o modelo numérico.	87
Figura 4.40. Modelo numérico ABAQUS.....	88
Figura 4.41. Curva de Carga VS Deformação vertical e carga de colapso FEM Abaqus.	89
Figura 4.42. Comparação dos resultados experimentais e numéricos.....	90

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Distribuição mundial das reservas existentes - (ANP 2013)	6
Tabela 2.2. Distribuição da produção mundial - (ANP 2013).....	6
Tabela 2.3. Características das plataformas - (Sindipetro 2008).....	9
Tabela 2.4. Equações do estudo paramétrico	25
Tabela 2.5. Avaliação de equações de deformação crítica por flambagem.....	25
Tabela 2.6. Equação de interação para o momento plástico. (Ozkan and Mohareb 2009).....	27
Tabela 2.7. Capacidade de momento Plástico experimental, numérico e analítico. Modificada (Ozkan and Mohareb 2009).....	27
Tabela 2.8. Acidentes Recentes em Dutos enterrados no Brasil, (Terzian 2005)	30
Tabela 3.1. Módulo plástico da seção (Z) para um tubo de parede fina. Modificada de Pfeil e Pfeil (2009)	32
Tabela 3.2. Preparação das amostras de ensaio.	51
Tabela 4.1. Propriedades geométricas e mecânicas da tubulação SAE 1020.....	56
Tabela 4.2. Tensão crítica de Euler e Momento Plástico	57
Tabela 4.3. Tensão de Colapso	59
Tabela 4.4. Comparação dos resultados Analíticos e Numéricos.....	60
Tabela 4.5. Propriedades geométricas cano marrom rígido.	63
Tabela 4.6. Propriedades mecânicas cano marrom rígido	64
Tabela 4.7. Propriedades geométricas Cano PVC Branco Esgoto Flexível	65
Tabela 4.8. Propriedades mecânicas Cano PVC Branco Esgoto flexível.....	65
Tabela 4.9. Propriedades geométricas fatias metálicas.	66
Tabela 4.10. Propriedades mecânicas Fatias metálicas	67
Tabela 4.11. Cálculo do peso próprio da água na tubulação flexível branca.	69
Tabela 4.12. Comparação dos resultados– Configuração – PF - 4/1.8 - BR - ↓0 - #1	70
Tabela 4.13. Cálculo do peso próprio da água na tubulação rígida marron.	71
Tabela 4.14. Comparação dos resultados – Configuração PR - 2.0/3.0 - MR - ↓0 - #2	72
Tabela 4.15. Cálculo do peso próprio da água na tubulação de aço-carbono.....	73
Tabela 4.16. Comparação de resultados – Configuração AC - 3/1.2 - PT - ↓0 - #3.....	74

Tabela 4.17. Comparação de resultados– Configuração PR - 2.0/3.0 - MR - ↓12.95	
- #5	80
Tabela 4.18. Comparação dos resultados – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT -	
↓104.90 - #6	82
Tabela 4.19. Resultados experimentais – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.5	
- #7	84
Tabela 4.20. Resultados experimentais – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0	
- #8	85
Tabela 4.21. Resultados experimentais – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0	
- #8.1	85
Tabela 4.22. Resultados experimentais tubulações aço-carbono	86
Tabela 4.23. Carregamento de Colapso Método Numérico FEM - ABAQUS	89
Tabela 4.24. Comparação dos resultados Experimentais e Numéricos	90

LISTA DE SÍMBOLOS, NOMENCLATURA E ABREVIACÕES

α_p	Coeficiente de expansão térmica do material
α	Fator de redução de força axial
β	Fator de redução da pressão interna
δ	Imperfeição inicial modelo ideal
δ_o	Imperfeição inicial modelo real
δ_{tot}	Imperfeição inicial modelo ideal + imperfeição inicial modelo real
ϵ_{crit}	Deformação crítica
ΔT	Diferencial de temperatura em °C
ρ	Densidade da água
σ	Tensão aplicada
σ_c	Tensão de Compressão
σ_E	Tensão de Euler
σ_h	Tensão na direção circunferencial
σ_l	Tensão longitudinal
σ_t	Tensão de tração
σ_y	Tensão de escoamento do material
σ_θ	Tensão circunferencial
σ_u	Tensão última
$\bar{\sigma}$	Tensão de colapso
ν	Coeficiente de Poisson
A_c	Área sobre compressão
A_o	Área total da seção transversal
A_t	Área sobre tração
C	Força axial nas paredes da tubulação
C e D	Variáveis da tensão última de colapso
C_y	Carga axial de escoamento baixo tensões circunferenciais zero
D	Diâmetro externo da tubulação
d	Diâmetro interno da tubulação
D/e	Relação de forma diâmetro - espessura
D/t	Relação de forma diâmetro - espessura
e	Espessura da parede
E	Módulo de elasticidade

Gw	Solda circunferencial
I	Momento de inércia
imp	Imperfeição inicial
K	Rigidez
L	Comprimento da tubulação
L/D	Relação de forma Comprimento - Diâmetro
M _p	Momento fletor plástico
M_p^θ	Máxima capacidade de momento plástico em presença de σ_θ
M_{pc}^θ	Momento plástico reduzido pela força axial
p	Pressão interna
P	Carga
P _{cr}	Carga crítica por flambagem
P _E	Carga de colapso da coluna de Euler
P _n	Carga líquida na parede da tubulação
P _s	Carga de reação pela mola
P _v	Carga axial devida ao efeito Poisson
p _y	Pressão interna que causa a tensão de escoamento
P _α	Carga compressiva devido ao diferencial térmico
Q	Carga distribuída da água
R	Raio externo da tubulação
r	Raio interno da tubulação
V	Volume efetivo
Z	Módulo de seção plástica
ABAQUS	Software de cálculo de tensões pelo método dos elementos finitos
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AC	Tubulações de aço-carbono
ANP	Anuário Estatístico Brasileiro do Petróleo
ASTM	American Society For Testing And Materials
BR	Cor branca
DEMAG	Marca do pórtico rolante
ENC	Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da UnB
ESAB	Marca dos eletrodos revestidos para solda
FEA	Finite Element Analysis

FEM	Finite Element Method
Fpso	Floating production storage and offloading
GEFRAN	Marca dos transdutores lineares
HBM	Hottinger Baldwin Messtechnik
LNE	Linha neutra elástica
LNP	Linha neutra plástica
MEF	Método dos elementos finitos
MR	Cor marrom
NBR	Norma Brasileira Regulamentadora
OPEP	Organização dos países exportadores de petróleo
PAs	Plataformas auto eleváveis
PECC	Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil
PF	Tubulações de PVC flexível
PR	Tubulações de PVC rígido
PT	Cor preta
PVC	Policloreto de Vinila
Reduc	Refinaria Duque de Caxias
S3R	Tipo de biblioteca de elementos finitos do ABAQUS
SAE 1020	Nomenclatura do um tipo de aço
SAP2000	Software (Structural Analysis Program) para modelamento numérico
SCR	Steel catenary riser
Shell	Elemento finito tipo casca
TLP	Tension Leg Platform
UnB	Universidade de Brasília
X65	Nomenclatura de um tipo de aço

1 - INTRODUÇÃO

As indústrias de produção e transporte de petróleo estão em expansão no Brasil devido ao petróleo encontrado na camada de pré-sal. Tais indústrias, exploradoras desta “commodity” necessitam apresentar seus serviços de forma segura e competitiva dentro de margens de segurança recomendadas. Aperfeiçoar os métodos pelos quais se tem acesso ao petróleo e o subsequente transporte desta matéria-prima deve ser prioridade para estas indústrias; desta forma, o transporte do petróleo envolve uma estrutura de dutovias que passam pelo bombeamento do petróleo na viscosidade apropriada por tubulações a fim de ter fluidez adequada e se atingir as plataformas offshore. Estas tubulações submersas são utilizadas para o transporte da produção de petróleo que se origina nos poços indo até as plataformas marítimas, refinarias, tanques de armazenagem, entre outros. (Bezerra et al. 2014)

Estas estruturas que transportam petróleo ou gás natural são comumente chamadas “risers” ou linhas de condução do petróleo, e devem ser projetadas para ter a capacidade de suportar as tensões geradas pelas correntes marítimas, ao tempo que transportam grandes quantidades de petróleo ou gás. Por tal motivo estas estruturas têm muitas configurações para seu emprego, que dependem de diferentes características tais como profundidade do poço, condições do leito marinho, condições climáticas, entre outras. Estas características fazem com que existam diferentes tipos de risers ajustados para cada situação.

Geralmente os risers apresentam uma configuração particular quando a tubulação é muito longa, fazendo com que uma grande parte deles repouse sobre o solo do leito marinho, além disso, o solo do mar apresenta um terreno muito variável. Portanto, alguns segmentos de tubulação ficam com vãos livres. Muitos risers podem apresentar vãos excessivamente grandes e devido à interação com outros esforços, tais como; forças de compressão axial, recalques diferenciais do solo e os efeitos gerados pelo próprio peso dos risers, podem apresentar deslocamentos e deformações significativas. Estes efeitos são combinados com forças axiais de compressão e com excentricidades iniciais do duto gerando um momento fletor que junto com a força axial pode provocar a instabilidade lateral do duto apresentando um fenômeno conhecido como *snaking* ou serpenteamento.

Ressalta-se que o fenômeno do serpenteamento pode provocar a ruptura da tubulação, ocasionando o vazamento de óleo nos oceanos e consequências catastróficas não só para a fauna e a flora submarinas, mas também para atividades econômicas como o turismo, pesca e até para a própria extração petrolífera.

Desta forma, a ruptura de risers é a problemática principal do presente trabalho de pesquisa que buscou avaliar a máxima capacidade de momento plástico que as tubulações tipo risers podem suportar. Para tal finalidade, segmentos de tubulação foram estudados sob alguns tipos de carregamentos e condições de contorno. Para cada caso foram desenvolvidas formulações analíticas, modelos numéricos e ensaios experimentais a fim de se obter resultados extrapoláveis às situações vizinhas aos processos de extração petrolífera.

1.1 - MOTIVAÇÃO

A indústria da produção e transporte do petróleo no Brasil se posiciona entre as quinze maiores produtoras deste bem natural, portanto, em nível nacional se apresenta a necessidade de se aperfeiçoar os métodos pelos quais se tem acesso aos poços na extração petrolífera.

Oliveira et al. (2000) afirma que o transporte de petróleo em tubulações estáveis e sem risco de ruptura envolve variáveis, tais como eventuais tensões de compressão nas paredes da tubulação, viscosidade do fluido, temperatura de extração, ponto de fluidez, extensão do duto e o comprimento dos segmentos livres, de fato, estas são apenas algumas das variáveis que se deve levar em conta no momento de escolher uma tubulação que atinja as necessidades para as quais foi projetada, já que tais fatores influenciam na estabilidade das tubulações e podem gerar inclusive a ruptura destas tubulações. A pressão provocada pelo fluido, afeta também às paredes do tubo, sendo chamada de pressão longitudinal e radial. Além disso, o grande comprimento dos dutos submarinos e o peso próprio fazem com que mais forças estejam associadas às deformações das tubulações. Portanto, neste trabalho considerou-se necessário fazer um cálculo estimado das cargas a fim de se obter parâmetros prévios para a escolha dos dutos.

Comumente, adota-se um tubo e com ele são realizadas complexas análises numéricas com software geralmente de elementos finitos, tais análises podem consumir muito tempo de projeto. Neste trabalho procura-se também usar formulações matemáticas simples que permita avaliar as cargas de colapso do riser. Tal procedimento daria ao

engenheiro a possibilidade de prever de forma rápida o colapso do riser sem grande esforço computacional. Tal formulação analítica deve aproximar o resultado obtido no modelo numérico e ao mesmo tempo proporcionar uma fácil, rápida e prática determinação da carga de colapso. Entretanto, qualquer solução aproximada não deve ser substituída de modelos numéricos consistentes e mais completos de previsão de colapso do riser.

1.2 - OBJETIVOS

- Determinar analítica e numericamente o carregamento de compressão axial necessário para levar a tubulação até a ruptura e colapso plástico considerando o comportamento não linear do material, usando a metodologia analítica por meio do critério de escoamento de Von-Mises-Hencky e o software ABAQUS para o desenvolvimento numérico.
- Fazer uma estimativa das propriedades geométricas da tubulação capaz de suportar as condições mais críticas utilizando o desenvolvimento matemático para determinar o momento fletor que leva até o colapso plástico.
- Realizar ensaios tentando representar uma das condições reais da irregularidade do solo marinho visando representar o momento fletor que possa suportar a tubulação submetida às condições de contorno estabelecidas utilizando o sistema por deslocamento induzido dos apoios.
- Usar o sistema de aplicação de carga, pelo sistema “two point load” para determinar a carga última que gera o momento fletor de colapso plástico na região não linear do material para tubulações plásticas.
- Determinar numericamente a carga capaz de atingir o máximo momento plástico utilizando o software ABAQUS, que faz a análise pelo método dos elementos finitos, a fim de conhecer o deslocamento vertical na região central da tubulação.
- Realizar a comparação de resultados das metodologias empregadas (metodologia analítica, experimental e numérica) e verificar a viabilidade e confiabilidade dos métodos utilizados na procura das cargas de compressão axiais e momentos fletores de colapso plástico de uma tubulação.

1.3 - ESTRUTURAÇÃO DO TEXTO DA DISSERTAÇÃO

Capítulo 1: Introdução. Contextualiza para o leitor o tema que será abordado, expõe a problemática a ser tratada, apresenta a motivação da pesquisa e os objetivos propostos.

Capítulo 2: Revisão bibliográfica. Apresenta definições e conceitos básicos necessários para o desenvolvimento deste trabalho. Neste capítulo se encontra informação ampliada sobre o progresso das reservas e produção do petróleo no mundo, e principalmente no Brasil; as estruturas flutuantes; risers e suas características mais importantes; além de alguns conceitos de sistemas offshore, fundamentos teóricos, trabalhos e pesquisas desenvolvidas nesta área de trabalho e alguns acidentes ocorridos no Brasil.

Capítulo 3: Metodologia. Descreve detalhadamente cada um dos procedimentos empregados neste trabalho começando pela metodologia analítica que trata do desenvolvimento matemático para determinar o máximo carregamento de compressão axial que uma tubulação pode suportar. Apresenta-se o desenvolvimento experimental para determinar o máximo comprimento de vão livre que deve suportar a tubulação quando submetida a carregamentos combinados, e por último, os dois modelos numéricos para cada uma das análises, tanto analítico como experimental, para validar os métodos e resultados obtidos das análises anteriores.

Capítulo 4: Discussões e Resultados. Nesta seção apresentam-se os dados obtidos em cada um dos métodos, tanto analíticos, como experimentais e numéricos, discutindo as convergências e divergências entre cada um deles a luz da literatura consultada.

Capítulo 5: Conclusões e Sugestões. Neste último capítulo são apresentadas as principais conclusões obtidas por meio dos resultados e análises do presente estudo, além de sugerir alguns estudos futuros relativos ao mesmo tema ou temas correlatos.

2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nesta seção são mostrados vários aspectos referentes ao tema de pesquisa, começando por uma breve introdução das reservas e produção do petróleo no mundo e no Brasil, passando pelos sistemas de aquisição deste recurso natural, tais como as plataformas offshore e as estruturas de condução de petróleo chamadas risers, mostrando a importância deste assunto e alguns trabalhos desenvolvidos sobre este tema de pesquisa e por último, são apresentados alguns acidentes devidos à ruptura de risers que provocaram significativa poluição ao meio ambiente com graves consequências ambientais.

Nos últimos anos, a indústria do petróleo brasileiro tem presenciado o esforço de tornar o Brasil autossustentável na extração, reserva e produção do petróleo para gerar combustível e gás natural suficiente para contribuir significativamente com o desenvolvimento econômico do país. Nota-se, entretanto, que o sucesso da exploração do petróleo no Brasil deve estar fortemente ligado a melhorias na educação e na formação competente de mão de obra especializada.

2.1 - O PETRÓLEO NO MUNDO

2.1.1 - Reservas e Produção Mundial de Petróleo

Em 2012, as reservas comprovadas de petróleo no mundo atingiram a marca de 1,7 trilhões de barris, após um aumento de 0,9% em relação a 2011.

As reservas dos membros da OPEP (*Organização dos Países Exportadores de Petróleo*) aumentaram 1,1%, totalizando 1,2 trilhões de barris (72,6% do total mundial); enquanto as dos países que não fazem parte da OPEP tiveram acréscimo de 0,4%, somando 457 bilhões de barris.

Na Tabela 2.1, pode-se observar a distribuição porcentual mundial das reservas existentes e a Figura 2.1 apresenta a distribuição das reservas comprovadas de petróleo em bilhões de barris para o ano 2013.

O volume de petróleo produzido no mundo em 2012 aumentou cerca de 1,9 milhão de barris/dia (2,3%) em relação a 2011, passando de 84,2 milhões de barris/dia para 86,2 milhões de barris/dia.

Na Tabela 2.2 pode-se observar a distribuição percentual da produção mundial de petróleo e a Figura 2.2 apresenta a produção do petróleo em nível mundial, medida em milhões de barris por dia.

Tabela 2.1. Distribuição mundial das reservas existentes - (ANP 2013)

Aumento das Reservas		Diminuição das reservas	
Oriente Médio	1,2%	Norte América	0,3%
Europa-URSS	0,4%		
África	2,9%		
América Central e Sul	0,5%		
Ásia-Pacífico	0,1%		

Tabela 2.2. Distribuição da produção mundial - (ANP 2013)

Aumento da Produção		Diminuição da Produção	
Oriente Médio	1%	Europa-URSS	1,4%
Ásia-Pacífico	0,8%		
África	8%	América Central e do Sul	1,2%
América do Norte	8,5%		

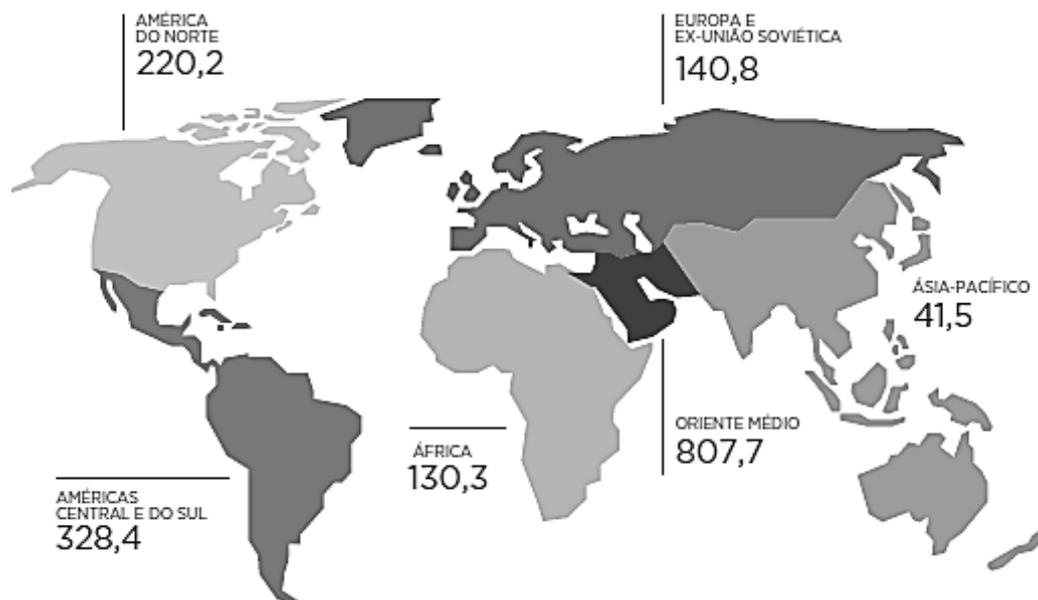


Figura 2.1. Reservas provadas de petróleo, segundo Regiões Geográficas (bilhões de barris) – 2012 (ANP 2013)

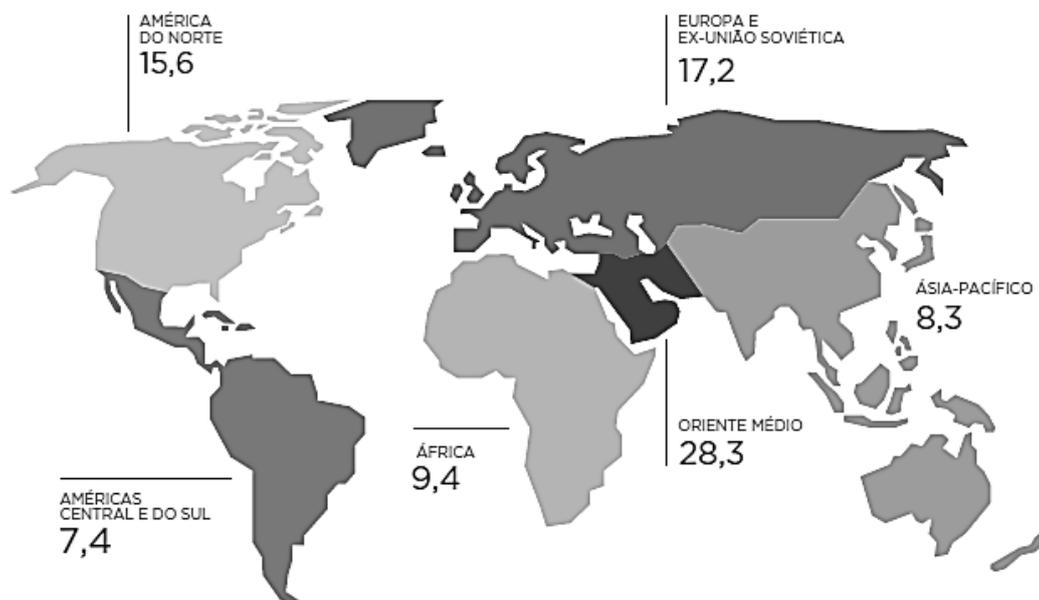


Figura 2.2. Produção provada de petróleo, segundo Regiões Geográficas (bilhões de barris) – 2012 (ANP 2013)

2.2 - O PETRÓLEO NO BRASIL

2.2.1 - Reservas e produção de Petróleo no Brasil

No final de 2012, as reservas totais de petróleo do Brasil foram contabilizadas em 28,6 bilhões de barris, um decréscimo de 5,1% ante 2011. Já as reservas provadas aumentaram 1,8%, totalizando 15,3 bilhões de barris, volume que representou 53,6% das reservas totais provadas, 94% se localizavam no mar, com destaque para o Rio de Janeiro – que detém 84,8% das reservas provadas offshore e 79,7% do total. Em 2012, o Brasil ocupou a 14ª posição no ranking mundial de países com as maiores reservas provadas de petróleo (ANP 2013). Na Figura 2.3 mostra-se a distribuição percentual das reservas provadas de petróleo, segundo Unidades da Federação em 31/12/2012.

Em 2012, a produção nacional de petróleo diminuiu 1,8%, atingindo 754,4 milhões de barris (2,06 barris/dia), o que situou o Brasil na 13ª colocação do ranking mundial de produtores de petróleo. No acumulado dos últimos 10 anos, o crescimento médio da produção foi de 3,7%. Tanto a produção onshore quanto a offshore sofreram queda, sendo a primeira de 0,6%, totalizando 66,04 milhões de barris (180,5 mil barris/dia), e a segunda de 2%, alcançando 668,4 milhões de barris (1,88 milhão de barris/dia), a Figura 2.4 apresenta a produção de petróleo por concessionário do ano 2012 (ANP 2013).

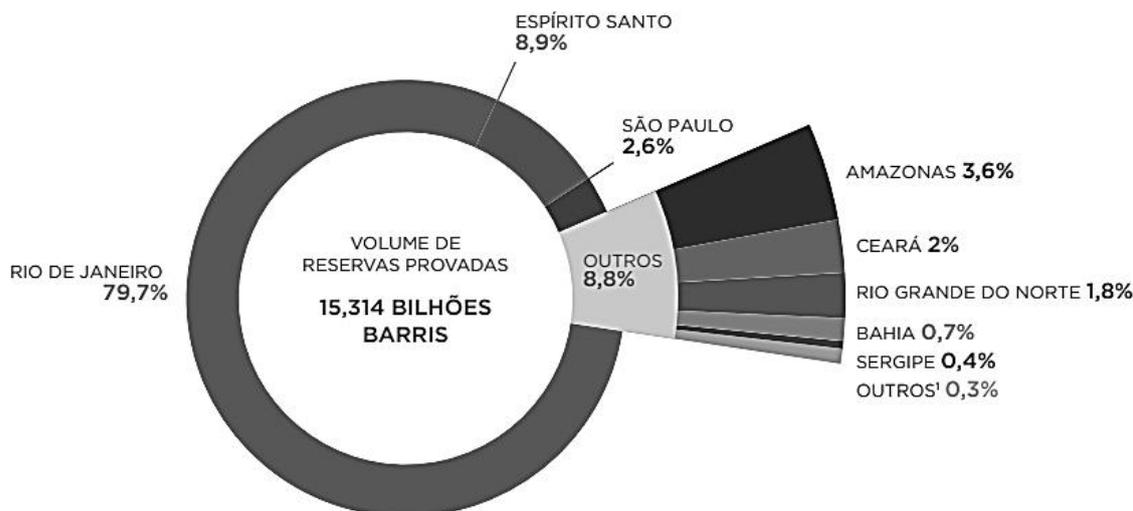


Figura 2.3. Distribuição percentual das reservas provadas de petróleo, segundo Unidades da Federação – 31/12/2012 (ANP 2013).

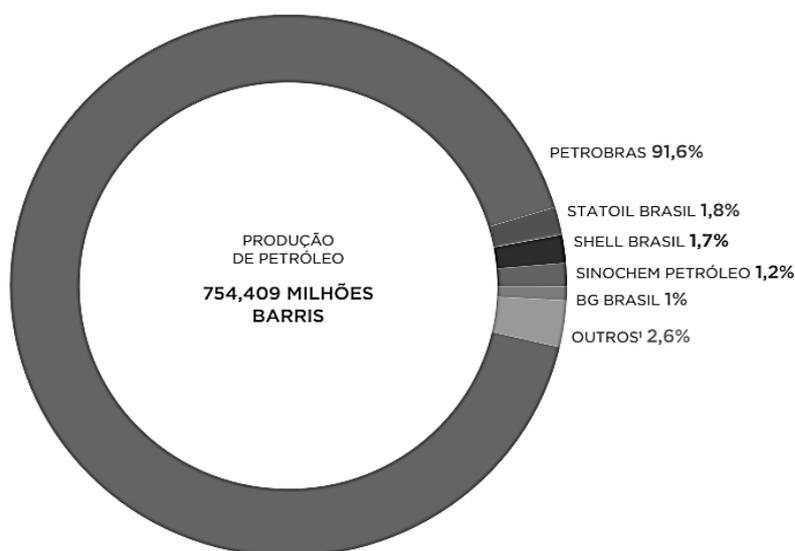


Figura 2.4. Produção de Petróleo por Concessionário 2012 - (ANP 2013)

A produção de petróleo e as reservas provadas para as regiões do Brasil no ano de 2012 levam em conta que os processos de extração e transporte do petróleo são efetuados por estruturas capazes de realizar estas atividades. Tais estruturas serão apresentadas na próxima seção com mais detalhe, começando pelas estruturas flutuantes tradicionais para transportar e administrar o recurso natural extraído para seu pós-processamento e as linhas de condução risers, sendo estes os elementos de transporte do recurso natural desde os poços petrolíferos até as estruturas flutuantes.

2.3 - ESTRUTURAS FLUTUANTES NO BRASIL

Com a necessidade crescente de extrair petróleo em maior escala para atender a demanda e com a descoberta de mais campos petrolíferos em águas cada vez mais profundas, houve no Brasil a necessidade de encontrar soluções que possibilitassem a produção e exploração petrolífera. Deste modo surgiram diferentes concepções de plataformas (Ávila 2005), ou de estruturas adequadas para extrair o petróleo de poços localizados no leito marinho, até as plataformas petrolíferas, porém, tem-se que ter uma estrutura flutuante capaz de suportar as condições climáticas e ambientais para as quais são submetidas, por exemplo, as ondas constantes do mar que batem na estrutura flutuante, as correntes marítimas que percorrem abaixo delas, a interação da fauna marinha e as variações de temperatura em climas hostis.

Segundo Silveira (2013), a exploração de petróleo em reservatórios situados na área offshore no Brasil iniciou-se em 1968, na Bacia de Sergipe, na região Nordeste, onde se aplicavam técnicas convencionais para campos de médios portes: plataformas fixas de aço cravadas através de estacas e projetadas somente para produção e teste de poços que por sua vez estavam interligadas por uma rede de dutos multifásicos. Todo o complexo era ligado a uma estação de separação e tratamento de fluidos produzidos localizada em terra. Nos anos seguintes, com o aumento da atividade, não só na costa de Sergipe, mas também nas costas de Alagoas, Rio Grande do Norte e Ceará, a Petrobras decidiu desenvolver projetos próprios de plataformas que atendessem às características de desenvolvimento dos campos. Este esforço resultou em três projetos de plataformas fixas distintas, conhecidas como plataformas de 1^a, 2^a e 3^a família (Silveira 2013). As principais características das plataformas de 1^a, 2^a e 3^a família são apresentadas na Tabela 2.3.

Tabela 2.3. Características das plataformas - (Sindipetro 2008)

ITEM	1 ^a . FAMÍLIA	2 ^a . FAMÍLIA	3 ^a . FAMÍLIA
No. De pernas	4	4	8
Dimensões dos conveses	12m x 18m	26m x 29m	26m x 59m
Lâmina de água	60m	60m	150m
Capacidade de produção (m ³ /dia)	1.100	2.500	7.200
No. de poços	6	9	15

As estruturas mais utilizadas no século passado são as tradicionais, por exemplo, as plataformas fixas, plataforma de gravidade, plataformas semissubmersíveis, navios de produção, plataformas de pernas atirantadas, Spar-Buoy e plataformas auto eleváveis (PAs). Todas estas plataformas têm muitas diferenças, mas a maior delas é a variabilidade

na sua longitude, tipo de solo de fundação e a profundidade de exploração que pode variar desde lâminas de água de 100m (plataformas fixas) até 1650m (Spar-Buoy) (Figura 2.5).

2.3.1 -Tipos de Plataformas

2.3.1.1 - Plataformas Fixas

São principalmente utilizadas na extração de petróleo offshore no Brasil e eram empregadas para lâminas d'águas denominadas atualmente como “rasas”, com profundidades variando desde 100m até 500m (Lima 2006). Sua construção é principalmente feita com estruturas modulares de aço (mais comuns) e/ou concreto, e sua instalação é feita por uma estrutura tridimensional chamada “jaqueta” cuja função é dar guia às estacas que vão ser cravadas no solo (ver Figura 2.5.(a)).

2.3.1.2 - Plataformas de Gravidade

É um tipo de plataforma usada basicamente em águas rasas, cujo conceito principal, é a utilização da força de atração gravitacional para fixá-la na locação apoiando-se sobre o solo oceânico e assegurando sua estabilidade em uma posição permanente (estacionária) sem fundações especiais. Podem ser de concreto armado e/ou protendido e alcançam maiores profundidades (Medeiros 2009), (Figura 2.5.(b)).

2.3.1.3 - Plataformas semissubmersíveis

Possuem colunas apoiadas em flutuadores submersos e sua posição é mantida por um sistema de ancoragem (com cabos e correntes). Pode possuir também um sistema de controle, com propulsores localizados no casco (Figura 2.5.(c)). Apresenta um bom grau de mobilidade, o que é bastante interessante para questões de perfuração, também podendo ser utilizada para essa função (Neto 2012).

2.3.1.4 - Navios de produção FPSO

Um navio de produção FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*) tem como principal vantagem, a grande capacidade de armazenamento de óleo (Neto 2012), mas não é desejável que os navios estejam totalmente expostos às condições ambientais como as ações da onda, vento e corrente, porém é empregado um equipamento chamado de *turret* (Figura 2.5.(d)), constituído de rolamentos que permitem ao navio girar e ficar alinhado com as condições ambientais extremas (Franco 2004).

2.3.1.5 - Plataformas de pernas atirantadas TLP

As plataformas TLP (*Tension Leg Platform*) têm uma estrutura similar à semissubmersível (Figura 2.5.(e)), e se mantem na sua posição através de tirantes (pernas), que são ancorados no fundo marinho através de estacas e são tracionadas no topo pela força resultante entre peso e empuxo (restauração hidrostática). Esta tração deve ser mantida ao longo de todo seu comprimento a fim de evitar a desconexão no fundo do mar (Franco 2004).

2.3.1.6 - Plataformas Spar Buoy

São utilizadas para exploração em águas profundas, em torno de 1650 metros (Figura 2.5.(f)). Possuem maior estabilidade do que as plataformas já citadas, portanto geram poucos movimentos verticais devido ao tamanho do calado da plataforma. A resultante do vento, da corrente e das ondas não consegue deslocar significativamente o seu centro de rotação, possibilitando desta forma uma diminuição dos efeitos de onda e de movimentos verticais (Amorim 2010).

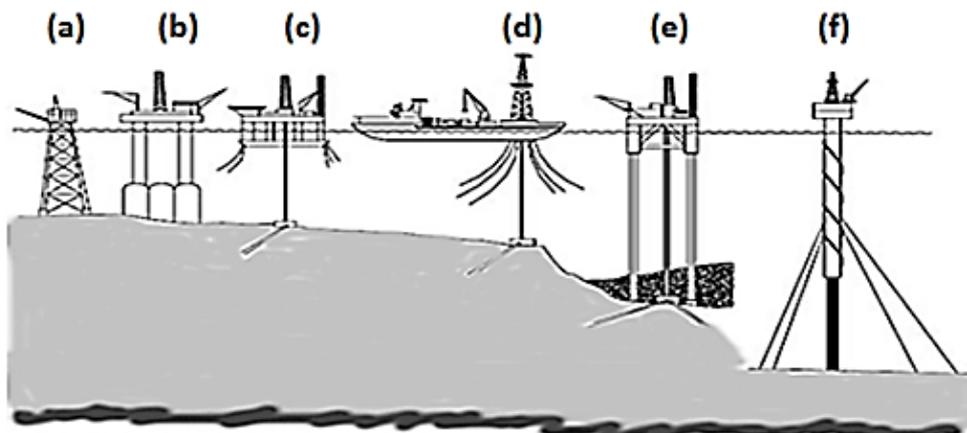


Figura 2.5. Estrutura offshore: (a) Fixa, (b) gravidade, (c) semissubmersível, (d) navio de produção, (e) plataformas de pernas atirantadas e (f) Spar-Buoy - (Gomes 2011).

2.4 - RISER

Os risers são estruturas tubulares que fazem a ligação entre o poço produtor de petróleo e os diversos tipos de sistemas flutuantes. Estes dutos possuem essencialmente como função principal exercer o transporte de fluidos (óleo e/ou gás) até a plataforma (no caso de um poço produtor) ou da plataforma até o poço (no caso de um poço injetor), (Bahense 2007).

No caso de águas mais profundas, alguns componentes das plataformas passam a merecer atenção especial. Entre eles destacam-se os risers que serão abordados nesta pesquisa.

Como, ao longo dos últimos anos, a indústria de petróleo tem desenvolvido projetos de exploração e produção em águas cada vez mais profundas, diversos modelos de configurações para sistemas de risers vêm sendo desenvolvidos para estes cenários (Silva 2000). Dependendo da utilização e do material empregado para sua produção e fabricação, os risers podem ser classificados em três grupos: risers rígidos, risers flexíveis e risers híbridos.

2.4.1 - Tipos de risers

2.4.1.1 - Risers Rígidos

São elementos utilizados comumente para operações de perfuração, manutenção e reabilitação de poços, geralmente cada segmento tem comprimento de 12 metros e suas juntas são soldadas, rosqueadas ou parafusadas hermeticamente para evitar filtrações do fluido extraído para o mar, ou para evitar a contaminação do fluido extraído com a água do mar, conforme a Figura 2.6, (Bahense 2007). Este tipo de riser pode ser instalado em plataformas com pernas atirantadas e plataformas spar-buoys, entre outras. Nas plataformas spar-buoys, o peso do riser é sustentado por uma bóia de sub-superfície a fim de não sobrecarregar a unidade flutuante (Gomes 2011).

O riser rígido em catenária SCR (*Steel Catenary Riser*) é uma concepção nova e foi introduzido com o objetivo de substituir o riser flexível de grande diâmetro, que apresenta custo elevado. O riser rígido pode ser instalado em forma de catenária em plataformas com pernas atirantadas, tlp, spar-buoys, semissubmersíveis, ou em navios plataforma FPSO. A Figura 2.7 mostra um exemplo de um riser rígido em catenária conectado à plataforma p-18 da Petrobras (Ávila 2005).

2.4.1.2 - Risers Flexíveis

Os risers flexíveis são dutos compostos por várias camadas de materiais diferentes tendo no seu centro uma armadura em espiral. Através destes é possível realizar a conexão da plataforma com a árvore de natal¹ em pontos mais afastados, sendo que para isto a

¹ Árvore de natal: Válvula de segurança e de controle do fluxo de petróleo que permite o fechamento do poço em caso de emergência ou necessidade operacional.

configuração do riser deve ser em forma de catenária. Devido ao seu alto grau de complacência aos deslocamentos seu uso pode ser realizado em sistemas de produção do tipo navio FPSO (Silva 2006).

A principal característica construtiva de um duto flexível é a sua composição em múltiplas camadas metálica e não metálicas montadas alternadamente de forma independente. As camadas não metálicas têm como principal função manter a estanqueidade do duto. Algumas estruturas possuem camadas não metálicas destinadas a reduzir o atrito entre camadas, isolar termicamente ou compor a resistência estrutural do duto. As camadas de material metálico são responsáveis pela resistência estrutural do duto flexível e variam segundo as solicitações estáticas e dinâmicas as quais o duto estará submetido (Padilha 2009). A Figura 2.8 apresenta um segmento de riser flexível com as diferentes camadas internas.



Figura 2.6. Riser rígido - (Worldoils)

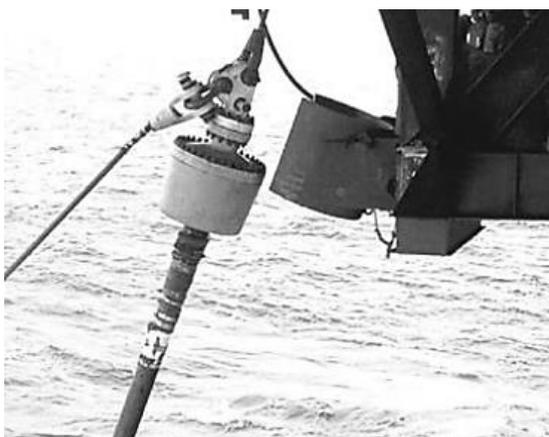


Figura 2.7. Riser rígido em catenária conectado à plataforma P-18 - (Ávila 2005)

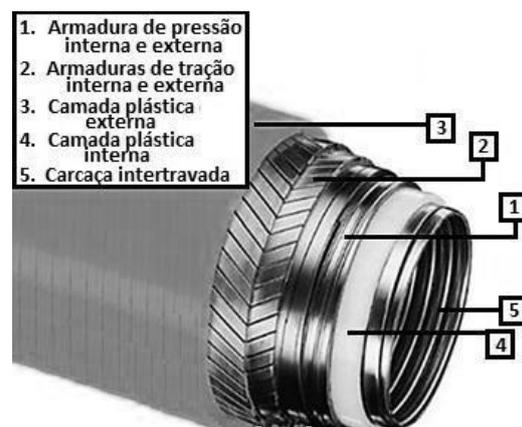


Figura 2.8. Camadas dos risers Flexíveis. Modificada de Rubin e Gudme (2006)

2.4.1.3 - Risers Híbridos

Os risers híbridos são compostos por uma combinação de riser rígido e flexível utilizados em atividades de extração e produção do petróleo em maiores profundidades. O sistema híbrido objetiva reunir as vantagens que os dois tipos de estruturas apresentam sob condições operacionais; a necessidade de implementar maiores diâmetros para linhas flexíveis em águas profundas, implica um elevado custo podendo inviabilizar a implementação do sistema, e vantagens que beneficiam os risers rígidos em catenária SCR, que são mais afetados pela presença de esforços concentrados na região de topo e em contato com o solo (Bahense 2007).

Tal sistema é baseado em uma bóia submersa de dimensões relativamente grandes, conectada ao fundo do mar por um conjunto de tendões, conforme visto na Figura 2.9. Esta bóia, denominada bóia de sub-superfície, funciona como um elemento flutuante intermediário, que apoia um conjunto de risers flexíveis, risers rígidos ou cabos umbilicais. Os risers flexíveis ligam o navio à bóia submersa, em catenária suspensa; os risers rígidos em catenária (ou SCR's) partem em catenária da bóia ao fundo do mar, e os umbilicais podem se prolongar do navio ao fundo do mar, passando pela bóia. A bóia encontra-se ancorada por tendões e instalada a uma profundidade entre 50 e 150 metros, de modo a minimizar as cargas ambientais devidas às ondas, conforme Fernandes e Carvalho (1999).

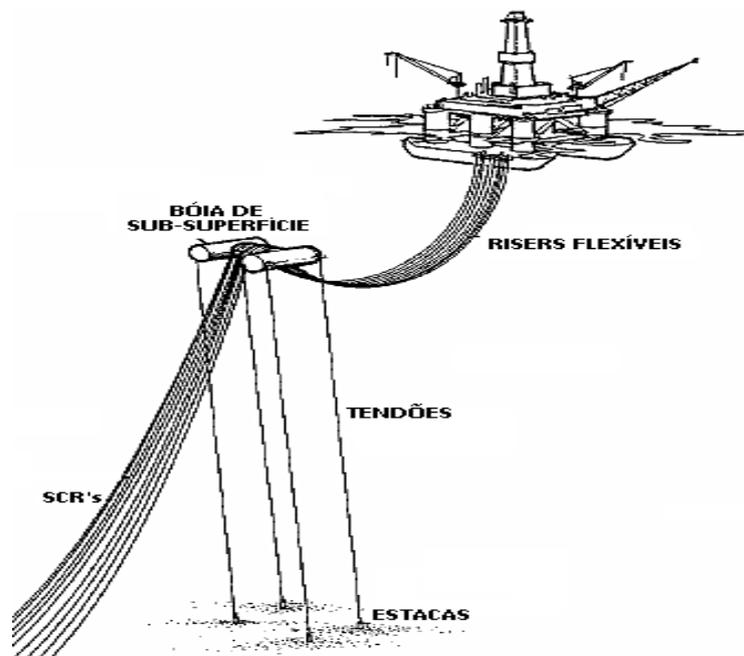


Figura 2.9. Sistema completo de bóias, tendões, jumpers e SCR's. Modificada de Rodrigues (2004)

2.4.2 -Configuração dos risers

Por outro lado, os risers podem se agrupar de acordo com a organização das linhas, em tal caso, existem risers verticais, risers em catenária livre e risers em catenária complexa:

2.4.2.1 - Risers Verticais

Os sistemas deste tipo são tracionados no topo, a fim de se evitar o fenômeno de flambagem da linha. A Figura 2.10.(a) apresenta um exemplo de riser com configuração vertical.

2.4.2.2 - Risers em catenária livre

Consistem em linhas que assumem a configuração geométrica de uma catenária. Nesta configuração, a região do topo está sob tração constante. As extremidades podem não estar no mesmo alinhamento vertical e a relação entre a rigidez flexional e a profundidade da lâmina de água deverá ser pequena. A Figura 2.10.(b) apresenta um exemplo de um riser com configuração em catenária livre (Ávila 2005).

2.4.2.3 - Risers em catenária complexa

Este tipo de risers têm suas configurações derivadas da configuração em catenária livre. Através da instalação de bóias ou flutuadores mantidos submersos, o riser assume uma geometria em forma de catenária dupla. São exemplos destas configurações: steep-S, lazy-S, step-wave e lazy-wave (Ávila 2005). A Figura 2.11 apresenta os tipos de configurações mais comuns.

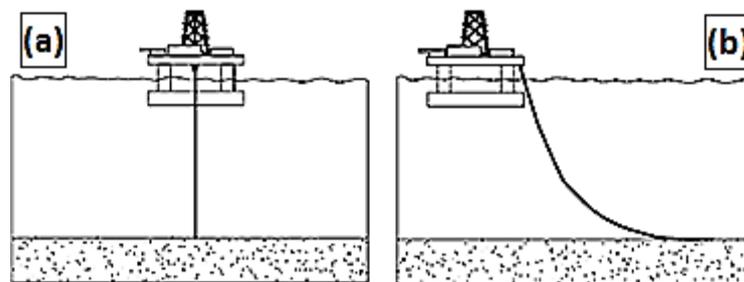


Figura 2.10. Configuração dos risers, (a) Riser Vertical, (b) Riser em catenária livre - (Ávila 2005)

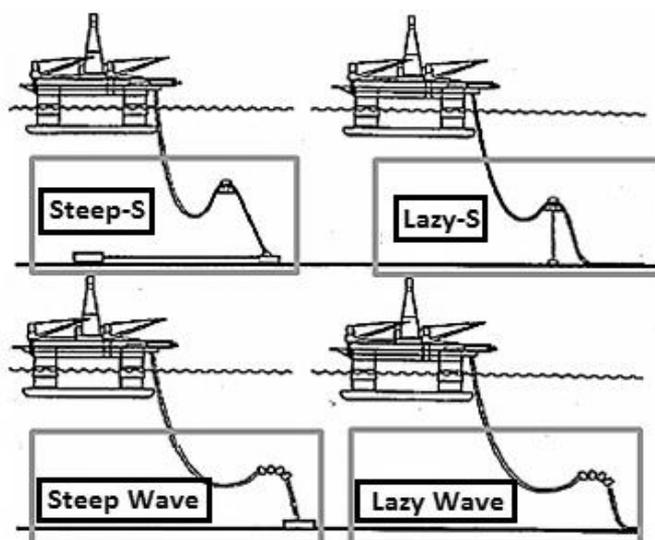


Figura 2.11. Riser em catenária complexa. Modificada de Rodrigues (2004)

2.4.3 - Estrutura de conexão dos risers

Os dispositivos de conexão entre cada segmento dos risers tem muita importância no âmbito da exploração offshore por que são os dispositivos encarregados de juntar os risers e não permitir a saída do produto já extraído ao mar ou a entrada de fluidos que possam contaminar o petróleo. Além disso, tem que suportar grandes esforços de tração devido às forças dinâmicas e estáticas aos quais são submetidos, por exemplo, as correntes e ondas marítimas.

Existem diferentes tipos de juntas utilizadas para unir os segmentos dos dutos metálicos, entre elas encontramos as juntas de conexão rosqueadas, soldadas ou parafusadas e sua utilização depende do tipo de sistema que se quer empregar; segundo Gomes (2011), as juntas tem que ser adaptadas para que façam a conexão entre dutos rígidos ou flexíveis, a fim de reduzir riscos pelas grandes tensões que possam provocar rompimento do duto ou pela ação prolongada da fadiga que sofre o mesmo. Nas seguintes figuras, têm-se alguns exemplos de conexões utilizadas, como uma junta parafusada (Figura 2.12.(a)) e uma junta rosqueada (Figura 2.12.(b)).

Do mesmo modo, existem estruturas de conexão entre os extremos finais de cada riser até a plataforma flutuante, por exemplo, Conexões “Bend Stiffeners” e “juntas flexíveis” utilizadas comumente para risers flexíveis, além disso, têm-se conexões “Stress Joints” (juntas de tensão), utilizadas para risers rígidos.

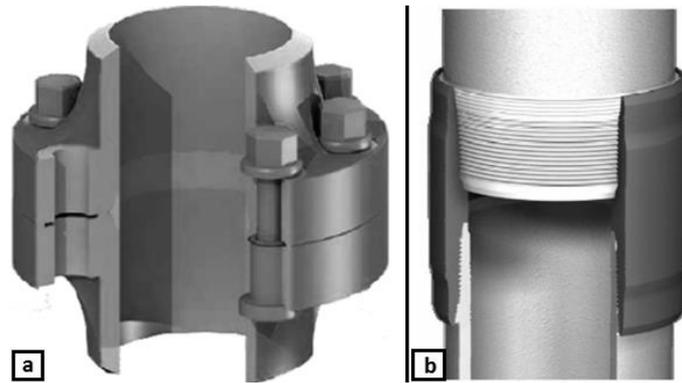


Figura 2.12. (a) Junta parafusada - (Products 2008b) e (b) Junta rosqueada - (Technologies 2005)

Segundo Lemos (2005) as conexões “Bend Stiffeners” (Figura 2.13), são estruturas poliméricas, normalmente feitas de poliuretano termoplástico poliéster, responsáveis pela transição suave de rigidez entre uma estrutura bastante complacente, o riser flexível, e outra extremamente rígida, que é a estrutura da plataforma. O Bend Stiffeners consiste de uma seção cônica de material polimérico com o interior cilíndrico e são conectados à estrutura da plataforma através de uma interface estrutural metálica que é envolvida pelo polímero e parafusada na posição final. A correta avaliação dos Bend Stiffeners pode significar a diferença entre uma operação segura de um riser flexível e sua falha.

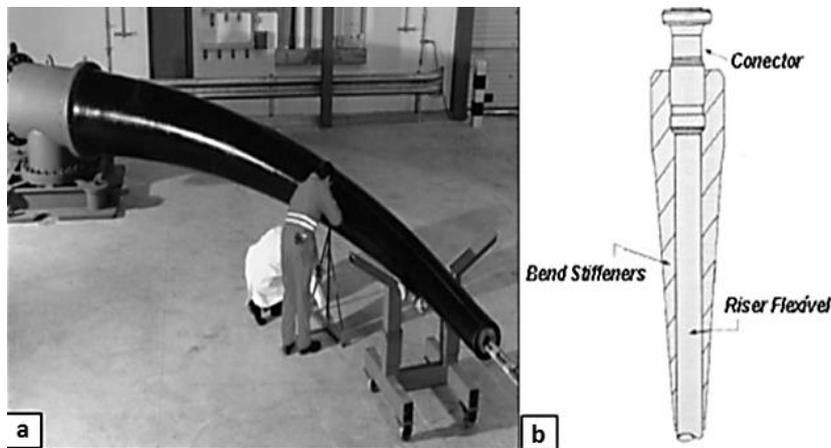


Figura 2.13. Estrutura da conexão do tipo Bend Stiffeners, (a) Fotografia Bend Stiffeners (Offshore 2009), (b) ilustração do corte longitudinal do Bend Stiffeners (Lemos 2005)

A Figura 2.14.(a) mostra uma conexão flexível, estas juntas restringem o ângulo vertical em até 10° é considerado como o limite máximo do ângulo da junta flexível, no caso acoplado (coluna e riser juntos) em serviço de 4° , e no caso desacoplado (somente riser) de 10° (Barbosa 2007).

Por outro lado, o objetivo da conexão do tipo “Stress Joints” (Figura 2.14.(b)) é reduzir as tensões nas terminações dos risers, onde os esforços de flexão inviabilizariam a utilização de risers sem reforço, gerando redução de custos, transporte e manutenção, entre outros (Grauman 2000).

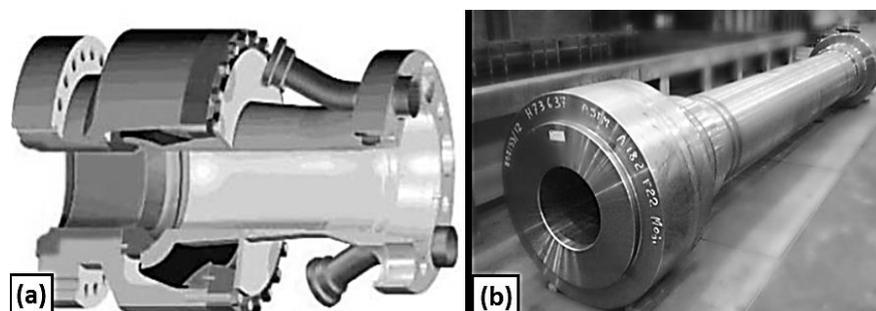


Figura 2.14. (a) Junta flexível em corte mostrando seu centro de rotação (Barbosa 2007) e (b) Stress Joint (Products 2008a)

2.5 - FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Mohareb et al. (1994) e (2001) realizaram estudos relacionados às resoluções analíticas de equações matemáticas que determinam o carregamento crítico que produz a ruptura por colapso plástico dos risers. Dorey et al. (2001), foi um pioneiro em trabalhar com tubulações pressurizadas e enterradas no leito marinho desenvolvendo metodologias analíticas para determinar a deformação crítica de flambagem de tubulações empregadas no transporte de petróleo e gás natural.

A modelagem analítica por estes autores (Mohareb et al. (1994) e Dorey et al. (2001)) foi feita levando-se em conta vários aspectos, principalmente as variáveis que podem ser medidos nos ensaios por estes autores, como por exemplo, os carregamentos, a pressão interna, a força de compressão axial gerada pelo fluxo do petróleo, recalques diferenciais do solo, etc. Todos estes carregamentos são necessários para atingir a capacidade de momento plástico máximo.

2.5.1 - Estudos de Flambagem na Tubulação

2.5.1.1 - Capacidade de Momento Plástico Máximo

Em 1994, Mohareb et al. (1994) desenvolveram uma série de equações que se baseiam numa formulação de interação entre a carga axial e a capacidade de momento plástico total. Posteriormente, Dorey et al. (2001) contribuiu com o anterior programa de testes, usando metodologias analíticas para prever a capacidade de momento plástico total de um segmento de tubos submetidos a carregamentos combinados. Pesquisas na

Universidade de Alberta no Canadá estabeleceram a precisão destas equações para prever capacidades momento totalmente plástico do tubo, além de realizar a comparação entre resultados experimentais e numéricos.

Assim, a capacidade de momento plástico total de tubulações não pressurizadas é calculada conforme a equação abaixo:

$$M_p = Z \cdot \sigma_y \quad (2.1)$$

Onde, M_p é a capacidade de momento plástico, Z é o módulo plástico da seção e σ_y é a tensão de escoamento do material.

Quando uma tubulação é submetida à pressão interna, às tensões circunferenciais e longitudinais, um fator de redução é requerido para poder obter a máxima capacidade de momento plástico e é dado por:

$$M_p^\theta = \beta M_p \quad (2.2)$$

Onde, o super-índice θ indica a capacidade de momento plástico reduzido pela presença da pressão interna e da tensão circunferencial sendo β o fator de redução do momento plástico M_p devido à presença desta pressão interna, tal fator é obtido por:

$$\beta = \sqrt{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{\sigma_\theta}{\sigma_y} \right)^2} \quad (2.3)$$

Sendo σ_θ a tensão circunferencial e σ_y a tensão de escoamento.

Deste modo, o máximo momento M_p da eq. (2.1) não pode ser atingido pela eq. (2.2) sem a aplicação de carregamentos axiais simultâneos, portanto o máximo momento M_p é apresentado pela eq. (2.4) incluindo a presença de carregamentos axiais para representar a capacidade de momento plástico reduzido pela presença da força axial apresentados pelo sub-índice c.

$$M_{pc}^\theta = \alpha M_p^\theta = \alpha \beta M_p \quad (2.4)$$

A variável α é o fator de redução obtido da seguinte maneira:

$$\alpha = \cos \left\{ \frac{\pi}{2\beta} \left(\frac{C}{C_y} - \frac{1}{2} \frac{\sigma_\theta}{\sigma_y} \right) \right\} \quad (2.5)$$

Onde C é a força axial nas paredes da tubulação e C_y a carga axial de escoamento baixo tensões circunferenciais zero, assim:

$$C \cdot 2\sigma_y = C_y \cdot \sigma_\theta \quad (2.6)$$

$$\frac{C}{C_y} = \frac{\sigma_\theta}{2\sigma_y} \quad (2.7)$$

A capacidade máxima de momento plástico ocorre quando o fator de redução pela aplicação de forças axiais α é igual a 1.0, em tal caso, para efeitos do desenvolvimento deste trabalho de pesquisa, se terá em conta a variável α é igual a 1.0.

2.5.1.2 - Carregamento Axial

O desenvolvimento das forças axiais nas tubulações podem ser atribuídos a alguns fatores tais como: o efeito de um diferencial de temperatura entre meio ambiente e a temperatura de operação, o efeito Poisson devido à pressão interna na tubulação, a ação de catenária entre segmentos adjacentes de tubulação devido aos recalques diferenciais, e as forças axiais impostas que se desenvolvem quando se têm movimentos do solo com componente paralelo ao eixo longitudinal da tubulação, tal como pode ocorrer em solos com grandes recalques ou quando ocorrem movimentos geotécnicos. Consequentemente, as forças devido ao diferencial térmico, (P_α) se podem desenvolver quantitativamente como:

$$P_\alpha = -A * E * \alpha_p * \Delta T \quad (2.8)$$

A	Área da seção transversal da tubulação em mm ²
E	O módulo de elasticidade do material em MPa
α_p	Coefficiente de expansão térmica do material em (1/°C)
ΔT	Diferencial de temperatura em °C

O segundo fator, o efeito Poisson, causa a expansão da amostra na direção radial e tenta encurtar na direção longitudinal. Tal magnitude da carga axial devida ao efeito Poisson pode ser calculada como:

$$P_v = +A * \nu * \sigma_h = +A * \nu * \frac{P}{P_y} * \sigma_y \quad (2.9)$$

ν Coeficiente de Poisson
 σ_h Tensão circunferencial nas paredes da tubulação

Assim, combinando estes dois efeitos, P_a e P_v , a força líquida P_n na parede da tubulação devido à compressão será definida como:

$$P_n = P_a + P_v \quad (2.10)$$

Esta carga de tensão axial será considerada como a força líquida total para as amostras de ensaios que incluem temperatura, efeito Poisson e ação de cargas de efeitos catenária.

2.5.2 - Flambagem em Tubulações

2.5.2.1 - Flambagem Global

A flambagem global da tubulação é um fenômeno que ocorre de forma lateral ou vertical, depende do líquido que é normalmente bombeado através dos tubos a temperaturas elevadas, gerando uma expansão térmica no duto que leva a um aumento na tensão axial no interior da estrutura, possivelmente resultando numa falha de flambagem (Schupp et al. 2006). Este fenômeno é visível como uma curvatura na tubulação, resultado pela redistribuição de tensões que ocorre quando uma peça de seção transversal muito menor que seu comprimento, é submetido a uma tensão axial.

2.5.2.2 - Flambagem Local Vertical

Segundo Rich e Alleyne (1998), a flambagem vertical é o modo de falha que ocorre em dutos enterrados. Isto se deve à força axial induzida pela expansão do duto combinada com irregularidades do perfil, devido a ondulações do fundo do mar, formações rochosas ou áreas de solo mais denso. Quanto maior a imperfeição do perfil do solo, menor é a força necessária para produzir a flambagem vertical. A flambagem vertical pode ser controlada ou eliminada com depósitos de pedras ou enterramentos adicionais. Ambos métodos acrescentam resistência na parte superior do duto impedindo seu movimento nesta direção.

Os depósitos de pedras podem ser aplicados quando necessários, ao longo de toda a linha. Esta solução simples tem um custo muito elevado e não soluciona todos os problemas, tal como se mostra na Figura 2.15.(a).

Este fenômeno também pode ocorrer na maioria das situações quando a tubulação é muito longa, fazendo que grande parte dela fique sobre o solo marinho tendo segmentos rugosos, porém o duto vai estar apoiado sobre dois pontos de suporte, gerando assim uma curvatura vertical devido ao próprio peso e as forças externas que estão interagindo em conjunto.

2.5.2.3 - Flambagem Local Lateral

Segundo López Juárez e Bañón Blázquez (2012), a flambagem lateral pode ter um efeito benéfico, porque pode gerar alívio de forças de compressão longitudinal que poderiam causar flambagem vertical. No ponto onde se apresenta uma maior concentração de tensões vai acontecer um arqueamento localizado que pode gerar uma ruptura nas paredes do duto, (Ver Figura 2.15.(b)).

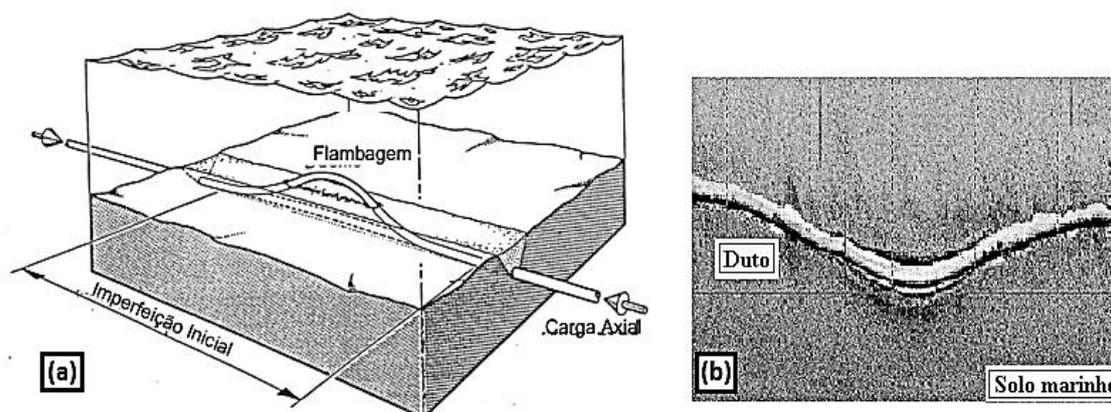


Figura 2.15. (a) Flambagem Vertical (Souza 2004) e (b) Flambagem Lateral (modificada de Padilha, 2009)

2.5.2.4 - Conceitos teóricos da flambagem local na tubulação

Existem dois tipos de flambagem local que podem ocorrer nas tubulações, uma delas é o colapso não linear por flambagem e a bifurcação por flambagem.

- **Colapso Não Linear Por Flambagem**

Segundo Mohareb et al. (1994), a tubulação é feita de um material elasto-plástico que é submetida a um carregamento gerando assim a deformação do material. Ao iniciar a aplicação de carga, a resposta da deformação tem uma inclinação positiva constante pelo fato do material se encontrar na região linear elástica e depois de chegar ao ponto mais alto

da região elástica, seu comportamento deixa de ser linear elástico passando ao comportamento não linear plástico. Nesta região, a inclinação vai diminuindo até chegar ao ponto mais alto da curva carga x deformação, sendo ele o ponto de carregamento último que pode suportar o elemento, ver Figura 2.16. Se a tubulação é submetida a uma deformação imposta maior, a curva de carga x deformação mostra uma diminuição na capacidade de carga do material que é caracterizado por ter uma inclinação negativa.

O colapso não linear ocorre quando a inclinação da curva de carga x Deformação é zero ou negativa e o carregamento atuante é mantido constante enquanto a deformação vai aumentando.

- **Ponto de Bifurcação Por Flambagem**

O ponto de bifurcação por flambagem é um tipo diferente de instabilidade. Quando começa a resposta da carga x deformação, a tubulação responde seguindo um caminho de equilíbrio inicial, (chamado caminho primário) até que chega a um ponto na resposta da deformação pela carga, onde a tubulação pode possuir dois (ou mais) possíveis caminhos diferentes de equilíbrio (Figura 2.16). A partir deste ponto, a tubulação pode seguir um novo padrão de deformação, referida como o caminho secundário. No caso de um cilindro, a inclinação da via secundária da curva de carga x deformação é tipicamente negativa. O ponto em que um caminho principal intersecta um caminho secundário é referido como um ponto de bifurcação.

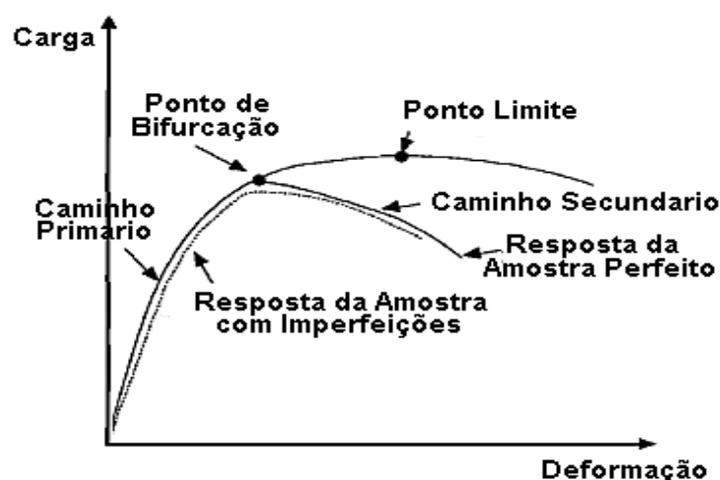


Figura 2.16. Curva de carga x deformação para cilindros (modificada de Mohareb et al., 1994)

Os Pontos de bifurcação podem ocorrer antes ou depois do ponto limite. Estas imperfeições resultam em componentes dos dois padrões de deformação, a

pré-flambagem e pós-flambagem. Portanto, a pré-flambagem de deformação ocorre na região antes do ponto de bifurcação, enquanto, a pós-flambagem de deformação ocorre na região depois do ponto de bifurcação.

A seguir serão apresentados alguns trabalhos que foram desenvolvidos por pesquisadores que realizaram estudos referentes aos carregamentos críticos que produzem a flambagem e colapso de tubulações pressurizadas e enterradas utilizando metodologias analíticas, numéricas e experimentais.

2.6 - TRABALHOS DESENVOLVIDOS

No auge do desenvolvimento na indústria do petróleo e dos elementos utilizados para seu transporte foram desenvolvidos trabalhos por pesquisadores que estão nesta indústria e que distinguem suas ideias para o melhoramento de ferramentas úteis para obter respostas ao grande número de incógnitas que surgem no momento da escolha do duto, do respectivo uso e da funcionalidade que correspondem, principalmente, a geometria e as propriedades mecânicas.

Neste caso, alguns dos trabalhos mais sofisticados são as pesquisas desenvolvidas no âmbito analítico que posteriormente podem ser complementadas com uma extensa análise numérica e por ensaios experimentais.

Desta forma, serão destacadas algumas pesquisas para facilitar o entendimento da problemática geral no que se refere ao colapso plástico de tubulações com enfoques analíticos, numéricos e experimentais.

2.6.1 - Dorey et al. (2006).

Desenvolvem uma análise matemática para prever as equações de deformação crítica por flambagem e realizaram uma série de ensaios experimentais feitos na Universidade de Alberta em Canada, onde se esperava conhecer o comportamento de segmentos de tubulações com modelos de larga escala submetidos a carregamentos combinados, como carga axial, pressão interna e incrementos monotônicos de curvatura, tentando reproduzir as condições reais do campo.

Dentro dos parâmetros investigados, a deformação crítica foi definida como sendo composta por seis variáveis que influenciam diretamente no momento máximo de colapso, conforme segue.

$$\varepsilon_{crit} = \varepsilon(D, e, p, \sigma_y, E, imp, gw) \quad (2.11)$$

Onde, “D” é o diâmetro externo, “e” é a espessura da parede, “p” é a pressão interna, “ σ_y ” é a tensão de escoamento, “E” é o módulo de elasticidade, “imp” é a imperfeição inicial e “gw” é a solda circunferencial. Com o desenvolvimento paramétrico das equações se tenta reduzir em quatro parâmetros independentes e não dimensionais, assim.

$$\begin{aligned} \varepsilon_{crit} &= \varepsilon(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \pi_4) \\ \pi_1 &= \frac{D}{e}; & \pi_2 &= \frac{p}{p_y} \\ \pi_3 &= \frac{\sigma_y}{E}; & \pi_4 &= \frac{imp}{e} \end{aligned} \quad (2.12)$$

Os parâmetros π_1 , π_2 , π_3 e π_4 representam as relações diâmetro-espessura, relação de pressão interna, propriedades do material e imperfeição inicial, respetivamente, tendo em conta que a variável P_y depende da relação da pressão interna selecionada para este trabalho, estes valores variam de 0, 20, 40 e 80%. O valor 0% considera a mínima pressão interna e o 80% é a máxima relação da pressão interna permitida pelo código canadense, enquanto o valor de 40% foi a relação selecionada como valor meio para o trabalho segundo Dorey et al. (2006). A Tabela 2.4 apresenta as equações do estudo paramétrico utilizadas para determinar a deformação, estas equações estão desenvolvidas na Tabela 2.5.

Tabela 2.4. Equações do estudo paramétrico

<p>Análise de Regressão para estudo paramétrico simples considerando ajuste nas propriedades do material</p> $\varepsilon_{crit} = \left(\frac{2,9398}{D/e}\right)^{1,5921} * \left(1 - 0,8679 \frac{p}{p_y}\right)^{-1} * \left(\frac{E}{\sigma_y}\right)^{0,8542} * \left[1,2719 - \left(\frac{imp}{100}\right)^{0,1501}\right]$	<p>(Eq. 9)</p>
<p>Análise de Regressão para estudo paramétrico simples considerando o patamar de escoamento nas propriedades do material</p> $\varepsilon_{crit} = 40,4 * \left(\frac{e}{D}\right)^2 * \left(1 - 0,906 \frac{p}{p_y}\right)^{-1} * \left(\frac{E}{\sigma_y}\right)^{0,80} * \left[1,12 \left(\frac{imp}{100}\right)^{0,15}\right]$	<p>(Eq. 10)</p>

Tabela 2.5. Avaliação de equações de deformação crítica por flambagem
Modelo plano de tubulações

D/t	p/py	σ_y/E	% Imp	Test ^b ϵ_{crit}	Eq. (9) ^c	Eq. (10) ^d
80.9	0.00	0.002141	11	0.42	0.539	0.339
71.9	0.00	0.001841	7	0.49	0.803	0.541
62.0	0.00	0.001803	3	1.36	1.173	0.872
55.3	0.00	0.001993	3	1.01	1.293	1.012
51.4	0.00	0.002337	2	1.24	1.330	1.097
48.6	0.00	0.001682	2	1.38	1.927	1.599
39.8	0.00	0.001986	2	2.06	2.294	2.082
97.0	0.70	0.002189	20	0.45	0.896	0.533
98.6	0.72	0.002189	20	0.56	0.909	0.540
98.6	0.11	0.002189	20	0.29	0.376	0.208
82.1	0.08	0.002517	11	0.48	0.494	0.313
102.8	0.11	0.002344	20	0.28	0.331	0.181
80.0	0.00	0.001875	11	0.27	0.614	0.385
80.0	0.00	0.001803	11	0.68	0.635	0.398
27.7	0.00	0.001689	1	4.36	5.053	5.370
89.9	0.00	0.001865	18	0.30	0.462	0.265
67.6	0.00	0.002168	4	0.84	0.839	0.601
78.4	0.00	0.001893	10	0.37	0.641	0.408

^b Deformação crítica experimental reportada por Dorey et al. (2006).

^c Previsão da deformação crítica pela Eq. 9 – Tabela 2.4.

^d Previsão da deformação crítica pela Eq. 10 – Tabela 2.4.

Os autores concluíram que as formulações propostas foram capazes de prever a deformação crítica por flambagem de segmentos de tubos submetidos a cargas combinadas.

2.6.2 -Ozkan e Mohareb (2009).

Realizaram um estudo experimental de grande escala ensaiando seis segmentos de tubulações submetidos à flexão, tensão, e pressão interna, feitos de aço tipo X65 com módulo de elasticidade de 209.000 Mpa, coeficiente de Poisson $\nu = 0.26$, tensão de escoamento $\sigma_y = 448$ Mpa e tensão última $\sigma_u = 541$ MPa. Para o modelo numérico foi adotado um modelo constitutivo com endurecimento isotrópico, com curva de tensão-deformação linear para descrever o comportamento do material, o elemento finito empregado foi um elemento tipo Shell com código S4R da biblioteca de elementos do ABAQUS. O número de elementos empregados em cada modelo numérico varia desde 1.120 para a amostra P00-N00-M100, até 57.960 para amostras P40-N40-M89.

O estudo propôs determinar se os segmentos de tubulação analisados eram capazes de chegar até o momento plástico modificado, usando o método analítico pelas relações de interação das derivadas plásticas e a equação de interação para o momento plástico, conforme a Tabela 2.6, além disso, utilizaram um simulador para análise pelo método dos elementos finitos que previa a capacidade de momento plástico e o comportamento da flambagem local. Também é observado que sob certas condições de carregamento axial e

pressão são possíveis chegar às resistências de momento plástico de forma analítica, numérica e experimental, (ver Tabela 2.7).

Tabela 2.6. Equação de interação para o momento plástico. (Ozkan and Mohareb 2009).

$$M_{mp}^2 = \left(1 - \frac{3}{4} p_r^2\right) \cos^2 \left\{ \frac{\frac{\pi}{2} \left(N_r - \frac{1}{2} p_r\right)}{\sqrt{1 - \frac{3}{4} p_r^2}} \right\} \quad \text{Eq. (6)}$$

Onde M_{mp}^2 representa o momento plástico modificado, p_r é relação de pressão p , (sendo positivo para a pressão interna líquida) para a pressão interna de escoamento p_y e N_r é a relação da força axial interna N para a resistência axial N_y .

Tabela 2.7. Capacidade de momento Plástico experimental, numérico e analítico. Modificada (Ozkan and Mohareb 2009).

Teste	Capacidade de momento (kN.m)			Raio da Capacidade de momento	
	Teste	FEA	Analítico	Teste/FEA	Teste/Analítico
P00-N00-M100	780	776	853	1	0,91
P00-N20-M95	779	788	826	0,99	0,94
P40-N00-M89	687	722	784	0,95	0,88
P40-N20-M94	794	790	818	1,00	0,97
P40-N40-M89	788	816	784	0,96	1,01
P80-N40-M72	748	690	690	1,08	1,08

A Figura 2.17.(a) mostra a configuração utilizada para a montagem experimental de uma amostra P40-N40-M89 ensaiada e na Figura 2.17.(b) são apresentados os tipos de amostras avaliadas de forma numérica e experimental, obtendo um padrão de deformação similar entre cada um dos testes realizados.

Os autores concluíram que os seis experimentos relatados corroboram as previsões do modelo numérico com relação aos momentos fletores dos tubos. Além disso, mais análises numéricas em tubos com diferentes geometrias e materiais de aço são necessárias antes que possa ser determinado se as equações de interação podem ser aplicadas para prever com segurança a resistência ao momento plástico de tubulações.

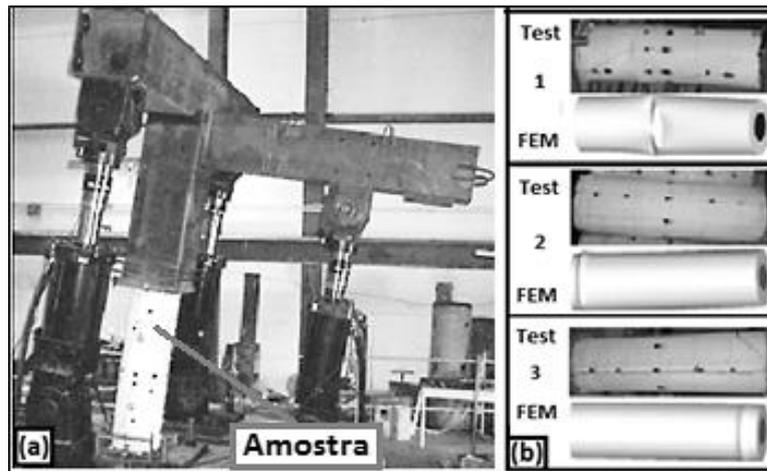


Figura 2.17. (a) Montagem experimental amostra P40-N40-M89 (Modificada) e (b) Tipos de configuração (1) POO-N20-M95; (2) P40-N40-M89. (3) P80-N40-M72

2.6.3 -Palmer e Sabtian (2012).

Os autores desenvolveram um estudo que demonstrou o efeito de uma análise teórica simples complementada com o desenvolvimento experimental de modelos em escala de tubulações rígidas. Os resultados foram obtidos numa pesquisa feita na Universidade Nacional de Singapura, tendo em conta que devido às tensões longitudinais nas paredes da tubulação, esta pode ceder somente pela ação da pressão interna.

As amostras para os ensaios experimentais foram feitas de aço 316L e testadas na máquina experimental Trittech 100KN (Figura 2.19.(a)). Os tubos possuíam diâmetro externo de 9,53mm, espessura de parede de 1,25mm e tensão de escoamento de 280 Mpa. Nos ensaios foram utilizados dois assessórios tipo “rotula metálica” nos extremos de cada segmento da tubulação para garantir que a aplicação do carregamento axial fosse concêntrica durante todo o ensaio (Figura 2.19.(b)) e os resultados obtidos são apresentados na Figura 2.18.

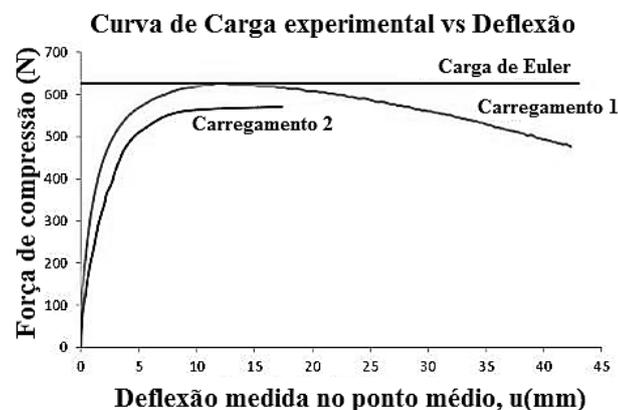


Figura 2.18. Força de compressão longitudinal x Deflexão lateral na metade da amostra deflexão – Modificada (Palmer and Sabtian 2012)

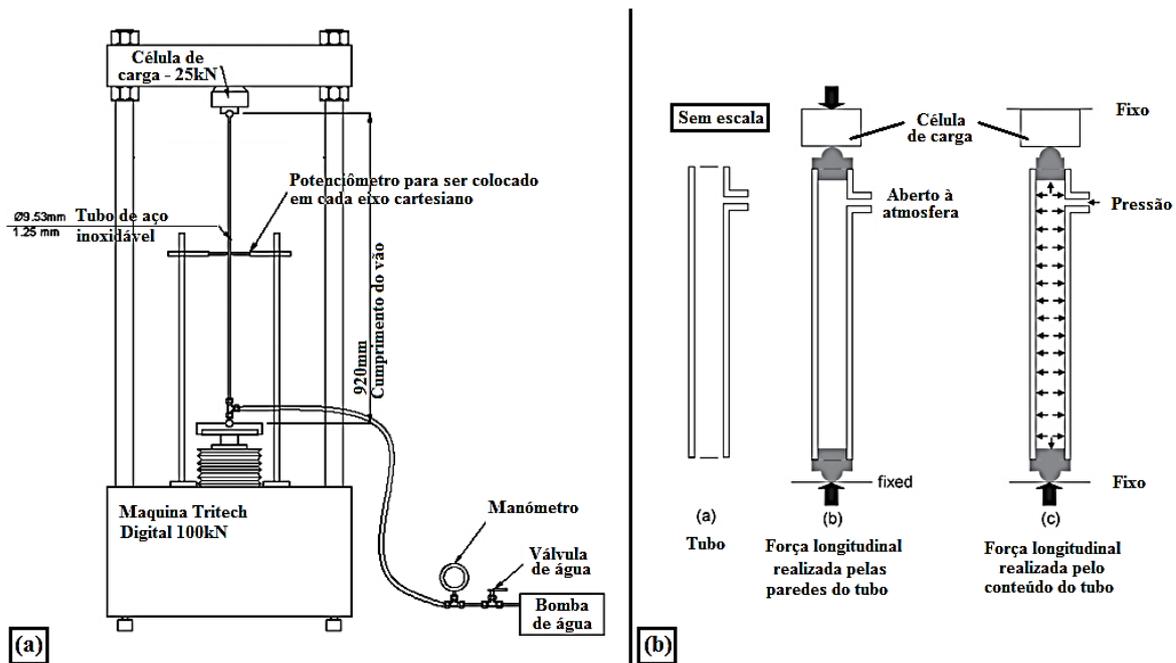


Figura 2.19. (a) Montagem experimental na maquina Trittech 100kN e (b) Modelo Experimental e localização de elementos – Modificada (Palmer and Sabtian 2012)

Nesta seção foram apresentados alguns trabalhos que foram utilizados como referência no enfoque principal deste trabalho de pesquisa, além disso, na próxima seção são apresentados alguns dos acidentes mais devastadores e contaminantes acontecidos no Brasil. É importante falar deles para tentar procurar soluções e evitar este tipo de desastres que podem provocar prejuízos ambientais, socioeconômicos, turístico e até mesmo perda de vidas humanas.

2.7 - ACIDENTES NO BRASIL NOS ÚLTIMOS 20 ANOS

Segundo Bernal (2014), a preservação da vida, seja humana ou dos organismos nos diferentes ambientes, converte-se num desafio ao longo dos projetos e empreendimentos na indústria petrolífera, a qual tem um alto grau de risco e perigo em cada uma de suas fases de exploração, produção e transporte.

Mesmo que o petróleo represente um grande negócio no mundo (atualmente envolve cerca de 683 bilhões de dólares, por ano por conta dos benefícios produzidos), é também uma das maiores fontes de poluição por causar efeitos indesejáveis à qualidade de vida e ao meio ambiente, além de trazer prejuízos às atividades socioeconômicas nos territórios atingidos (Canelas 2007). Neste sentido a Tabela 2.8 resume alguns dos principais acidentes que tem acontecido com dutos no Brasil.

Tabela 2.8. Acidentes Recentes em Dutos enterrados no Brasil, (Terzian 2005)

DATA	LOCAL	DESCRIÇÃO	CAUSA
01/2000	Duto PE-II, Baía de Guanabara.	Vazamento de 1.293 m ³ que afetou toda a Baía com óleo combustível	Flambagem da tubulação.
07/2000	Oleoduto OSPAR, Araucária.	Vazamento de 3.939 m ³ , parte atingiu o rio Iguaçu. Falha técnica e humana.	Manutenção fora dos procedimentos.
02/2001	Poliduto OLAPA, Litoral Paranaense.	Ruptura pelo esforço, teve um vazamento de 145 m ³ de óleo diesel, atingindo 4 rios.	Movimentação de um bloco de solo.
05/2001	Duto OPASA, Barueri.	Apresentou um vazamento de 200 m ³ de RAT, produto derivado de petróleo.	Ruptura fora por corrosão externa.
06/2001	Duto OBATI Osasco	Vazamento de 100 toneladas de GLP, este acidente teve um altíssimo potencial de risco.	Dano por estaca metálica. Obra de terceiros.

Na Baía de Guanabara, o duto PE-II que transportava óleo combustível entre a Ilha D'água e a Refinaria Duque de Caxias (REDUC) sofreu uma fratura devido ao fenômeno de flambagem termomecânica. Esta foi gerada pelo aquecimento e pressurização do duto, causando uma alça de deformação ao longo de um trecho na saída do canal, ver Figura 2.20.(a). A flexão excessiva na alça de deformação propiciou as condições para a ocorrência da flambagem local da parede por excesso de deformações plásticas e consequente a ruptura, ver Figura 2.20.(b), causando um dos maiores vazamentos de óleo na história do Brasil, Bernal (2014).

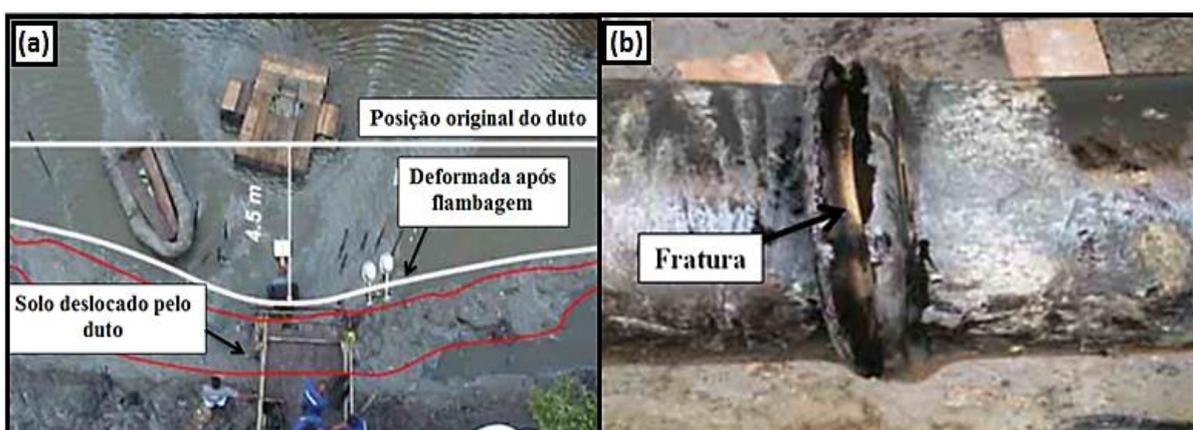


Figura 2.20. (a) Deformação do solo empurrado pelo duto PE-II após o acidente de janeiro de 2000 na Baía de Guanabara. (b) Seção do duto PE-II com fratura causada por flambagem local de parede (Cardoso 2005)

3 - METODOLOGIA DE TRABALHO

Como metodologia de trabalho, este projeto de pesquisa visa estudar o colapso de risers sob determinadas condições de carregamentos. Portanto, nesta seção são analisadas as metodologias que serão necessárias para o desenvolvimento do trabalho. Visto desta perspectiva, serão estudadas as metodologias analítica, numérica e experimental. Um enfoque analítico será usado para se chegar a uma resposta simplificada que forneça o carregamento de colapso do riser. Será adotado também um enfoque numérico com análises em modelos de elementos finitos tendo em conta não linearidades. Por último, será adotado ainda um enfoque experimental em que protótipos representarão um comportamento mais real dos risers ou segmentos de risers. Serão usados protótipos para os testes de laboratório variando-se o tipo de material do protótipo, podendo ser de tubos de PVC flexível, PVC rígido e tubos de aço carbono.

3.1 - METODOLOGIA ANALÍTICA

3.1.1 - Momento de Plastificação M_p

Segundo Kumar e Kumar (2006), na análise plástica a formação de rótulas plásticas na estrutura é considerada em estruturas hiperestáticas, ou seja, aquelas cuja criação de rótulas plásticas não transforme a estrutura de hiperestática para hipostática. A formação de rótulas em estruturas baseia-se numa curva tensão-deformação perfeitamente elasto-plástica. Com essas premissas e buscando se apoiar em estruturas retilíneas, vamos observar o comportamento de uma viga até o colapso plástico.

Para um tubo sob flexão, a distribuição de tensão na seção transversal pode apresentar vários estágios de tensões, conforme a Figura 3.1. Quando o momento de flexão aumenta, as tensões aumentam e se apresentam conforme pode ser observado na Figura 3.1 de (a) a (c). Em uma seção tubular onde a fibra mais tracionada ou mais comprimida atinge a tensão de escoamento o momento fletor calculado corresponde ao momento elástico máximo M_y da seção transversal (Figura 3.1.a). Este estado na Figura 3.1(a) não implica em falha da tubulação e a mesma pode continuar recebendo mais carga, só que agora suas tensões aumentam e algumas fibras da seção transversal do tubo entram em escoamento - este estado é apresentado na Figura 3.1.b. Entretanto, apesar disso, mais flexão poderá ser adicionada ao tubo até se atingir o limite plástico da seção que corresponde a um estado de

criação de uma rotula plástica - mostrado na Figura 3.1(c). Este momento correspondente, chamado como momento plástico da seção e é nomeado como M_p . Este estado de tensões está representada também na Figura 3.2.

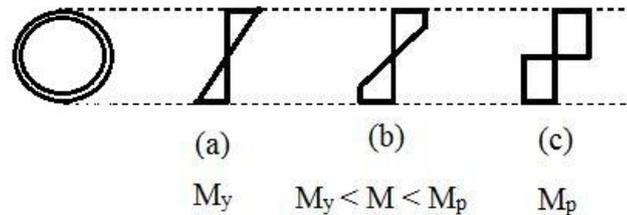


Figura 3.1. Plastificação da seção transversal.

Na situação de plastificação total, o equilíbrio das forças horizontais define a posição da linha neutra plástica como se fosse o eixo que divide a seção em duas áreas iguais, uma área tracionada A_t e outra área comprimida A_c . Na seção simétrica sob flexão, a posição da linha neutra elástica (LNE) e da linha neutra plástica (LNP) coincide, mas esta coincidência da posição da LNE e LNP não ocorre em seções sem simetria. O momento de plastificação total M_p é definido pela Equação 3.1, conforme Pfeil e Pfeil (2009).

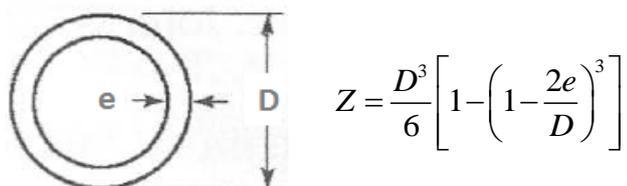
$$M_p = Z \cdot \sigma_y \quad (3.1)$$

Onde:

- M_p Momento plástico resistente baseado na tensão de escoamento
- Z Módulo plástico da seção
- σ_y Tensão de escoamento

A formulação para cada parâmetro dado nas equações 3.1 são apresentados na Tabela 3.1 que mostra como determinar o módulo plástico da seção para calcular o momento plástico M_p para o cálculo da tensão de escoamento e da tensão última.

Tabela 3.1. Módulo plástico da seção (Z) para um tubo de parede fina. Modificada de Pfeil e Pfeil (2009)



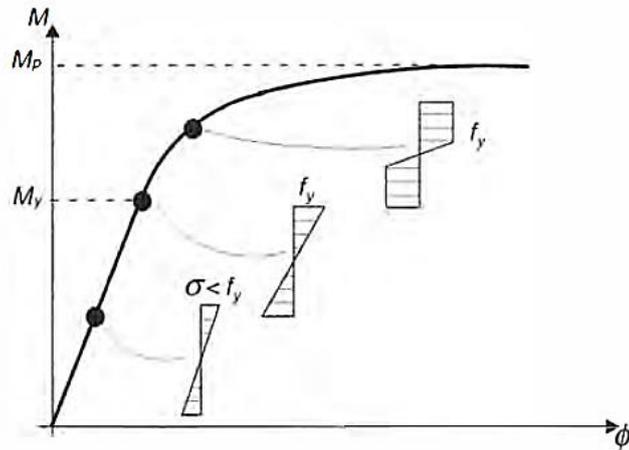


Figura 3.2. Curva Momento x curvatura de uma viga biapoiada geral – Pfeil e Pfeil (2009)

Na próxima seção, será apresentado o desenvolvimento analítico utilizado para este trabalho, tendo em conta a informação obtida para atingir o momento plástico da seção para procurar uma solução fechada ao carregamento que gera o momento plástico de colapso.

3.1.2 - Formulação para o cálculo da Tensão última de colapso plástico

No desenvolvimento do estudo analítico, se procurou conhecer a carga última de compressão que uma tubulação não pressurizada pode suportar antes do colapso plástico.

Este estudo gerou uma solução analítica desenvolvida pela expansão das séries de Taylor e da igualdade entre equações para as imperfeições iniciais totais, baseando-se na tensão aplicada, tensão de Euler e parâmetros geométricos da tubulação. O estudo tinha como finalidade conhecer o comportamento físico dos materiais para obter uma resposta que possa ser comparada com a resposta fornecida pelo complexo estudo numérico realizado pelo método dos elementos finitos.

Bezerra e Silva (2010) desenvolveram a seguinte formulação matemática assumindo a teoria de pequenas deformações com vãos idealmente retos chamados vãos livres, elásticos e isotrópicos carregados ao longo do eixo central e que devem ter o comportamento de algum elemento estrutural submetido à compressão axial. Sabe-se que a carga de colapso da coluna de Euler (P_E) é dada por (Beer et al. 2003):

$$P_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L^2} \quad (3.2)$$

Onde:

E	Módulo de elasticidade em MPa
I	Momento de inercia em mm ⁴
L	Comprimento da tubulação em mm
P _E	Carga de colapso da coluna de Euler em N

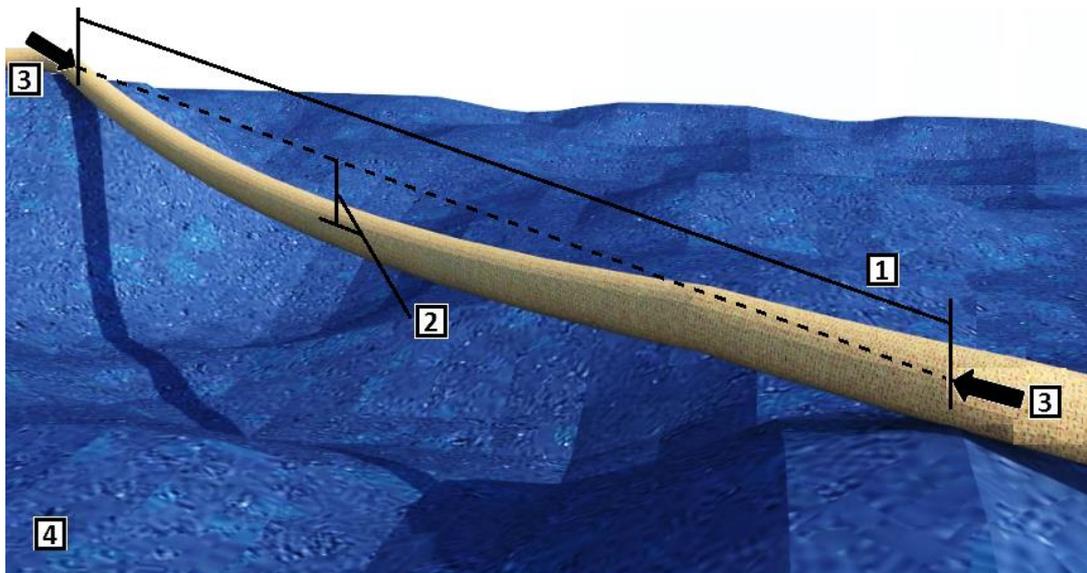
A carga crítica de Euler pode ser comparada com uma carga aplicada P e podem ocorrer três casos distintos:

- Se $P < P_{cr}$, a coluna está em equilíbrio estável na posição reta.
- Se $P = P_{cr}$, a coluna está em equilíbrio neutro tanto na posição reta quanto na posição levemente flexionada.
- Se $P > P_{cr}$, a coluna está em equilíbrio instável na posição retilínea e irá flambar sob a menor perturbação.

Isto quer dizer que a carga aplicada nunca poderá ser maior do que a carga crítica de Euler para se manter num caso de equilíbrio estável, ou pelo menos se manter em equilíbrio neutro quando $P = P_{cr}$.

Assim, para obter um comportamento mais realista do vão livre sob compressão é necessário admitir a existência de imperfeições iniciais, a possibilidade de comportamento inelástico e a capacidade de momento plástico da seção de tubo (Figura 3.3).

O modelo matemático proposto por Bezerra e Silva (2010) consiste em dois braços rígidos fixados nos extremos centrais do vão, os extremos laterais são fixados para obter um comportamento estaticamente determinado e estável, com uma mola de rigidez K nos extremos centrais, assim, a aplicação de uma força axial P no extremo da tubulação na seção transversal, com $\delta = 0$, pode fazer que P chegue à carga crítica por flambagem P_{cr} (Shanley 1957), tal qual como se apresenta na Figura 3.4.



- | | |
|------------------------|------------------------------|
| 1. Vão livre | 3. Carga de compressão axial |
| 2. Imperfeição Inicial | 4. Solo marinho |

Figura 3.3. Vão livre baixo carga de compressão e imperfeição inicial (Bezerra et al. 2014)

Onde, o número 1 faz referência ao vão livre entre apoios ou bancos de areia, o número 2 representa a imperfeição inicial gerada pela ação da gravidade do peso próprio da tubulação e do peso do fluido que se encontra no interior do tubo, o número 3 é a carga de compressão axial que tenta simular as tensões aplicadas nas paredes da tubulação geradas pelo aquecimento do fluido para facilitar o transporte, e por último, o número 4 representa o solo marinho e a topografia variável com bancos de areia onde se encontra apoiada a tubulação.

Desenvolvendo o momento de equilíbrio no ponto central para ângulos pequenos, obtém-se a seguinte equação:

$$P_{cr} \delta = \frac{P_s L}{2} \frac{L}{2} \quad (3.3)$$

Quando se considera as imperfeições iniciais se obtém um modelo apresentado na Figura 3.5, na qual se observa um aumento nos deslocamentos da parte central e desenvolvendo o momento de equilíbrio tem-se:

$$P \delta_{tot} = \frac{P_s L}{2} \frac{L}{2} \quad (3.4)$$

$$P_s = K \delta \quad (3.5)$$

$$P_{cr} = P_E = \frac{KL}{4} \quad (3.6)$$

$$\delta_{tot} = \delta + \delta_0 \quad (3.7)$$

Utilizando as equações anteriores pode-se encontrar a carga P em função das variáveis de δ_{tot} , δ_0 e P_E :

$$\delta_{tot} = \frac{P_s L}{4P} = \frac{K \delta L}{4P} = \frac{P_E}{P} (\delta_{tot} - \delta_0) \quad (3.8)$$

$$\delta_{tot} = \frac{P_E}{P} (\delta_{tot} - \delta_0) \quad (3.9)$$

Resolvendo δ_{tot} , temos:

$$\delta_{tot} = \frac{\delta_0}{1 - \frac{P}{P_E}} = \frac{\delta_0}{1 - \frac{\sigma}{\sigma_E}} \quad (3.10)$$

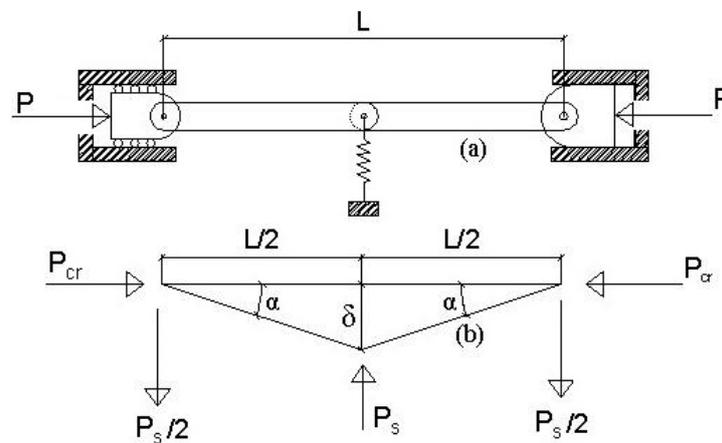


Figura 3.4. Situação Ideal: (a) Modelo Elementar de colapso por flambagem (b) Diagrama de corpo livre

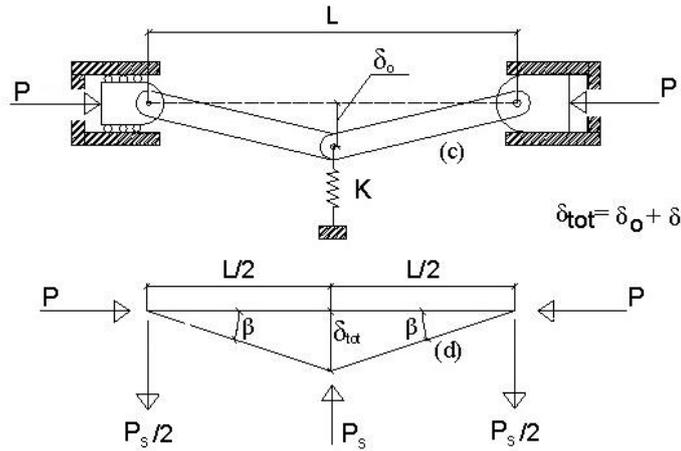


Figura 3.5. Situação Real: (c) Modelo mecânico com imperfeição inicial (d) Diagrama de corpo livre

Utilizando o critério de escoamento de Von-Mises-Hencky, determina-se os valores das tensões de tração e compressão. Onde o σ_l e σ_θ são as tensões longitudinais e tensões circunferenciais, respectivamente. Estes valores são necessários para determinar a capacidade do momento plástico e a força última que gera o colapso plástico. A formulação é apresentada a seguir, sendo o sinal (+) para a tensão de tração e o sinal (-) para a tensão de compressão:

$$\sigma_l = \sigma_y \left\{ \frac{2\sigma_\theta}{\sigma_y} \pm \sqrt{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{\sigma_\theta}{\sigma_y} \right)^2} \right\} \quad (3.11)$$

$$\sigma_t = \sigma_y \left\{ \frac{2\sigma_\theta}{\sigma_y} + \sqrt{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{\sigma_\theta}{\sigma_y} \right)^2} \right\} \quad (3.12)$$

$$\sigma_c = \sigma_y \left\{ \frac{2\sigma_\theta}{\sigma_y} - \sqrt{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{\sigma_\theta}{\sigma_y} \right)^2} \right\} \quad (3.13)$$

A tensão circunferencial é dada por:

$$\sigma_\theta = \frac{pr}{(R-r)} \quad (3.14)$$

p	Pressão interna
R	Raio externo da tubulação
r	Raio interno da tubulação

Com os resultados das equações mostrados anteriormente, pode-se encontrar a solução analítica para a capacidade de momento plástico com a interação das forças axiais e pressão interna.

$$M_{pc}^{\theta} = \left(\frac{2}{3}\right)(\sigma_t + \sigma_c)(R^3 - r^3) \sin \left[\left(\frac{\pi(\sigma_c - \bar{\sigma})}{(\sigma_t + \sigma_c)} \right) \right] = \sigma A_0 \delta_{tot} \quad (3.15)$$

Da equação anterior pode-se encontrar δ_{tot} :

$$\delta_{tot} = \left(\frac{2}{3}\right) \frac{(\sigma_t + \sigma_c)(R^3 - r^3)}{\sigma A_0} \sin \left[\left(\frac{\pi(\sigma_c - \bar{\sigma})}{(\sigma_t + \sigma_c)} \right) \right] \quad (3.16)$$

Igualando equações 3.10 e 3.16 para encontrar o valor aproximado da tensão de colapso plástico da FPS, temos:

$$\underbrace{\left(\frac{2}{3}\right) \frac{(\sigma_t + \sigma_c)(R^3 - r^3)}{\sigma A_0} \sin \left[\left(\frac{\pi(\sigma_c - \bar{\sigma})}{(\sigma_t + \sigma_c)} \right) \right]}_{Eq. 3.16} = \delta_{tot} = \frac{\delta_0}{\underbrace{1 - \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_E}}_{Eq. 3.10}} \quad (3.17)$$

Resolvendo o sistema de equações, obtemos:

$$\left(\frac{2}{3}\right) \frac{(\sigma_t + \sigma_c)(R^3 - r^3)}{A_0} \left(1 - \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_E}\right) \left[\sin \left[\left(\frac{\pi(\sigma_c - \bar{\sigma})}{(\sigma_t + \sigma_c)} \right) \right] \right] - \bar{\sigma} \delta_0 = 0 \quad (3.18)$$

Aplicando as propriedades e desenvolvendo por Série de Taylor, para pequenos ângulos temos:

$$\sin(\theta) \cong \theta - \frac{\theta^3}{3!} + \frac{\theta^5}{5!} \dots \cong \theta \quad \Rightarrow \quad \sin \left[\pi \left(\frac{(\sigma_c - \bar{\sigma})}{(\sigma_t + \sigma_c)} \right) \right] \cong \pi \left(\frac{(\sigma_c - \bar{\sigma})}{(\sigma_t + \sigma_c)} \right)$$

$$\frac{2(\sigma_t + \sigma_c)(R^3 - r^3)}{3A_0} \left(1 - \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_E}\right) \left[\left(\frac{\pi(\sigma_c - \bar{\sigma})}{(\sigma_t + \sigma_c)} \right) \right] - \bar{\sigma} \delta_0 = 0 \quad (3.19)$$

Finalmente, a tensão última que determina o colapso plástico $\bar{\sigma}$ é resumida na solução das seguintes equações:

$$\bar{\sigma}^2 + C\bar{\sigma} + D = 0 \quad (3.20)$$

$$C = -\sigma_E - \sigma_c - 1.5\delta_0\sigma_E \left[\frac{(R^2 - r^2)}{(R^3 - r^3)} \right] \quad (3.21)$$

$$D = \sigma_E\sigma_c \quad (3.22)$$

Da equação 3.20 obtém-se um polinômio de segundo grau, que representa duas possíveis soluções, mas uma delas não tem significado físico e, portanto, será descartada. Entretanto, a outra resposta é a solução fechada para determinar a carga de colapso plástico com enfoque analítico, na qual será a resposta para realizar a comparação entre resultados no próximo capítulo 4.

O desenvolvimento matemático pela igualdade das imperfeições totais δ_{tot} dá como resultado a interseção de duas curvas, tal interseção é a solução da máxima tensão de colapso plástico, conforme representado na Figura 3.6. Esta interseção de curvas foi realizada utilizando a equação 3.10 e equação 3.16, tomando valores de tensão menores que tensão de compressão σ_c .

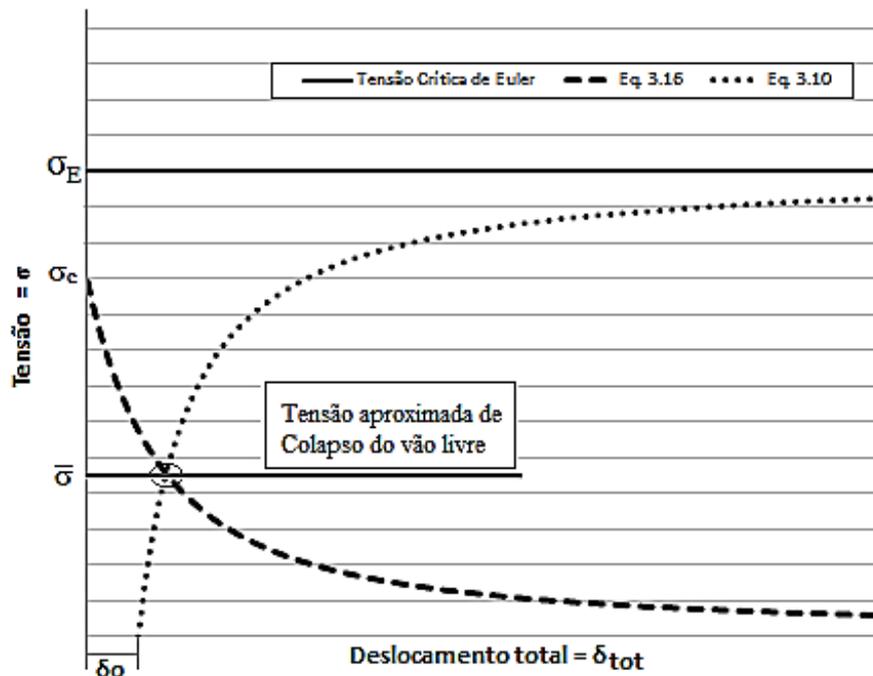


Figura 3.6. Técnica gráfica de interseção para a solução da tensão de colapso. Modificada de Bezerra e Silva (2010).

3.2 - METODOLOGIA EXPERIMENTAL

Nesta seção será apresentada toda montagem experimental detalhando cada etapa das atividades e materiais empregados para obter os resultados coerentes e que possam ser extrapoláveis para situações reais.

Para o ensaio experimental foram utilizadas tubulações de PVC (*Policloreto de Vinila*) e tubulações de aço-carbono que foram testadas variando diâmetros, espessuras e tipos de uso (normal e rígido). Realizaram-se ensaios de caracterização de materiais para conhecer as propriedades mecânicas das tubulações empregadas para cada tipo de ensaio, tais como módulo de elasticidade, tensão de escoamento, tensão última, entre outros. Os ensaios experimentais foram feitos no laboratório de Estruturas da Universidade de Brasília.

O ensaio experimental desenvolvido nesta pesquisa é necessário para conhecer o maior segmento da tubulação que vai suportar os carregamentos aplicados (peso próprio da tubulação, peso da água e força gravitacional) antes de chegar à ruptura pelo colapso plástico.

3.2.1 -Vão livre máximo devido ao deslocamento de apoios.

Antes de iniciar o experimento, ou seja, quando os apoios da tubulação começam a se afastar um do outro simultaneamente, entre eles existe espaçamento inicial de 1.70 metros em total, ou seja, 0.85 metros para cada lado do ponto central da amostra de ensaio. Este espaçamento foi definido em função das dimensões dos cavaletes. Os apoios percorreram toda a tubulação até os extremos finais, incrementando o vão livre a uma velocidade e deslocamento constantes, para alcançar o vão máximo que a tubulação pode suportar antes de chegar à tensão que gera o colapso plástico na zona não linear do material.

3.2.1.1 - Materiais Necessários

Para a realização do projeto foi necessária utilizar alguns materiais de fácil aquisição, começando pelos apoios metálicos deslocáveis. Para o experimento 1 foram utilizados cavaletes metálicos, feitos com barras de aço de 1” de diâmetro, instalados um na frente do outro, ver Figura 3.7.

Suportes metálicos foram utilizados para segurar tanto as amostras de ensaio como a viga longitudinal que se usou para suportar os defletômetros que registraram os

deslocamentos verticais (Figura 3.8), além disso, os mesmos contribuíram para aumentar a estabilidade ao modelo de ensaio.

Também foram utilizadas roldanas metálicas de dois tipos, o primeiro tipo era de 4" (Figura 3.9. (a) que facilitaram o deslocamento das cordas de nylon para puxar os cavaletes metálicos desde a parte central da tubulação até as extremidades. Estas roldanas foram ancoradas ao solo por parafusos especiais para concreto. O segundo tipo era de 2" (Figura 3.9. (b) que ajudavam no deslizamento dos cavaletes, e eram guiadas por cantoneiras dobradas (detalhe da Figura 3.10).



Figura 3.7. Cavaletes Metálicos - (a) Modelo Digital - (b) Modelo Real

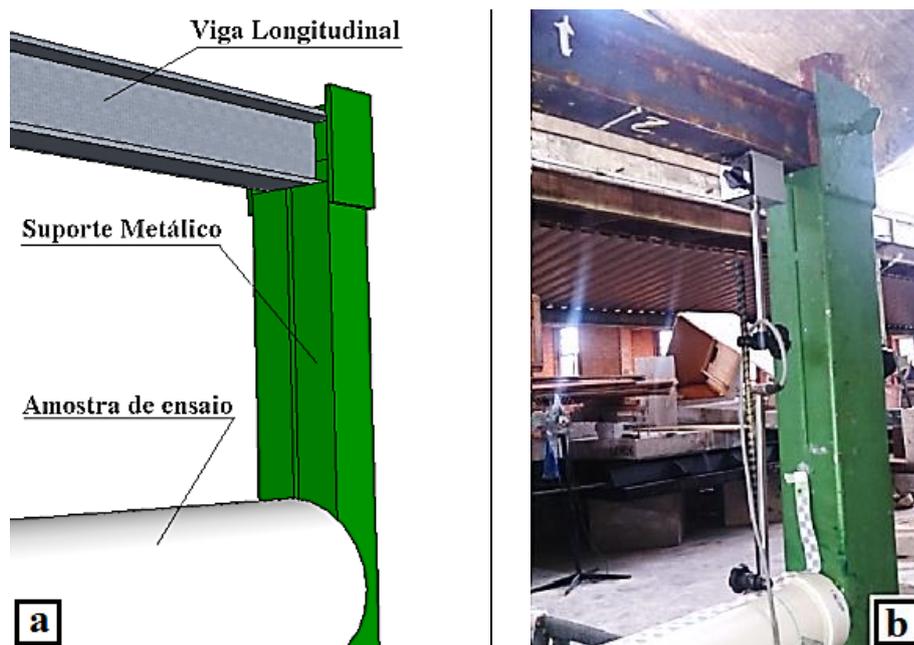


Figura 3.8. Suporte Metálico e Viga Longitudinal - (a) Modelo Digital - (b) Modelo Real

Estas cantoneiras possuem dimensões comerciais de 25x25x1.5mm e foram usadas para gerar uma camada metálica tipo “trilho”. Cada cavalete tinha uma peça de madeira no extremo inferior como base de nivelção que era um elemento necessário para acoplar as roldanas de 2” com canal “V”, ao sistema “trilho” visando criar um deslizamento paralelo e simétrico ao longo da tubulação de ensaio. Todo este procedimento está melhor apresentado na Figura 3.10.

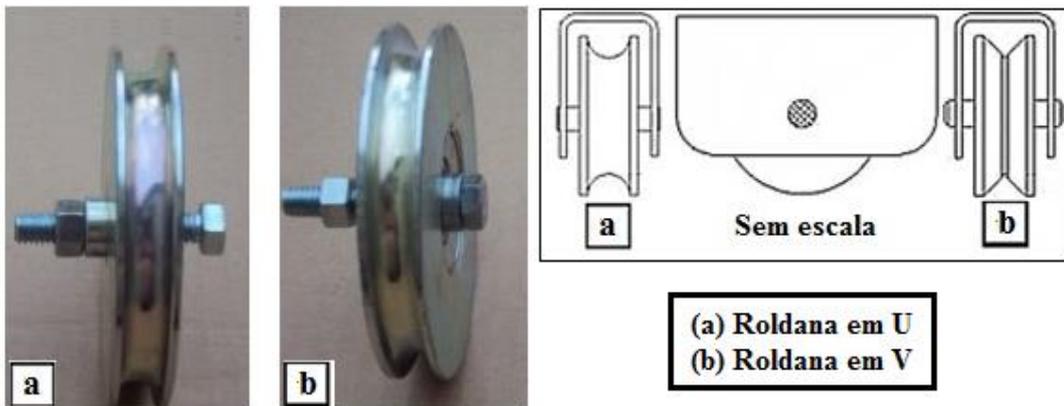
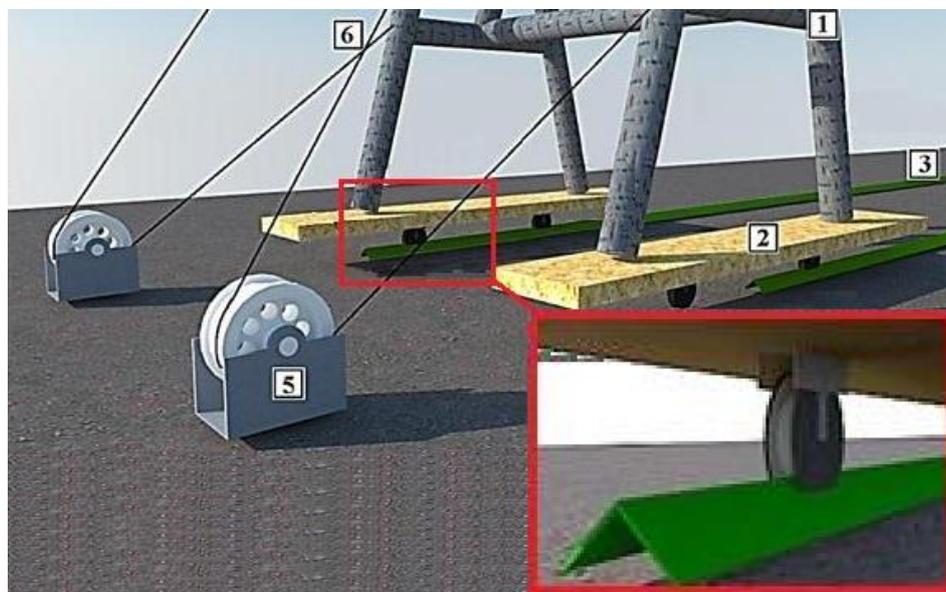


Figura 3.9. (a) Roldana de 4" canal U - (b) Roldana de 2" canal V



- | | |
|---------------------------------|-----------------------------|
| 1. Cavalete metálico | 4. Roldanas 2" em V |
| 2. Base de nivelção | 5. Roldanas 4" em U |
| 3. Cantoneiras (trilhos) | 6. Cordas sintéticas |

Figura 3.10. Detalhe do sistema "Trilho"

Um segundo sistema de deslocamento foi montado a fim de gerar um melhor deslizamento entre as amostras de ensaio e os cavaletes. Ele consiste basicamente em duas roldanas de nylon, localizadas uma em frente da outra e situadas sobre uma base de

madeira adaptada a uma chapa metálica por parafusos que foi soldada aos cavaletes metálicos. O sistema implantado se fez necessário para diminuir o atrito entre as barras transversais dos cavaletes e as amostras de ensaio, conforme apresentado na Figura 3.11.

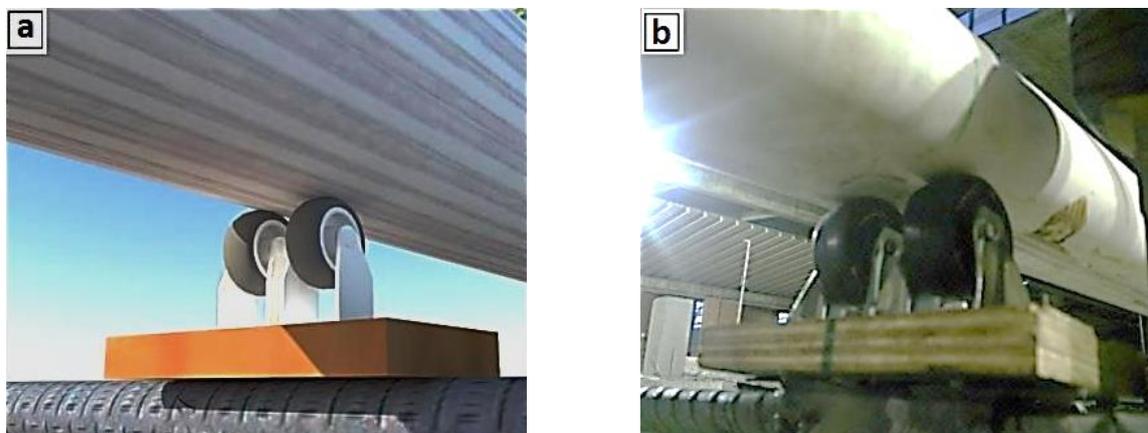


Figura 3.11. Roldanas sintéticas - (a) Modelo Digital - (b) Modelo Real

O deslocamento entre os apoios era feito com o auxílio da ponte rolante disponível no laboratório de estruturas e teve como função gerar uma força de tração sobre as cordas nylon, que a sua vez puxam cada cavalete para aumentar o espaçamento de cada vão livre.

A ponte rolante da marca DEMAG possui duas velocidades de elevação para a aplicação da força de tensão às cordas nylon, uma é de 4,8m/min, e outra, é de 0,48m/min, tal como se pode observar na especificação do equipamento (ver Figura 3.12). A velocidade escolhida para os ensaios foi de 0,48m/min (8mm/seg.), já que se pode perceber com mais detalhe o deslocamento simétrico de cada apoio móvel (cavaletes metálicos).

CARACTERÍSTICAS DO EQUIPAMENTO:
PORTICO ROLANTE EYPE
GRUPO DE SERVIÇO H2B3 (DIN 15018)
VELOCIDADE DE TRANSLAÇÃO DO PORTICO: 6,3/25 m/min
MOTOR DE TRANSLAÇÃO: (2x)AME20TD-MO-35-1-52,1
ZBF80A8/2B020

TALHA: EKP212H11L4/1F10
CAPACIDADE: 5.0t (FEM 18m)
VELOCIDADE DE ELEVACAO: 4,8/0,48 m/min
VELOCIDADE DE TRANSLAÇÃO: 16,8 m/min
MOTOR DE TRANSLAÇÃO: (1x)13/6KF2 FA14

COMANDO POR BOTOEIRA PENDENTE DA TALHA
ABASTECIMENTO DE FORÇA DA TALHA: PERFIL KBK0
TENSAO DE SERVIÇO: 220V - 3ø - 60Hz
TENSAO DE COMANDO: 220V - 1ø
PROTECAO MOTORES/PAINÉIS: IP 44
ABASTEC. FORÇA DA PONTE: DCL x 30m (DES.269.554.57)

Figura 3.12. Características do equipamento pórtico rolante

A Figura 3.13 apresenta os estados de deslocamento inicial e final, resultado do aumento gradual da força de tração gerada pelo pórtico rolante que possibilitou incrementar os espaçamentos entre os cavaletes.

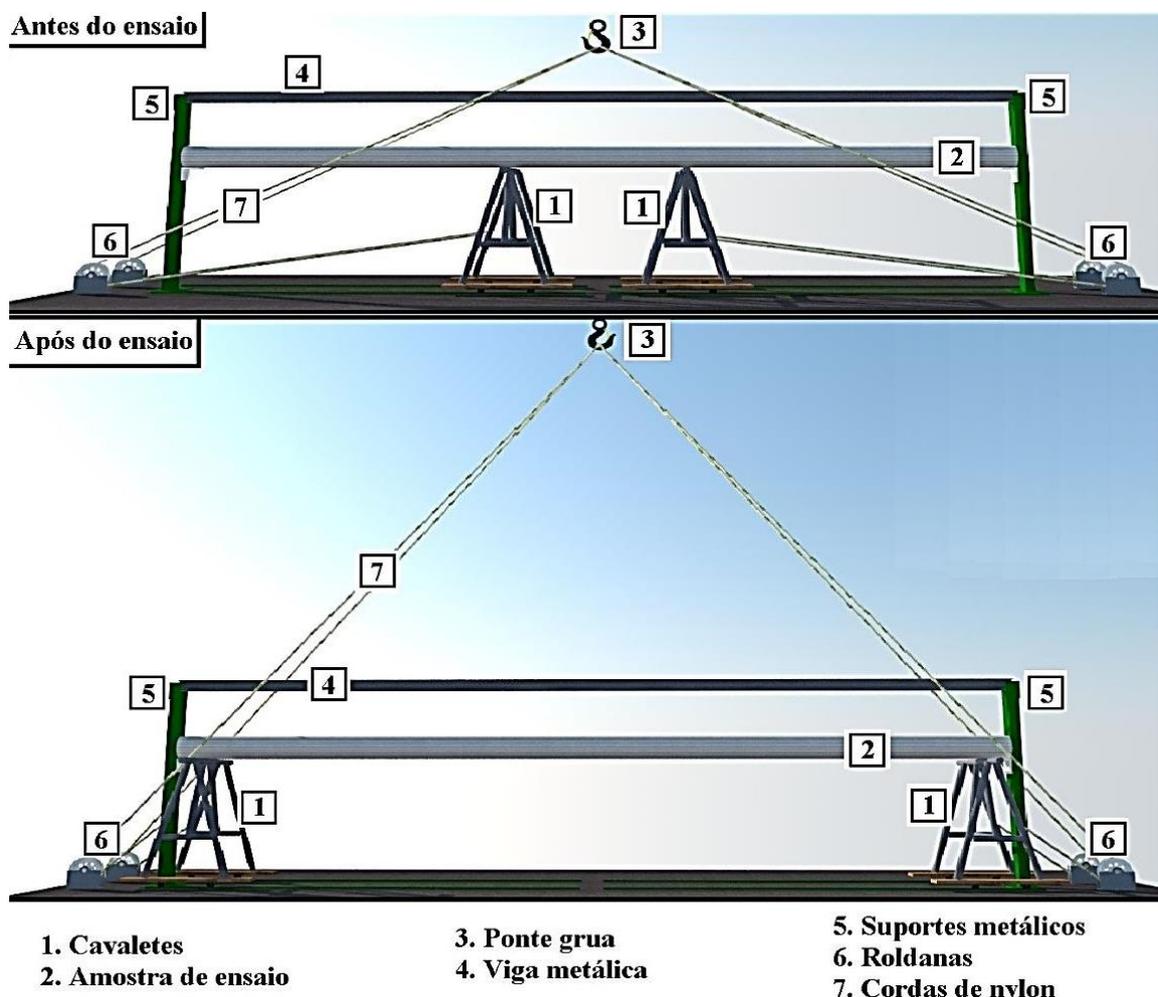


Figura 3.13. Esquemas de ensaio inicial e final.

3.2.1.2 - Carregamento aplicado

O carregamento aplicado na tubulação foi inicialmente composto pelo peso próprio da tubulação e de um líquido (água) no interior da mesma. Porém, apenas o carregamento de peso próprio não foi suficiente para alcançar o máximo momento fletor de colapso. Desta forma, precisou-se de um carregamento adicional; este procedimento foi feito localizando duas forças concentradas com uma separação de 0,75 m a cada lado do ponto central, obtendo assim a deformação por flexão pura no vão central da tubulação, tal procedimento é denominado como sistema “two point load”.

Para este tipo de forças utilizou-se uma alternativa de fácil aquisição composta por um perfil metálico em U posicionado embaixo da amostra suspensa por dois cabos de aço servindo de suporte para os pesos adicionais tentando simular as forças concentradas, e por conseguinte o carregamento necessário para colapsar a tubulação, ver Figura 3.14.



Figura 3.14. Esquema de forças concentradas devido ao peso adicional - Modelo Digital e Modelo Real

Finalizando esta seção, depois de fazer a montagem experimental com todos os materiais utilizados é necessário calibrar e registrar os dados experimentais. Estas informações são apresentadas na próxima seção.

3.2.1.3 - Instrumentação utilizada

A instrumentação empregada para a obtenção dos resultados dos ensaios são um dos elementos principais na resolução deste projeto de pesquisa e para isso foram utilizados transdutores lineares para registro dos deslocamentos verticais, velocidade de deslocamento do pórtico rolante e filmagem do ensaio por uma câmera de alta resolução para registrar o deslocamento pixel a pixel.

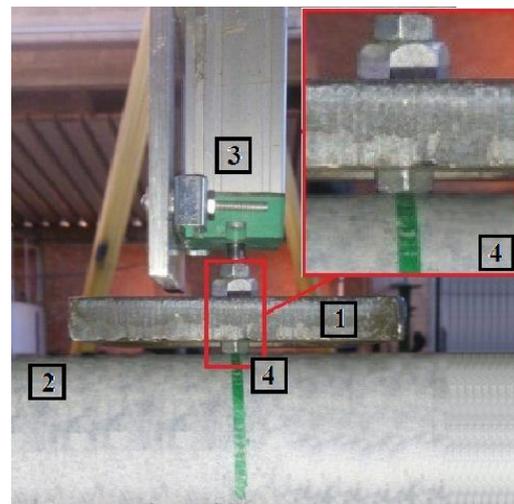
O sistema de aquisição de dados empregado para o registro dos dados foi fabricado pela HBM (Hottinger Baldwin Messtechnik) e é formado por duas unidades de leitura eletrônica, denominadas Spider8 (Figura 3.17), cada um delas possui cinco canais disponíveis para ligar cada transdutor, além disso, o sistema está equipado com um software (CatMan) para o gerenciamento destas unidades, o que permite fazer uma leitura direta dos dados experimentais. Nos módulos Spider8, os transdutores lineares são ligados em $\frac{1}{2}$ ponte ao programa CatMan.

Os valores obtidos foram registrados por transdutores lineares de deslocamento marca GEFRAN, MOD: LT-M-0150-P (ver Figura 3.15 e Figura 3.16), instalados a 0,50 m de cada lado do ponto central da tubulação, os transdutores mediram a deformação produzida na região de compressão da tubulação para poder extrapolar os dados da deformação obtidos e posteriormente gerar valores correspondentes ao momento fletor.

Os transdutores lineares possuem uma dificuldade por não terem mola para o retorno da haste, portanto para solucionar este problema foi necessário programar um sistema de peso adicional para garantir o deslocamento do êmbolo sobre a tubulação conforme se iam registrando os deslocamentos verticais. Este processo também garante o contato permanente da haste sobre a superfície das faces de medição da tubulação, tal como se observa na Figura 3.16. Estes transdutores lineares foram localizados em baixo da viga longitudinal para medição vertical, conforme o número 5 da Figura 3.18.



Figura 3.15. Transdutor Linear com deslocamento vertical



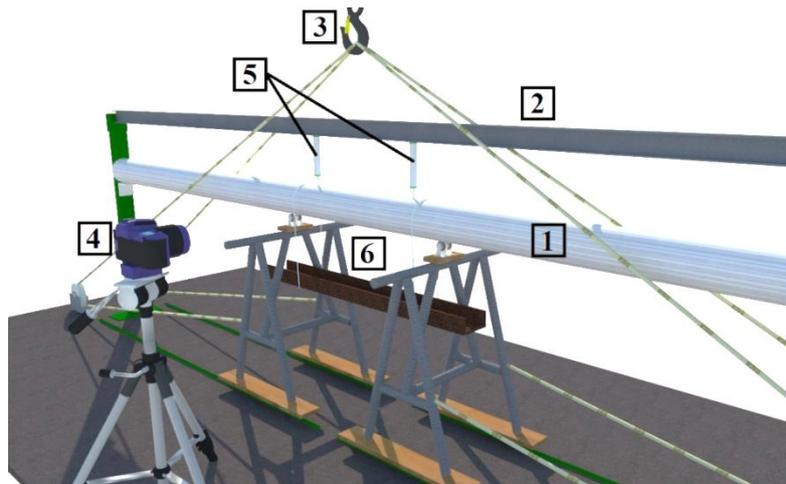
1. Massa para contato haste-tubulação
2. Amostra de Ensaio
3. Transdutor lineal
4. Zona de contato

Figura 3.16. Sistema de peso para garantir contato haste com a tubulação

Outro sistema de instrumentação empregado para medir a deformação principal, foi uma câmera de alta resolução que filmou todo o desenvolvimento do ensaio na zona central da amostra, com a finalidade de poder fazer o pós-processamento da medida de deformação vertical pixel a pixel, desde a posição inicial da tubulação até a posição final, quando a tubulação sofre a flambagem até alcançar o colapso plástico. Este processo está representado na Figura 3.18.



Figura 3.17. Sistema de Aquisição de dados Spider8



- | | |
|------------------------------|--------------------------|
| 1. Amostra de ensaio | 4. Câmera e tripé |
| 2. Viga longitudinal | 5. Transdutores lineares |
| 3. Gancho do pórtico rolante | 6. Perfil metálico |

Figura 3.18. Medição da deformação no ponto central por câmera fotográfica

Após a definição da instrumentação utilizada, faz-se necessário distinguir cada amostra ensaiada por meio de uma identificação específica para reconhecimento das amostras ensaiadas. Esta identificação será apresentada na próxima seção.

3.2.1.4 - Nomenclatura para o reconhecimento das amostras

Para a avaliação de cada teste, foi necessário realizar a respectiva configuração e classificação de cada amostra a ser ensaiada. Para isso, adotou-se uma nomenclatura simplificada a fim de tentar reproduzir as configurações referentes ao tipo de material, características geométricas, e número de amostras ensaiadas para conhecer o comportamento de cada material submetido aos diferentes carregamentos utilizados.

Desta forma, foram definidas cinco variáveis a serem utilizadas para reconhecer cada amostra e o tipo de ensaio realizado.

Nos ensaios preliminares foram utilizados tubos de PVC branco, tubos de PVC marrom e Tubos de aço carbono. A seguir apresenta-se um exemplo de identificação das amostras de ensaio:

$$\underset{(a)}{PR} - \underset{(b)}{\frac{2}{3}} - \underset{(c)}{MR} - \underset{(d)}{\downarrow} \underset{(e)}{0} - \#1$$

Onde o primeiro valor (a) faz referência ao material empregado, PR = tubulações de PVC rígido, PF = tubulações de PVC flexível e AC = tubulações de aço-carbono. O segundo valor (b) faz referência à geometria da tubulação, onde o numerador é o diâmetro em polegadas e o denominador é a espessura de parede em milímetros (mm). O terceiro valor (c) faz referência à cor, onde MR é marrom, BR é branco e PT é preto. O quarto valor (d) é o valor de cada força concentrada aplicada à tubulação em quilogramas força (Kgf). O último valor (e) é o numero da amostra que foi ensaiada. A Figura 3.19 apresenta o fluxograma que descreve todas as configurações dos ensaios, inclusive dos ensaios preliminares.

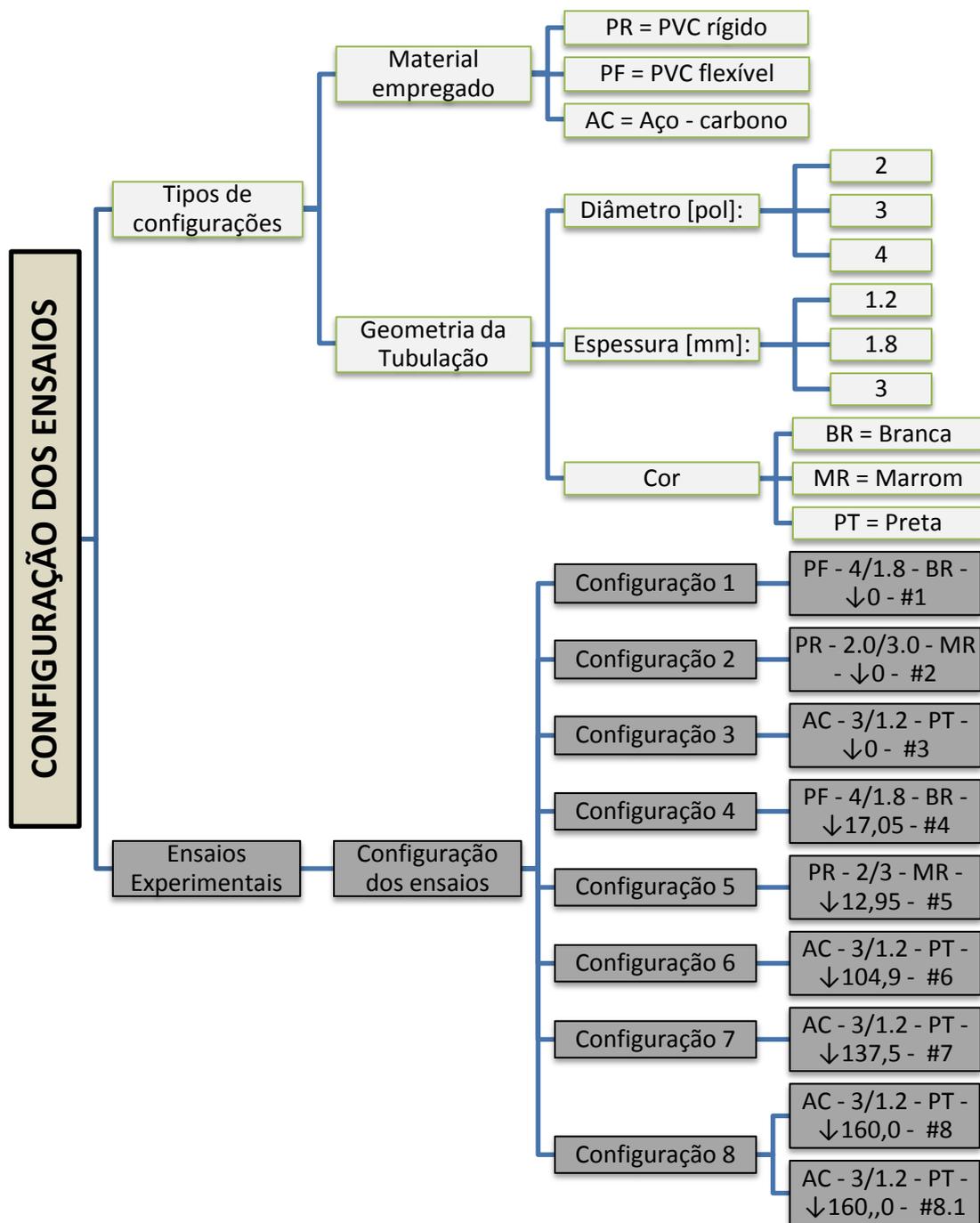


Figura 3.19. Fluxograma da configuração dos ensaios.

3.2.1.5 - Preparação das amostras de ensaio

Foi indispensável realizar a preparação previa das amostras ensaiadas, tal procedimento incluiu atividades necessárias que dependiam do material e do tipo de tubulação empregado. A preparação das amostras pode ser resumida em: cortar, lixar, colar, soldar, perfurar, polir, encher de água e sinalizar. A Tabela 3.2 apresenta a preparação de cada uma das amostras, levando em conta que alguns processos são independentes do tipo de tubulação utilizado.

É necessário distinguir que tipos de atividades foram empregados para cada um dos tipos de material testados, para isso, na relação abaixo serão distinguidas as ações realizadas em cada tipo de tubulação, utilizando os super-índices 1, para as tubulações plásticas de PVC flexível e/ou rígido, e 2, para as tubulações de aço-carbono da seguinte forma:

- Medir: Usando fita métrica para obter medidas exatas das tubulações com 6,0 m de comprimento. ^(1,2)
- Cortar: Retirando qualquer tipo de imperfeição que pudesse ter a tubulação, além de ajudar na obtenção da amostra com o comprimento requerido. ^(1,2)
- Lixar: Usando lixa de água #200, para obter um acabamento ideal entre a superfície externa da tubulação e a superfície interna do “cap”, sendo este último um elemento necessário para fechar às extremidades da tubulação. ⁽¹⁾
- Soldar: Atividade necessária para fechar as extremidades das tubulações de aço-carbono com uma chapa metálica de igual espessura do duto, este processo foi feito com eletrodos revestidos marca “ESAB OK”, utilizando 32 ampères abastecidos pelo equipamento de solda. ⁽²⁾
- Colar: A colagem dos “caps” sobre as extremidades das tubulações plásticas de PVC foi realizada usando um adesivo plástico aquatherm marca tigre. ⁽¹⁾
- Polir: O polimento foi feito somente para tubulações metálicas de aço carbono, utilizando uma lixadeira capaz de retirar as imperfeições da tubulação depois do processo da soldagem. ⁽²⁾
- “Perfurar e encher: O processo de perfurar se realizou utilizando uma furadeira e uma broca de 3/4” de diâmetro, para instalar a torneira de esfera na tubulação. A atividade de encher a tubulação foi feita transportando a água por uma mangueira plástica desde a torneira de jardim, o processo foi feito até encher completamente a tubulação. ^(1,2)

Tabela 3.2. Preparação das amostras de ensaio.

	CANO MARROM PVC RIGIDO	CANO BRANCO PVC FLEXÍVEL		CANO DE AÇO CARBONO
CORTAR				
LIXAR				
COLAR				
PERFURAR				
ENCHER				

Finalizando esta seção da preparação das amostras, é indispensável falar sobre o desenvolvimento do ensaio experimental que será apresentado na seguinte seção.

3.2.1.6 - Desenvolvimento do ensaio de vão livre máximo devido ao deslocamento de apoios.

Depois de feita a montagem experimental, o passo seguinte foi efetuar o ensaio começando pela localização do gancho do pórtico rolante na parte central superior da montagem por cima da viga longitudinal, conforme a Figura 3.20. Em seguida a tubulação foi devidamente posicionada e preenchida completamente por água pela perfuração feita no extremo da tubulação, para simular o carregamento distribuído constante durante o desenvolvimento do ensaio experimental.



Figura 3.20. Gancho do Pórtico rolante

Para registrar os deslocamentos verticais de cada amostra ensaiada, transdutores lineares de deslocamento foram utilizados. Além disso, uma câmera fotográfica foi utilizada para filmar o comportamento das amostras durante o ensaio.

O ensaio iniciou quando a força de elevação gerada pelo gancho da ponte rolante tracionava as cordas de nylon lentamente a velocidade constante de 0,48m/min (8 mm/seg.). Esta ação possibilitou puxar e deslocar simultânea e simetricamente os cavaletes pelo sistema trilho até as extremidades das amostras ensaiadas.

Na Figura 3.21 se apresenta um esquema do desenvolvimento do ensaio em 3 etapas, no início, na metade e no final do ensaio.



Figura 3.21- Desenvolvimento do ensaio, etapas de : (a) Início; (b) Metade; (c) Final.

O ensaio finalizou quando a tensão aplicada superou a tensão máxima de resistência, gerando assim deformações consideráveis e atingindo a ruptura e colapso por flexão pura no vão central. O tempo empregado para a realização do ensaio foi de 360 ± 3 segundos.

Devido à interação da tubulação avaliada com os diferentes carregamentos aplicados, tais como o peso próprio da tubulação, o peso do fluido, as forças concentradas devido a pesos adicionais foi possível obter o colapso plástico da tubulação, sendo o objetivo principal desta pesquisa. Ressalta-se que todas essas forças são necessárias para o rompimento e surgimento de enrugamentos na tubulação.

A medição das alterações na estrutura foi feita por diferentes meios: um deles foi através de transdutores lineares que registraram os deslocamentos verticais devidos à flexão pura longitudinal que a tubulação sofreu quando começou a flambar e o outro foi através de câmera de alta resolução para filmar o deslocamento vertical no ponto central da montagem do ensaio desde o começo até superar a máxima tensão de resistência da tubulação. Os deslocamentos, neste caso foram medidos pixel a pixel.

O critério para finalização de cada ensaio foi definido como sendo o colapso da tubulação, ou seja, com o aparecimento de enrugamento *wrinkle*, ou a ovalização da seção do protótipo ou quando o tubo não puder suportar mais acréscimos no vão livre.

Finalizando com o desenvolvimento da metodologia experimental, se prossegue a realizar a metodologia numérica, processo para simular numericamente o comportamento de tubulações pelo método dos elementos finitos utilizando o software ABAQUS que será apresentado a seguir.

3.3 - METODOLOGIA NUMÉRICA

Nesta seção, pretendeu-se avaliar a modelagem numérica de tubulações de aço como protótipos risers, através do uso do software ABAQUS (Hibbitt et al. 2004), tendo em conta variáveis tais como propriedades geométricas e mecânicas do material analisado, além das condições de contorno e comportamento do material, com a finalidade de obter os valores de carga última de colapso que as tubulações podem suportar dependendo das condições para as quais foram submetidas.

Como a tubulação tem parede de espessura fina, foram utilizados vários modelos de elementos finitos para determinar qual deles apresenta um melhor comportamento, entre os

quais estão o elemento finito tipo cúbico tridimensional com C3D8R com 8 nós e 3 graus de liberdade por nó, o segundo tipo de modelo numérico foi feito utilizando o elemento tetraédrico tridimensional C3D4 com 4 nós e por último foi implementado o modelo numérico com elemento de casca S3R com 3 nós. A Figura 3.22 apresenta os três elementos empregados para determinar que tipo de elemento finito se adapte melhor ao problema em questão.

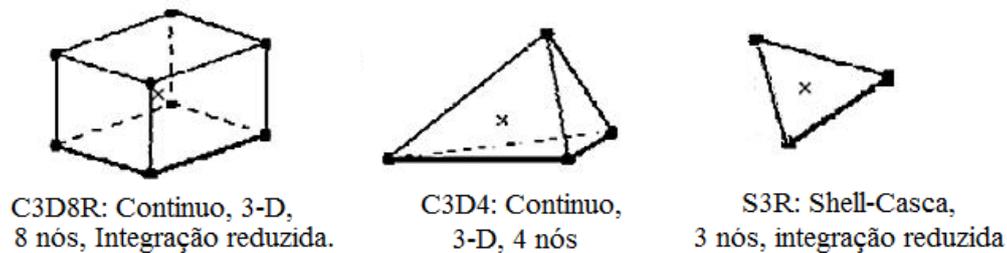
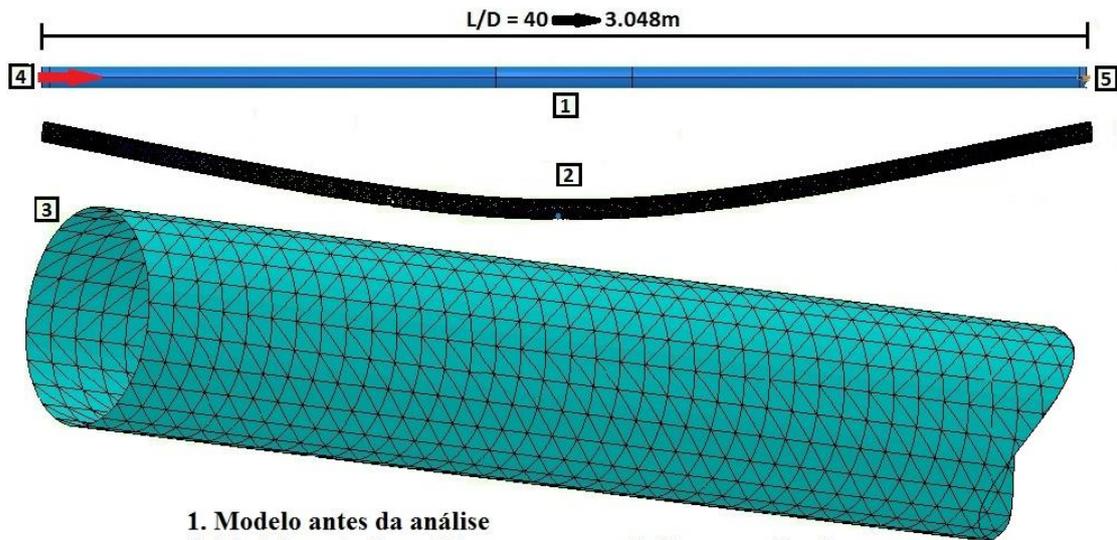


Figura 3.22. Tipo de elementos finitos biblioteca ABAQUS - (Hibbitt et al. 2004)

Após diversos testes de convergência, o elemento finito que apresentou melhores resultados foi o S3R. Desta forma, ele foi adotado em todas as análises numéricas.

Dois tipos de malha foram definidos no modelo: uma para a parte central (densidade de malha = 0,01m por lado do triangulo), e outra malha para os segmentos restantes da tubulação (densidade de malha = 0,02m por lado do triangulo). O número de elementos utilizado para cada análise numérica depende da relação de forma L/D (comprimento/diâmetro externo). O número de elementos pode variar desde 6.432 elementos para a relação de forma L/D = 30 até 17.472 elementos para a relação L/D = 70 produzidos pelo gerador de malha do ABAQUS.

Na análise numérica não foi considerada a não linearidade geométrica, apenas a não linearidade do material. Na Figura 3.23 é apresentado o modelo numérico empregado para a tubulação com relação L/D = 40.



1. Modelo antes da análise
 2. Modelo após da análise
 3. Densidade de malha (0.02m)
 4. Cargas aplicadas
 5. Apoios

Figura 3.23. Visual do Modelo numérico L/D = 40 – ABAQUS.

As condições de contorno foram aplicadas na extremidade direita da tubulação restringindo-se as translações nos eixos y e z em dois pontos da extremidade, conforme apresentado na Figura 3.24

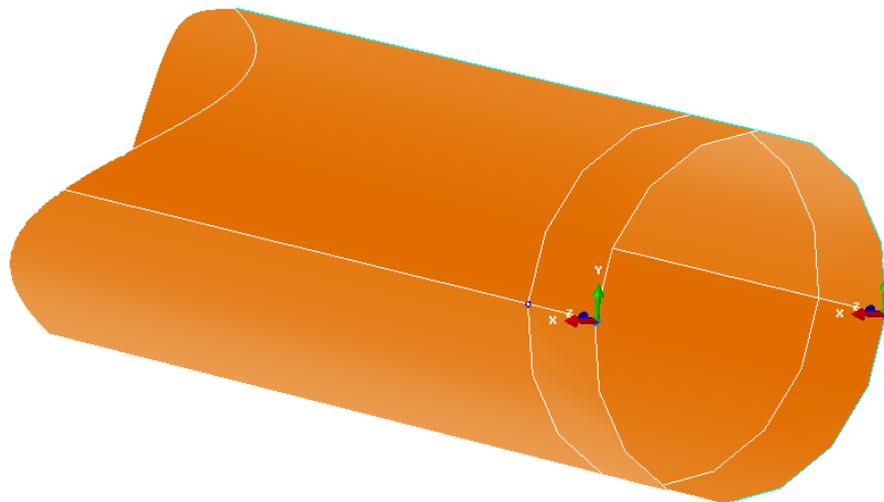


Figura 3.24. Detalhe da condição de contorno aplicada no modelo.

Mohareb et al. (1994) afirmam que a magnitude da pressão interna perto de zero pode acontecer imediatamente antes da próxima estação de bombeamento ou na construção e instalação dos dutos. Assim, esta condição foi utilizada para obter um modelo capaz de correlacionar os resultados numéricos e analíticos de um aspecto mais simplificado. Os resultados dos modelos numéricos desenvolvidos foram comparados com os resultados analíticos e experimentais. Tais resultados serão apresentados no próximo capítulo.

4 - RESULTADOS OBTIDOS

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos pelo desenvolvimento das metodologias apresentadas no capítulo anterior sendo dividido em duas partes: a primeira parte contempla a comparação entre os resultados analíticos e numéricos, que determinaram a máxima carga de compressão axial para atingir a capacidade de colapso plástico da tubulação e a segunda parte contempla a comparação entre os resultados experimentais e numéricos da carga de colapso, momento fletor de colapso plástico e os deslocamentos verticais.

Os resultados da segunda parte estão acompanhados pelos ensaios preliminares que determinam as características dos materiais empregados, obtendo assim as propriedades mecânicas das amostras utilizadas em cada ensaio experimental, além da velocidade de elevação teórica e experimental que exercida pela ponte rolante.

4.1 - RESULTADOS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS

4.1.1 - Resultados Analíticos

Esta subdivisão apresenta os resultados obtidos da metodologia analítica e numérica explicadas nas seções 3.1 e 3.3 respectivamente. Com estes resultados pretende-se avaliar a formulação analítica proposta para determinação da máxima carga de colapso plástico.

Para este caso foi necessário utilizar uma tubulação metálica tipo SAE 1020 como protótipo riser de um duto submetido aos diferentes carregamentos distribuídos. Na Tabela 4.1 são apresentadas as propriedades geométricas e mecânicas adotadas para a análise, com valores definidos pelos catálogos comerciais.

Tabela 4.1. Propriedades geométricas e mecânicas da tubulação SAE 1020

PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS		PROPRIEDADES MECÂNICAS	
D [mm]	76,2	E [MPa]	200.000
d [mm]	73,8	σ_v [MPa]	250,0
r [mm]	1,2	σ_u [MPa]	400,0
R [mm]	38,1	p	0
r [mm]	36,9		

A tensão de colapso plástico da tubulação analisada considera a relação de forma entre o comprimento e diâmetro (L/D), propriedades mecânicas do material, ausência pressão interna no duto e imperfeição inicial aleatória e diferente para cada relação de forma L/D. Tanto os valores de (L/D) como os da imperfeição inicial são valores assumidos aleatoriamente.

Para uma análise mais simplificada, assume-se o critério de escoamento de Von-Mises Hencky no qual os resultados obtidos atingiram a tensão última que o material apresenta, ou seja, $\sigma_u = \sigma_t = \sigma_c = 400$ Mpa, tendo em conta a inexistência de pressão interna ($\sigma_\theta=0$). Portanto, para cada relação de forma D/L obtém-se uma carga crítica de Euler (P_E) e uma tensão de Euler (σ_E) diferentes, obtendo assim os valores da carga de compressão axial que é necessária para gerar o colapso plástico na tubulação.

Das equações 3.20, 3.21, 3.22 apresentadas na seção 3.1.2., pode-se obter os valores para as variáveis C e D. Tais valores dependem da tensão crítica de Euler, tensão de compressão, imperfeição inicial e geometria da tubulação. A Tabela 4.2 apresenta os resultados obtidos a partir da formulação analítica proposta na seção 3.1.2.

Tabela 4.2. Tensão crítica de Euler e Momento Plástico

METODOLOGIA ANALÍTICA							
L/D	L	δ_0	σ_E (Mpa)	M_{pc}^θ (N.mm)	C (eq. 3.21)	D (eq. 3.22)	$\bar{\sigma}$ Colapso (Mpa) (eq. 3.20)
20	1,524	5,201	597,7	9,422.E+05	-1.080.621	239.091,151	310,43
30	2,286	9,770	265,7	1,959 E+06	-734,86	106.262,7	197,89
40	3,048	25,621	149,4	2,478 E+06	-651,51	59.772,78	110,48
50	3,810	45,768	95,64	2,613 E+06	-612,34	38.254,58	70,62
70	5,334	98,576	48,79	2,678 E+06	-577,04	19.517,64	36,08

Da metodologia analítica, verifica-se que os parâmetros de entrada, tais como imperfeição inicial, propriedades mecânicas e geométricas da tubulação são fundamentais para a obtenção de resultados coerentes.

Para complementar a análise analítica, calculou-se a tensão de colapso plástico pela interseção das curvas entre as equações 3.10 e 3.16, conforme apresentado na Figura 4.1.

TENSÃO DE COLAPSO - INTERSEÇÃO GRÁFICA

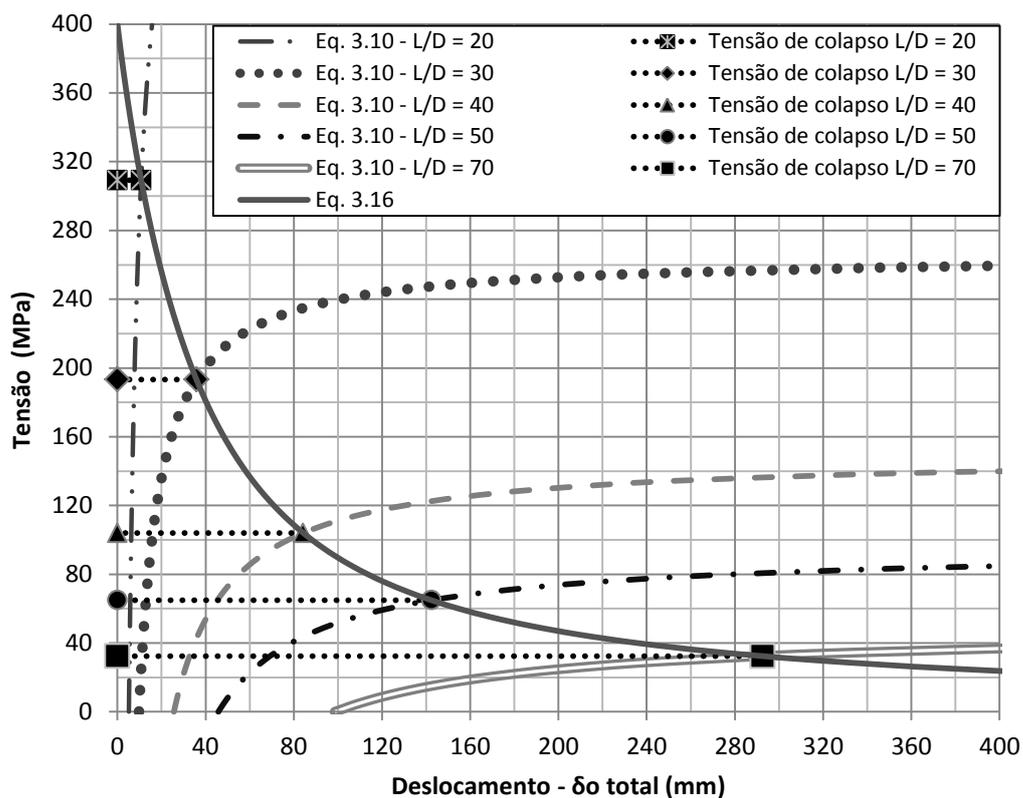


Figura 4.1. Tensão de colapso - Interseção gráfica.

Como foi explicado na seção 3.1.1, a tensão máxima necessária para atingir o colapso plástico é quando a imperfeição total δ_{tot} da Equação 3.10 é igual à imperfeição total δ_{tot} da Equação 3.16, ou seja, quando as duas curvas se interceptam em um ponto para um deslocamento δ_{tot} que depende da imperfeição inicial e da relação de forma L/D .

Os valores necessários para obter as curvas apresentadas na Figura 4.1 correspondem aos valores de tensões aplicadas menores que 400 Mpa, sendo este o valor máximo da tensão última que pode suportar o material, além disso, se observou que a tendência de cada curva é parecida, já que apresentam um padrão único de comportamento assintótico. Tal comportamento deve-se ao fato de que o aumento da imperfeição inicial leva a obter menores tensões para atingir o colapso plástico da tubulação, ou seja, a resistência do colapso em dutos ensaiados será menor para grandes vãos com imperfeições iniciais significativas. Dessa forma, os erros vão aumentando à medida que se vai incrementando a relação L/D , já que a tubulação está submetida totalmente à compressão axial.

4.1.2 - Resultados Numéricos

Para a análise numérica da tubulação foi implementada a metodologia explicada na seção 3.3 e as propriedades geométricas e mecânicas adotadas foram as da Tabela 4.1.

A Tabela 4.3 e a Figura 4.2 apresentam, respectivamente, as tensões de colapso obtidas no modelo numérico para quatro variações da relação L/D e a curva de Tensão x Deslocamento.

Tabela 4.3. Tensão de Colapso

Método Numérico FEM ABAQUS			
L/D	L	δ_0 (mm)	Tensão $\bar{\sigma}$ de Colapso (MPa)
30,00	2,286	9,770	186,13
40,00	3,048	25,621	124,97
50,00	3,810	45,768	102,75
70,00	5,334	98,576	53,24

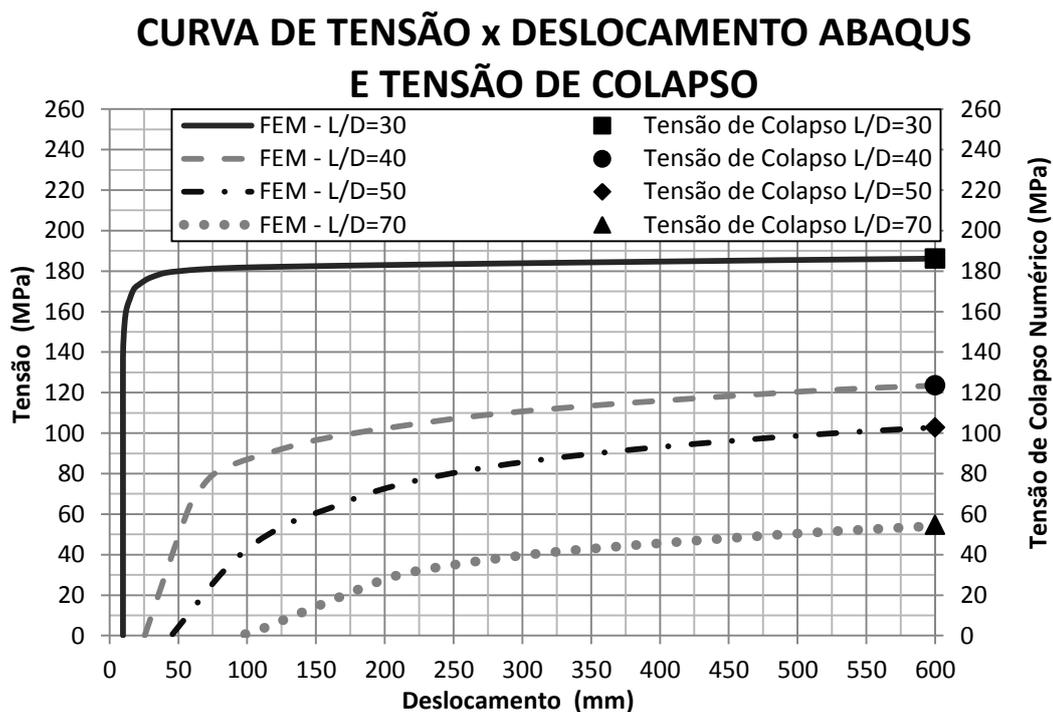


Figura 4.2. Curva de Tensão x Deslocamento ABAQUS e Tensão de Colapso

O critério de avaliação para a tensão crítica de colapso através da análise numérica é definida quando os valores de deslocamento continuam sofrendo grandes deslocamentos verticais para incrementos de carga praticamente constantes, conforme observado na Figura 4.2. Este comportamento acontece imediatamente depois que o elemento já atingiu a máxima tensão de colapso. Para este caso, adotou-se a tensão numérica de colapso da

tubulação quando a mesma apresentar um deslocamento de 600 mm que foi definido como um valor para o qual todas as curvas apresentam um comportamento assintótico.

Os segmentos de tubulação com menores relações de forma L/D precisam de carregamentos maiores para atingir o colapso, já que a resistência mecânica da tubulação vai ser sempre maior, devido à pequena imperfeição inicial imposta e esbeltes.

Percebe-se, também, na Figura 4.2 que o aumento na relação de forma L/D implica em um aumento da imperfeição inicial imposta (início da curva), provocando assim curvas mais próximas do eixo horizontal.

4.1.3 - Comparação dos resultados Analíticos e Numéricos

Foi feita a comparação dos resultados analíticos e numéricos conforme apresentados na Tabela 4.4 e na Figura 4.3 considerando as mesmas condições de contorno iniciais, mesma geometria da seção, propriedades mecânicas, imperfeições iniciais aleatórias para diferentes relações L/D e sem pressão interna.

Tabela 4.4. Comparação dos resultados Analíticos e Numéricos

L/D	δ_0 (mm)	Método Analítico	Método Numérico	Erro (%)
		Tensão $\bar{\sigma}$ de Colapso (MPa)	Tensão $\bar{\sigma}$ de Colapso (MPa)	
30,00	9,770	197,89	186,13	6,32
40,00	25,621	110,48	124,97	-11,60
50,00	45,768	70,62	102,75	-31,27
70,00	98,576	36,08	53,24	-32,23

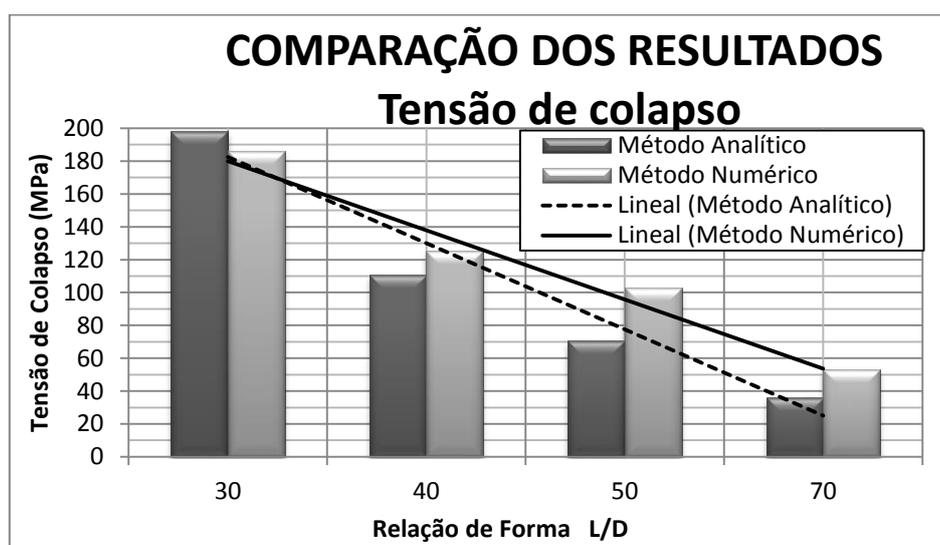


Figura 4.3. Comparação Analítica e Numérica da Tensão de Colapso

Dos resultados apresentados anteriormente, observa-se que existem características importantes entre os métodos empregados, inicialmente é de inferir que os resultados analíticos são similares aos resultados numéricos. Ademais, os erros apresentados vão aumentando gradativamente com o aumento da relação de forma L/D, isto pode ser constatado pelas curvas lineares (método analítico e método numérico) da Figura 4.3 que tendem a se separar uma de outra à medida que a relação de forma L/D aumenta.

Do mesmo modo, segundo a teoria das pequenas deformações impostas pela Equação 3.2 da seção 3.1.2., na qual foi explicado que a carga de compressão axial aplicada à tubulação nunca poderia ultrapassar a carga crítica de Euler. Considerando este critério como válido, construiu-se o gráfico apresentado na Figura 4.4, onde se percebe que a curva obtida pelos resultados analíticos está abaixo da curva obtida com os valores da carga crítica de Euler. Entretanto, a curva obtida pelos resultados numéricos possui um trecho acima da curva de Euler. Pode-se atribuir este comportamento pelo fato do deslocamento limite adotado ter sido estimado em 600mm.

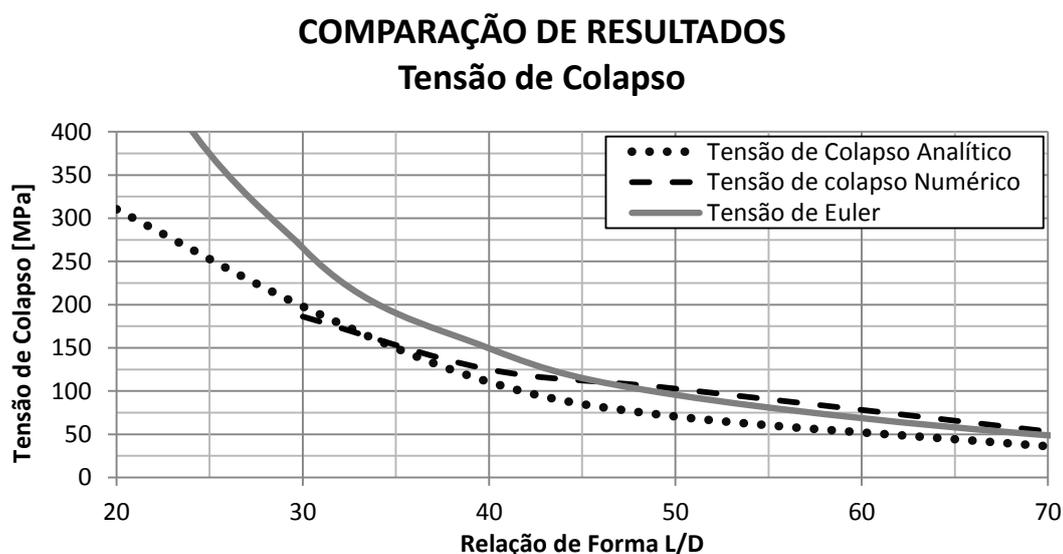


Figura 4.4. Comparação dos resultados Analíticos e Numéricos da Carga de Colapso.

De uma forma geral, verifica-se que os erros crescem com o aumento das imperfeições iniciais impostas e com os vãos, porém possuem valores que variam entre 6 e -32%, sendo os últimos casos, a favor da segurança.

Por último, na próxima seção serão apresentados os resultados dos ensaios experimentais e numéricos, bem como a comparação dos mesmos.

4.2 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS

Antes de dar início aos ensaios de deslocamento induzido utilizando o sistema “two point loads”, foram realizados ensaios de tração e compressão para obtenção das propriedades mecânicas dos materiais a serem utilizados na pesquisa.

Os ensaios realizados com os equipamentos disponíveis no Laboratório de Geotecnia da Universidade de Brasília. A Figura 4.5 e Figura 4.6 apresentam a máquina HUMBOLDT MASTERLOADER HM-3000 e a prensa hidráulica EMIC, modelo DL2000 que foram utilizadas para realizar os ensaios de compressão e tração, respectivamente.



Figura 4.5. Máquina HUMBOLDT MASTERLOADER HM-3000



Figura 4.6. Prensa hidráulica Emic DL2000

4.2.1 - Ensaios Preliminares

4.2.1.1 - Propriedades Geométricas e Mecânicas dos Protótipos

Foram realizados ensaios de resistência à compressão axial simples para conhecer as propriedades mecânicas que as tubulações de PVC possuíam, seguindo a norma ASTM 695-10, (ASTM 2010).

As tubulações utilizadas nesta pesquisa são identificadas comercialmente como tubos de PVC Marrom rígidos, tubos de PVC Branco Esgoto Flexível e Aço Carbono. Para cada uma dessas tubulações foram realizados ensaios com três amostras garantindo simetria nas amostras e centricidade na aplicação dos carregamentos e desenvolvimentos dos ensaios preliminares.

A execução do ensaio, as propriedades geométricas e mecânicas do tubo de PVC Marrom rígido estão apresentados, respectivamente na Figura 4.7, na Tabela 4.5 e Tabela 4.6.

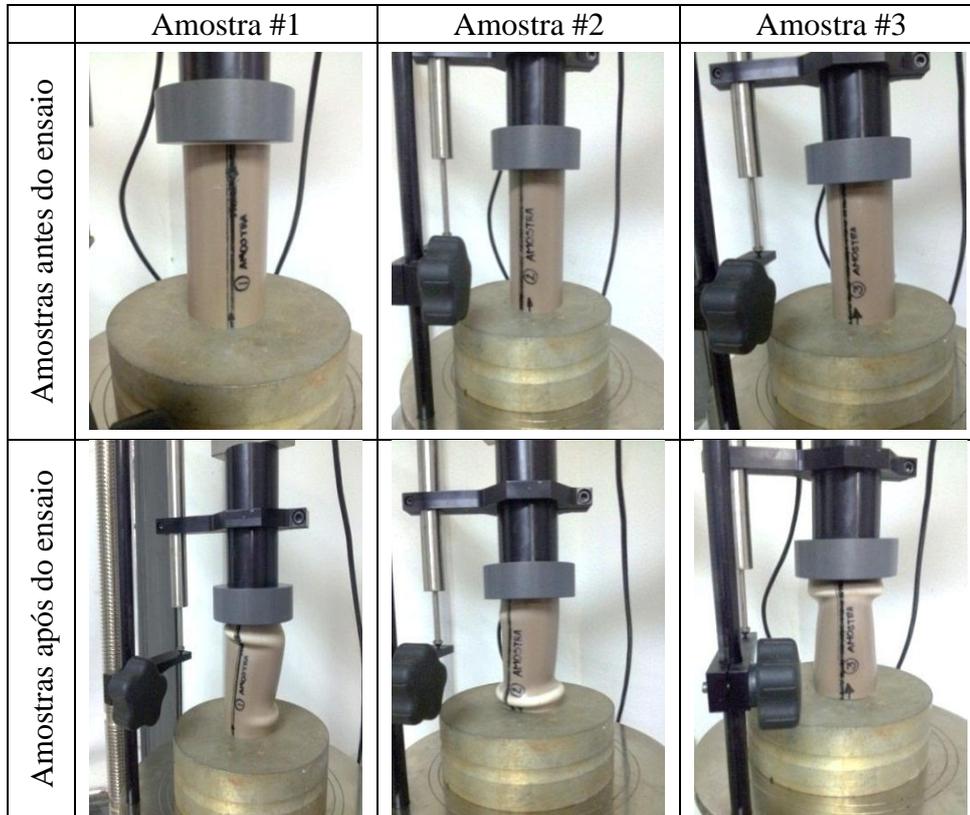


Figura 4.7. Ensaio de compressão axial do tubo marrom rígido.

Tabela 4.5. Propriedades geométricas cano marrom rígido.

PROPRIEDADES GEOMETRICAS DAS TUBULAÇÕES						
Material PVC – Cano Marrom rígido soldável						
Bitola	D (mm)	e (mm)	A (mm ²)	I (mm ⁴)	Comprimento (mm)	Densidade (Kg/m ³)
50	50	3,0	442,964	122.811,925	100	1.400



Figura 4.8. Propriedades geométricas cano marrom rígido
Fonte: Linha Soldável TIGRE

Tabela 4.6. Propriedades mecânicas cano marrom rígido

PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS TUBULAÇÕES			
Material PVC – Cano Marrom rígido soldável			
Amostra	E (Mpa)	σ_y (Mpa)	σ_u (Mpa)
#1	2.291,26	45,58	59,55
#2	2.384,79	45,20	60,13
#3	2.125,44	45,40	60,11
Media	2.267,16	45,39	59,93

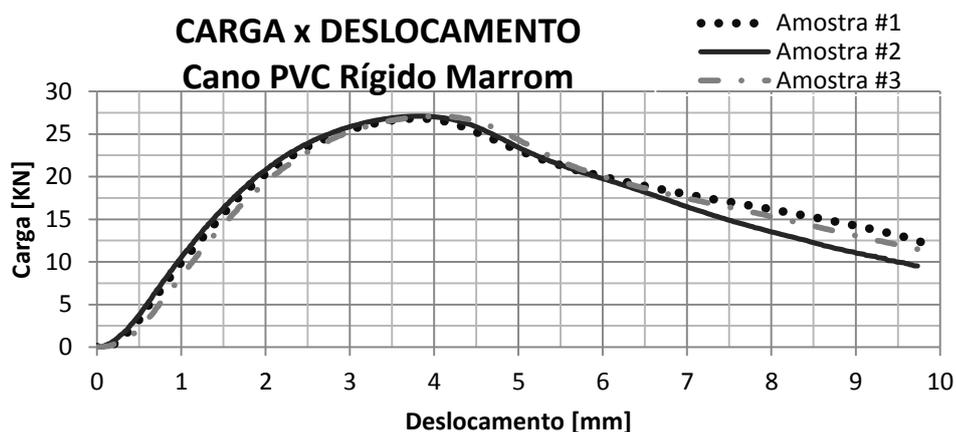


Figura 4.9. Propriedades mecânicas Cano marrom rígido

A execução do ensaio, as propriedades geométricas e mecânicas do tubo de PVC Branco Esgoto Flexível estão apresentados, respectivamente na Figura 4.10, na Tabela 4.7 e Tabela 4.8.

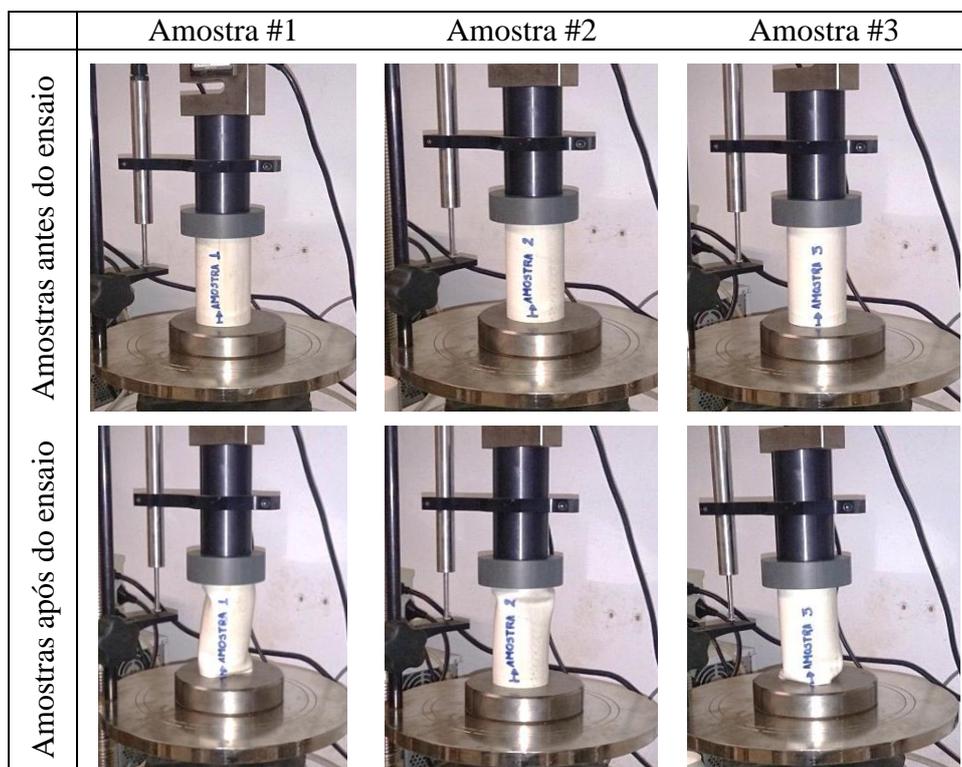


Figura 4.10. Ensaio à compressão axial (cano branco esgoto flexível)

Tabela 4.7. Propriedades geométricas Cano PVC Branco Esgoto Flexível

PROPRIEDADES GEOMETRICAS DAS TUBULAÇÕES						
Material PVC – Cano Branco série normal						
Bitola	D (mm)	e (mm)	A (mm ²)	I (mm ⁴)	Comprimento (mm)	Densidade (Kgf/m ³)
50	50	1,8	564,355	702.854,238	100	1.400



Figura 4.11. Propriedades geométricas Cano Branco esgoto flexível
Fonte: Linha esgoto série norma TIGRE

Tabela 4.8. Propriedades mecânicas Cano PVC Branco Esgoto flexível

PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS TUBULAÇÕES			
Material PVC – Cano PVC Branco			
Amostra	E (Mpa)	σ_y (Mpa)	σ_u (Mpa)
#1	2.221,72	32,63	43,92
#2	1.955,50	32,91	43,78
#3	2.111,76	32,66	43,16
Media	2.096,32	32,72	43,62

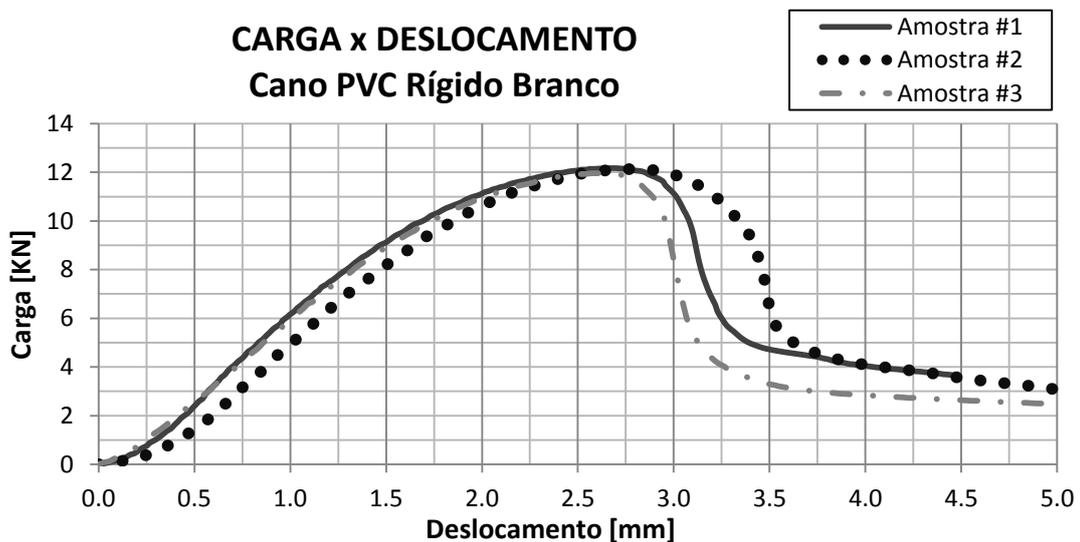


Figura 4.12. Propriedades mecânicas Cano Branco Esgoto

Seguindo esta metodologia, foram ensaiadas fatias de aço-carbono, para conhecer as propriedades mecânicas das tubulações de aço-carbono submetidas aos ensaios de tração uniaxial, seguindo a norma NBR 6152, “Materiais metálicos – Ensaio de tração à temperatura ambiente, Título D”(ABNT 2002). A execução do ensaio de tração, as propriedades geométricas e mecânicas do tubo de aço-carbono estão apresentados, respectivamente na Figura 4.7, na Tabela 4.5 e Tabela 4.7.

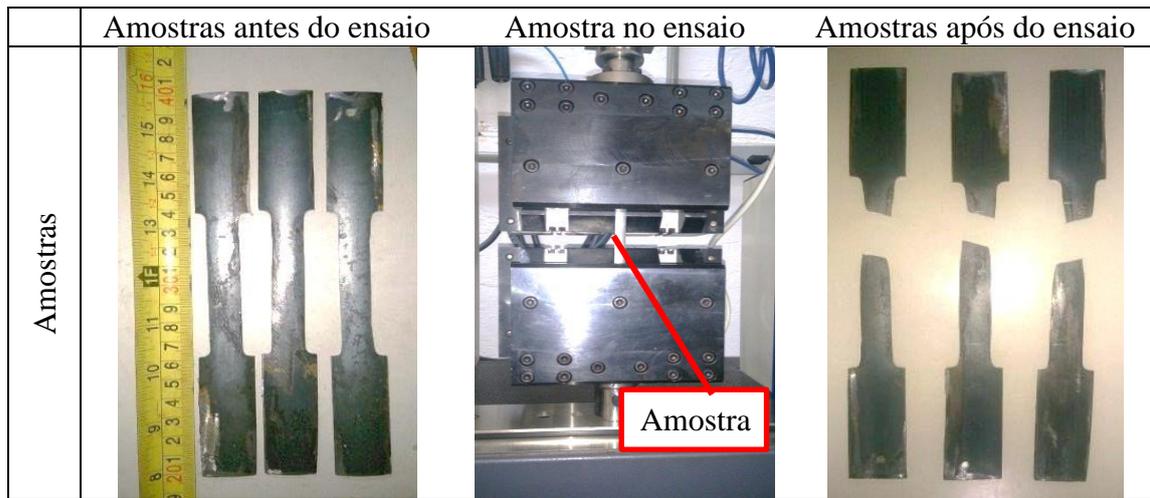


Figura 4.13. Ensaio de tração nas fatias de aço-carbono.

Tabela 4.9. Propriedades geométricas fatias metálicas.

PROPRIEDADES GEOMETRICASTIRAS METÁLICAS								
Material Aço-Carbono SAE1020								
A (mm)	B (mm)	C (mm)	D (mm)	e (mm)	F (mm)	Le (mm)	Ao (mm ²)	
200	75	20	12,5	1,2	58,75	50	15	

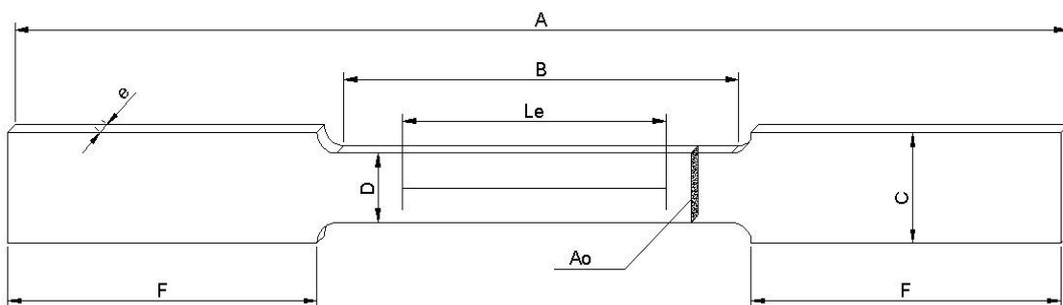


Figura 4.14. Propriedades geométricas Fatias de aço

Tabela 4.10. Propriedades mecânicas Fatias metálicas

PROPRIEDADES MECÂNICAS TIRAS METÁLICAS			
Material Aço-Carbono SAE1020			
Amostra	E (Mpa)	σ_y (Mpa)	σ_u (Mpa)
#1	225.048	293,654	320,787
#2	224.764	330,421	357,933
#3	172.978	332,392	359,873
Media (graf. Bi linear)	207.597	318,822	346,198

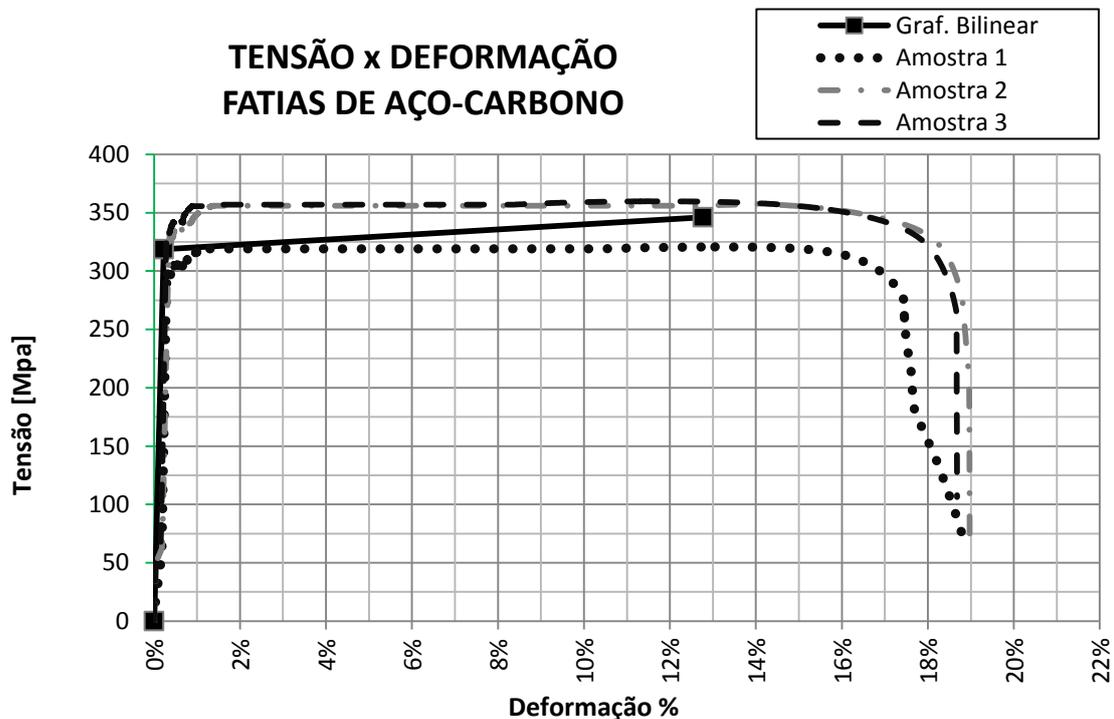


Figura 4.15. Propriedades mecânicas Fatias de aço

Das propriedades mecânicas obtidas para os três materiais analisados, se pode afirmar que os resultados foram coerentes, já que para cada análise foram obtidos comportamentos similares, apresentando pequenas variações para os parâmetros estudados, tais como o módulo de elasticidade, tensão de escoamento e tensão última. Estes valores serão utilizados para os ensaios experimentais e modelagens numéricas que serão apresentadas nas seguintes seções.

4.2.2 -Resultados Experimentais

Nesta seção apresentam-se os resultados dos ensaios experimentais obtidos para cada caso analisado tendo como variáveis, por exemplo, os carregamentos combinados, deslocamento induzido entre apoios e diferentes configurações geométricas das tubulações ensaiadas.

Os resultados experimentais estão divididos em dois casos. No caso 1, nomeado como “carregamentos distribuídos” serão apresentados os resultados obtidos utilizando 3 tipos de materiais (PVC rígido, PVC flexível e aço-carbono), variando a geometria de cada amostra e utilizando unicamente os carregamentos distribuídos compostos pelo peso próprio da tubulação e pelo peso da água dentro do duto a fim de verificar a viabilidade do uso destes carregamentos para obtenção da carga de colapso. No caso 2, nomeado como “sistema two point load” foram consideradas as mesmas condições para as tubulações do caso 1 já mencionado, com a diferença de que será excluído o carregamento distribuído da água, e se adicionará as forças concentradas compondo assim o sistema “two point load”. Neste sistema, o deslocamento entre apoios foi induzido para determinar o máximo momento fletor que a tubulação podia suportar.

4.2.2.1 - Caso 1: Carregamentos Distribuídos

Para o caso 1 foi considerada a ação das cargas distribuídas geradas pelo peso próprio das tubulações e pelo peso próprio da água dentro do duto. Para a primeira configuração dos ensaios foi utilizada a nomenclatura de reconhecimento da amostra, definida da seguinte maneira:

$$PF - \frac{4}{1.8} - BR - \downarrow 0 - \#1$$

Conforme explicado na seção 3.2.1.4, a nomenclatura acima refere-se a uma tubulação de PVC flexível com diâmetro externo de 4” (D=101.6mm) e espessura de 1,8mm na cor branca, sem nenhuma força concentrada aplicada na tubulação e sendo a primeira amostra ensaiada.

O ensaio foi feito repousando diretamente a tubulação sobre os cavaletes e enchendo a tubulação completamente com água. A Tabela 4.11 apresenta os parâmetros utilizados para determinar o valor do carregamento devido ao peso próprio da água na tubulação de PVC flexível branca.

Tabela 4.11. Cálculo do peso próprio da água na tubulação flexível branca.

Descrição	Unidade	Valor
Diâmetro externo	D (m)	0,1016
Diâmetro interno	d (m)	0,098
Espessura	e(m)	0,0018
D/e	-	56,4
Área efetiva -- $A = \pi d^2 / 4$	A (m ²)	$7,543 \times 10^{-3}$
Comprimento	L (m)	6,00
Volume efetivo -- $V = AL$	V (m ³)	0,04525
Densidade água	ρ (kgf/m ³)	1000
Carga distribuída -- $q = \rho V$	q _{água} (kgf/6m)	45,25
Carga distribuída água	q _{água} (kgf/m)	7,41
Carga distribuída	q _{cano} (kgf/6m)	5,30
Carga distribuída	q _{cano} (kgf/m)	0,883
Carga distribuída Total	q_{total} (kgf/m) = q_{água} + q_{tubo}	8,30

O estado inicial e final do ensaio referente ao caso 1 está apresentado na Figura 4.16. O resultado experimental do deslocamento vertical e do momento fletor máximo foi de 0,34055 m e de 28,054 kgf.m, respectivamente.



Figura 4.16. Estado inicial e final da Configuração – PF - 4/1.8 - BR - J0 - #1.

Para validar os resultados experimentais, utilizou-se o software SAP2000 para conhecer os momentos fletores e as deformações verticais do modelo experimental. A Figura 4.17 apresenta o esquema da viga modelada no SAP2000 e a Figura 4.18 apresenta os diagramas de esforço cortante, momento fletor e a deflexão da viga respectivamente.

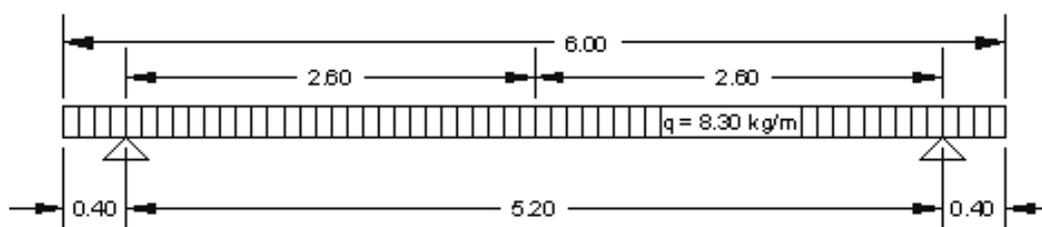


Figura 4.17. Modelo empregado na análise pelo SAP2000

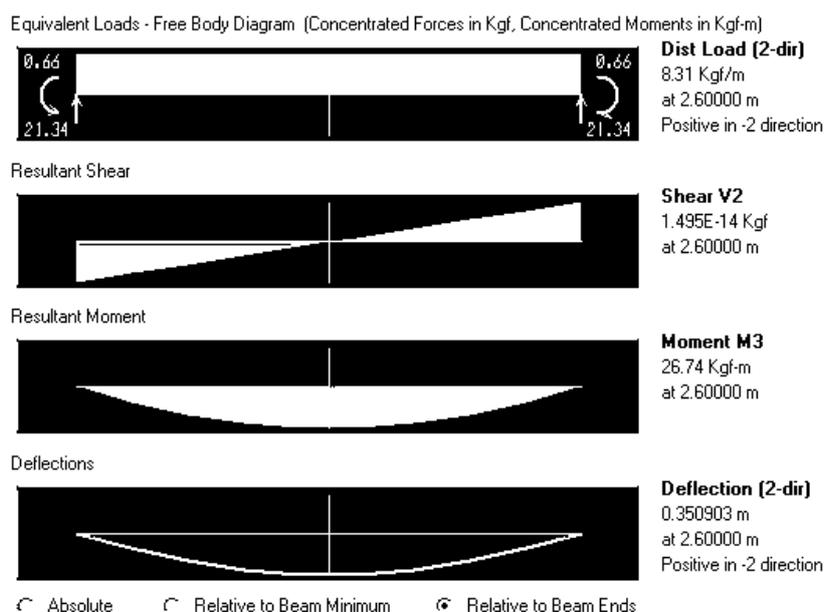


Figura 4.18. Resultados do SAP2000 - Configuração – PF - 4/1.8 - BR - ↓0 - #1.

A Tabela 4.12 apresenta a comparação entre os resultados experimentais e os resultados obtidos no SAP2000.

Tabela 4.12. Comparação dos resultados – Configuração – PF - 4/1.8 - BR - ↓0 - #1

COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS			
	SAP 2000	EXPERIMENTAL	Erro
Deformação vertical	0,350903 m	0,34055 m	-2,949%
Momento fletor	26,740 kgf.m	28,054 kgf.m	-4,683%

Pela tabela acima, observa-se que existe uma boa correlação entre os resultados experimentais e o numérico, já que foram obtidos erros relativamente baixos para a deformação vertical e momento fletor de aproximadamente -2.949% e 4.683% respectivamente.

Para a segunda configuração, se propôs trocar tanto do tipo de material como a geometria da tubulação, utilizando assim uma tubulação de PVC rígido.

O ensaio seguinte foi feito modificando algumas variáveis que dependem do material da tubulação, diâmetro, espessura e valor do carregamento distribuído, tal configuração é representada como PR - 2.0/3.0 - MR - ↓0 - #2, que simula uma tubulação de PVC rígida de 2” de diâmetro e 3,0 mm de espessura, cor marrom, sem nenhuma força concentrada aplicada e sendo a segunda amostra ensaiada. A Tabela 4.13 apresenta os parâmetros utilizados para determinar o valor do carregamento devido ao peso próprio da água na tubulação de PVC rígido marrom.

Tabela 4.13. Cálculo do peso próprio da água na tubulação rígida marrom.

Descrição	Unidade	Valor
Diâmetro externo	D (m)	0,0508
Diâmetro interno	d (m)	0,0448
Espessura	e(m)	0,003
D/e	-	16,9
Área efetiva -- $A = \pi d^2 / 4$	A (m ²)	$1,576 \times 10^{-3}$
Comprimento	L (m)	6,00
Volume efetivo -- $V = AL$	V (m ³)	$9,458 \times 10^{-3}$
Densidade água	ρ (kgf/m ³)	1000
Carga distribuída -- $q = \rho V$	q _{água} (kgf/6m)	9,46
Carga distribuída água	q _{água} (kgf/m)	1,57
Carga distribuída	q _{cano} (kgf/6m)	3,78
Carga distribuída	q _{cano} (kgf/m)	0,63
Carga distribuída Total	q _{total} (kgf/m) = q _{água} + q _{cano}	2,21

O estado inicial e final do ensaio referente a configuração atual está apresentado na Figura 4.19. O resultado experimental do deslocamento vertical e do momento fletor máximo foi de 0,4836 m e de 7,47 kgf.m, respectivamente.



Figura 4.19. Estado inicial e final -Configuração - PR – 2.0/3.0 – MR - ↓0 - #2

Os resultados experimentais foram validados da mesma forma que os da tubulação de PVC flexível utilizando o SAP2000. A Figura 4.20 apresenta os diagramas de esforço cortante, momento fletor e a deflexão da viga respectivamente.

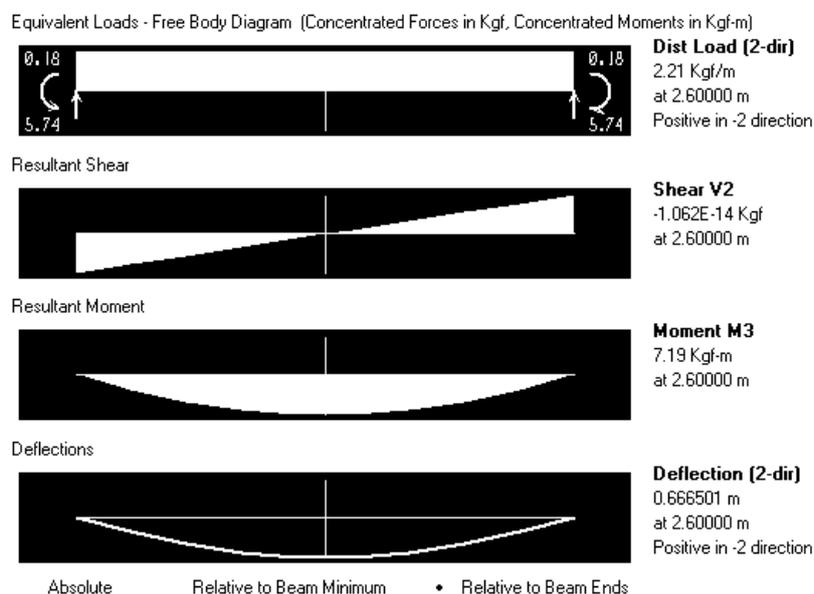


Figura 4.20. Resultados do SAP2000 – Configuração PR – 2.0/3.0 – MR - ↓0 - #2.

A Tabela 4.14 apresenta a comparação entre os resultados experimentais e os resultados obtidos no SAP2000.

Tabela 4.14. Comparação dos resultados – Configuração PR - 2.0/3.0 - MR - ↓0 - #2

COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS			
	SAP 2000	EXPERIMENTAL	Erro
Deslocamento vertical	0,6665m	0,4836m	-27,44%
Momento fletor	7,19 kgf,m	7,47 kgf,m	-3,74%

Esta configuração de ensaio não teve um bom comportamento, devido principalmente à geometria da tubulação, as condições de contorno e ao carregamento distribuído, representado pela quantidade de água dentro do cano, assim como a relação de forma D/e correspondente a 16.9 da tubulação que era muito menor quando comparada com a tubulação analisada na configuração anterior. A relação de forma influencia diretamente na flexibilidade do mesmo. Desta forma, a tubulação de PVC rígido é muito mais flexível que a tubulação de PVC branca, apresentando assim, uma deformação maior.

Devido às restrições de espaço no laboratório, não foi possível atingir a máxima resistência da tubulação nem o máximo momento fletor. Para alcançar este objetivo, decidiu-se modificar tanto a geometria da tubulação quanto o tipo de material, tentando

obter um material que fosse mais resistente e dúctil e que tivesse menores deformações para incrementos maiores de forças distribuídas e concentradas. O material escolhido foi o aço-carbono, já que as tubulações compostas por aço-carbono são geralmente empregadas na indústria petrolífera. Tais tubulações possuem custos elevados, porém apresentam elevada resistência em comparação às outras tubulações.

A ideia de utilizar tubulações metálicas surge da necessidade de obter melhores resultados com características equivalentes entre ensaios, para obter maior viabilidade e funcionalidade da montagem experimental. Por tal motivo, foi decidido utilizar tubulações com a menor espessura possível e o maior diâmetro que encontrado no mercado, seguindo a seguinte configuração:

AC - 3/1.2 - PT - 10 - #3

Aonde, se utilizou uma tubulação de aço-carbono, com 3” de diâmetro e 1,2mm de espessura de parede, na cor preta, sem nenhuma aplicação de força concentrada e sendo a terceira amostra. A relação de forma D/e foi de 63,5, muito maior que as relações de forma apresentadas anteriormente.

A Tabela 4.15 apresenta os parâmetros utilizados para determinar o valor do carregamento devido ao peso próprio da água na tubulação de aço-carbono.

Tabela 4.15. Cálculo do peso próprio da água na tubulação de aço-carbono.

Descrição	Unidade	Valor
Diâmetro externo	D (m)	0,0762
Diâmetro interno	d (m)	0,0738
Área efetiva -- $A = \pi d^2 / 4$	A (m ²)	4,278x10 ⁻³
Comprimento	L (m)	6,00
Volume efetivo -- $V = AL$	V (m ³)	25,66x10 ⁻³
Densidade água	ρ (kgf/m ³)	1000
Carga distribuída -- $q = \rho V$	q _{água} (kgf/6m)	25,66
Carga distribuída água	q _{água} (kgf/m)	4,278
Carga distribuída	q _{cano} (kgf/6m)	13,317
Carga distribuída	q _{cano} (kgf/m)	2,219
Carga distribuída Total	q _{total} (kgf/m) = q _{água} + q _{cano}	6,498

O estado inicial e final do ensaio referente à configuração atual está apresentado na Figura 4.21 O resultado experimental do deslocamento vertical e do momento fletor máximo foi de 0,01353 m e de 21,96 kgf.m, respectivamente.

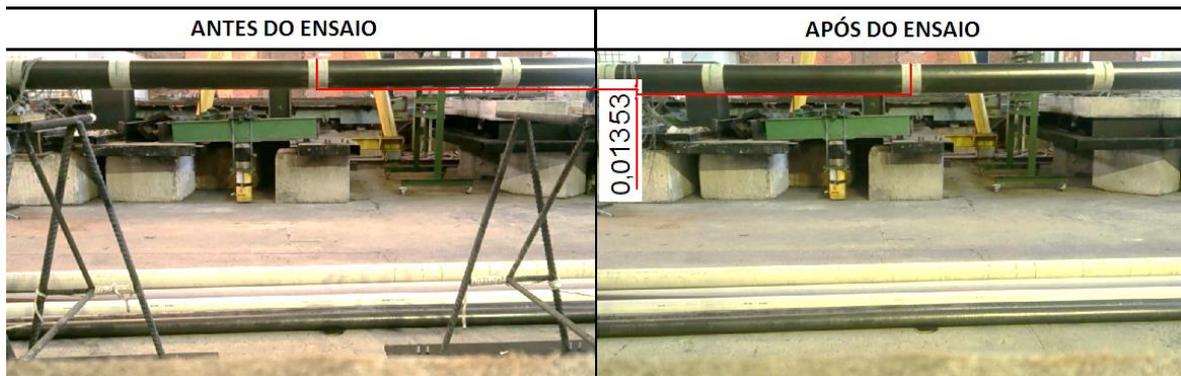


Figura 4.21. Estado inicial e final- Configuração AC - 3/1.2 - PT - ↓0 - #3.

Os resultados experimentais foram validados da mesma forma que os das tubulações anteriores utilizando o SAP2000. A Figura 4.22 apresenta os diagramas de esforço cortante, momento fletor e a deflexão da viga respectivamente.

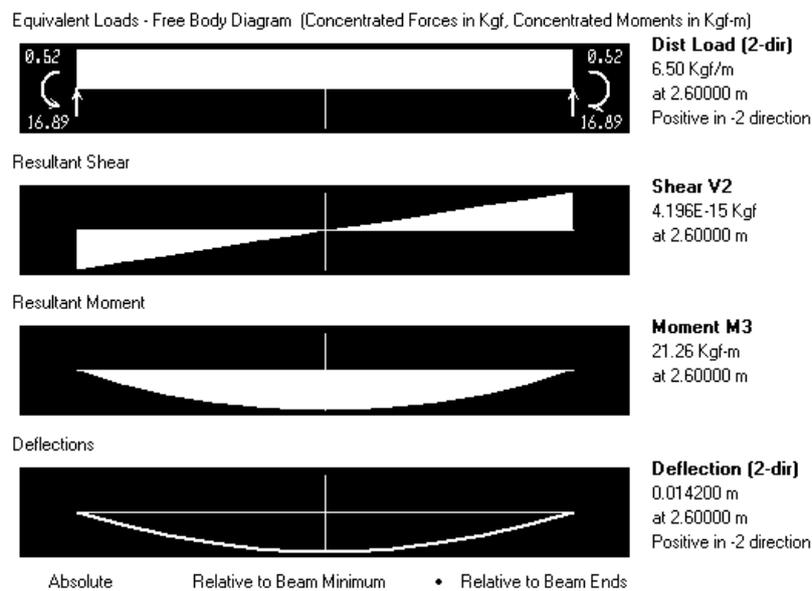


Figura 4.22. Diagrama de Momento fletor e Deformação vertical – Configuração AC - 3/1.2 - PT - ↓0 - #3.

A Tabela 4.16 apresenta a comparação entre os resultados experimentais e os resultados obtidos no SAP2000.

Tabela 4.16. Comparação de resultados – Configuração AC - 3/1.2 - PT - ↓0 - #3

COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS			
	SAP 2000	EXPERIMENTAL	Erro
Deformação vertical	0,01420 m	0,01353 m	-4,71%
Momento fletor	21,26 kgf,m	21,96 kgf,m	-3,18%

Na Tabela 4.16 se pode perceber que existe uma boa similaridade entre os resultados, com uma diferença de 0,00167 m, ou seja, 1,67mm, obtendo um erro de similitude de -4,71% e -3,18% para valores da deformação vertical e momento fletor respectivamente.

Para este primeiro caso pode-se concluir que os melhores comportamentos obtidos tanto para deformações verticais quanto para momentos fletores foram representados pela primeira e última configuração (PVC flexível e aço-carbono), ou seja, para grandes relações de forma D/e.

O carregamento distribuído devido ao peso próprio da tubulação e da água não foi suficiente para alcançar a carga de colapso devido ao máximo momento fletor que a tubulação poderia suportar. Sendo assim, foi necessário implementar um sistema diferente que pudesse atingir o objetivo principal dos ensaios. O sistema adotado foi “two point load” com a inclusão de cargas concentradas usadas para as diferentes configurações dos ensaios. Os resultados dos ensaios utilizando este sistema são apresentados a seguir.

4.2.2.2 - Caso 2: Sistema “two point load”

Como já foi mencionado, nos ensaios anteriores não foi possível atingir o momento fletor máximo que leva a tubulação ao colapso. Assim, foi proposto incluir forças concentradas de cada lado do ponto central, baseando-se no modelo das forças concentradas representado na Figura 4.23 considerando uma separação de cada força concentrada foi de 0,75 m para cada lado do ponto central da tubulação.

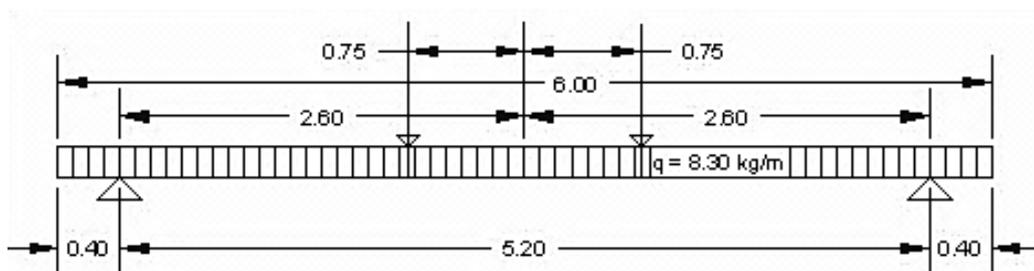


Figura 4.23. Esquema de ensaio “two point load”.

Para determinar qual seria o valor das cargas a serem aplicadas no ensaio para que se obtenha a plastificação da seção foi necessário encontrar inicialmente o valor do momento de plastificação da seção. Este momento foi calculado utilizando a informação da Tabela 3.1 e pela Equação 3.1, da seguinte forma:

$$Z = \frac{D^3}{6} \left[1 - \left(1 - \frac{2e}{D} \right)^3 \right]$$

$$Z = \frac{101,6^3}{6} \left[1 - \left(1 - \frac{2 * 1,8}{101,6} \right)^3 \right] \quad (4.1)$$

$$Z = 17.930,016 \text{mm}^3$$

$$M_{p-\sigma_y} = Z * \sigma_y$$

$$M_{p-\sigma_y} = 17.930,016 * 32,72$$

$$M_{p-\sigma_y} = 586.670,1235 \text{N.mm}$$

$$M_{p-\sigma_y} = 58,667 \text{Kg.m}$$

(4.2)

Com o valor do momento fletor conhecido foi possível encontrar o valor das cargas concentradas através de uma simulação numérica no programa SAP2000 levando em consideração as mesmas condições de carregamento distribuído apresentadas na seção 4.2.2.1, conforme a Tabela 4.11, ver Figura 4.24.

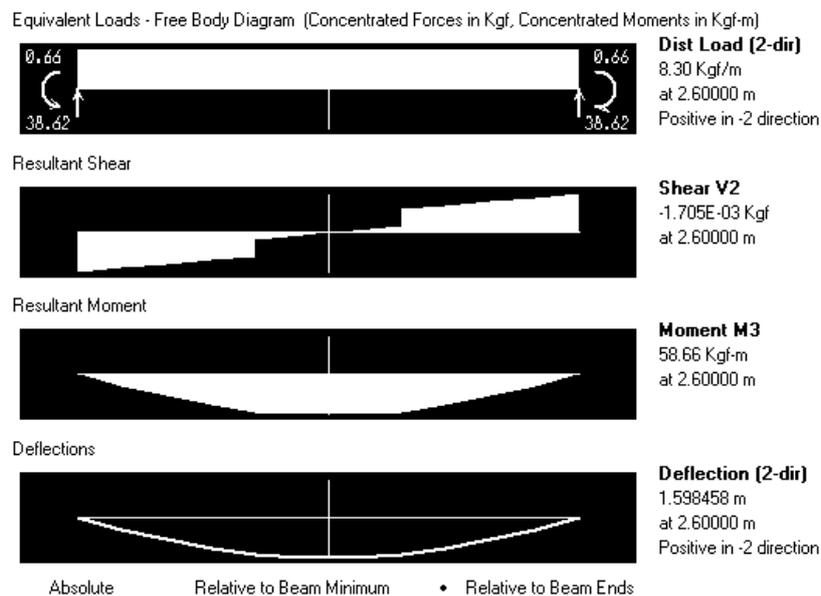


Figura 4.24. Simulação para obter o valor das cargas concentradas para a tubulação de PVC flexível.

Da análise numérica pode-se concluir que aplicando uma carga de 8,30kgf/m e para se obter um momento fletor máximo de 58,66kgfm é necessário aplicar duas forças de 17,05kgf.

A partir dessa informação, iniciou-se a montagem dos ensaios e para aplicar as forças concentradas na tubulação utilizou-se um perfil metálico para servir de apoio às duas cargas posicionadas cada uma a 0,75m do ponto médio da tubulação, ver Figura 4.25.

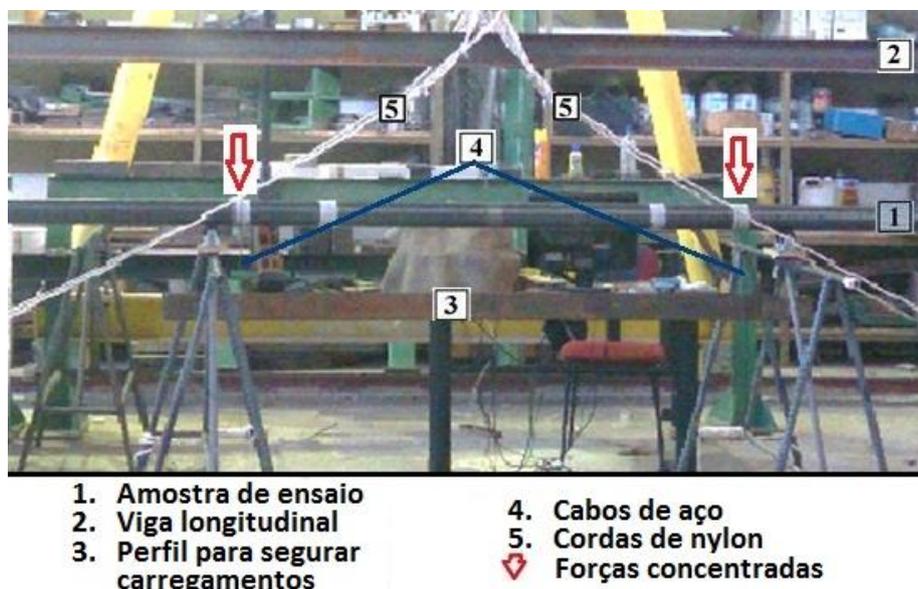


Figura 4.25. Base metálica suspensa para simular as cargas concentradas

Para este segundo caso considerando o sistema “two point load” foram feitos ensaios com três configurações diferentes. A primeira configuração adotada para este sistema foi utilizando a amostra PF - 4/1.8 - BR - ↓17.05 - #4 que se refere a uma tubulação de PVC flexível com diâmetro externo de 4”, espessura de 1,8mm na cor branca, com duas cargas concentradas de 17,05 kgf e sendo a quarta amostra ensaiada.

Esta amostra foi ensaiada utilizando massas com pesos conhecidos posicionados sobre a base metálica. O ensaio não foi concluído porque um trecho da tubulação entre a zona de contato da tubulação afundou (Figura 4.26.(a)), e conseqüentemente os cavaletes metálicos foram impedidos de se deslocar o sistema trilho.

Para resolver o problema descrito acima, utilizou-se duas roldanas sintéticas de 2” de diâmetro acopladas a cada cavalete, ver Figura 4.26.(b). Na nova configuração, utilizando as roldanas sintéticas, se teve um melhor desempenho no deslocamento dos cavaletes, mas, apresentaram-se os mesmos problemas de afundamento na tubulação de PVC flexível, conforme Figura 4.26.(c).

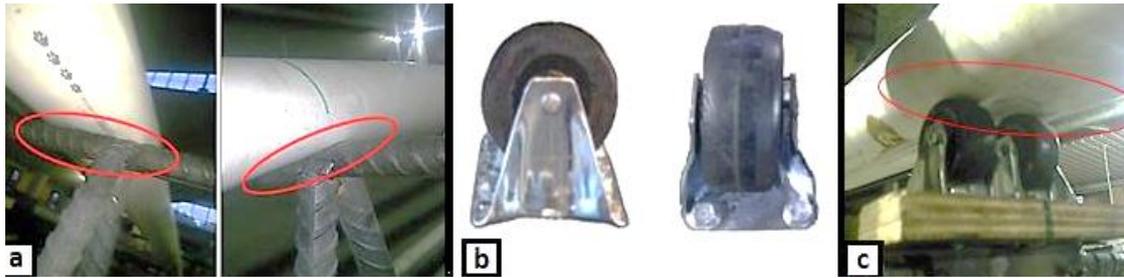


Figura 4.26. (a) Afundamento no cano de PVC, (b) Roldanas sintéticas e (c) Afundamento do PVC após a inclusão das roldanas.

Em função do comportamento do material relatado anteriormente, não foi possível concluir o ensaio para essa configuração PF - 4/1.8 - BR - ↓17.05 - #4.

Para determinar qual seria o valor das cargas a serem aplicadas na quinta amostra foi necessário encontrar inicialmente o valor do momento de plastificação da seção de u, tubo de PVC rígido considerando as informações da Tabela 3.1 e pela Equação 3.1, da seguinte forma:

$$Z = \frac{D^3}{6} \left[1 - \left(1 - \frac{2e}{D} \right)^3 \right]$$

$$Z = \frac{50,8^3}{6} \left[1 - \left(1 - \frac{2 \cdot 3}{50,8} \right)^3 \right] \quad (4.3)$$

$$Z = 6.863,52 \text{mm}^3$$

$$M_{p-\sigma_y} = Z \cdot \sigma_y$$

$$M_{p-\sigma_y} = 6.863,52 \cdot 45,39$$

$$M_{p-\sigma_y} = 311.535,1728 \text{N.mm} \quad (4.4)$$

$$M_{p-\sigma_y} = 31,16 \text{Kg.m}$$

Com o valor do momento fletor conhecido foi possível encontrar o valor das cargas concentradas através de uma simulação numérica no programa SAP2000 levando em consideração as mesmas condições de carregamento distribuído apresentadas na seção 4.2.2.1, conforme a Tabela 4.13, ver Figura 4.26.

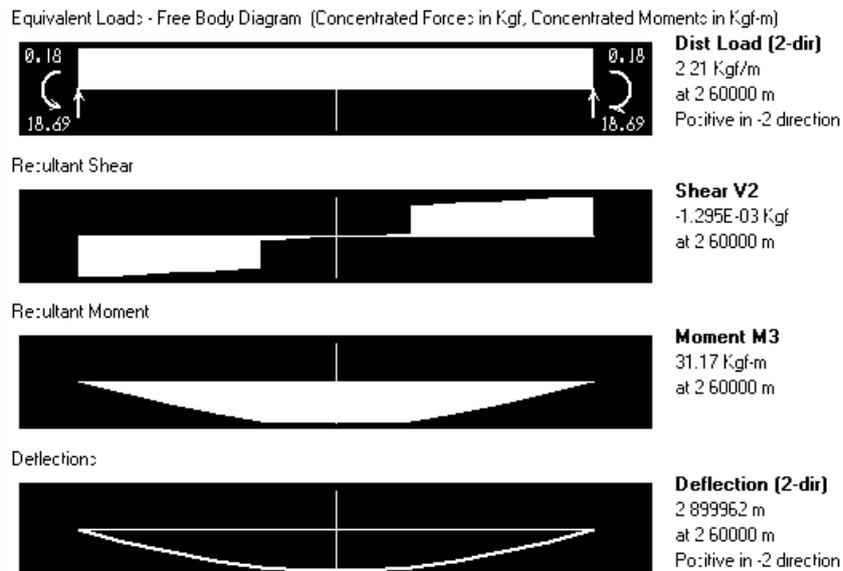


Figura 4.27. Simulação para obter o valor das cargas concentradas da tubulação de PVC rígido.

Da análise numérica pode-se concluir que aplicando uma carga distribuída de 12.95kgf/m e para se obter um momento fletor máximo de 31,17kgf.m é necessário aplicar duas forças de 12,95kgf.

A partir dessa informação, definiu-se a quinta configuração ensaiada como sendo a PR – 2.0/3.0 – MR - ↓12,95 - #5 que se refere a uma tubulação de PVC rígida, com diâmetro externo de 2”, espessura de 3mm na cor marrom, com duas cargas concentradas de 12,95 kgf e sendo a quinta amostra ensaiada, ver Figura 4.28.



Figura 4.28. Quinta amostra ensaiada: configuração PR – 2.0/3.0 – MR - ↓12,95 - #5

O estado inicial e final do ensaio e os resultados estão apresentados na Figura 4.29.

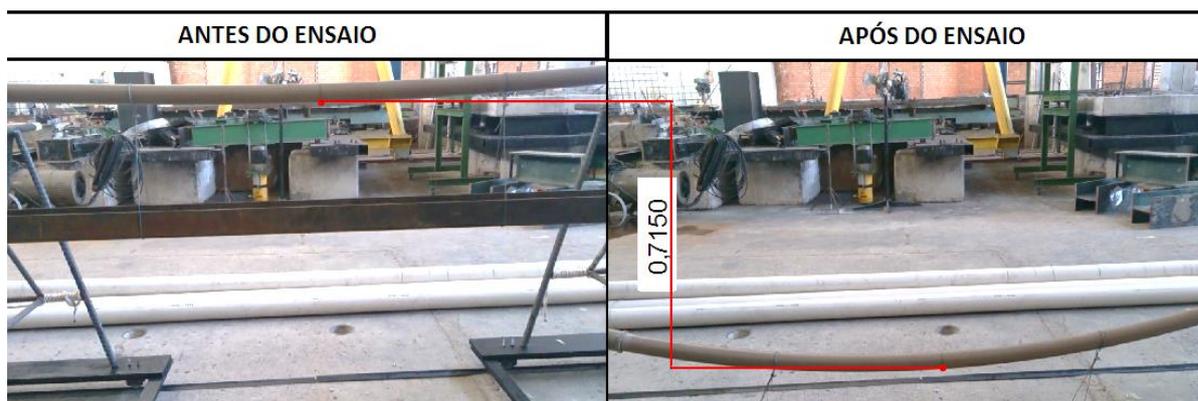


Figura 4.29. Estado inicial e final – Configuração PR - 2.0/3.0 - MR - \downarrow 12.95 - #5

Estes resultados foram determinados devido que a deformação vertical obtida experimentalmente não conseguiu alcançar a deformação vertical dada pelo método numérico e, por conseguinte, não alcançou o momento fletor de colapso esperado. Na Figura 4.29 observa-se que a tubulação não atingiu o máximo deslocamento esperado em função da limitação de altura disponível da montagem experimental, impossibilitando o colapso da tubulação.

Dessa forma, verificou-se que não seria possível realizar mais ensaios com esta configuração para tubulações de PVC rígido, já que o material tem um comportamento mais dúctil, suportando uma maior deformação vertical e existem restrições físicas que impedem a conclusão do ensaio.

A Tabela 4.17 apresenta uma comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e os resultados do SAP2000.

Tabela 4.17. Comparação de resultados – Configuração PR - 2.0/3.0 - MR - \downarrow 12.95 - #5

COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS			
	SAP 2000	EXPERIMENTAL	Erro
Deslocamento vertical	2,8999 m	0,715 m	-75,33%
Momento fletor	31,17 kgf,m	31,429 kgf,m	-0,82%

A diferença entre os valores de deslocamento vertical obtidos da Tabela 4.17 não foram coerentes e isso se deve ao problema comentado anteriormente.

Após resultados insatisfatórios para as duas configurações adotadas, foi necessário experimentar o sistema “two point load” modificando tanto o material como a geometria da tubulação. Para a última configuração escolheu-se tubulações de aço-carbono.

Para determinar qual seria o valor das cargas a serem aplicadas para a tubulação de aço-carbono foi necessário encontrar inicialmente o valor do momento de plastificação da seção. Este momento foi calculado utilizando a informação da Tabela 3.1 e pela Equação 3.1, da seguinte forma:

$$Z = \frac{D^3}{6} \left[1 - \left(1 - \frac{2e}{D} \right)^3 \right]$$

$$Z = \frac{76,2^3}{6} \left[1 - \left(1 - \frac{2 \cdot 1,2}{76,2} \right)^3 \right] \quad (4.5)$$

$$Z = 6.750,576 \text{mm}^3$$

$$M_{p-\sigma_y} = Z \cdot \sigma_y$$

$$M_{p-\sigma_y} = 6.750,576 \cdot 318,822 \quad (4.6)$$

$$M_{p-\sigma_y} = 2.152.232,141 \text{N} \cdot \text{mm}$$

$$M_{p-\sigma_y} = 215,223 \text{kg} \cdot \text{m}$$

Com o valor do momento fletor conhecido foi possível encontrar o valor das cargas concentradas através de uma simulação numérica no programa SAP2000 levando em consideração as mesmas condições de carregamento distribuído apresentadas na seção 4.2.2.1, conforme a Tabela 4.15, ver Figura 4.24.

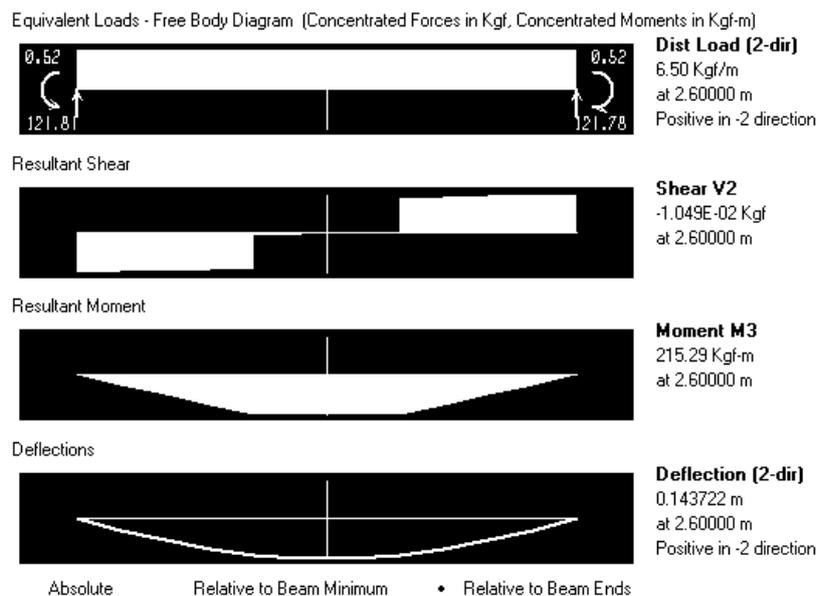


Figura 4.30. Simulação para obter o valor das cargas concentradas da tubulação de aço-carbono.

Da análise numérica pode-se concluir que aplicando uma carga distribuída de 6,50kgf/m e para se obter um momento fletor máximo de 215,22kgfm é necessário aplicar duas forças de 104,90kgf.

A partir dessa informação, definiu-se a terceira configuração ensaiada como sendo a AC - 3.0/1.2 - PT - ↓104.90 - #6 que se refere a uma tubulação de aço-carbono, com diâmetro externo de 3”, espessura de 1,2mm na cor preta, com duas cargas concentradas de 104,90 kgf e sendo a sexta amostra ensaiada, ver Figura 4.31.



Figura 4.31. Sexta amostra ensaiada- Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓104.90 - #6

O estado inicial e final do ensaio e os resultados desta configuração estão apresentados na Figura 4.32 e na Tabela 4.18.

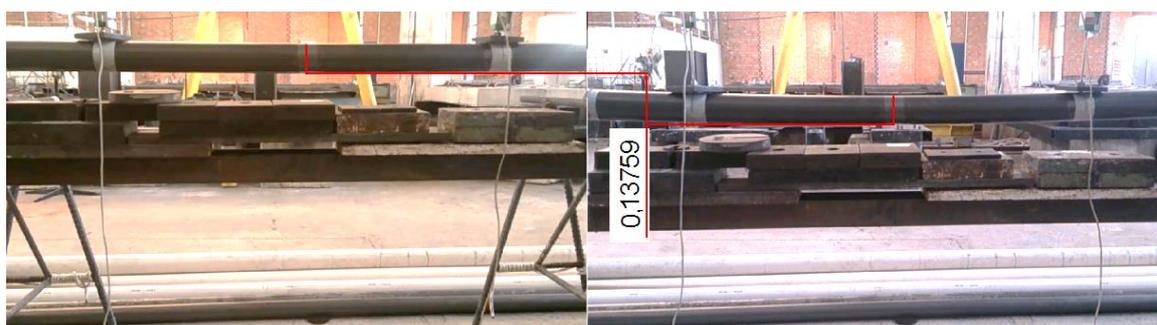


Figura 4.32. Estado inicial e final – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓104.90 - #6

Tabela 4.18. Comparação dos resultados – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓104.90 - #6

COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS			
	SAP 2000	EXPERIMENTAL	Erro
Deslocamento vertical	0,14372 m	0,13759 m	-4,26%
Momento fletor	215,29 kgf,m	216,035 kgf,m	-0,34%

Os resultados acima apresentaram uma boa correlação entre os deslocamentos verticais e os momentos fletores, porém a tubulação não entrou em colapso.

Como não se conseguiu o colapso experimental, decidiu-se fazer algumas variações para alcançar experimentalmente o colapso da tubulação. Foram feitas modificações tanto para o modelo experimental como para o modelo numérico, uma delas foi excluir o carregamento distribuído da água, já que se observou que o peso da água dentro do duto de aço-carbono não tinha muita influência. A segunda modificação foi aumentar o carregamento concentrado até determinar experimentalmente o carregamento necessário para o colapso da tubulação.

Na sequência foram realizados testes aumentando o carregamento concentrado do sistema *two point load* e no momento quando as cargas pontuais foram de 120 kgf, as roldanas sintéticas não suportaram o carregamento, conforme Figura 4.33.(a) e Figura 4.33.(b). Este inconveniente foi solucionado implementando um novo tipo de apoio reforçado formado por um dispositivo tipo rótula como apoio articulado localizado entre a zona de contato da tubulação e os cavaletes. Este apoio foi feito por uma barra curvada de aço e soldado ao cavalete metálico que encaixa diretamente na tubulação, a fim de garantir e suportar as forças excessivas do carregamento concentrado (ver Figura 4.33.(c))

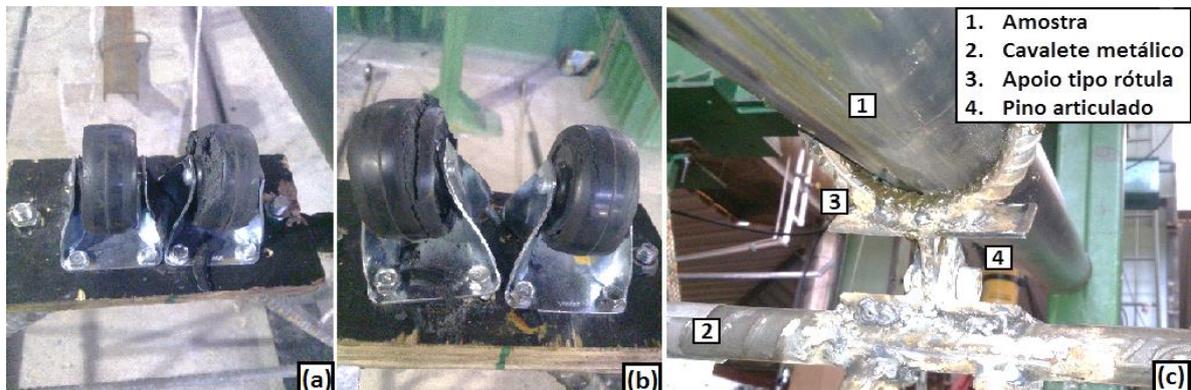


Figura 4.33. Destruição roldanas sintéticas. (a) Apoio do cavalete direito. (b) Apoio do cavalete esquerdo. (c) Apoio tipo rótula

Após a implantação desse novo apoio deu-se prosseguimento ao ensaio aumentando as cargas concentradas até chegar a um peso total de 275 kgf, ou seja, de 137.5 kgf para cada força concentrada. O estado inicial e final do ensaio pode ser observado na Figura 4.34.



Figura 4.34. Estado inicial e final – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.50 - #7.

Esta última configuração foi identificada como AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.50 - #7. Os resultados do ensaio desta configuração estão na Tabela 4.19.

Tabela 4.19. Resultados experimentais – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.5 - #7.

RESULTADOS – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.50 - #7	
EXPERIMENTAL	
Carregamento concentrado	275 kgf
Deformação vertical	0,34183 m
Momento fletor	254,375 kgf.m

Partindo dos resultados obtidos da configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.50 - #7, se continuou realizando o segundo experimento com as mesmas condições de contorno empregadas no ensaio anterior, utilizando o carregamento concentrado de 275 kgf. O ensaio foi nomeado como AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.50 - #7.1.

O resultado final do ensaio não foi satisfatório, pois a carga de 275 kgf não foi suficiente para atingir a carga de colapso da tubulação. Em função disso, se precisou aumentar a carga concentrada até atingir de 320 kgf, suficiente o bastante para colapsar a tubulação. Por anto, esta configuração foi identificada como AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0 - #8. A Figura 4.35 apresenta o estado inicial e final desta configuração.



Figura 4.35. Estado inicial e final – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0 - #8.

O resultado deste ensaio experimental foi satisfatório, pois foi possível determinar o carregamento de colapso e a deformação vertical. Os resultados deste ensaio experimental são apresentados na Tabela 4.20.

Tabela 4.20. Resultados experimentais – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0 - #8.

RESULTADOS – Configuração AC - 3,0/1,2 - PT - ↓160,0 - #8	
EXPERIMENTAL	
Carregamento concentrado	320 kgf
Deformação vertical	0,36210 m
Momento fletor	296,0 kgf,m

Por fim foi realizado o último experimento com a configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0 - #8.1 e o estado inicial e final do ensaio estão apresentados na Figura 4.36 e os resultados do ensaio na Tabela 4.21.

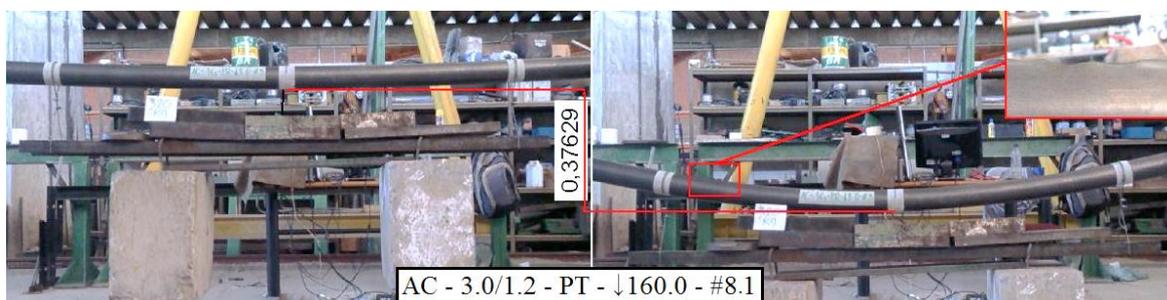


Figura 4.36. Estado inicial e final – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0 - #8.1

Tabela 4.21. Resultados experimentais – Configuração AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.0 - #8.1

RESULTADOS – Configuração AC - 3,0/1,2 - PT - ↓160,0 - #8.1	
EXPERIMENTAL	
Carregamento concentrado	320 kgf
Deformação vertical	0,37629 m
Momento fletor	296,0 kgf,m

Os resultados desta última configuração foram satisfatórios em comparação com as configurações anteriores, já que foi atingida a mesma carga de colapso, obtendo deslocamentos verticais similares e valores semelhantes para os momentos fletores de colapso. A Tabela 4.22 mostra os resultados das três últimas configurações ensaiadas entre, bem como a média dos resultados.

Tabela 4.22. Resultados experimentais tubulações aço-carbono

RESULTADOS EXPERIMENTAIS				
	*	**	***	Média
Carregamento concentrado	275 kgf	320 kgf	320 kgf	320,0 kgf
Deformação vertical	0,34183 m	0,36210 m	0,37629 m	0,36919 m
Momento fletor	254,375 kgf,m	296,0 kgf,m	296,0 kgf,m	296,0 kgf,m
* Configuração - AC - 3.0/1.2 - PT - ↓137.50 - #7 (configuração descartada)				
** Configuração - AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.00 - #8				
*** Configuração - AC - 3.0/1.2 - PT - ↓160.00 - #8.1				

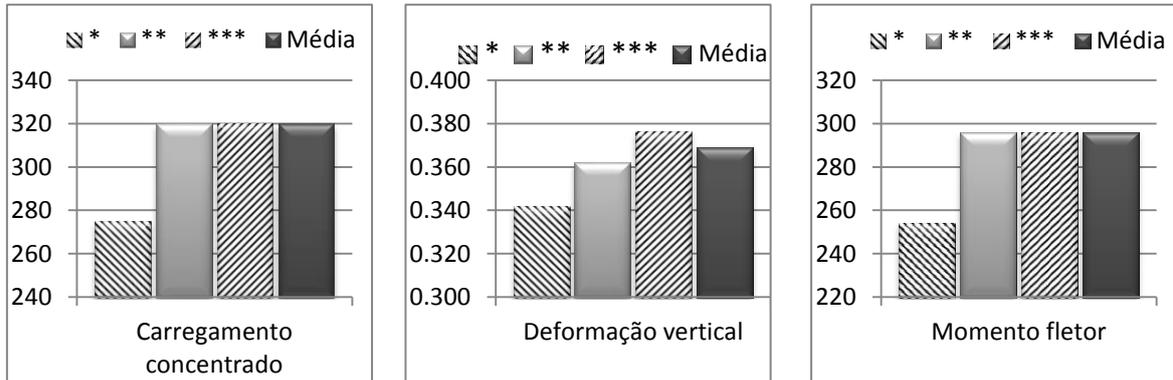


Figura 4.37. Resultados experimentais do carregamento concentrado, deformação vertical e Momento fletor

Vale destacar que os resultados do ensaio com carga de 275kgf foi desprezado para o cálculo da média, pelo fato da tubulação ter sido ensaiada várias vezes e dessa forma a resistência mecânica da tubulação foi reduzida e conseqüentemente sua carga de colapso não foi representativo.

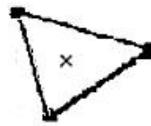
Pelos resultados acima, observa-se que o momento fletor colapso médio no vão central foi de 296.0 kgf.m e o deslocamento vertical médio foi de 0,36919m ou 369.19mm aproximadamente.

A análise dos dados experimentais foi satisfatória obtendo valores próximos um dos outros, pelo qual é possível afirmar que a confiabilidade da montagem experimental foi boa para tubulações de aço-carbono, extraindo o valor do ensaio com carga de 275kgf. Os resultados do deslocamento vertical e do momento fletor de colapso foram aproximados, apresentando erros mínimos entre a comparação dos resultados experimentais.

Na próxima seção serão apresentados e analisados os resultados da análise numérica empregada para determinar o carregamento de colapso para o sistema “two point load”.

4.2.3 - Resultados Numéricos

Para o modelo numérico da tubulação foi utilizada a modelagem em elementos finitos através do programa ABAQUS. Como a tubulação tem espessura de parede fina, os elementos finitos usados na análise foram elementos de casca (Shell). Em tal caso, escolheu-se uma malha refinada e com elementos de na forma tipo Shell triangular com função de forma quadrática, boa densidade de malha para a análise (0.01m de lado em cada elemento). O elemento finito empregado nesta simulação numérica foi o elemento “S3R” da biblioteca de elementos do ABAQUS. (ver Figura 4.38)



S3R: Shell-Casca,
3 nós, integração reduzida

Figura 4.38. Tipo de elementos finitos biblioteca ABAQUS - (Hibbitt et al. 2004).

O modelo de 6m de comprimento possui exatamente 28800 elementos triangulares gerados pelo gerador de malha do ABAQUS. As propriedades mecânicas utilizadas no modelo foram as mesmas da Tabela 4.10: módulo de elasticidade $E = 207.596$ MPa, tensão de escoamento $\sigma_y = 318,822$ MPa e tensão de ruptura $\sigma_u = 346,198$ Mpa. Além disso, as tensões de escoamento e de ruptura foram associadas às deformações de 0,002260 e 0,012766 respectivamente, conforme a Tabela 4.10 e Figura 4.39.

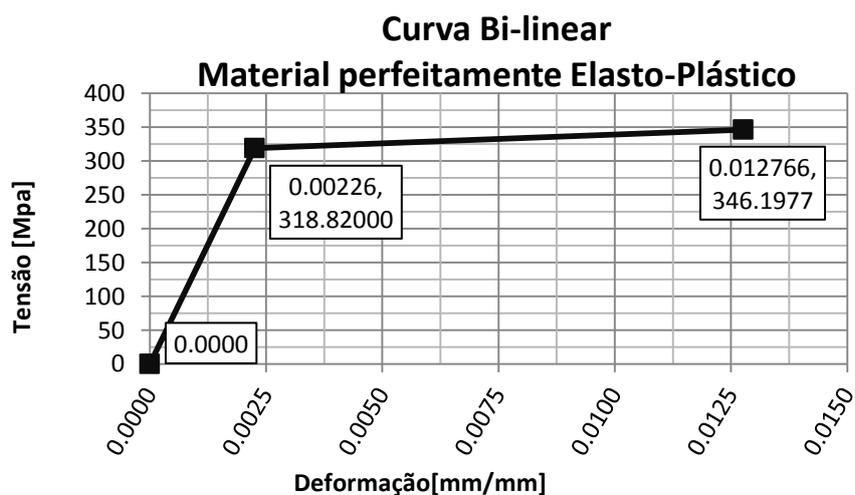


Figura 4.39. Curva bi-linear adoptada para o modelo numérico.

Na modelagem não foi considerada a não linearidade geométrica, apenas a não linearidade do material e neste caso a curva de tensão x deformação (curva σ vs. ϵ)

assumida na modelagem com elementos finitos foi de uma curva bi linear e modelo perfeitamente elasto-plástico, conforme a Figura 4.39. Esta curva bi linear foi definida com os valores médios das tensões de escoamento e tensões últimas, com seus respectivos valores médios da deformação linear obtidos dos três ensaios de tração uniaxial.

O comportamento assumido para o material foi de endurecimento isotópico, também foi considerada a densidade do tubo igual a 7.850 kgf/m^3 . As condições de contorno usadas no modelo (em termos de distancia de apoio, além das diversas rodadas que foram efetuadas a fim de atingir ao valor que mais se aproximou aos resultados experimentais) correspondem a um apoio fixo e um apoio móvel (apoios de primeiro e segundo grau), considerados como elementos viga estaticamente determinados, e localizados a uma distância de 0,4 m dos extremos da tubulação de 6m de comprimento o que corresponde à distância final implementada na montagem experimental, obtendo-se assim um vão livre de 5,20m.

As cargas concentradas estão localizadas simetricamente e distanciadas uma da outra 1,50m, ou seja, foram aplicadas a 0,75m do ponto meio da tubulação tal como foi implementado na montagem experimental. O modelo numérico está representado na Figura 4.40.

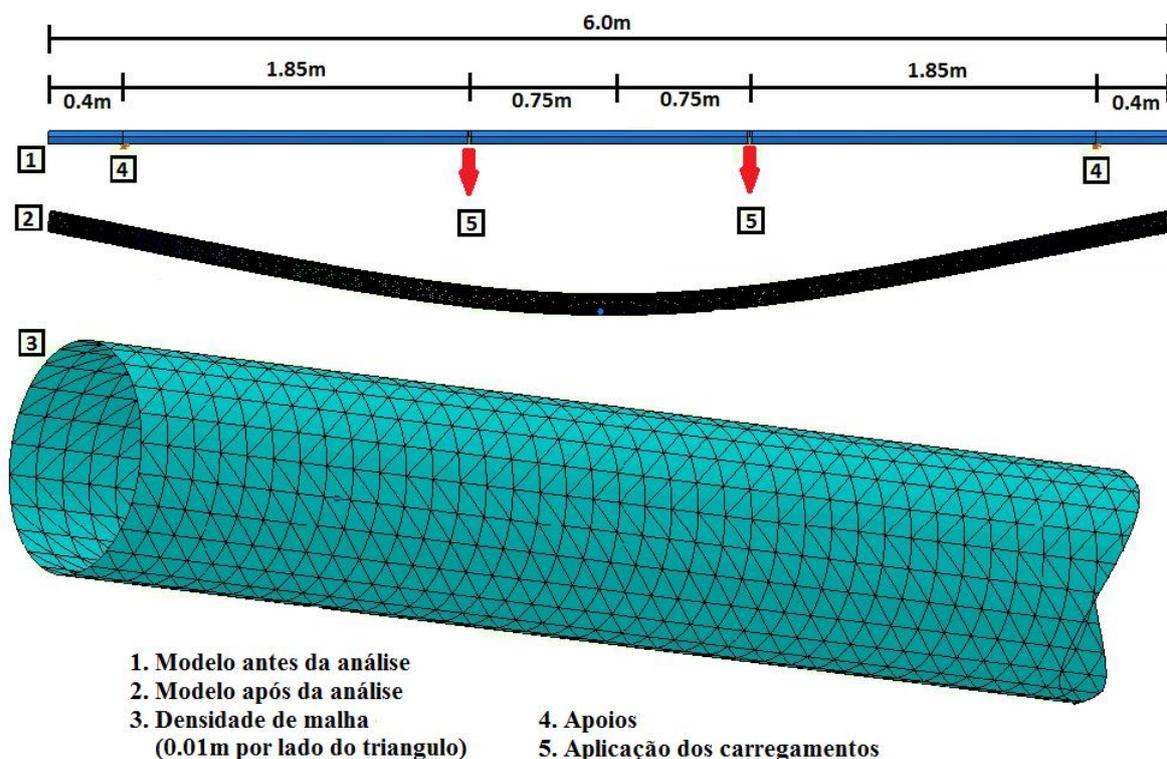


Figura 4.40. Modelo numérico ABAQUS.

O carregamento concentrado foi incrementado paulatinamente pelo ABAQUS até determinar que o modelo numérico apresente grandes deformações sem registrar aumento ou diminuição do carregamento concentrado, ou seja, quando a curva de carga versus deformação vertical apresenta uma tendência assintótica (Figura 4.41). Este comportamento foi o critério de avaliação adotado para determinar o carregamento de colapso. A Figura 4.41 e a Tabela 4.23 apresentam os resultados do modelo numérico em ABAQUS.

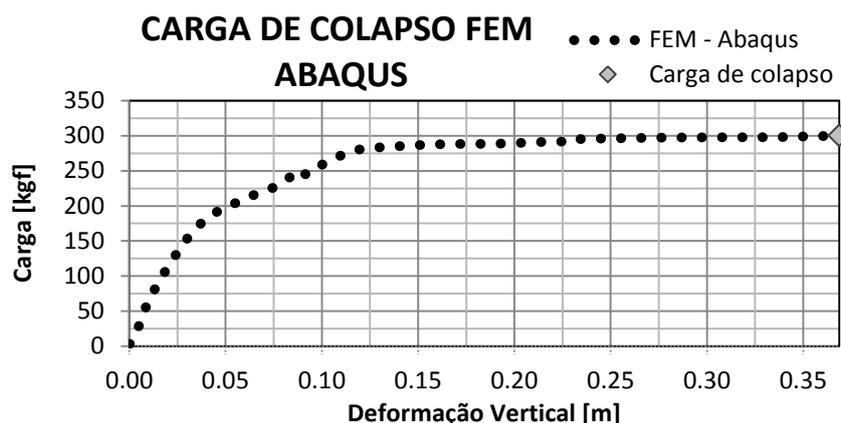


Figura 4.41. Curva de Carga x Deformação vertical e carga de colapso FEM Abaqus.

Tabela 4.23. Carregamento de Colapso Método Numérico FEM - ABAQUS

Método Numérico FEM ABAQUS	
Carregamento de Colapso (kgf)	300,018
Deformação vertical (m)	0,368786
Momento fletor (kgf,m)	277,501

A curva apresentada na Figura 4.41 continua sofrendo deslocamentos maiores, mas com poucas variações do carregamento aplicado, por tanto, o valor registrado como carregamento de colapso foi o valor médio entre a região com maior comportamento assintótico, esta condição foi necessária para comparar os resultados da metodologia numérica e experimental, tanto para a deformação vertical quanto para o carregamento aplicado nas condições nomeadas anteriormente.

Pode-se observar na Figura 4.41 a transição do comportamento elástico linear da tubulação para o comportamento plástico não linear, até atingir a máxima carga de colapso numérica. Esta afirmação é válida já que o comportamento plástico não linear começa perto dos 200 kgf (187.83 kgf aproximadamente), assim como foi apresentado na Equação

4.6 e na Figura 4.30, onde se precisou de 209.8 kgf por carregamento total (104,9 kgf por força concentrada) para atingir o momento fletor que inicia o escoamento da tubulação.

A partir dessa informação, a tendência assintótica da curva “Carga de colapso FEM ABAQUS” da Figura 4.41 inicia perto dos 300 kgf, ou seja, quando a tubulação começa a se aproximar à carga de colapso plástico, isto acontece imediatamente quando a tubulação começa a apresentar deslocamentos significativos devido à diminuição da resistência mecânica do material, tendo em conta isso, foi considerado o valor de 300,018 como carregamento concentrado de colapso plástico da tubulação, que gerou um valor de 0,368786m como deslocamento vertical de colapso.

4.2.4 -Comparação dos resultados experimentais e numéricos

A Tabela 4.24 apresenta a comparação entre os resultados experimentais obtidos pela média dos dois últimos ensaios e os resultados obtidos na análise numérica não linear.

Tabela 4.24. Comparação dos resultados Experimentais e Numéricos

	Unidade	Método Experimental (valor médio)	Método Numérico	
Carga de Colapso	(kgf)	320,00	300,018	-6,244%
Deslocamento Vertical	(m)	0,36919	0,368786	-0,109%
Momento Fletor	(kgf,m)	296,00	277,501	-6,249%

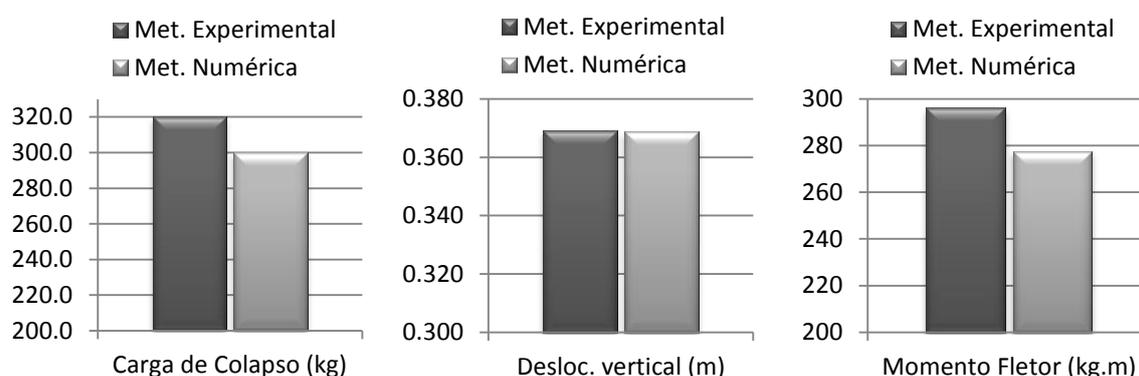


Figura 4.42. Comparação dos resultados experimentais e numéricos

Os ensaios experimentais mostraram que a tubulação com duas cargas concentradas, cada uma de 160 kgf, leva a tubulação ao colapso quando o vão livre entre apoios atinge 5,2m. Este valor de carregamento concentrado resultou num momento de colapso no vão central de 296 kgf.m. Por carga de colapso, se adotou o valor de carga de

serviço entendida como a carga que leva ao aparecimento de enrugamento acentuado nas paredes do tubo.

Na simulação numérica via elementos finitos no ABAQUS, com curva de tensão-deformação bi-linear e elemento de casca, se chegou ao colapso com um valor de momento fletor de 277,516 kgf.m, devido a um carregamento aplicado de 300,018 kgf. As divergências encontradas entre os métodos numéricos e experimentais podem ser devidas a variáveis que não estão presentes como, por exemplo, o atrito entre a amostra e os apoios quando cada apoio esta se afastando um do outro e também pelas pequenas diferenças nas propriedades geométricas, mecânicas e homogeneidade do material.

Ao comparar os resultados experimentais com os numéricos se chegou à conclusão que os resultados obtidos das metodologias empregadas foram coerentes e concisos, com pequenos erros comparativos que demonstram a similaridade e confiabilidade da metodologia e montagem experimental.

5 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES

5.1 - CONCLUSÕES DO TRABALHO

Este trabalho apresenta alguns resultados analíticos, numéricos e experimentais de segmentos de tubulação representando protótipos de risers. Inicialmente foi apresentada uma formulação analítica para se encontrar uma carga de colapso de tubulações. Em tal formulação, Bezerra e Silva (2010) adotaram um comportamento perfeitamente elasto-plástico e o critério de escoamento de Von-Mises Hencky.

Em seguida foram realizadas análises numéricas não lineares utilizando elementos de casca triangulares disponíveis no Software ABAQUS. Nos ensaios numéricos, dois tipos de carregamento foram aplicados nos risers: um com carga de compressão axial e outro com duas cargas concentradas (sistema “two point load”) para simular flexão pura.

Antes de iniciar os ensaios numéricos com os protótipos de risers, alguns ensaios preliminares de caracterização das propriedades mecânicas das tubulações foram realizados. Na parte experimental, três tipos de tubulações foram ensaiadas, aqui denominados de tubulações em PVC flexível, em PVC rígido e Tubos de aço-carbono. Dois casos de carregamento foram analisados para oito configurações diferentes de ensaios no laboratório: (1) carregamento distribuído e (2) duas cargas concentradas (sistema “two point load”) para produzir flexão pura nos protótipos.

Para as análises mencionadas acima, os resultados foram comparados de duas formas, como apresentados a seguir:

5.1.1 - Comparação analítica e numérica

Para as soluções analíticas é importante conhecer com antecedência a imperfeição inicial do tubo e as propriedades geométricas e mecânicas do protótipo.

A partir dos resultados obtidos pela formulação analítica, observou-se que os dados obtidos para o carregamento de colapso mostram uma boa correlação com os resultados das análises numéricas. Percebeu-se que os erros crescem com as imperfeições iniciais impostas e com os acréscimos dos vãos centrais, mas ficam em torno de +6 a -32%, respectivamente contra e a favor da segurança. Portanto na maioria dos casos a favor da

segurança. Portanto, a formulação analítica aqui testada parece ser uma ferramenta simples, rápida e com boa aproximação e segurança para a avaliação preliminar da cargas de colapsos de dutos sob compressão axial e pequenas deformações iniciais (excentricidades) impostas. Entretanto, nota-se que este procedimento analítico não tenta substituir análises mais complexas com modelos em elementos finitos, entretanto, a formulação analítica simplificada é rápida diante do elevado consumo de processamento numérico, além de grandes quantidades de tempo empregado para cada análise em elementos finitos.

5.1.2 -Metodologia experimental e numérica

Neste trabalho, para se ganhar experiência, foram efetuados ensaio em tubulações de tubos de PVC flexível, PVC rígido e tubos de aço-carbono.

A metodologia experimental utilizada tentou simular as cargas principais a que os risers podem estar sujeitos nas diversas condições reais de apoios em terrenos submarinos irregulares, como bancos de areia esparsos e grandes extensões em vão livres. Sendo assim os protótipos aqui construídos permitiram inferir diferentes momentos de colapso, devidos à aplicação de cargas concentradas, além da variação na distância entre os pontos de apoio, para as tubulações analisadas.

Para as tubulações de PVC utilizadas como protótipos risers não foram obtidos resultados favoráveis para as condições de apoio e carga utilizados devido a excessivas deformações verticais. Já para os tubos de aço-carbono, os resultados foram satisfatórios. Os resultados com os tubos de PVC serviram para ganho de experiência no laboratório com protótipos de risers.

Para as últimas configurações ensaiadas com duas cargas concentradas cada uma de no máximo 160 kg, observou-se que a tubulação de aço-carbono entrava em colapso para um vão livre entre apoios de 5,20m. Tal valor de carga resultou num momento de colapso experimental por flexão pura no meio do vão, com valor igual a 296 kg.m. Com a simulação numérica de tal situação, a carga de colapso obtida foi de 300 kg correspondente a um momento de colapso de 277,51 kg.m, com erro de cerca de 6%.

5.2 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Esta pesquisa trouxe avanços na viabilidade de utilizar novas técnicas para determinar carregamentos de colapso plástico de protótipos de risers não pressurizados. Como sugestões para pesquisas futuras:

- Implementar as metodologias analíticas numéricas e experimentais para determinar a carga de colapso de protótipos de risers em tubulações pressurizadas.
- Utilizar diferentes materiais para os protótipos de risers e verificar se a formulação analítica é confiável reproduzindo os resultados de análises numéricas.
- Melhorar o sistema de apoios para simular de forma mais adequada a variação do local dos apoios por bancos variáveis de areia que ocorre no fundo do mar.
- Realizar ensaios com tubulações em grande escala para determinar a confiabilidade das metodologias analíticas e experimentais empregadas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6152: "Materiais metálicos – Ensaio de tração à temperatura ambiente". Rio de Janeiro, Brasil.
- AGÊNCIA NACIONAL DO PETRÓLEO: "Anuario estatístico brasileiro do petróleo, gas natural e biocombustíveis". Rio de Janeiro, Brasil.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. ASTM D695-10: "Standard test method for compressive properties of rigid plastics".
- Amorim, T. O. d. (2010). "Plataformas Offshore - Uma breve análise desde a construção ao descomissionamento", Centro Universitário Estadual da Zona Oeste, UEZO, Rio de Janeiro, Brasil.
- Ávila, G. G. d. (2005). "Cálculo de fadiga de risers rígidos através da mecânica da fratura", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Bahiense, R. A. (2007). "Implementação e avaliação de uma metodologia fortemente acoplada para análise de sistemas flutuantes offshore", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Barbosa, R. L. (2007). "Análise de forças de contato e desgaste interno em riser marinho devido ao contato com tubos de perfuração", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Beer, F. P., E. R. Johnston Jr, J. T. DeWolf, and D. F. Mazurek. (2003). "Mecânica dos materiais": McGraw Hill Brasil.
- Bernal, D. F. A. (2014). "Estudo em modelos do comportamento de dutos enterrados ancorados por geossintéticos", Dissertação de Mestrado, Publicação G.DM-, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 80 pp.
- Bezerra, L. M., and R. S. Y. S. Silva. (2010). "The collapse load in submarine pipelines under compressive load and internal pressure", International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, Rio de Janeiro. Proceedings of SDSS. Pages 539-546.
- Bezerra, L. M., W. M. R. Solarte, R. S. Y. C. Silva, and P. A. A. Casanova. (2014). "Determinação analítica e numérica da carga de colapso em risers com deformação inicial". In CILAMCE 2014 Proceedings of the XXXV Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering, November 23-26, 2014. Fortaleza, CE, Brazil.
- Canelas, A. L. d. S. (2007). "Evolução da importância econômica da indústria de petróleo e gás natural no Brasil: contribuição a variáveis macroeconômicas", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.

- Cardoso, C. d. O. (2005). Metodologia para análise e projeto de dutos submarinos submetidos a altas pressões e temperaturas via aplicação do método dos elementos finitos, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Dorey, A. B., J. R. Cheng, and D. W. Murray. (2001). "Critical buckling strains in energy pipelines". Edmont, Alberta: Department of Civil and Environmental Engineering, University of Alberta.
- Dorey, A. B., D. W. Murray, and J. Cheng. (2006). "Critical buckling strain equations for energy pipelines - A parametric study". Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering 128: Pages 248-255.
- Fernandez, A. C., and R. A. Carvalho. (1999). "Sistema híbrido com bóia submersa para suporte de risers de produção": Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ.
- Franco, L. D. (2004). "Implementação computacional em ambiente paralelo de memória distribuída para análise acoplada de sistemas offshore", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Gomes, M. d. A. (2011). "Desenvolvimento de juntas para união de riser rígidos compósitos de matriz polimérica e linear de liga de alumínio", Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Grauman, J. S. (2000). "Selection Criteria for Titanium Use Offshore". In Proceedings of the international conference on offshore mechanics and arctic engineering. New Orleans, USA, 1005 - 1014.
- Hibbitt, Karlsson, and Sorensen. (2004). "Abaqus, User's manual version 6.5,". In Inc., Pawtucket, RI.
- Juárez, J. A. L., and L. B. Blázquez. (2012). "Estructuras Metálicas. Material de apoyo (curso 2012-2013)".
- Kumar, S. S., and A. S. Kumar. (2006). Design of steel structures.
- Lemos, C. A. D. d. (2005). "Análise de fadiga em risers flexíveis", Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Lima, A. L. d. (2006). "Avaliação de metodologias de análise de unidades estacionárias de produção de petróleo offshore", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/URFJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Medeiros, A. R. d. (2009). "Ancoragem e fundações offshore", Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Mohareb, M., G. Kulak, A. Elwi, and D. Murray. (2001). "Testing and analysis of steel pipe segments". Journal of transportation engineering 127: Pages 408-417.
- Mohareb, M. E., A. E. Elwi, G. L. Kulak, and D. W. Murray. (1994). "Deformational behavior of line pipe". Edmont, Alberta: Department of Civil Engineering, University of Alberta.

- Neto, A. G. (2012). "Estabilidade estrutural da configuração estática de risers em catenária", Departamento de Engenharia Mecânica, EPUSP, Tese de Doutorado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, EPUSP, São Paulo, Brasil.
- Offshore, T. (2013). "Bending Stiffeners - Engineered Systems" 2009 [cited 25 de Setembro 2013]. Available from http://www.uniquegroup.com/images/attachment/257_Trelleborg%20Bending%20Stiffeners.pdf.
- Oliveira, R. C. G. d., C. H. M. d. Carvalho, and M. C. K. d. Oliveira. (2000). "Como aumentar a capacidade de transferência de petróleo em oleodutos". Bol. téc. PETROBRAS 43: Pages 92-99.
- Ozkan, I. F., and M. Mohareb. (2009). "Testing and analysis of steel pipes under bending, tension, and internal pressure". Journal of structural engineering 135: Pages 187-197.
- Padilha, J. A. P. (2009). "Análise estrutural de riser flexível com armaduras de tração em titânio", Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica, COPPE, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Palmer, A., and A. Sabtian. (2012). "Effective tension and compression in pipeline and riser buckling". In Offshore Engineer, 7.
- Pfeil, W., and M. Pfeil. (2009). "Estruturas de aço: Dimensionamento prático": Livros Técnicos e Científicos.
- Products, S. R. (2013). "Critical forged joints" 2008a [cited 28 de Setembro 2013]. Available from <http://www.subseariserproducts.com/documents/data-sheets/CRITICAL-FORGED-JOINTS.pdf>.
- . (2013). "Pressure - Drill W - Welded HP Drilling Riser" 2008b [cited 28 de Setembro 2013]. Available from <http://www.subseariserproducts.com/documents/data-sheets/PRESSURE-DRILL-W.pdf>.
- Rich, S. K., and A. G. Alleyne. (1998). "System design for buried high temperature and pressure pipelines". Paper read at Offshore Technology Conference, at Houston, Texas.
- Rodrigues, G. J. d. O. (2004). "Ferramentas computacionais para otimização e síntese de sistemas híbridos de risers baseados no conceito de bóia de subsuperfície", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brazil.
- Rubin, A., and J. Gudme. (2006). "Qualification of steel wire for flexible pipes". San Diego, California: NACE International CORROSION 2006, 19.
- Schupp, J., B. Byrne, N. Eacott, C. Martin, J. Oliphant, A. Maconochie, and D. Cathie. (2006). "Pipeline unburial behaviour in loose sand". Paper read at Proceedings of the 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering.
- Shanley, F. R. (1957). "Strength of materials". edited by McGraw-Hill. New York.

- Silva, É. M. C. (2000). "Modelos numéricos para sistemas mistos de risers em águas profundas", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRJ, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Silva, E. S. (2006). "Estudo do escoamento bifásico em risers em movimento na produção marítima de petróleo em águas profundas", Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências, UNICAMP, Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual de Campinas, UNICAMP, São Paulo, Brasil.
- Silveira, M. M. d. (2013). "Introdução ao apoio marítimo". In Rio de Janeiro, Navsoft Consultoria e Serviços Ltda. Niterói, Rio de Janeiro, 49.
- Sindipetro. (2013). "A atividade offshore no Brasil " 2008 [cited 30 outubro 2013]. Available from <http://www.clickmacae.com.br/?sec=109&pag=pagina&cod=99>.
- Souza, P. F. d. (2004). "Estudo experimental sobre o comportamento de dutos metálicos com geometria em ziguezague", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, PUC-Rio, Dissertação de Mestrado, Pontifícia Universidade Católica do Rio De Janeiro - Puc-Rio, Rio de Janeiro, Brasil.
- Technologies, F. (2013). "Products and systems" 2005 [cited 24 de Setembro 2013]. Available from <http://www.fmctechnologies.com/>.
- Terzian, R. L. (2005). "Conceitos e metodologias de gestão de projeto e sua aplicação ao caso da integridade da malha duto-viária", Programa de Pós-Graduação em Engenharia Industrial, PUC-Rio, Dissertação de Mestrado, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, PUC-Rio, Rio de Janeiro, Brasil.
- Worldoils, T. w. s. O. a. G. C. (2013). "Subsea Risers for sale" [cited 25 de Setembro 2013]. Available from <http://www.worldoils.com/risers/>.