



MAURÍCIO JUN-DI HIROYAMA SUZUKI

**INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DO SOLO NA
DINÂMICA DE RISERS EM CATENÁRIA PARA
ÁGUAS ULTRAPROFUNDAS**

CAMPINAS
2012



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

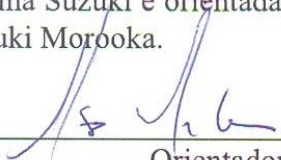
MAURÍCIO JUN-DI HIROYAMA SUZUKI

**INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DO SOLO NA DINÂMICA
DE RISERS EM CATENÁRIA PARA ÁGUAS
ULTRAPROFUNDAS**

Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências da Universidade Estadual de Campinas para obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo na área de Exploração.

Este exemplar corresponde à versão final da dissertação defendida pelo aluno Maurício Jun-Di Hiroyama Suzuki e orientada pelo Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka.


Orientador

CAMPINAS
2012

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

Su99i Suzuki, Maurício Jun-Di Hiroyama
Influência dos parâmetros do solo na dinâmica de risers em catenária para águas ultraprofundas / Maurício Jun-Di Hiroyama Suzuki. --Campinas, SP: [s.n.], 2012.

Orientador: Celso Kazuyuki Morooka.
Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.

1. Engenharia de petróleo. 2. Estruturas marítimas. I. Morooka, Celso Kazuyuki, 1958-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências. III. Título.

Título em Inglês: Influence of soil parameters on the behaviour of catenary risers in ultra-deep waters

Palavras-chave em Inglês: Petroleum engineering, Marine structures

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora: Cyntia Goncalves da Costa Matt, Renato Pavanello

Data da defesa: 28-06-2012


Programa de Pós Graduação: Engenharia de Mecânica

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
CIÊNCIAS E ENGENHARIA DE PETRÓLEO
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

*Influência dos Parâmetros do Solo na Dinâmica
de Risers em Catenária para Águas
Ultraprofundas*

Autor: Maurício Jun-Di Hiroyama Suzuki
Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka


Banca Examinadora:



Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka, Presidente
UNICAMP/FEM/DEP



Dra. Cyntia Goncalys da Costa Matt
CENPES/PETROBRAS



Prof. Dr. Renato Pavanello
UNICAMP/FEM/DMC

Campinas, 28 de Junho de 2012

Dedicatória:

Dedico este trabalho àqueles que me apoiaram em todos os passos de minha vida, meus pais Atsuo e Kazumi, meus irmãos Marcelo e Marcos, exemplos de caráter, dedicação e trabalho.

Agradecimentos

Agradeço a Deus, fonte constante de força e inspiração.

Ao orientador Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka, que concedeu a oportunidade de me integrar ao seu grupo de pesquisa, orientando-me durante os anos de graduação.

Aos meus pais, irmãos, familiares e amigos, pelo suporte e incentivo transmitidos nos momentos difíceis, e pela compreensão nos muitos momentos de ausência.

Aos meus amigos do grupo de pesquisa, pela companhia, conselhos, conversas e discussões que foram essenciais para a minha formação nestes últimos anos. Em especial a Bruno Chargas, Denis A. Shiguemoto, Deolinda M. de Carvalho, Dustin M. Brandt, Lucas C. Sevillano, Márcio Yamamoto, Michele Pedroso, Paulo G. de Carvalho, Paulo G. Valdivia e Raphael I. Tsukada, pelas diversas conversas, sugestões e apoio nas atividades.

Aos funcionários do Departamento de Engenharia de Petróleo, em me atender prontamente às inúmeras solicitações.

Aos funcionários do Centro de Estudos do Petróleo, que sempre agiram com presteza e rapidez.

À Agência Nacional do Petróleo (PRH15/ANP), pelo apoio financeiro, através da concessão de uma bolsa de estudo relacionada ao desenvolvimento deste trabalho.

Aos Paulo S. D. Pereira (Petrobras), Ricardo Franciss (Petrobras), Cyntia G. C. Matt (Petrobras) e demais pesquisadores da Petrobras que de alguma forma estiveram envolvidos nas discussões técnicas, sugestões e apoio nas atividades desenvolvidas neste trabalho.

Aos Julio Ribeiro (2H Offshore), Pete Simpson (2H Offshore) e demais engenheiros da 2H Offshore, pelo apoio para conclusão deste trabalho.

Expresso também meus agradecimentos a todos aqueles que contribuíram, de forma direta e indireta, sem o qual este trabalho não poderia ser finalizado.

“Que os vossos esforços desafiem as impossibilidades, lembrai-vos de que as grandes coisas do Homem foram conquistadas do que parecia impossível.”

Charles Chaplin

Resumo

SUZUKI, Maurício Jun-Di Hiroyama, *Influência dos Parâmetros do Solo na Dinâmica de Risers em Catenária para Águas Ultraprofundas*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2012. 70 p. Dissertação de Mestrado.

Risers de produção são elementos tubulares que conectam a cabeça de um poço no fundo do mar a uma plataforma de petróleo, escoando a produção de óleo e gás. Para o estudo de uma sistemática para análise de operação e projeto de *risers*, faz-se muito importante o entendimento da modelagem matemática para previsão de seu comportamento estático e dinâmico e avaliação de sua vida útil. O objetivo dessa previsão é buscar uma melhor configuração para sua operação e projeto em função, principalmente, da profundidade de operação e das condições ambientais. Procedimentos numéricos têm sido desenvolvidos para determinar comportamento de um *riser*. Forças hidrodinâmicas, devido aos carregamentos ambientais, tais como esforços de ondas e correntezas marítimas, influenciam o comportamento de *risers*, e ainda, quando são conectados a plataformas flutuantes de produção, estas, estando também sujeitas à ação de ondas e correntezas, apresentam movimentos que se transferem aos *risers*. Essas excitações de diferentes origens geram esforços e tensões na estrutura dos *risers*. Outro fenômeno importante é oriundo dos esforços oscilatórios devido ao escoamento interno. O presente trabalho tem como objetivo investigar a influência dos parâmetros do solo na resposta dinâmica de *risers* em catenária sob a ação do meio ambiente e movimentos de plataformas flutuantes.

Palavras-Chave

Sistemas Marítimos, *Riser* em catenária.

Abstract

SUZUKI, Maurício Jun-Di Hiroyama, *Influence of Soil Parameters on the Behaviour of Catenary Risers in Ultra-Deep Waters*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2012. 70 p. Dissertação de Mestrado.

Production risers are tubular elements that connect the head of an undersea well to the floating petroleum production facility. They transport oil, water and gas. For the study of a systematic approach to the analysis of the operation and the design of risers, the agreement of the mathematical models that predict the static and dynamic behaviour and the evaluation of its service life are important. The objective of these models is to search for the best configuration for the operation and design of the riser. A critical concern is the complexity of operation and the environmental conditions. Numerical procedures have been implemented to determine the behaviour of the riser. Hydrodynamic forces such as induced by waves and ocean currents influence the behaviour of risers. Moreover, the risers are connected the floating platforms which also exerts further forces on the riser. These platforms also are affected by the waves and current, which produce motion that is then transferred to the risers generating stresses and tensions in the riser's structure. Another very important phenomenon is the oscillatory stresses due to variations in the two-phase internal flow. The objective of this work is evaluated the influence of the soil parameters on the dynamic behaviour of catenary risers in ultra-deep waters application.

Key words

Offshore Systems, Catenary Riser.

Índice

Lista de Tabelas	<i>xii</i>
Nomenclatura	<i>xiii</i>
Letras Latinas	xiii
Letras Gregas	xiv
Matrizes e Vetores	xiv
Siglas	xv
1 INTRODUÇÃO	1
2 DESCRIÇÃO DO SISTEMA	4
2.1 Risers.....	4
2.2 Riser em Catenária Livre.....	8
2.3 Touchdown Zone (TDZ).....	13
2.4 Interação solo estrutura.....	18
3 METODOLOGIA	23
4 RESULTADOS	30
4.1 Sistema em catenária livre analisado.....	30
4.2 Resultados.....	34
4.3 Material A.....	37
4.3.1 Análise estática.....	37
4.3.2 Análise dinâmica.....	38
4.3.3 Análise paramétrica.....	40
4.4 Material B.....	47
4.4.1 Análise estática.....	47
4.4.2 Análise dinâmica.....	48
4.4.3 Análise paramétrica.....	50
5 CONCLUSÕES	57
Referências Bibliográficas	59
Apêndice A – Equação da Catenária	63
Apêndice B – Interação entre solo estrutura – Norma DNV	67

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Esquema dos carregamentos que o sistema de <i>riser</i> é submetido	2
Figura 1.2 – Bacia de Santos (fonte: www.petrobras.com , acesso em: jun.2010).....	3
Figura 2.1 – Exemplo de configurações de <i>riser</i> (Adaptado DNV OS F201, 2001)	8
Figura 2.2 – Detalhe da conexão superior do <i>riser</i> com a unidade flutuante (API RP 2RD, 1998)	11
Figura 2.3 – Esquema dos componentes que constituem um sistema de <i>riser</i>	12
Figura 2.4 – Imagens dos ensaios realizados pelo STRIDE JIP (Brigde <i>et al.</i> , 2003).....	16
Figura 2.5 – Interação solo/estrutura (Adaptado de Brigde <i>et al.</i> , 2004).....	20
Figura 2.6 – Curvas de interação <i>riser</i> /solo (Adaptado de Aubeny e Biscontin, 2009).....	21
Figura 2.7 – Exemplo de padrões de deflexão de <i>riser</i> em contato com o solo (Adaptado de Aubeny e Biscontin, 2009)	22
Figura 3.1 – Fluxograma dos módulos do programa utilizado	27
Figura 3.2 – Curva força deslocamento bi linear usada no solo (Mourelle <i>et al.</i> , 1995)	29
Figura 3.3 – Molas elasto-plásticas não lineares (μ coeficiente de atrito lateral ou axial; d deslocamento de mobilização lateral ou axial; k rigidez lateral ou axial).....	29
Figura 4.1 – Esquema da configuração de <i>riser</i> utilizado nas análises.....	32
Figura 4.2 – Perfil de correnteza utilizado	33
Figura 4.3 – Gráficos de envoltórias de máximo deslocamento	35
Figura 4.4 – Gráficos de envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises	36
Figura 4.5 – Direções utilizadas de carregamento e <i>risers</i>	37
Figura 4.6 – Gráfico da força axial no topo, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RSW.	41
Figura 4.7 – Gráfico da força axial no topo, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RNE.	41

Figura 4.8 – Gráfico da força axial na TDZ, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RSW	42
Figura 4.9 – Gráfico da força axial na TDZ, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RNE	42
Figura 4.10 – Gráfico da tensão de von Mises nas regiões do topo e TDP, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RSW	43
Figura 4.11 – Gráfico da tensão de von Mises nas regiões do topo e TDP, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RNE	43
Figura 4.12 – Gráfico das envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises, variando a rigidez da mola vertical do solo para a <i>riser</i> RSW	44
Figura 4.13 – Gráfico das envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises, variando a rigidez da mola vertical do solo para o <i>riser</i> RNE	45
Figura 4.14 – Gráfico da força axial no topo, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RSW	50
Figura 4.15 – Gráfico da força axial no topo, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RNE	51
Figura 4.16 – Gráfico da força axial na TDZ variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RSW	52
Figura 4.17 – Gráfico da força axial na TDZ variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RSW	52
Figura 4.18 – Gráfico da tensão de von Mises nas regiões do topo e TDP, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RSW	53
Figura 4.19 – Gráfico da tensão de von Mises nas regiões do topo e TDP, variando os coeficientes de atrito para o <i>riser</i> RNE	53
Figura 4.20 – Gráfico das envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises, variando a rigidez da mola vertical do solo para a <i>riser</i> RSW	55
Figura 4.21 – Gráfico das envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises, variando a rigidez da mola vertical do solo para o <i>riser</i> RNE	55
Figura A.1 – Esquema dos componentes que constituem um sistema de <i>riser</i>	64
Figura B.1 – Fator de correção F . (DNV-RP-F105, 2002)	68
Figura B.2 – Coeficiente k_s (DNV-RP-F105, 2002)	70

Lista de Tabelas

Tabela 4.1 – Principais Parâmetros do Sistema de <i>Riser</i>	31
Tabela 4.2 – Propriedades dos materiais utilizadas.....	32
Tabela 4.3 – Parâmetros do solo utilizados.....	32
Tabela 4.4 – Parâmetros da onda	34
Tabela 4.5 – Valores de tração no topo de cada <i>riser</i> para cada condição de carregamento	38
Tabela 4.6 – Valores de força axial na TDZ de cada <i>riser</i> para cada condição de carregamento .	38
Tabela 4.7 – Valores dinâmicos de força axial no topo para o <i>riser</i> RSW	39
Tabela 4.8 – Valores dinâmicos de força axial no topo para o <i>riser</i> RNE.....	39
Tabela 4.9 – Valores dinâmicos de força axial na TDZ para o <i>riser</i> RSW.....	40
Tabela 4.10 – Valores dinâmicos de força axial na TDZ para o <i>riser</i> RNE	40
Tabela 4.11 – Valores de numéricos obtidos de tensão de von Mises e força axial, variando a rigidez vertical da mola do solo.....	46
Tabela 4.12 – Valores de tração no topo de cada <i>riser</i> para cada condição de carregamento	47
Tabela 4.13 – Valores de força axial na TDZ de cada <i>riser</i> para cada condição de carregamento	48
Tabela 4.14 – Valores dinâmicos de força axial no topo para o <i>riser</i> RSW	48
Tabela 4.15 – Valores dinâmicos de força axial no topo para o <i>riser</i> RNE.....	49
Tabela 4.16 – Valores dinâmicos de força axial na TDZ para o <i>riser</i> RSW.....	49
Tabela 4.17 – Valores dinâmicos de força axial na TDZ para o <i>riser</i> RNE	49
Tabela 4.18 – Valores de numéricos obtidos de tensão de von Mises e força axial, variando a rigidez vertical da mola do solo.....	56
Tabela B.1 – Parâmetros para um solo argiloso.....	70

Nomenclatura

Letras Latinas

A_D	$= \rho \pi D_e^2 / 4$
A_p	Área da seção transversal enterrada do duto
A_o	$= \rho \pi D_e / 4$
B	Largura de contato do duto com o solo
C_a	Fator de tensão
C_A	Coeficiente de massa adicional
C_D	Coeficiente de arrasto
C_f	Fator de projeto
C_L	Coeficiente da amplitude da força transversal
C_M	Coeficiente de inércia
D_e	Diâmetro externo
e_s	Índice de vazios
F	Fator de correção para levar em consideração a variação da resistência não drenada
F_s	Força por unidade de comprimento
\bar{f}_s	Média da frequência da formação de vórtices
f_y	Força transversal por unidade de comprimento
f_x	Força <i>in line</i> por unidade de comprimento
G	Módulo cortante do solo
G_{\max}	Módulo cortante do solo para pequenas deformações
k	Variação da resistência não drenada por metro
K_0	Coeficiente de empuxo em repouso
k_s	Coeficiente
K_v	Rigidez vertical dinâmica do solo
$K_{v,s}$	Rigidez secante estática do solo

K_{solo}	Rigidez do solo por unidade de comprimento
N_c	Fator de capacidade de carga
N_q	Fator de capacidade de carga
OCR	Razão de pré-adensamento
R_v	Reação vertical do solo
s_u	Resistência não drenada
s_{u0}	Resistência não drenada na superfície do solo
u	Velocidade da partícula de água
U_c	Velocidade da correnteza
v	Penetração
y	Deslocamento do <i>riser</i>
\dot{y}	Velocidade do <i>riser</i>
\ddot{y}	Aceleração do <i>riser</i>

Letras Gregas

Δ	Deslocamento do <i>riser</i>
σ_e	Tensão de von Mises
σ_y	Limite de escoamento do material
σ_s	Tensão efetiva no solo
ρ	Massa específica da água
γ_c	Esforço cortante
γ'_{solo}	Peso específico submerso do solo
ν	Coefficiente de Poisson
ν_{eff}	Maior valor de $\nu - D/4$ e 0
φ_s	Ângulo de atrito do solo em grau

Matrizes e Vetores

$[M]$	Matriz de massa
$[K]$	Matriz de rigidez global
$\{\ddot{d}\}$	Vetor de aceleração do <i>riser</i>
$\{\dot{d}\}$	Vetor de velocidade do <i>riser</i>
$\{d\}$	Vetor de deslocamento do <i>riser</i>
$\{f\}$	Vetor de força sobre o <i>riser</i>

Siglas

FE	<i>Flex Joint</i>
FPSO	<i>Floating Production Storage and Offloading</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
SSHR	<i>Self Standing Hybrid Riser</i>
SCR	<i>Steel Catenary Riser</i>
TDP	<i>Touch Down Point</i>
TDZ	<i>Touch Down Zone</i>
TLP	<i>Tension Leg Platform</i>
TTR	<i>Top Tensioned Riser</i>

1 INTRODUÇÃO

O aumento global da demanda de derivados de petróleo gera a necessidade encontrar novas reservas e desenvolver novas tecnologias para produzir essas reservas. No Brasil, segundo dados da Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis (2011), a produção em mar de petróleo (óleo e condensado) no ano de 2010 foi de cerca de 108 milhões de metros cúbicos. Isso equivale a aproximadamente 90% da produção nacional. Devido a esse fato, é necessário avançar no estudo e desenvolvimento de novas tecnologias, buscando soluções viáveis, principalmente, para os sistemas marítimos de produção.

Um dos componentes críticos dos sistemas marítimos de produção são os *risers* de produção, conforme ilustrado na Figura 1.1. *Risers* são elementos tubulares conectados entre si, formando uma tubulação muito esbelta de longo comprimento, a qual tem como objetivo interligar o poço de petróleo localizado no fundo do mar a uma unidade flutuante de produção na superfície, escoando assim a produção de óleo e gás.

Os *risers* podem ser considerados elementos esbeltos, tendo em vista a baixa relação entre o seu diâmetro e o seu comprimento total. Quando em operação em águas ultraprofundas, os *risers* estão submetidos a elevados carregamentos estáticos e dinâmicos, oriundos do seu peso próprio, da ação de correntezas e ondas, dos movimentos induzidos da plataforma de produção e carregamentos devido ao escoamento interno dos fluidos produzidos.

Existem diversas configurações nas quais o *riser* pode ser instalado, a fim de produzir em lâminas d'água cada vez mais profundas e em condições ambientais cada vez mais severas, tais como os campos descobertos na Bacia de Santos, Figura 1.2. O presente trabalho focará apenas a configuração em catenária livre, conforme ilustrado na Figura 1.1. Uma descrição mais detalhada da configuração em catenária livre poderá ser encontrada no Capítulo 2.

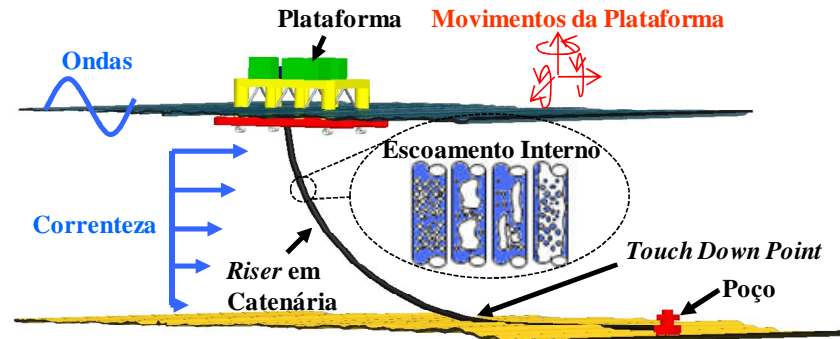


Figura 1.1 – Esquema dos carregamentos que o sistema de riser é submetido

Apesar da aparente simplicidade da configuração em catenária, o projeto desse sistema é bastante complexo. Na configuração em catenária, as regiões do topo e do contato do *riser* com o solo são as mais críticas da configuração em catenária. Buscando encontrar soluções viáveis tecnicamente para *risers* em catenária e focando a região do toque do *riser* com o solo, o presente trabalho tem como objetivo investigar a influência que os parâmetros do solo exercem na resposta dinâmica de um *riser* em catenária para águas ultraprofundas.

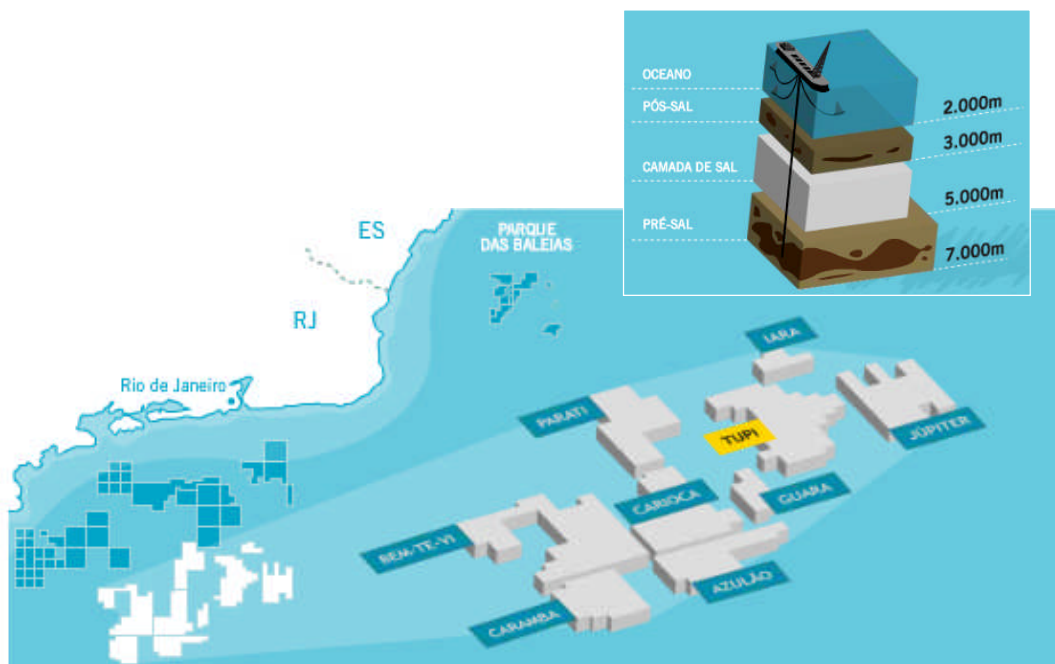


Figura 1.2 – Bacia de Santos (fonte: www.petrobras.com, acesso em: jun.2010)

O trabalho está organizado da seguinte maneira:

Capítulo 2: Apresenta uma breve descrição dos principais componentes que serão abordados no presente trabalho, bem como uma revisão bibliográfica.

Capítulo 3: Apresenta a metodologia utilizada.

Capítulo 4: Apresenta as propriedades do sistema analisado e os principais resultados obtidos e suas análises. Os resultados estão divididos pelo tipo de material do *riser* e, em cada um, o conteúdo foi separado em análises estática, dinâmica e paramétrica.

Capítulo 5: As conclusões obtidas no presente trabalho.

2 DESCRIÇÃO DO SISTEMA

2.1 *Risers*

Existem basicamente dois tipos de *risers*, flexível e rígido. *Risers* flexíveis são compostos por diversas camadas metálicas e poliméricas, cujo conjunto das camadas proporciona resistência mecânica e torna a tubulação estanque, sem comprometer a sua flexibilidade. Já os *risers* rígidos são fabricados por uma liga metálica como, por exemplo, o aço.

A seleção dos materiais que compõem o *riser* é extremamente importante, uma vez que o material deve ser capaz de resistir aos carregamentos impostos e garantir que não haja vazamentos em toda sua extensão. Além disso, o material deve ser resistente a corrosão e abrasão, devido ao fato de que na parte interna do *riser* escoam diferentes tipos de fluidos (óleo, gás e água) e em alguns casos sólidos (areia), e a externa está em contato com a água salgada.

Devido às baixas temperaturas próximas ao leito marinho, os *risers*, em geral, são revestidos com um revestimento térmico. Esse revestimento ajuda a diminuir a troca de calor entre o fluido escoando no interior do *riser* e o meio externo. A troca de calor deve ser reduzida ao máximo para garantir o escoamento do fluido, ou seja, em baixas temperaturas o petróleo pode condensar formando parafina, impedindo o seu escoamento. Uma operação para a limpeza do *riser* é necessária, quando ocorre a formação de parafina, pois isso faz com que a produção reduza e, conseqüentemente, perdas financeiras à operadora do campo.

Diferentes configurações para os sistemas de *riser*, apresentadas na Figura 2.1, têm sido intensamente estudadas, tais como, vertical (TTR - *Top Tensioned riser*), em catenária (SCR – *Steel Catenary Riser*), híbrido (SSHR – *Self Standing Hybrid Riser*) e *lazzi wave*.

Em geral, quando comparados os *risers* flexíveis com os rígidos, estes apresentam melhor comportamento quando submetidos a altas pressões. Outro fator importante na hora da escolha entre flexíveis e rígidos é a presença de gases que podem degradar as camadas poliméricas dos flexíveis, fazendo com que o fluido vazze ao meio externo, ou causar a falha estrutural do *riser*.

Para o projeto de um sistema de *riser* a ser utilizado para a produção de um campo de petróleo, diferentes normas técnicas devem ser seguidas, tais como, API RP 2RD (1998) ou DNV OS F201 (2001). Segundo a norma DNV OS F201 (2001), o primeiro passo no projeto de um sistema de *riser* é determinar os carregamentos aos quais estão submetidos, que podem ser:

- Carregamentos ambientais: ondas, correntezas e gelo;
- Movimentos da unidade flutuante: *offset*, movimentos devido à presença de ondas;
- Peso e capacidade de sustentação de *riser*, revestimento, incrustações marinha e módulos de flutuação;
- Peso do fluido interno;
- Tração aplicada para TTRs;
- Cargas residuais durante a instalação;
- Cargas térmicas;
- Pressão do solo no caso de *risers* enterrados;
- Carga de contato do solo-*riser* em SCR's;
- Pressão hidrostática externa;
- Pressão do fluido interno;
- Cargas acidentais.

Durante a instalação e operação, o *riser* é submetido a esses diversos esforços listados acima, os quais reduzem a sua vida útil. Esses carregamentos, de diferentes origens, ameaçam a integridade estrutural dos *risers*, principalmente, devido à fadiga, reduzindo assim a vida útil do sistema.

Segundo Chakrabarti (1987), as forças hidrodinâmicas atuantes em um *riser*, devido aos carregamentos ambientais, se dividem em duas categorias, que são forças de arrasto e inércia, e forças devido ao desprendimento de vórtices do fluxo ao redor do *riser*, na direção transversal ao escoamento. Um dos grandes desafios da indústria de petróleo nos dias atuais é o correto entendimento dos fenômenos envolvidos durante a operação do *riser*.

No escoamento ao redor de um cilindro, ocorrem diferenças de pressão na sua superfície, o que promove a separação da camada limite do escoamento. Esta separação da camada limite ocorre em ambos os lados do cilindro, causando o desprendimento alternado de vórtices ao longo da superfície externa do *riser* (Kubota, 2003).

Este desprendimento alternado de vórtices gera esforços oscilatórios na direção transversal àquela da correnteza, resultando em movimento oscilatório do *riser*, chamado Vibração Induzida por Vórtices (*Vortex Induced Vibration – VIV*). De acordo com a velocidade do escoamento, o desprendimento de vórtices pode aparecer ao redor do *riser* e começar a vibrar próximo à frequência natural do sistema. A principal consequência da VIV é o dano por fadiga do *riser* (Morooka *et al.*, 2010).

Kubota *et al.* (2005) apresentaram o equacionamento governante para o comportamento estático e dinâmico de um *riser* rígido vertical, considerando as direções *in-line* e transversal. A partir de simulação numérica da resposta do *riser* frente a diferentes carregamentos ambientais, os autores realizaram comparações com resultados experimentais obtidos a partir de um modelo em escala reduzida.

Morooka *et al.* (2009) verificaram a influência da VIV no comportamento estático e dinâmico de um *riser* em catenária livre, a partir de simulações numéricas e comparando com resultados experimentais. Ainda, segundo os autores, o esforço devido à VIV não deve ser negligenciado, uma vez que este reduz o tempo de serviço do *riser* por causa da fadiga.

A literatura dispõe de muitos estudos dos fenômenos envolvendo correnteza, ondas e movimentos da unidade flutuante, porém, há poucas referências referentes à influência do escoamento interno de fluidos no *riser*.

Moe e Chucheeepsakul (1988) verificaram a influência do escoamento interno monofásico para um *riser* vertical com tensão de topo constante. Para velocidade de escoamento alto combinado com tração de topo baixa, a influência do escoamento interno não foi considerada desprezível. Seyed e Patel (1992) apresentam as equações governantes de equilíbrio para um *riser* flexível, levando em consideração o escoamento em golfadas. Eles mostram que a variação da quantidade de movimento do escoamento induz força na estrutura devido à curvatura do *riser* em catenária.

Bordalo (2008), Cavalcante (2007), Valdivia *et al.* (2007) e Valdivia (2007) verificaram a influência do escoamento interno para um *riser* em catenária livre. Demonstraram, a partir de um aparato experimental, que o escoamento bifásico impõe ao *riser* um carregamento cíclico. Esse carregamento pode causar dano na estrutura, reduzindo a vida útil do sistema. Suzuki *et al.* (2009a) apresentam procedimentos numéricos para modelar matematicamente os efeitos do escoamento interno em um *riser* em catenária livre.

As diferentes combinações dos carregamentos acima serão utilizadas no projeto detalhado de um sistema de *riser* e deve atender a certos critérios de projeto, que podem ser:

- Operacionais: o *riser* deve ser capaz de permanecer em serviço e operar adequadamente em condições normais;
- Extremos: o *riser* deve ser capaz de permanecer intacto, evitando sua ruptura em condições de carregamento extremo;
- Acidentais: o *riser* deve ser capaz de suportar carregamentos acidentais;
- Fadiga: devido à natureza cíclica de alguns carregamentos.

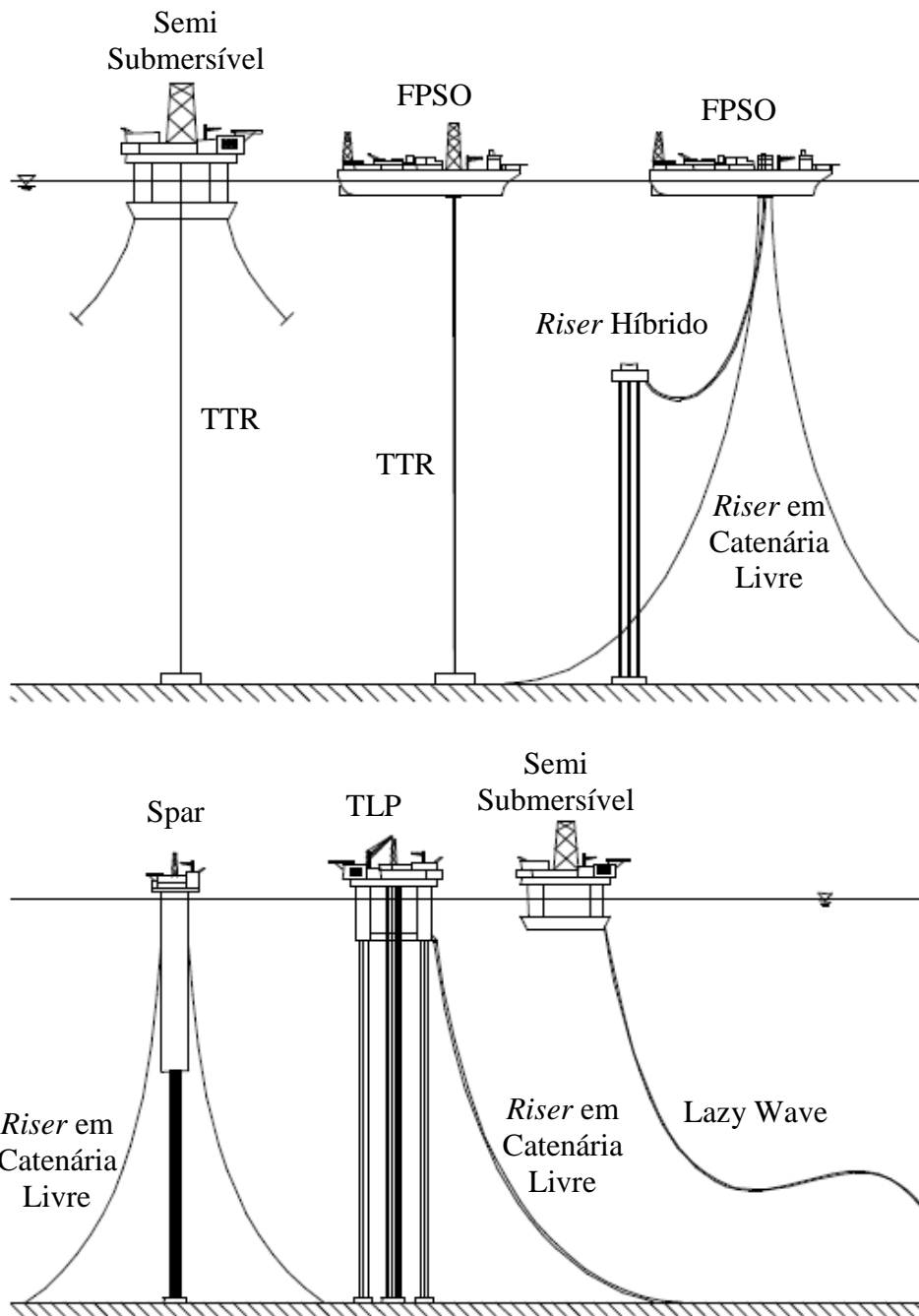


Figura 2.1 – Exemplo de configurações de *riser* (Adaptado DNV OS F201, 2001)

2.2 *Riser em Catenária Livre*

Risers de aço na configuração de catenária livre, conforme mostra a Figura 2.3, mostram-se muito atrativos para aplicações em águas ultraprofundas. Esse sistema é composto de *riser* de aço

(SCR) instalado na forma de uma catenária livre. O primeiro SCR foi instalado em 1994 na Auger TLP (Phifer *et al.*, 1994). A partir dessa data, SCR's têm sido utilizados nas TLP's no Golfo do México (Campos de Auger, Mars e Ursa) (Carter e Ronalds, 1998). No Brasil, SCR's foram propostos e instalados para a Petrobras-18 e Petrobras-36 (Sertã *et al.*, 2001). Todas essas aplicações estão instaladas em lâminas de água, que variam de 85 metros a 1650 metros.

Para águas ultraprofundas, SCR aparenta ser uma solução viável técnica e economicamente. E, por isso, é fundamental o correto entendimento do comportamento do *riser* durante sua operação. Segundo Chaudhury (2001), SCR é uma das configurações mais econômicas para escoar os fluidos entre o reservatório e a unidade flutuante de produção.

Em geral, o SCR é suportado por uma unidade flutuante de produção sujeita à ação de ondas, correnteza e vento. Durante as condições operacionais normais, o SCR é conectado à unidade flutuante por meio de uma articulação flexível (*Flex Joint*) ou a uma junta (mísula), em que os movimentos dinâmicos da unidade flutuante são transmitidos diretamente para o topo do SCR. Esses movimentos, por sua vez, fazem com que a posição do TDP varie ao longo do comprimento do *riser*. Medições feitas apontam que o movimento de afundamento (*heave*) da embarcação é o que causa maiores tensões no TDP (Chaudhury, 2001).

Os principais carregamentos agindo na embarcação são descritas abaixo:

- Movimentos de primeira ordem – movimento causado pela ação da onda na embarcação;
- Movimentos de segunda ordem – movimentos de baixa frequência causados pela ação do vento;
- *Offset* estático – deslocamento estático devido aos carregamentos, tais como correnteza, vento, onda ou falhas no sistema (falha no sistema de ancoramento da unidade flutuante).

Segundo Mekha (2001), a forma natural de catenária do SCR impõe altas tensões na região de toque do *riser* com o fundo (*Touch Down Zone* - TDZ). Variações na geometria do *riser*

devido à ação de correntezas e ondas, dano por fadiga e altas tensões causadas pela dinâmica do sistema, tornam-se importantes aspectos para o projeto de um SCR.

SCRs são projetados contabilizando os efeitos das cargas ambientais. Para isso, análises são conduzidas para prever as tensões estáticas e dinâmicas, tanto para condições operacionais quanto para condições extremas e acidentais. Também são avaliadas a vida em fadiga e a probabilidade de choque do *riser* com objetos vizinhos.

As dimensões iniciais do *riser* são calculadas com base em análises estáticas. A configuração inicial é avaliada usando carregamento extremo de tempestade, ou seja, utilizando ondas senoidais de período de retorno de 1, 10 e 100 anos e também condições acidentais, tais como falha no sistema de ancoragem. Os resultados dessas análises são avaliados e, caso necessário, as dimensões do *riser* são atualizadas, exigindo que novas análises sejam feitas, a fim de verificar se as novas dimensões atendem aos requisitos de projetos.

A vida útil em serviço é determinada combinando a fadiga de primeira e segunda ordem, levando em consideração o efeito devido à VIV. A fadiga de primeira e segunda ordem é determinada através de análises do SCR sujeito a uma série de ondas irregulares (representação estatística de uma onda existente durante um período de três horas). Métodos de avaliação de fadiga, tais como o método de *rainflow*, podem ser aplicados para determinar o dano máximo, ou seja, determinados a mínima vida útil do sistema para os movimentos de primeira e segunda ordem. O dano por causa da VIV é determinado a partir da resposta do *riser* devido à ação da correnteza.

No projeto de um SCR, são definidos parâmetros, tais como espessura do *riser* e do revestimento, caso necessário ângulo de topo do *riser*, configuração da conexão, propriedades da *flex joint* e posição na unidade de produção (Pereira *et al.*, 2007). O projeto deve satisfazer requisitos básicos, determinados por normas técnicas, tais com, espessura mínima para evitar o colapso hidrostático, tração de topo máxima permitida para uma determinada plataforma e vida útil mínima de operação. Um procedimento de análise e projeto de *riser* em catenária livre é apresentado por Suzuki *et al.* (2009b).

As regiões críticas de um SCR são a conexão de topo e a TDZ. Na região de topo, é possível utilizar uma junta flexível (*flex joint*) ou uma mísula para reduzir as tensões resultantes, conforme ilustra a Figura 3.3. Na TDZ, as soluções seriam de aumentar o ângulo de topo ou de variar a espessura do *riser* (Gonzalez *et al.*, 2005).

A *flex joint* (FE), apresentada na Figura 2.2, é um elemento que possui camadas intercaladas de elastômero e metal em sua estrutura de forma a permitir uma maior flexibilidade do sistema, possibilitando um maior deslocamento angular sem aumentar os momentos fletores e torsores. Ela pode ser aplicada tanto na base quanto no topo do sistema, podendo ser produzida em diferentes tamanhos. O nível de tensões que a estrutura suporta é definido pela composição do elastômero utilizado, que também deve ser estanque, pois a estrutura permite a passagem de fluxo interno.

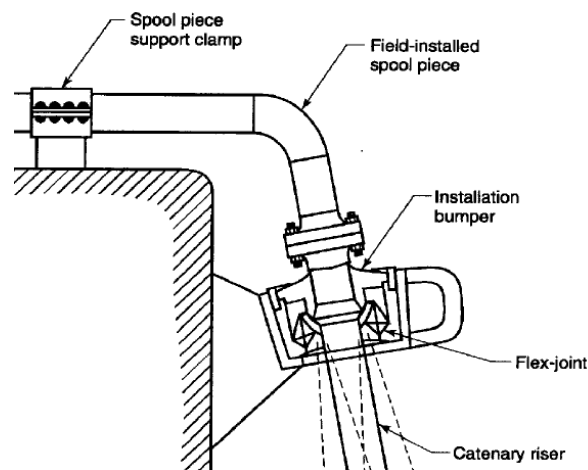


Figura 2.2 – Detalhe da conexão superior do *riser* com a unidade flutuante (API RP 2RD, 1998)

Já a mísula consiste em uma tubulação com diâmetro externo variável que é utilizada como um elemento de transição entre um componente flexível e um rígido. Esta forma geométrica (cone) permite a redução dos níveis de tensões na região onde é aplicada.

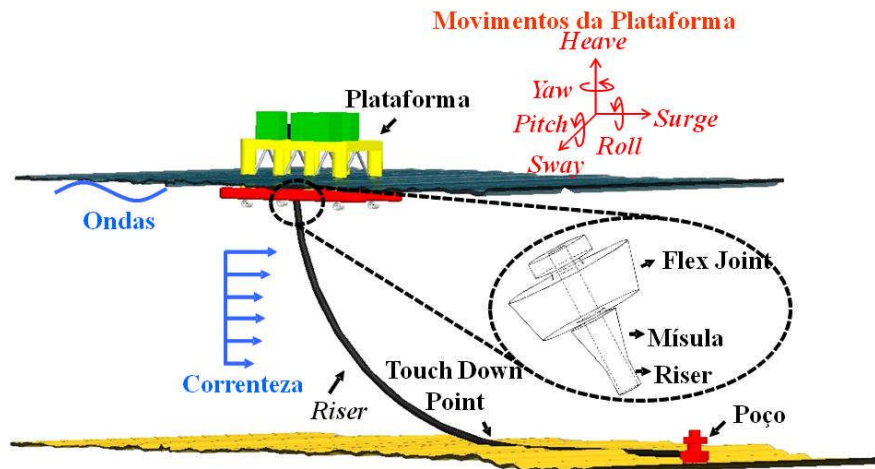


Figura 2.3 – Esquema dos componentes que constituem um sistema de *riser*

Por ser uma região crítica no projeto de um sistema de *riser*, é muito importante entender a interação entre o solo e a estrutura. Segundo Bai (2001), quando um duto posicionado sobre o solo é submetido a movimentos oscilatórios, ocorre uma complexa interação entre os movimentos do *riser*, sua penetração no solo e a resistência do solo. Dependendo dos carregamentos dinâmicos, a TDZ poderá escavar trincheira no solo e permanecer dentro dele por certo período. Muitas são as incertezas em relação à interação entre o *riser* e o solo e, caso as condições mudem, por exemplo, ocorra uma tempestade, a trincheira poderá ser desfeita, alterando o comportamento do *riser*.

A configuração em catenária, devido ao seu grande comprimento suspenso, limita seu uso em águas ultraprofundas, pois necessita da utilização de unidades flutuantes de produção de maior capacidade e custos elevados. Por essa razão, novos materiais têm sido estudados com o objetivo principal de reduzir o peso total do *riser*, suportando as solicitações aos quais são submetidos. Foyt *et al.* (2007) e Karunakaran *et al.* (2005) apresentam que a variação do peso total do *riser*, variando-se a massa específica do revestimento, melhora o comportamento dinâmico do *riser* e, ao mesmo tempo, reduz o peso total que a plataforma terá de suportar. Suzuki *et al.* (2009b) apresentam uma metodologia de projeto, variando o material do *riser*.

SCRs são, em geral, devido à sua complexidade, projetados, usando modelos numéricos que preveem a resposta estática e dinâmica do *riser*. A equação da catenária é utilizada para estimar a configuração estática do *riser*. O equacionamento é apresentado no Apêndice A.

2.3 Touchdown Zone (TDZ)

Observações utilizando ROVs (*Remote Operated Vehicle*) mostram a existência de trincheiras profundas no solo marinho, que vão muito além do TDP (*Touch Down Point*). Em geral, os efeitos da existência dessas trincheiras não são levadas em consideração pelos modelos nas análises de *risers*. Outros fatores, tais como forças de sucção do solo e resistência lateral das paredes da trincheira, também não são levados em consideração e podem influenciar no incremento de tensões.

Estudos realizados em SCR instalados nos campos de Auger e Allegheny mostram que, decorridos alguns meses depois da instalação dos *risers*, as trincheiras formadas tinham de 4 a 5 diâmetros de profundidade e de 3 a 5 diâmetros de largura, e também apresentaram certa quantidade de solo depositada sobre o *riser*. Também, verificou-se que a parte mais profunda e a mais larga da trincheira tende a ser na posição do TDP correspondente ao *offset* estático da unidade flutuante (Thethi e Moros, 2001).

Essas trincheiras são formadas logo após a instalação do *riser* e, em geral, permanecem abertas durante todo o tempo de serviço. Em alguns casos, a trincheira pode colapsar. Uma modelagem para a formação de trincheira é descrita em Bridge *et al.* (2003), a qual inclui:

- Movimentos verticais do TDP, causando um efeito de bombeamento da água para fora da trincheira carregando os sedimentos;
- Correntezas na região do leito carregam os sedimentos para longe da região da trincheira;
- Escoamento ao redor do *riser* pode causar VIV. Esse movimento de alta frequência acelera o processo de formação da trincheira.

O perfil da trincheira e a razão como se desenvolve são muito difíceis de prever, uma vez que ambos dependem da amplitude e da frequência dos movimentos do *riser* na TDZ, os quais, por sua vez, dependem das condições de carregamentos a que o *riser* está submetido, tais como carregamentos ambientais, movimentos da flutuante e características do solo. Em condições de carregamentos mais severas, o *riser* pode ser pressionado contra a parede da trincheira e, conseqüentemente, provocar forças de reações laterais elevadas, que devem ser consideradas no projeto de *risers*. Oliphant *et al.* (2009) apresentam um modelo simplificado para estimar a resistência lateral de um tubo dentro de uma trincheira em um solo argiloso. O modelo proposto teve como base resultados experimentais realizados em argilas do oeste da África. Nakhaee e Zhang (2010) apresentam uma abordagem para simular a interação entre um SCR e fundo do mar. Nesse estudo, considera-se o desenvolvimento de uma trincheira causado pelo impacto contínuo de um *riser* no fundo do mar e, em seguida, seu efeito sobre a variação do momento fletor ao longo do *riser*. Verifica-se que a formação da trincheira no fundo do mar pode diminuir a variação máxima de momento fletor de um *riser* perto de sua TDZ. Uma vez que a variação do momento fletor dita o dano por fadiga para o SCR, os resultados com base nessa abordagem indicam que o desenvolvimento de trincheiras no fundo do mar pode diminuir a vida em serviço de um SCR e, portanto, importante para o projeto de um SCR.

Estudos realizados pelo STRIDE JIP (*Steel Risers in Deepwater Environments - Joint Industry Project*) apresentam que a resistência mecânica e a resposta à fadiga são influenciadas pelas propriedades do leito marinho e da geometria local na TDZ. Por causa de possíveis implicações que essa interação solo estrutura poderia causar no projeto do *riser*, investigações a respeito dessa interação foram conduzidas com o patrocínio de algumas empresas, resultando no CARISMA JIP (*Catenary Riser/Soil Interaction Model for Global Riser Analysis - Joint Industry Project*) (Thethi e Moros, 2001).

A Figura 2.5 apresenta fotografias de um dos ensaios realizados pelo STRIDE JIP. Esse ensaio foi realizado em escala real de um *riser* no oeste Inglaterra e verificaram-se os efeitos da interação entre o solo e o *riser*. Nas imagens apresentadas, é possível observar a formação de trincheiras (Brigde *et al.*, 2003).

Segundo Willis e Thethi (1999), o STRIDE JIP teve como principal objetivo realizar testes experimentais em diversas áreas consideradas cruciais para o projeto de *risers* de aço catenária livre para ambientes hostis, em águas profundas. As investigações realizadas nesse JIP foram:

- Teste em tanque de água de um modelo de *riser* em catenária de ¼" de diâmetro e 100 ft de comprimento, verificando a resposta dos movimentos da unidade de produção e a sua influência na resposta do *riser* na TDZ;
- Ensaio de vibração induzidos por vórtices (VIV) em modelos de *riser* de 20 ft de comprimento, 6" de diâmetro, em correntezas de até 16,5 m/s (5 m/s - Reynolds $6,7 \times 10^5$). Modelos de *riser* usando *strakes* helicoidais foram rebocados em ângulos de até 45° em relação ao escoamento, simulando o escoamento de correntezas em trechos não-verticais do *riser* de catenária. A eficácia do *strakes* em seções inclinadas foi investigada.
- Ensaio de vibração induzidos por vórtices em *riser* de 650 ft de comprimento, 10,75" de diâmetro em correntezas de até 5,8 nós (3m/s – Reynolds 6×10^5). Modelos de *riser* usando *strakes* helicoidais foram rebocados em ângulos de até 75° em relação ao escoamento, também investigando a resposta do *riser* para altas correntes no trecho inclinado da catenária.

Com o objetivo de investigar a interação entre o *riser* e o solo, diversos experimentos foram realizados através do CARISIMA JIP (Giertsen *et al.* 2004). Leira *et al.* (2004) apresentaram um estudo de caso utilizando os resultados desenvolvido pelo JIP. Como resultado do JIP, modelos foram validados para prever a resistência do solo e a penetração do *riser* no solo de forma mais exata e, conseqüentemente, possibilitar uma estimativa mais precisas dos cálculos de vida útil e dos efeitos existentes na TDZ.

Segundo Thethi e Moros (2001), os principais mecanismos da interação entre *riser*-solo podem ser divididos em quatro categorias, as quais são efeitos dos movimentos do *riser* no solo, da água no solo, do solo no *riser* e de carregamento cíclico.



Figura 2.4 – Imagens dos ensaios realizados pelo STRIDE JIP (Brigde *et al.*, 2003)

O resultado do efeito dos movimentos do *riser* no solo marinho é a deformação plástica do solo e enterramento do *riser*. Em geral, esse resultado está associado aos movimentos verticais e laterais do *riser*.

Como resultado do movimento do *riser* para dentro e para fora de uma depressão, produz-se um mecanismo chamado de *pumping*, que é o bombeamento da água próxima ao solo na TDZ. Esse bombeamento produz um fluxo de água que age de forma a expulsar o solo degradado pelo

impacto do *riser* no solo, transportando sedimentos para fora da depressão e, com isso, o que inicialmente era uma depressão pode-se transformar em uma trincheira.

Com relação ao efeito do solo no *riser*, o solo exerce resistência aos movimentos do *riser* nas direções verticais, laterais e longitudinais. A resistência do solo pode ser dividida em resistência de penetração descendente e ascendente, resistência lateral e resistência axial.

Durante o ciclo descendente, o solo apresenta comportamento elástico para as tensões que são causadas pela penetração inicial. Já durante o ciclo ascendente, o *riser* está sujeito a forças de sucção do solo no caso de o solo ser uma argila que adere facilmente ao tubo.

A resistência lateral basicamente consiste na soma da parcela de fricção entre o solo marinho e o *riser*, da parcela de resistência passiva do solo e da parcela cisalhante do solo, que pode ocorrer caso o *riser* se mova lateralmente para fora de uma depressão ou trincheira.

Por fim, a resistência axial consiste apenas de uma parcela friccional, que é facilmente considerada em ferramentas computacionais através de molas associadas a coeficientes de fricção.

Os efeitos de carregamentos cíclicos estão presentes em grande parte dos problemas de geotecnia marinha e, para analisar estruturas em contato com o solo, é necessário levar em consideração as mudanças de comportamento do solo sob a ação de carregamentos cíclicos.

Os métodos atualmente usados para modelar um *riser* rígido em catenária não levam em consideração as trincheiras formadas na TDZ. Usualmente, os programas de análise de *risers* (em geral, programas de elementos finitos – FEA) consideram o solo como plano, rígido, e não há interação com a estrutura. Segundo Bridge *et al.* (2004), em geral, as análises de SCR são conduzidas considerando o solo como uma superfície elástica linear. Nesse caso, é preciso representar de forma linear a interação solo/estrutura que é não linear. Ou seja, determinar apropriadamente o valor de rigidez do solo, que pode ser definido como:

$$K_{solo} = \frac{F_s}{\Delta} \quad (2.1)$$

em que, K_{solo} é a rigidez do solo por unidade de comprimento; F_s é a força por unidade de comprimento; e Δ é o deslocamento do *riser*.

Ainda, segundo Bridge *et al.* (2004), existem basicamente três tipos de rigidez do solo que são o estático, dinâmico com grandes deslocamentos e dinâmico com pequenos deslocamentos. Rigidez estática do solo é utilizada para determinar a penetração inicial do *riser* em um solo intacto. Rigidez dinâmica com grande deslocamento é utilizada para modelar a interação solo/estrutura quando ocorrem grande deslocamentos do *riser*. E, rigidez dinâmica com pequeno deslocamento é utilizada para modelar qualquer contato cíclico da interação sol/estrutura depois que já ocorreu a penetração ou re-penetração.

2.4 Interação solo/estrutura

A Figura 2.5 apresenta um exemplo de interação solo/estrutura, a coluna do lado direito representa a relação entre a curva *backbone* (curva de *backbone* apresenta como a força máxima de resistência do solo que varia com a profundidade que o *riser* penetra no solo) e a curva do movimento do *riser* sobre o solo (relação força/deslocamento). A coluna do lado esquerdo representa o movimento vertical do *riser* associado à curva de interação *riser*/solo mostrada na coluna da direita e está dividida em cinco etapas. A etapa 1 indica o momento em que o *riser* é instalado. Na etapa 2, o *riser* penetra no solo devido ao próprio peso, causando a deformação plástica do mesmo, e a curva de interação segue a curva *backbone*. A etapa 3 representa o movimento do *riser* para cima e a resposta elástica do solo; a curva de interação separa-se da curva *backbone* e a força é reduzida ao longo de um pequeno deslocamento. Na etapa 4, o *riser* penetra no solo novamente, deformando de maneira elástica o solo. A curva de interação solo/estrutura segue uma curva de carregamento elástico semelhante à liberação elástica da etapa 3. A etapa 5 mostra o *riser* sendo recalçado contra o solo que é deformado elasticamente; a curva de interação solo/estrutura volta a seguir a curva *backbone*.

O gráfico apresentado na Figura 2.6 foi obtido a partir de testes realizados em laboratório, e de modelos de tubos horizontais sob carregamentos verticais em sedimentos fracos (Dunlap *et al.*, 1990). Caminho 0-1 referido como uma curva de *backbone* corresponde à penetração virgem do *riser* no fundo do mar. A recuperação elástica do solo ocorre quando o *riser* e a curva P-y seguem Caminho 1-2 na Figura 2.6. Estudos realizados por Dunlap *et al.* (1990) e Brigde *et al.* (2004) indicam que a sucção do solo pode se desenvolver durante a elevação, embora o valor máximo de P em tração é significativamente menor do que em compressão. Em magnitudes suficientemente grandes de movimento de elevação, o tubo começa a separar do fundo do mar, ponto 2, na Figura 2.6. Testes indicam que a separação não é abrupta, mas sim, a curva P-y tende gradualmente para zero, como descrito pelo Caminho 2-3 na Figura 2.6. Com a elevação contínua, o *riser* é completamente separado do fundo do mar. Após a reversão de deflexão, o *riser* se move para baixo novamente e ocorre o re-contato com o fundo do mar no ponto 3 da Figura 2.6. Os dados obtidos por Dunlap *et al.* (1990) e Brigde *et al.* (2004) também mostram que a resistência do solo não reage de forma abrupta após re-contato entre o fundo do mar e do *riser*; em vez disso, a resistência do solo reage gradualmente, conforme descrito pelo Caminho em forma de S, Caminho 3 -1 na Figura 2.6.

O parágrafo anterior descreve o comportamento da curva P-y em um ponto ao longo do *riser* em movimento ascendente, no qual em condições extremas ocorre a separação completa do *riser* do fundo do mar durante um ciclo de elevação. Observando os padrões de elevação típica de deflexão de um *riser*, apresentado na Figura 2.7, mostra claramente que tais movimentos não ocorrem em todos os pontos dentro da TDZ. Em particular, a inversão de deflexão pode ocorrer a partir de qualquer dos Caminhos de 1-2, 2-3 e 3-1 na Figura 2.6. Os Caminhos de deflexão possíveis de reversão ao longo da curva P-y são apresentados pelas linhas tracejadas na Figura 2.6. Finalmente, reversões ainda podem ocorrer em qualquer ponto ao longo dos Caminhos tracejados (Aubeny e Biscontin, 2009).

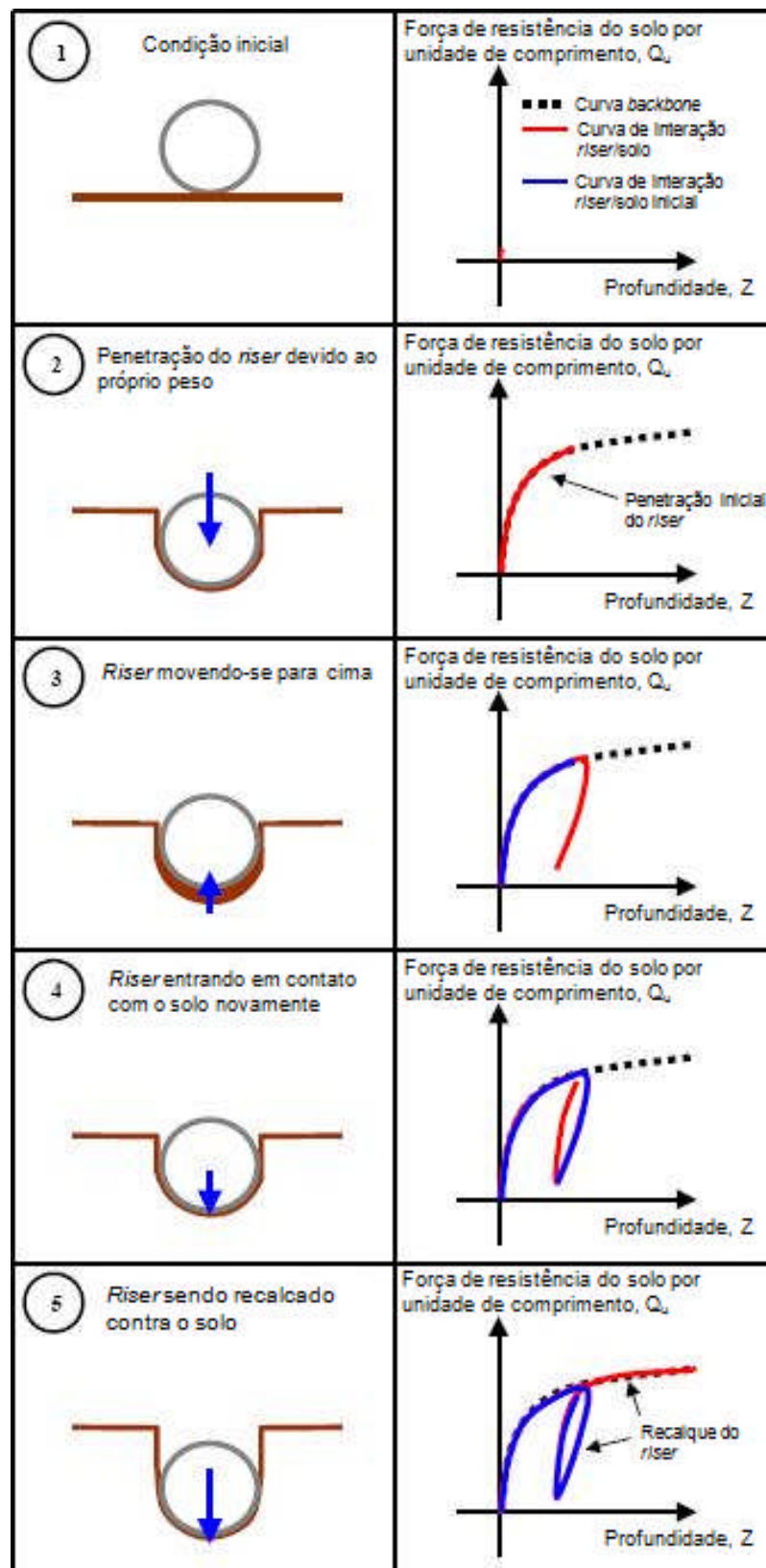


Figura 2.5 – Interação solo/estrutura (Adaptado de Brigde *et al.*, 2004)

Tendo em vista a discussão anterior, uma descrição completa da curva de P-y (Figura 2.6) caracterizando fundo do mar do *riser* interação deve incluir os componentes a seguir:

- Penetração do *riser* no fundo do mar ao longo do Caminho 0-1-1';
- Um ciclo de grandes deformações (Caminho 1-2-3-1), abrangendo recuperação elástica com o contato do fundo do mar ao longo do *riser* (Caminho 1-2), movimento de elevação com separação parciais do contato *riser*-solo (Caminho 2-3) e re-contato e recalque ao longo do Caminho 3-1;
- Deflexão reversa a partir de qualquer ponto arbitrário ao longo do ciclo;
- Ciclos de carregamentos.

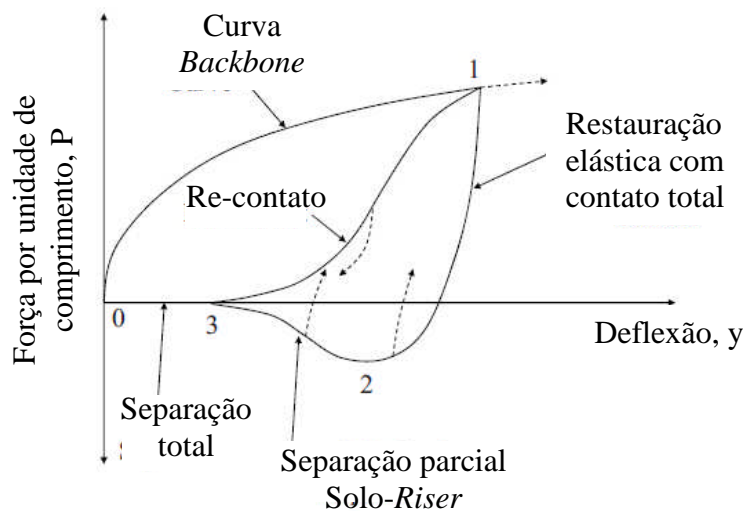


Figura 2.6 – Curvas de interação *riser*/solo (Adaptado de Aubeny e Biscontin, 2009)

Diversos trabalhos foram conduzidos para calcular e modelar de forma mais realista a interação entre o *riser* e o solo marinho. De maneira geral, as análises numéricas modelam e representam as propriedades do solo por meio de molas atuando nas direções vertical, lateral e axial.

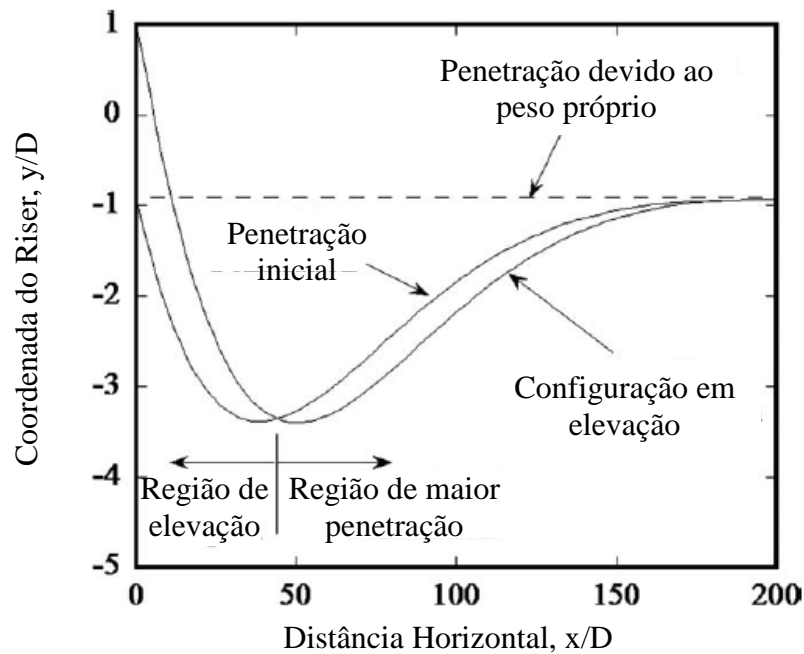


Figura 2.7 – Exemplo de padrões de deflexão de *riser* em contato com o solo (Adaptado de Aubeny e Biscontin, 2009)

Diferentes modelos têm sido propostos para descrever a interação entre o leito marinho e o SCR. Barros *et al.* (2009) apresentam diferentes abordagens para modelar o solo, o qual pode ser feito pelos modelos de Winkler, de Kerr ou de Pasternak. Outra abordagem são os modelos desenvolvidos a partir de experimentos em escala real (Bridge *et al.*, 2003; Willis e West, 2001; Giertsen *et al.*, 2004). A norma DNV-RP-F105 (2002) apresenta uma modelagem de interação duto-solo, em que a reação vertical do solo é uma função da penetração do duto. O Apêndice B apresenta de forma simplificada o modelo adotado pela norma DNV (2002).

3 METODOLOGIA

Para a análise de projeto de um *riser*, é fundamental o correto entendimento dos fenômenos envolvidos. Para a análise dessa estrutura, diferentes metodologias são empregadas para determinar o seu comportamento estático e dinâmico de um *riser*. Muitos estudos têm sido realizados para aperfeiçoar os métodos existentes. Dentre eles, os principais são o método não linear no domínio do tempo, o linearizado no domínio do tempo e no domínio da frequência (Wang *et al.*, 2005).

O presente trabalho considera o método não linear no domínio do tempo. O *riser* é considerado um elemento de viga 3D não linear. Segundo Mourelle *et al.* (1995), o elemento de viga 3D é o elemento mais adequado quando se leva em conta os efeitos de flexão e, também, é uma ferramenta poderosa para a análise de sistemas não lineares que apresentam grandes deslocamentos.

As análises contidas neste trabalho consistem em uma análise estática e outra dinâmica. Os carregamentos agindo sobre a estrutura podem ser classificados como estático ou dinâmico. Os

carregamentos estáticos são o peso submerso do sistema, flutuabilidade, correnteza e *offset* da unidade flutuante devido à ação de correnteza, onda e vento agindo sobre a mesma. Os efeitos das ondas serão considerados, e movimentos de primeira ordem da unidade flutuante, considerados carregamentos dinâmicos apenas na análise dinâmica.

Antes de determinar as forças exercidas pelas ondas, é importante inicialmente determinar a velocidade e aceleração da onda. Uma forma de determinar tais parâmetros da onda é a partir da teoria linear.

Na teoria linear, as ondas são periódicas e uniformes, ou seja, as ondas têm período (T), que é o tempo necessário para que uma crista viaje um comprimento de onda (L é distância horizontal entre dois pontos similares em duas consecutivas medidas de onda na direção da propagação) e altura (H). Pode-se, através desses dados, obter a velocidade de propagação da onda (c), utilizando o comprimento (L) e período (T).

A teoria linear de onda (Airy), descrita em Chakrabarti (1987), pode também ser chamada de teoria da onda senoidal, pela qual é possível encontrar a velocidade e a aceleração da partícula fluida. Aplica-se essa teoria, quando a altura da onda é pequena comparada com o seu comprimento.

Tendo conhecimento da velocidade e aceleração da onda, aplicando a teoria de Airy, é possível determinar as forças exercidas sobre o *riser* basicamente de duas maneiras: pelas equações de Morison ou pela teoria de difração.

Para determinar a força na direção *in line*, ou seja, força na direção do carregamento incidente, utiliza-se a equação de Morison modificada (Martins, 2003).

$$f_x = A_i \dot{u} + C_D A_D |V_r| (u + U_c - \dot{x}) + C_A A_i (\dot{u} - \ddot{x}) \quad (4.1)$$

em que, f_x é a força *in line* por unidade de comprimento; C_D é o coeficiente de arrasto; C_A é o coeficiente de massa adicional; U_c é a velocidade da correnteza; u é a velocidade da

partícula de água; $A_D = \rho\pi D^2/4$ e $A_i = \rho\pi D/4$. Os coeficientes C_A e C_D podem ser obtidos em Sarpkaya (1981).

Devido ao fenômeno de separação da camada limite num determinado ponto do *riser*, ocorre a formação de vórtices. Esse fenômeno causa vibração induzida, VIV (Blevins, 1977).

$$f_y = \frac{1}{2} \rho ((u - \dot{x}) + U_c)^2 D C_L \cos(2\pi \bar{f}_s t + \varphi) - C_D A_D |V_r| \dot{y} - C_A A_i \ddot{y} \quad (4.2)$$

em que, U_c é a velocidade da correnteza; C_L é o coeficiente da amplitude da força transversal; \bar{f}_s é a média da frequência da formação de vórtices; φ é a diferença de fase entre a força transversal e o deslocamento transversal do *riser*; f_y é a força transversal por unidade de comprimento; e \dot{y} e \ddot{y} são a velocidade e aceleração do *riser* na direção transversal, ou seja, direção transversal ao carregamento.

Por fim, na análise estática, as equações fundamentais de equilíbrio estático serão resolvidas utilizando o método de Newton-Raphson. A matriz de rigidez é atualizada a cada iteração, e a análise dinâmica consiste numa análise não linear no domínio do tempo, em que a Equação 3 governa o movimento do sistema.

$$[M]\{\ddot{d}\} + [B]\{\dot{d}\} + [K]\{d\} = \{f\} \quad (4.3)$$

em que $[M]$ é a matriz de massa; $[B]$ é a matriz de amortecimento estrutural; $[K]$ é a matriz não linear de rigidez; $\{\ddot{d}\}$, $\{\dot{d}\}$ e $\{d\}$ são respectivamente os vetores de aceleração, velocidade e deslocamento; e $\{f\}$ o vetor de força.

O vetor força é composto pelas forças externas atuantes no *riser*, tais como força de arrasto devido a onda e corrente na direção *in line* (direção do escoamento) e força na direção transversal ao escoamento devido ao desprendimento de vórtices (VIV). Entretanto, o vetor força será

constituído pelas forças devido a onda e corrente. Também serão considerados na dinâmica do *riser* os movimentos provocados pelo movimento da plataforma de produção.

No presente trabalho, é utilizada a integração numérica no domínio do tempo para resolver as equações dinâmicas. A integração é feita através de passos discretos de tempo. Nos métodos de integração no tempo são feitas hipóteses a respeito da variação dos deslocamentos e das acelerações durante pequenos intervalos de tempo. A solução dos deslocamentos, no final de cada intervalo de tempo, fornece as condições para o começo do intervalo seguinte. Uma técnica comumente utilizada para se determinar a resposta de estruturas é o Método de Newmark β , o qual assume que deslocamento e velocidade ao final de um intervalo podem ser expressos em termos do deslocamento, velocidade e aceleração no início do intervalo e aceleração ao final do intervalo. O método de integração utiliza o Método de Newmark modificado (Mourelle *et al.*, 1995).

As análises foram realizadas em um programa computacional (Mourelle *et al.*, 1995) que realiza simulações numéricas do comportamento estático e dinâmico de *risers*, considerando os efeitos de ondas e correntezas, movimentos da plataforma flutuantes e os efeitos de pressão hidrostática. Por isso, neste trabalho, os efeitos de VIV e do escoamento interno não serão considerados.

O método dos elementos finitos (MEF) é utilizado neste programa, a fim de permitir análises não lineares em três dimensões no domínio do tempo. O fluxograma da Figura 3.1 apresenta como o programa é organizado.

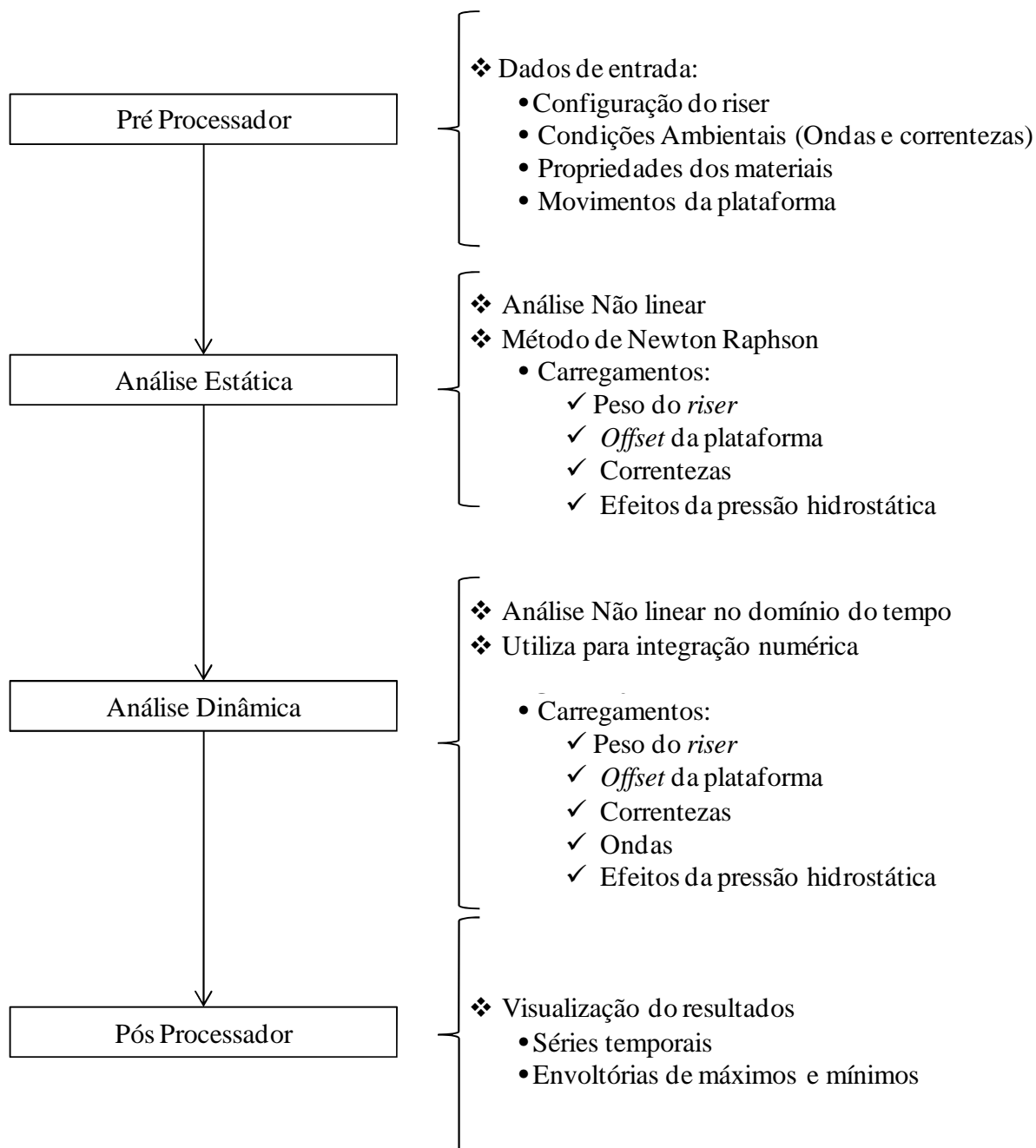


Figura 3.1 – Fluxograma dos módulos do programa utilizado

As principais não linearidades que o programa considera são listadas a seguir:

- Não linearidade geométrica, devido a grandes deslocamentos e interação axial-transversal;

- Força de arraste proporcional ao quadrado da velocidade relativa do fluido-estrutura;
- Forças hidrodinâmicas em função da posição e orientação de membro da estrutura;
- Variação do comprimento da linha que fica em contato com o solo marinho, para o caso de configurações em catenária.

Em geral, os programas computacionais usam uma abordagem simplificada para representar a complexa interação entre o solo e o *riser*. Em programas computacionais, tais como Anfex (Mourelle *et al.*, 1995) e Orcaflex (Orcina, 2011), o solo marinho considera basicamente a existência de molas não lineares, seja para representar o apoio oferecido ou a fricção do solo com o *riser*. No caso do apoio, são associadas molas bi lineares e para a fricção molas elastoplásticas.

Ainda é possível representar o solo de duas maneiras: a primeira é supor o fundo horizontal e, a segunda, um plano inclinado, cuja equação pode ser definida a partir de dois pontos mais a origem ou por ângulos.

O apoio vertical é modelado associando molas bi linear a todos os nós da estrutura. A utilização de desse tipo de mola é necessária, uma vez que o comprimento do *riser* em contato com o solo varia principalmente em função do movimento imposto na sua extremidade superior conectado à unidade de produção flutuante. Sempre que um nó na sua posição deformada entra em contato com o solo, é automaticamente ativada a mola de solo, cuja curva força versus deslocamento pode ser vista na Figura 3.2. A rigidez do solo é fornecida pelo usuário na entrada de dados e representa a declividade da curva na fase ativa, uma vez que quando a mola está inativa a rigidez é nula.

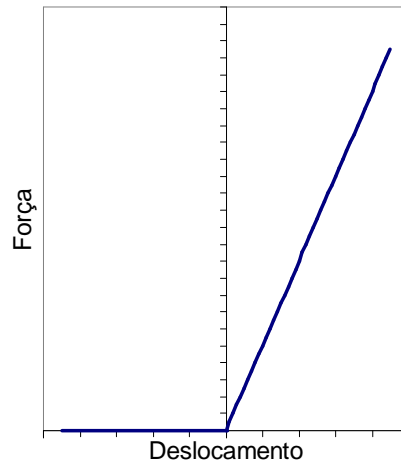


Figura 3.2 – Curva força deslocamento bi linear usada no solo (Mourelle *et al.*, 1995)

Para o caso de fundo inclinado, a rigidez e a força de reação do solo, normal ao plano de fundo, são rotacionadas para o referencial global e adicionadas à matriz de rigidez e ao vetor de forças resistentes na análise não linear.

A reação do solo no sentido axial e lateral sobre um duto apoiado no solo marinho é modelada por molas elasto-plásticas não lineares representadas na Figura 3.3. Pode ser observado que essas molas apresentam simetria em relação à origem.

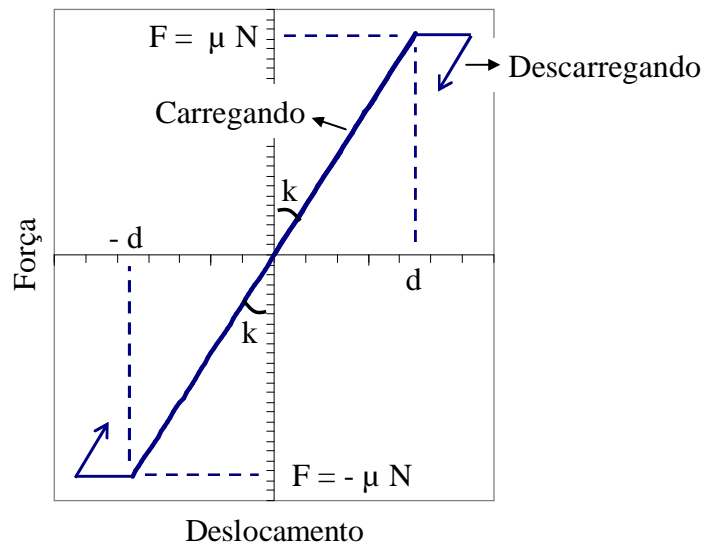


Figura 3.3 – Molas elasto-plásticas não lineares (μ coeficiente de atrito lateral ou axial; d deslocamento de mobilização lateral ou axial; k rigidez lateral ou axial)

4 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados o desenvolvimento, a descrição do sistema analisado e os principais resultados obtidos. *Risers* em catenária livre possuem as vantagens de serem de fácil instalação e economicamente mais barata, se comparados com outros sistemas. Porém, devido ao fato de estarem diretamente ligado com a embarcação e sua simplicidade, estão mais sujeitas à ação dos movimentos da embarcação.

Duas são as regiões críticas da configuração em catenária livre: o topo e a TDZ. A região da TDZ apresenta grande influência das propriedades do solo e também das condições ambientais. As condições ambientais influenciam principalmente no movimento vertical da embarcação, que é transmitida até o fundo.

Outro fator muito importante é a contribuição dinâmica sobre o sistema que pode levar à impossibilidade da utilização do sistema, dependendo dos níveis de esforços a que é submetido.

A seguir, os principais resultados e discussão serão apresentados.

4.1 Sistema em catenária livre analisado

O sistema que será abordado neste trabalho consiste em um *riser* em catenária livre, sob a ação de carregamento ambiental de onda e correnteza, carregamento devido ao movimento da plataforma flutuante de produção e efeito da pressão hidrostática por causa dos fluidos interno e externo. A Figura 4.1 apresenta esquematicamente o sistema que será analisado e a Tabela 4.1, os principais parâmetros do sistema analisado.

Tabela 4.1 – Principais Parâmetros do Sistema de *Riser*

Parâmetros		Valor
Profundidade		3000 m
<i>Offset</i> da Plataforma		150 m
<i>Flex Joint</i>	Rigidez X, Y and Z	2,89 x 10 ⁴ kN·m ⁻¹
	Rigidez RX, RY and RZ	9,6 (kN·m) · graus ⁻¹

As propriedades dos materiais de *riser* utilizadas neste trabalho estão presentes na Tabela 4.2. As análises foram conduzidas para dois diferentes materiais: um mais pesado e outro mais leve.

Neste trabalho, um dos critérios que será utilizado para avaliar a viabilidade do sistema de *riser* proposto é que a tensão de von Mises, conforme Equação 3.1, deve ser igual ou menor que o limite de projeto estabelecido pela norma API RP 2RD (1998), Equação 3.2.

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (3.1)$$

$$\sigma_e \leq C_f \cdot C_a \cdot \sigma_y \quad (3.2)$$

σ_e tensão de von Mises; σ_1 , σ_2 e σ_3 tensões principais; C_f fator de projeto, no qual para condições extremas é igual a 1,2; C_a fator de tensão que é igual a 2/3; e σ_y limite de escoamento do material.

Os valores dos parâmetros do solo utilizados neste trabalho foram obtidos com base na formulação proposta na norma DNV RP F105 (2006), Apêndice B. Com base nessa formulação, três tipos de solos argilosos diferentes foram analisados: duro (*hard*), firme (*firm*) e mole (*very soft*). Para cada um dos três tipos de solos, os parâmetros s_u , γ_{solo} , ν e e_s são assumidos como o valor médio entre o intervalo apresentado pela norma DNV, e o valor de K_v é calculado conforme

a metodologia apresentada no Apêndice B. Os valores dos parâmetros do solo estão apresentados na Tabela 4.3.

Tabela 4.2 – Propriedades dos materiais utilizadas

Material	Módulo de Young [GPa]	Peso Específico [kN.m ⁻³]	Limite de Escoamento [MPa]
Material A (liga de alumínio)	70	27	260
Material B (aço)	208	77	414

Tabela 4.3 – Parâmetros do solo utilizados

Tipo de solo	s_u [kN/m ²]	γ_{solo}' [kN/m ³]	ν	e_s	K_v [kN/m/m]
Very soft	6,0	5,75	0,45	2,0	387
Firm	37,5	8,5	0,45	1,25	1520
Hard	200	11,5	0,45 </tr		

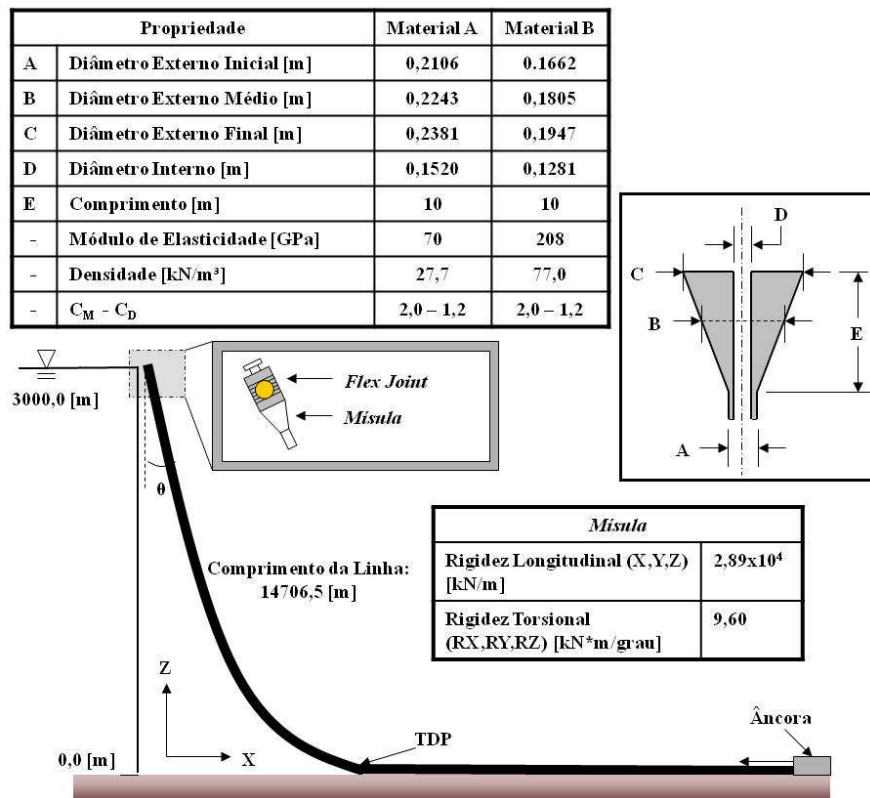


Figura 4.1 – Esquema da configuração de riser utilizado nas análises

Para o projeto de um sistema de *riser*, a aquisição de dados meteorológicos (vento) e oceanográficos (onda, correnteza, salinidade, densidade...) é fundamental. Esses dados são usados para compor os carregamentos ambientais nos quais o sistema deverá operar. A aquisição dos dados é feita através de medidas feitas na proximidade da localidade desejada por um longo período de tempo. Muitas vezes, devido ao alto custo e longo tempo que leva uma campanha para obter todos os dados ambientais necessários, a aquisição dos dados é feita a partir de extrapolações de dados obtidos nas proximidades do local desejado.

O perfil de correnteza utilizado é apresentado na Figura 4.2. A abscissa representa a velocidade em m/s, e a ordenada representa a profundidade em metros, onde 0 é a superfície, e 3000 é o leito marinho. Vale ressaltar que o perfil utilizado neste trabalho é unidirecional. Tal perfil, na prática, não ocorre. O que se observa são perfis de correnteza multidirecionais.

Os parâmetros das ondas utilizados nas análises são apresentados na Tabela 4.4. As análises consideram apenas ondas regulares. A abordagem utilizada nas ondas regulares é de certa forma conservadora, pois em condições de operação a onda, na verdade, é irregular e multidirecional. Isso significa que a energia da onda é distribuída em várias direções com diferentes períodos e amplitudes.

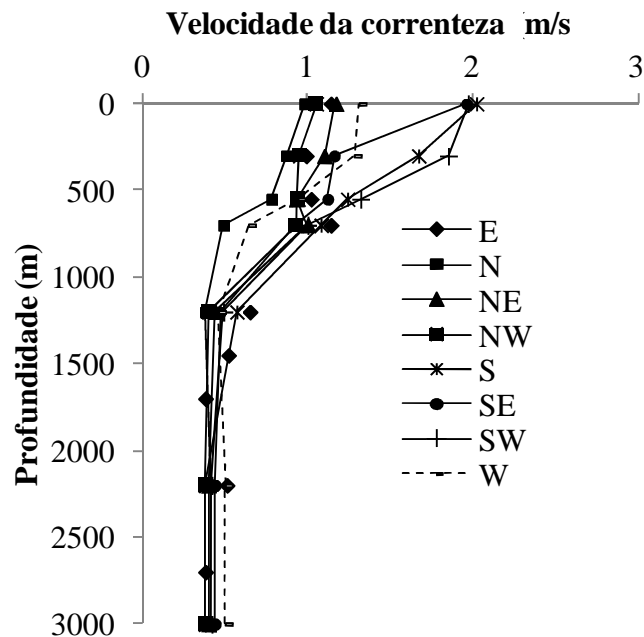


Figura 4.2 – Perfil de correnteza utilizado

Tabela 4.4 – Parâmetros da onda

Direção Onda	Periodo (s)	Altura (m)
W	9,5	4,5
S	13,5	11,5
SW	13,0	13,0
SE	11,0	10,0
N	10,5	8,5
NW	9,5	5,5
NE	10,0	7,0
E	10,0	6,0

4.2 Resultados

A seguir, são apresentados os resultados obtidos, utilizando as configurações presentes na Figura 4.1. Os resultados são apresentados, tendo como principal foco, as duas regiões críticas do *riser*, região do topo e região da TDZ. Neste trabalho, a região da TDZ é definida como sendo +/- 200 metros do TDP na sua posição neutra, ou seja, na posição onde não há carregamento ambiental atuando.

Inicialmente, uma análise de sensibilidade do número de elementos da malha utilizada foi realizada com a finalidade de prever a influência do número de elementos na resposta obtida das simulações numéricas. Três diferentes malhas foram analisadas contendo 2330, 3835 e 7609 elementos. Os resultados são apresentados na forma de envoltórias de máximos deslocamentos nas direções x , y e z e envoltórias tensão de von Mises e força axial.

É possível verificar, a partir dos gráficos da Figura 4.3, que a variação no número de elemento da malha não apresentou influência nos resultados quanto aos deslocamentos. Já a Figura 4.4 apresenta os resultados para a tensão de von Mises, na qual é possível verificar diferenças principalmente na região depois da TDZ.

Analisando o custo computacional, observou-se que a malha mais refinada apresenta um custo muito maior que a malha menos refinada. A malha mais refinada apresentou tempo computacional em cerca de quatro vezes maior que a malha menos refinada. Por fim, observando

a força axial, Figura 4.4, não apresenta diferenças significativas entre as diferentes malhas utilizadas.

Todos os resultados a seguir utilizam a malha com 2883 elementos, uma vez que a resposta dessa configuração é menor que 1% em relação às demais configurações, e o tempo computacional é menor.

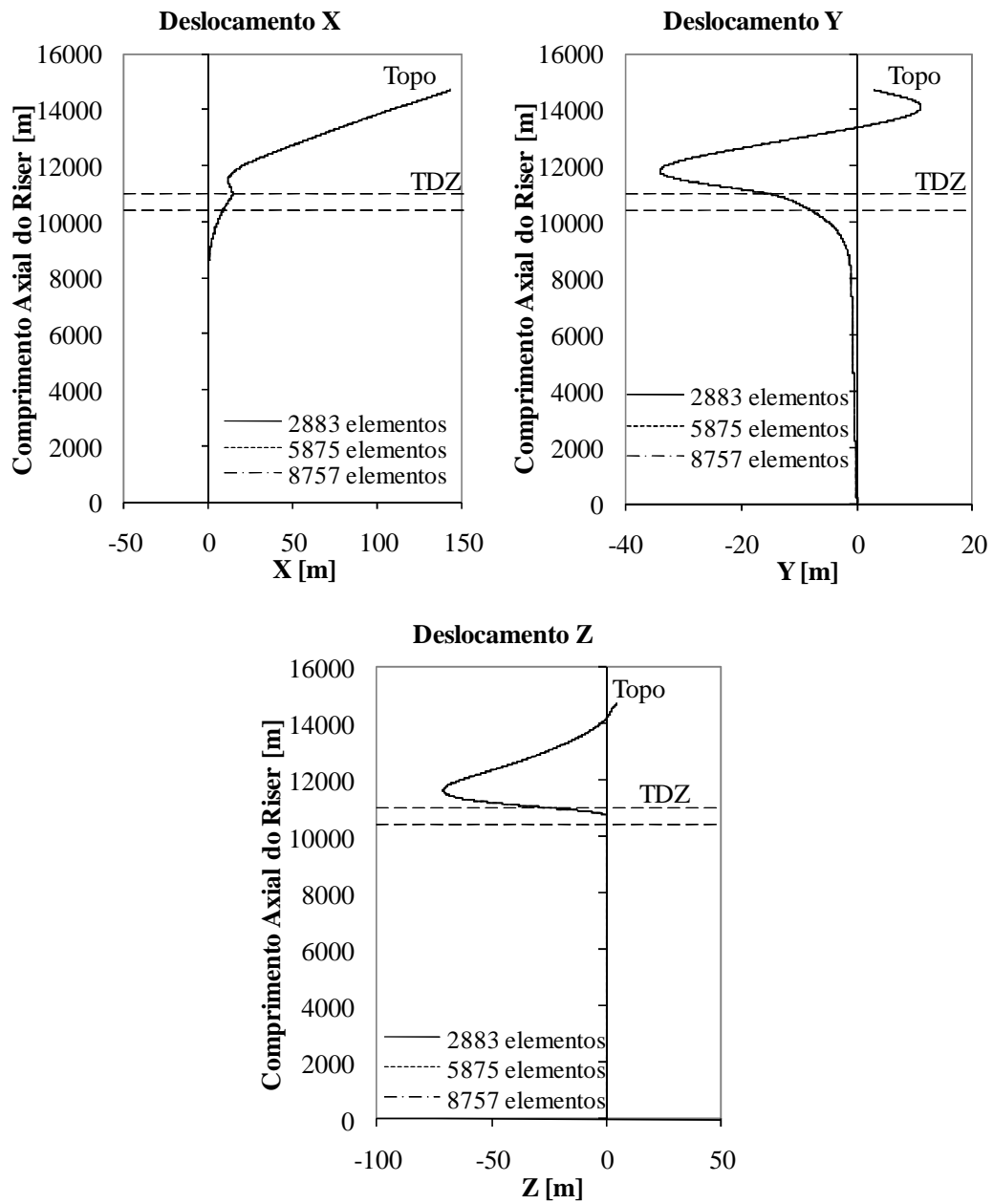


Figura 4.3 – Gráficos de envoltórias de máximo deslocamento

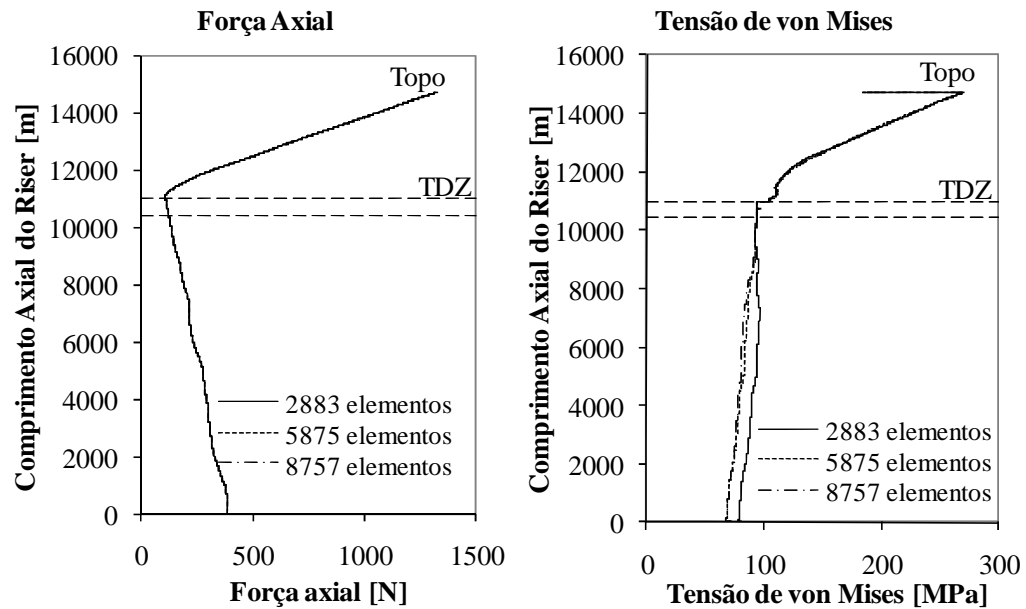


Figura 4.4 – Gráficos de envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises

Os resultados a seguir serão apresentados da seguinte forma: primeiro, serão apresentados os resultados considerando o *riser* composto pelo material A e, depois, os resultados para o material B. Cada um dos materiais será apresentado da seguinte maneira:

- Resultados da análise estática que considera as oito direções de correnteza e oito direções de azimute dos *risers*, conforme apresentados na Figura 4.5. As setas indicam as direções de ondas e correntes consideradas como principais ângulos de incidências na plataforma. As linhas em preto são os *risers* utilizados nas simulações instalados em diferentes azimutes.
- Dois critérios utilizados para escolher o caso crítico estático que são: máxima força axial no topo do *riser* (tração *no topo*) e mínima força axial na região da TDZ. A partir desses critérios, são determinados os *risers* mais críticos que serão utilizados na análise dinâmica. Os carregamentos dinâmicos consideram que a onda utilizada deve ser co-linear com a correnteza.
- Análise paramétrica, variando os parâmetros do solo.

Tanto para as análises estáticas quanto para as análises dinâmicas, utilizou-se o solo do tipo *firm*, cujas propriedades são apresentadas na Tabela 4.3. Também, em ambas as análises,

utilizaram-se coeficientes de atrito lateral e axial igual a 0,2. Por fim, as análises paramétricas consideraram o pior caso dinâmico.

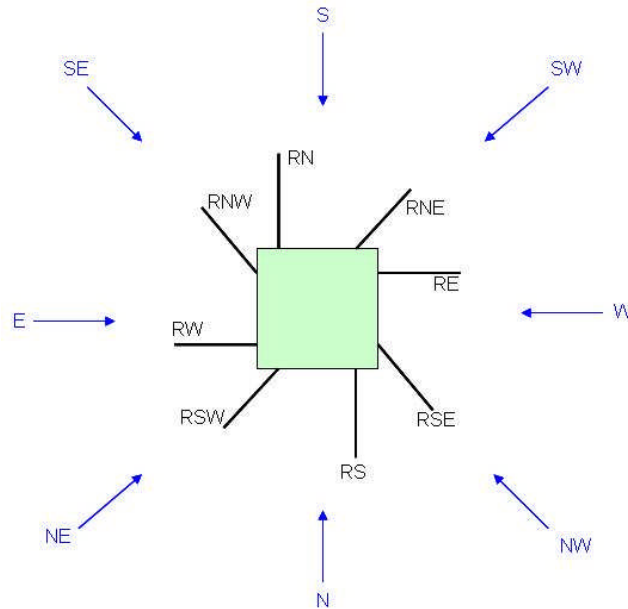


Figura 4.5 – Direções utilizadas de carregamento e *risers*

4.3 Material A

4.3.1 Análise estática

A seguir, serão apresentados os resultados da análise estática. A Tabela 4.5 apresenta os valores de máxima tração no topo. Para esse critério, a direção de correnteza crítica é a direção Nordeste, considerando que a direção do azimute do *riser* é a Sudoeste. Para essa condição estática o comprimento suspenso do *riser* de azimute Sudoeste aumenta, uma vez que a correnteza Nordeste causa um *offset* para a direção Nordeste. Na região do topo, a máxima tração ocorre sempre no mesmo ponto.

Os valores de força axial na TDZ para cada direção de azimute do *riser*, variando a direção do carregamento, são apresentados na Tabela 4.6, em que o menor valor estático encontrado é para o *riser* de azimute Nordeste sob a ação da correnteza de direção Leste. Os valores críticos estão em destaque nas Tabelas 4.5 e 4.6.

Tabela 4.5 – Valores de tração no topo de cada *riser* para cada condição de carregamento

<i>Riser</i>	Força Axial no Topo do <i>Riser</i> (kN)							
	Direção da Correnteza							
	E	NE	N	NW	SE	S	SW	W
RSW	665,9	662,2	643,6	611,6	636,0	590,2	593,2	601,4
RNE	499,0	515,2	512,0	556,9	515,7	568,2	575,5	574,8
RN	523,2	503,6	515,3	511,0	566,5	555,7	534,9	512,8
RE	537,7	565,2	556,5	621,1	514,7	590,1	620,3	643,5
RSE	597,9	621,1	618,6	657,8	557,0	598,4	631,3	662,4
RS	645,8	656,3	653,0	648,9	601,9	594,8	615,1	638,3
RW	651,0	619,1	609,1	558,5	656,1	576,3	561,6	553,8
RNW	590,8	549,6	559,3	513,7	633,1	556,9	529,8	508,2

Tabela 4.6 – Valores de força axial na TDZ de cada *riser* para cada condição de carregamento

<i>Riser</i>	Força Axial na TDZ do <i>Riser</i> (kN)							
	Direção da Correnteza							
	E	NE	N	NW	SE	S	SW	W
RSW	94,2	94,2	94,1	93,7	94,0	93,5	93,6	93,7
RNE	25,2	39,7	37,8	80,1	42,0	91,6	92,9	92,1
RN	46,3	29,7	40,6	37,1	90,0	81,5	61,1	38,7
RE	59,6	88,5	79,3	93,8	39,6	93,5	93,7	94,0
RSE	86,5	88,3	88,6	88,8	77,3	88,4	88,7	88,9
RS	94,1	94,2	94,1	94,1	93,7	93,6	93,8	94,0
RW	94,1	93,8	93,8	81,5	94,2	93,4	85,3	75,2
RNW	93,5	72,5	81,7	39,4	93,9	82,2	55,2	33,1

4.3.2 Análise dinâmica

A partir dos resultados estáticos acima apresentados, dois azimutes dos *risers* serão analisados dinamicamente, que são os de azimutes Nordeste e Sudoeste. As oito direções de correnteza e sua respectiva onda foram utilizadas, e os resultados são apresentados nas Tabelas 4.7 e 4.8. Para ambos os *risers*, o caso crítico observado é sob a condição de correnteza Nordeste e onda Sudoeste. Para ao TDZ, o valor de máxima compressão dinâmica não ocorre no mesmo ponto da máxima compressão estática.

Nos resultados apresentados nas Tabelas 4.9 e 4.10, observa-se que a compressão na região do TDP é causada devido ao comportamento dinâmico do sistema. Esse fato é devido principalmente ao movimento da embarcação, fazendo com que o *riser* entre em compressão. Como era de esperar, as condições de carregamento dinâmico mais crítico são aquelas com as maiores alturas de onda, ou seja, as direções SW, S e SE. Vale ressaltar que é desconsiderada nessas análises a flambagem do *riser*.

Tabela 4.7 – Valores dinâmicos de força axial no topo para o *riser* RSW

Correnteza	Onda	Estático (kN)	Dinâmico (kN)
E	W	665,9	894,7
N	S	643,6	1236,9
NE	SW	662,2	1323,1
NW	SE	611,6	1035,3
S	N	590,2	994,9
SE	NW	636,0	837,5
SW	NE	593,2	946,0
W	E	601,4	855,1

Tabela 4.8 – Valores dinâmicos de força axial no topo para o *riser* RNE

Correnteza	Onda	Estático (kN)	Dinâmico (kN)
E	W	499,0	747,9
N	S	512,0	1055,2
NE	SW	515,2	1079,4
NW	SE	556,9	994,0
S	N	568,2	968,3
SE	NW	515,7	803,2
SW	NE	575,5	998,0
W	E	574,8	898,9

Tabela 4.9 – Valores dinâmicos de força axial na TDZ para o *riser* RSW

Correnteza	Onda	Estático (kN)	Dinâmico (kN)
E	W	94,2	135,7
N	S	94,1	-21,0
NE	SW	94,2	-30,3
NW	SE	93,7	76,5
S	N	93,5	51,2
SE	NW	94,0	137,4
SW	NE	93,6	88,1
W	E	93,7	123,6

Tabela 4.10 – Valores dinâmicos de força axial na TDZ para o *riser* RNE

Correnteza	Onda	Estático (kN)	Dinâmico (kN)
E	W	25,2	28,1
N	S	37,8	-203,7
NE	SW	39,7	-242,2
NW	SE	80,1	-96,4
S	N	91,6	36,7
SE	NW	42,0	40,7
SW	NE	92,9	45,8
W	E	92,1	46,8

4.3.3 Análise paramétrica

A seguir, serão apresentados os resultados de análises paramétricas, variando os coeficientes de atrito lateral e axial e rigidez da mola vertical do solo para um *riser* em catenária livre e utilizando o material A. O carregamento ambiental utilizado foi uma correnteza Nordeste e onda Sudoeste, submetendo os *risers* nas condições de azimutes Nordeste e Sudoeste, conforme Figura 4.5.

Os resultados foram obtidos, variando os coeficientes de atrito lateral e axial. A variação de ambos os coeficientes foi de 0,1 até 0,5. Nessa análise, utilizou-se o solo do tipo *firm*, cujas propriedades são apresentadas na Tabela 4.3.

Os gráficos das Figuras 4.6 e 4.7 ilustram a força axial, variando os coeficientes de atrito. A ordenada representa a força axial; a abscissa, o coeficiente de atrito lateral; e os diferentes símbolos, o coeficiente de atrito axial.

A força axial na região do TDP é apresentada nas Figuras 4.8 e 4.9. A ordenada representa o coeficiente de atrito axial; a abscissa, o coeficiente de atrito lateral; e a barra de cores, a menor força axial obtida na região da TDZ. A variação do coeficiente de atrito influencia na resposta do *riser*. Observa-se que quanto maior são os coeficientes de atrito, menor é a força axial na TDZ. Para o caso mais crítico, que é o *riser* RNE, em todos os analisados, apresentou compressão na TDZ. Para o *riser* RSW, é possível observar que, para determinados coeficientes de atrito, não houve compressão na TDZ.

A variação do atrito lateral para essa condição de carregamento ambiental escolhida não influencia na resposta da força axial, devido ao fato de que o azimuth do *riser* e a direção do carregamento estão alinhados. Ou seja, o *riser* não tende a se deslocar lateralmente com a condição ambiental escolhida.

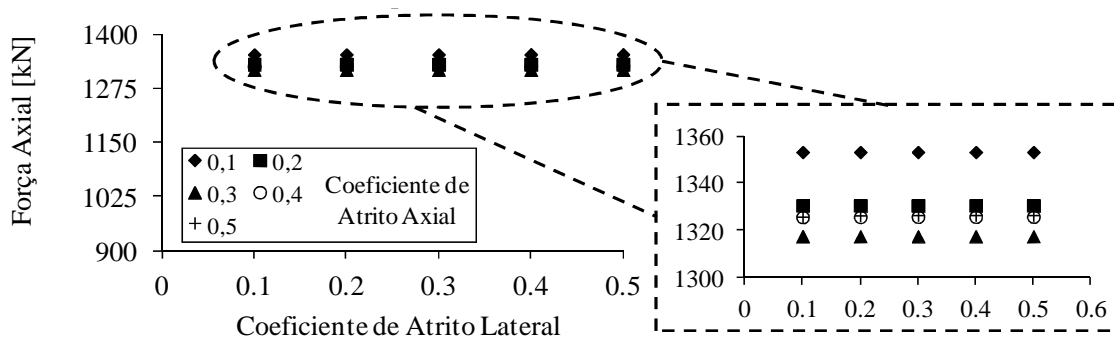


Figura 4.6 – Gráfico da força axial no topo, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RSW

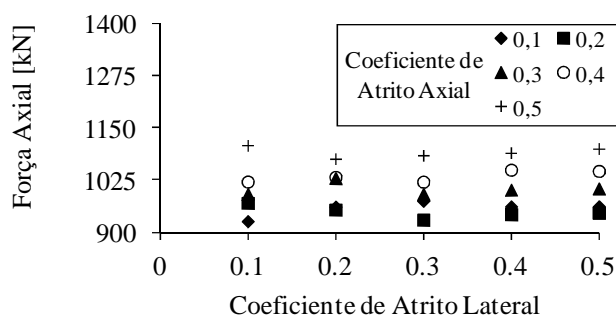


Figura 4.7 – Gráfico da força axial no topo, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RNE

Os gráficos das Figuras 4.10 e 4.11 representam a tensão de von Mises, variando-se também os coeficientes de atrito. Os gráficos estão dispostos de forma similar aos das Figuras 4.6 e 4.7, porém, a força axial é substituída pela tensão de von Mises. Observa-se que todos os casos analisados atendem ao critério de projeto, que é 80% do limite de escoamento do material ($\sigma = 260$ MPa), ou seja, o limite de projeto é de 208 MPa.

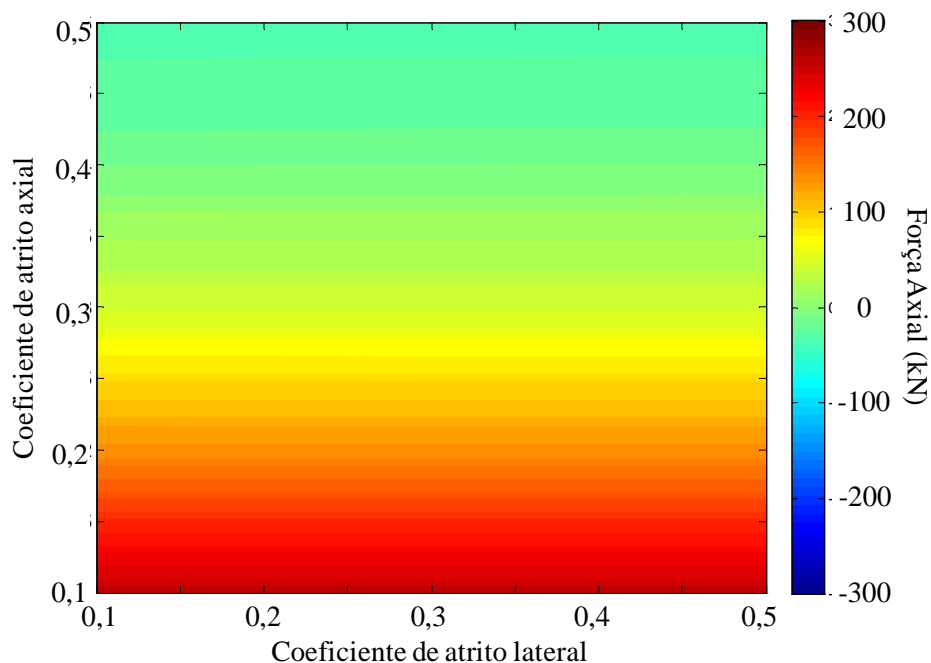


Figura 4.8 – Gráfico da força axial na TDZ, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RSW

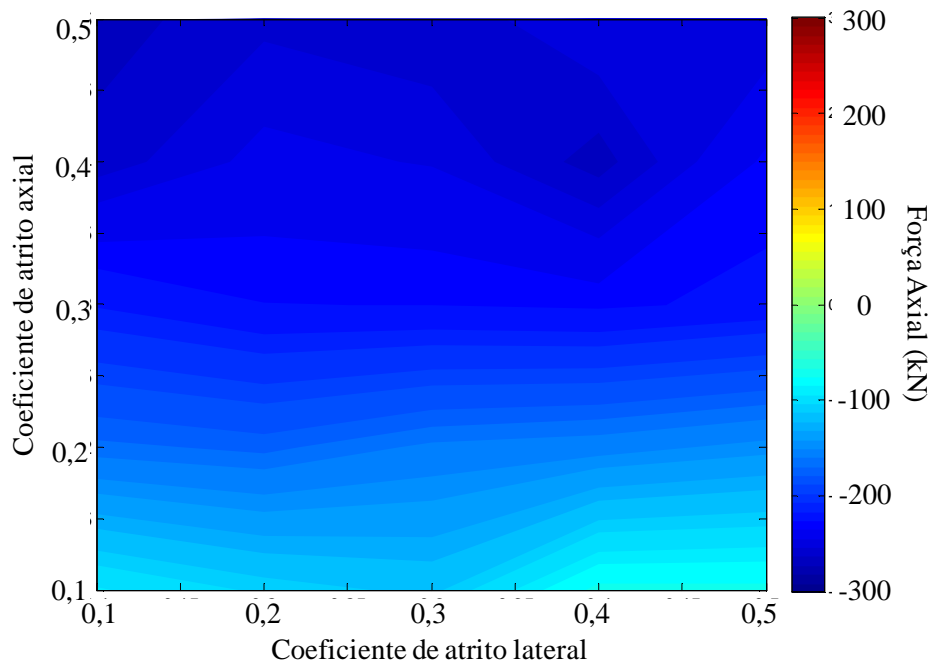


Figura 4.9 – Gráfico da força axial na TDZ, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RNE

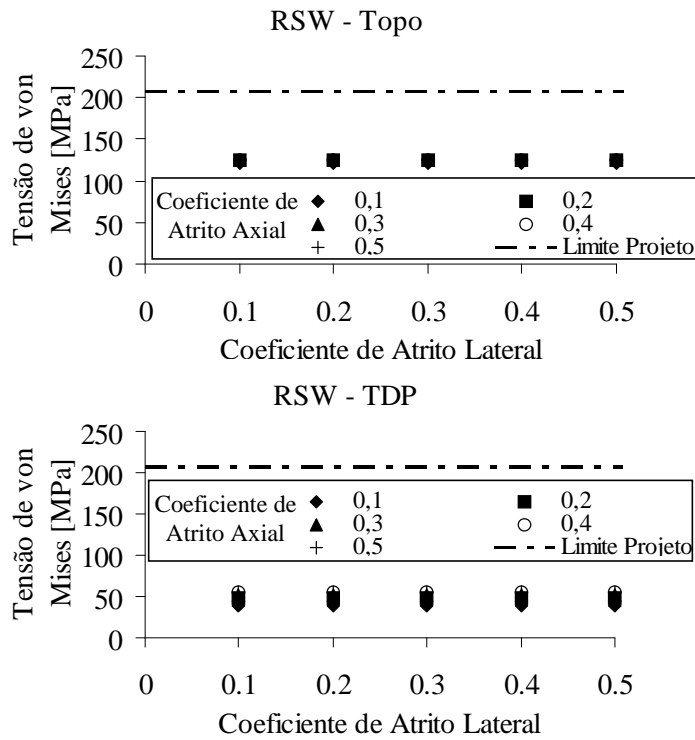


Figura 4.10 – Gráfico da tensão de von Mises nas regiões do topo e TDP, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RSW

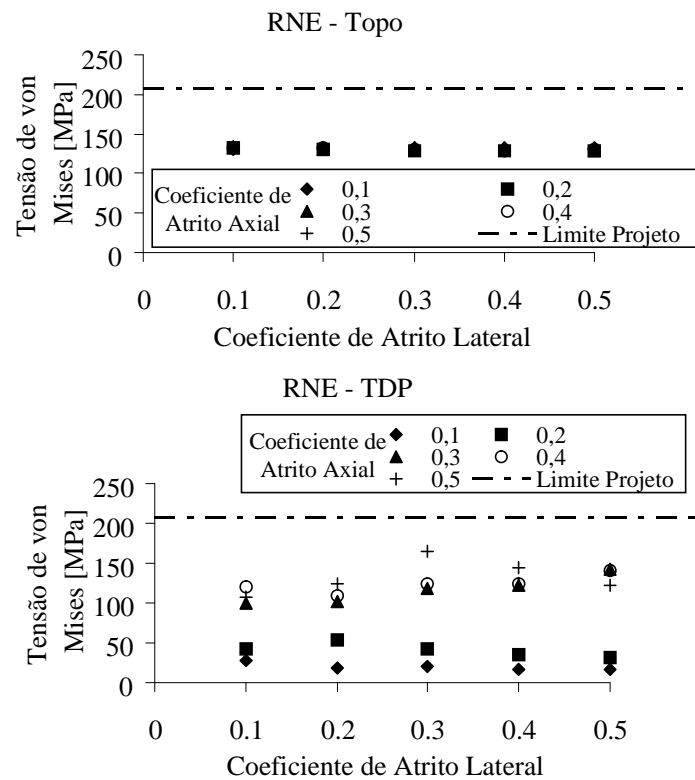


Figura 4.11 – Gráfico da tensão de von Mises nas regiões do topo e TDP, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RNE

A seguir, serão apresentados os resultados variando a rigidez da mola vertical do solo. Nessa análise paramétrica, consideraram-se os coeficientes de atritos lateral e axial constantes, cujo valor é igual a 0,5. Os resultados são apresentados na forma de envoltória de força axial para avaliar a compressão na TDZ e tensão de von Mises. A Figura 4.12 representa a força axial, e a Figura 4.13, a tensão de von Mises. A ordenada dos gráficos representa o comprimento axial do *riser*; e a abscissa, a força axial e tensão de von Mises, respectivamente.

Observa-se na Tabela 4.11 e nos gráficos das envoltórias que, para o *riser* RSW, a variação da rigidez da mola vertical pouco influenciou sua resposta, porém para o *riser* Nordeste com o aumento da rigidez da mola ocorreu um aumento na tensão de von Mises na TDZ. A influência da mola vertical do solo é maior no *riser* RNE, isto porque, esse *riser*, por causa da condição de correnteza, fica numa posição de *near* (distância horizontal entre o TDP e a unidade flutuante diminui); enquanto o *riser* RSW fica numa posição *far* (distância horizontal entre o TDP e a unidade flutuante aumenta).

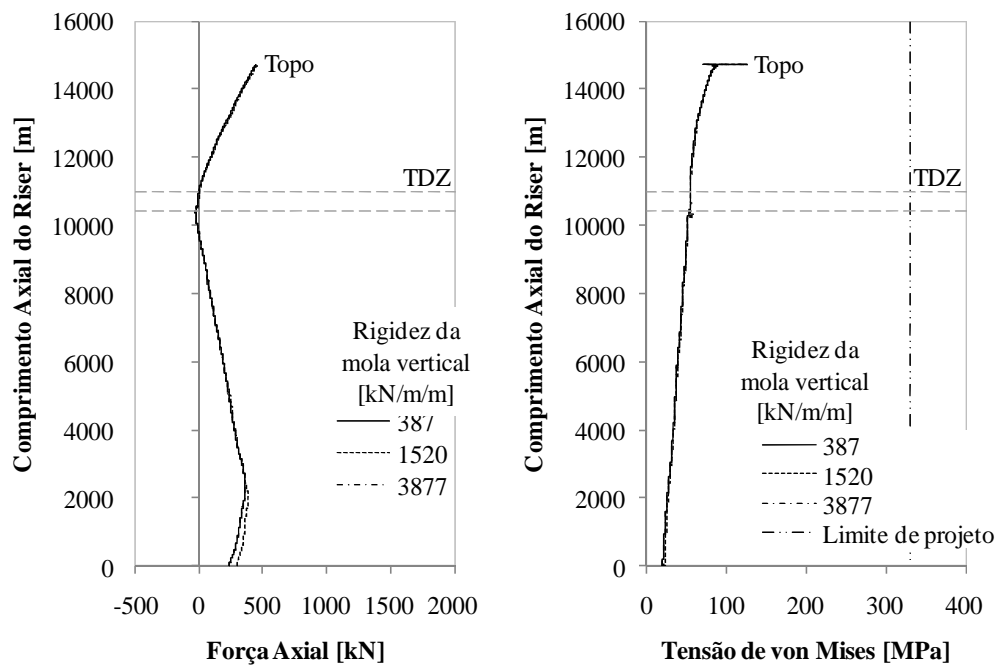


Figura 4.12 – Gráfico das envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises, variando a rigidez da mola vertical do solo para a *riser* RSW

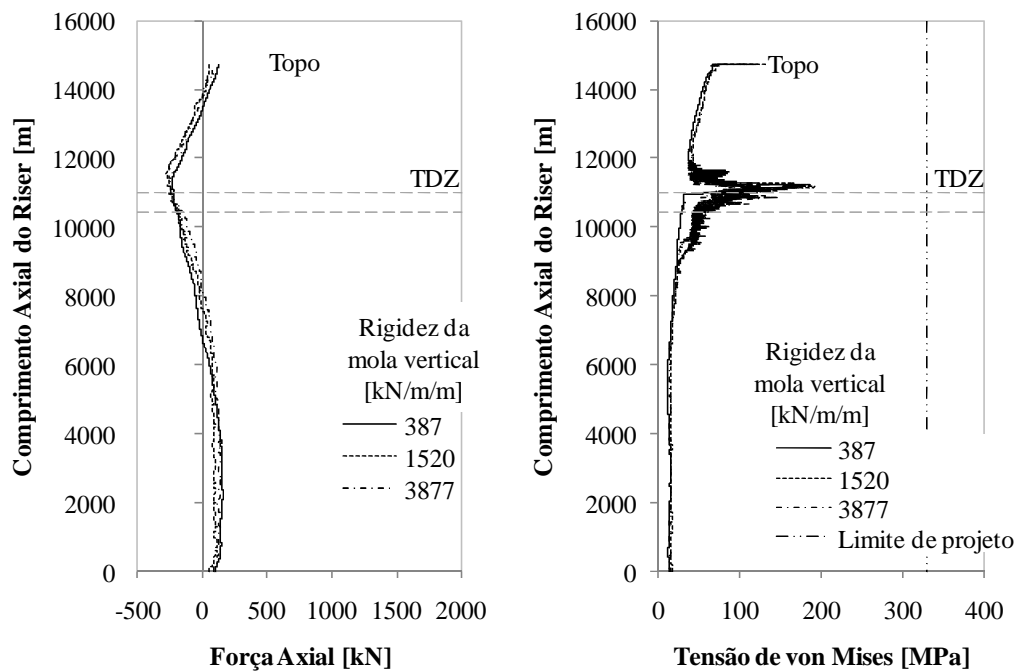


Figura 4.13 – Gráfico das envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises, variando a rigidez da mola vertical do solo para o *riser* RNE

Para o *riser* RSW, a diferença entre os valores máximo e mínimo encontrados para a força axial na TDZ é menor que 0,5% em relação ao valor máximo (~100N) e também menor que 0,5% na região do topo (~6kN). Em termos de tensão de von Mises na região do topo, a diferença é inferior a 1% do valor máximo (~0,7MPa) e cerca de 6% de diferença para a região da TDZ (~3MPa). Já para o *riser* RNE, a diferença encontrada para os valores de máximo e mínimo é maior. Para a força axial na TDZ, a diferença encontrada é de cerca de 12% (~28 kN) e também cerca de 12 % de diferença para a região do top (~70kN). Para a tensão de von Mises na TDZ, a diferença é cerca de 48% do valor máximo (~70MPa) e 9% de diferença para a região do topo (~10MPa).

Tabela 4.11 – Valores de numéricos obtidos de tensão de von Mises e força axial, variando a rigidez vertical da mola do solo

k = 387 [kN/m/m]					
		RSW		RNE	
		Topo	TDZ	Topo	TDZ
Força Axial [kN]	máx	1320,7	863,2	1024,8	512,8
	min	439,8	-30,2	123,8	-222,4
Tensão de von Mises [MPa]	máx	126,3	55,7	119,7	78,0
	min	36,6	1,2	28,0	1,1
k = 1520 [kN/m/m]					
		RSW		RNE	
		Topo	TDZ	Topo	TDZ
Força Axial [kN]	máx	1326,4	872,8	1099,6	562,5
	min	451,5	-30,3	50,6	-251,0
Tensão de von Mises [MPa]	máx	125,7	56,2	130,7	121,5
	min	36,0	1,2	27,0	1,1
k = 3788 [kN/m/m]					
		RSW		RNE	
		Topo	TDZ	Topo	TDZ
Força Axial [kN]	máx	1323,1	864,1	1079,4	582,4
	min	439,0	-30,2	74,5	-242,2
Tensão de von Mises [MPa]	máx	126,4	59,2	120,9	148,4
	min	36,6	1,20	26,4	1,2

Como era de esperar, é possível observar que a rigidez do solo vertical apresenta maior influência nas situações em que o *riser* opera em uma configuração mais de *near*, ou seja, em outras palavras, o *riser* tenta penetrar no solo. Já para a condição de *far*, a variação da rigidez vertical do solo pouco influencia na resposta tanto para força axial quanto para tensão de von Mises. O *riser* na condição de *far* tende a levantar, ou seja, o *riser* tende a deixar de ter contato com o solo. Pode-se observar essa tendência de levantamento do *riser*, avaliando a tração no seu topo. A diferença entre as trações no topo do *riser*, considerando um *riser* em *near* e outro em *far*, é de cerca de 250kN de diferença, sendo que para a condição de carregamento em ambos os *risers*, grande parte dessa diferença é devido ao aumento do comprimento suspenso do *riser*.

4.4 Material B

A seguir, são apresentados os resultados considerando o *riser* composto pelo material B. As análises são conduzidas de forma análoga aos procedimentos apresentados na seção 0.

4.4.1 Análise estática

A Tabela 4.12 apresenta os valores de máxima tração no topo. Para esse critério, a direção de correnteza crítica é a direção Nordeste, considerando que a direção de azimute do *riser* é a Sudoeste. Os valores de força axial na TDZ para cada direção de azimute do *riser*, variando a direção do carregamento, são apresentados na Tabela 4.13, em que o menor valor estático encontrado é para o *riser* de azimute Nordeste sob a ação da correnteza de direção Nordeste.

Tabela 4.12 – Valores de tração no topo de cada *riser* para cada condição de carregamento

<i>Riser</i>	Força Axial no Topo do <i>Riser</i> (kN)							
	Direção da Correnteza							
	E	NE	N	NW	SE	S	SW	W
RSW	2317,1	2378,1	2292,9	2126,1	2091,0	2085,4	2085,4	2043,1
RNE	1990,0	1974,9	2000,5	2074,2	2088,1	2212,1	2276,7	2085,2
RN	2053,3	1994,2	1977,7	1998,0	2249,5	2270,9	2183,3	2057,2
RE	1985,6	2022,3	2075,0	2266,9	2021,2	2099,8	2260,8	2348,2
RSE	2040,6	2136,3	2264,1	2373,9	1996,5	2044,0	2148,5	2313,3
RS	2164,2	2307,5	2367,8	2300,1	2021,2	2021,0	2052,4	2153,2
RW	2358,4	2261,6	2123,0	2018,6	2249,5	2083,9	2018,9	1992,4
RNW	2221,5	2085,4	2019,3	1975,7	2324,1	2199,6	2059,6	1992,4

Tabela 4.13 – Valores de força axial na TDZ de cada *riser* para cada condição de carregamento

<i>Riser</i>	Força Axial na TDZ do <i>Riser</i> (kN)							
	Direção da Correnteza							
	E	NE	N	NW	SE	S	SW	W
RSW	655,0	655,4	654,8	653,4	653,1	596,9	569,2	623,6
RNE	506,5	479,2	535,6	652,7	653,1	654,1	654,6	654,1
RN	636,4	521,5	483,3	530,9	654,4	654,5	653,8	638,6
RE	507,6	581,8	652,8	654,5	574,8	653,1	654,5	655,2
RSE	512,2	590,3	591,8	593,5	401,8	511,7	591,7	593,2
RS	653,7	655,0	655,4	654,9	574,8	561,5	633,3	653,6
RW	655,3	654,5	653,3	574,7	654,4	652,3	567,7	521,5
RNW	654,1	650,3	576,1	478,5	655,0	654,0	639,0	508,8

4.4.2 Análise dinâmica

A partir dos resultados estáticos acima apresentados, dois azimutes dos *risers* serão analisados dinamicamente, que são os de azimutes Nordeste e Sudoeste. Os resultados são apresentados na Tabelas 4.7 até a 4.10. Para ambos *os risers*, o caso crítico observado é sob a condição de correnteza Nordeste e onda Sudoeste.

O *riser* composto pelo material B não apresentou compressão na TDZ, conforme apresentadas nas Tabelas 4.16 e 4.17. De forma similar ao apresentado para o material A, a contribuição dinâmica é bastante significativa, diminuindo principalmente a força axial na região do TDP e aumentando a tração no topo do sistema.

Tabela 4.14 – Valores dinâmicos de força axial no topo para o *riser* RSW

Correnteza	Onda	Estático (kN)	Dinâmico (kN)
E	W	2201,2	2223,0
N	S	2292,9	2597,2
NE	SW	2378,1	2824,6
NW	SE	2126,1	2257,9
S	N	2085,4	2149,7
SE	NW	2091,0	2109,4
SW	NE	2085,4	2228,6
W	E	2043,1	2047,7

Tabela 4.15 – Valores dinâmicos de força axial no topo para o *riser* RNE

Correnteza	Onda	Estático (kN)	Dinâmico (kN)
E	W	1990,0	2000,7
N	S	2000,5	2219,2
NE	SW	1974,9	2341,1
NW	SE	2074,2	2233,9
S	N	2212,1	2260,1
SE	NW	2088,1	2211,2
SW	NE	2276,7	2347,9
W	E	2085,2	2197,0

Tabela 4.16 – Valores dinâmicos de força axial na TDZ para o *riser* RSW

Correnteza	Onda	Estático (kN)	Dinâmico (kN)
E	W	655,0	625,3
N	S	654,8	603,0
NE	SW	655,4	596,0
NW	SE	653,4	609,6
S	N	596,9	620,8
SE	NW	653,1	625,0
SW	NE	569,2	496,3
W	E	623,6	623,3

Tabela 4.17 – Valores dinâmicos de força axial na TDZ para o *riser* RNE

Correnteza	Onda	Estático (kN)	Dinâmico (kN)
E	W	506,5	469,8
N	S	535,6	150,8
NE	SW	479,2	107,1
NW	SE	652,7	509,6
S	N	654,1	521,2
SE	NW	653,1	521,3
SW	NE	654,6	518,0
W	E	654,1	521,5

4.4.3 Análise paramétrica

A seguir, é apresentado o resultado da análise paramétrica. Observa-se que as variações nos coeficientes de atrito exercem pouca influência na força axial no topo. Pode-se observar que a mesma tendência observada para o material A é obtida para o material B. Quanto maior são os coeficientes de atrito, menor é a força axial na TDZ. Há compressão na TDZ para o *riser* RNE, considerando o coeficiente de atrito axial superior a 0,2. Para o *riser* RSW, é possível observar que não há compressão na TDZ.

A variação do atrito lateral, para essa condição de carregamento ambiental crítica escolhida, não influencia na resposta da força axial, devido ao fato de que o azimute do *riser* e a direção do carregamento estão alinhados. Ou seja, o *riser* não tende a se deslocar lateralmente com a condição ambiental escolhida.

Os gráficos das Figuras 4.14 e 4.15 representam a força axial, variando-se também os coeficientes de atrito. Como era esperada, a tração no topo do *riser* com material B é cerca de duas vezes maior que o *riser* composto pelo material A. Isso ocorre, pois os comprimentos suspensos para a mesma condição ambiental pouco variam (cerca de 50 m de diferença). Então a diferença da tração é devido à diferença da massa específica de cada material, ou seja, como a diferença em peso é cerca de duas vezes, a diferença em tração também será de duas vezes.

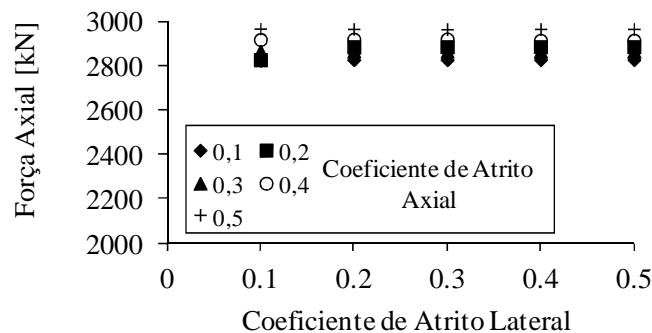


Figura 4.14 – Gráfico da força axial no topo, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RSW

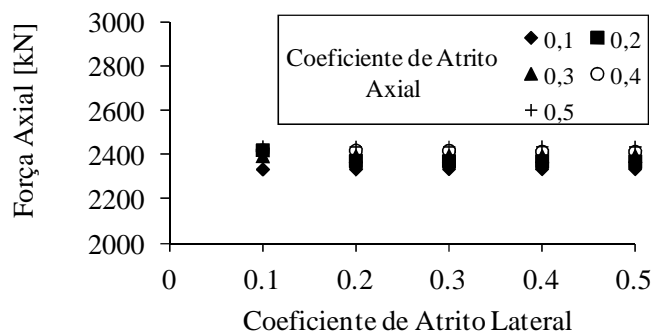


Figura 4.15 – Gráfico da força axial no topo, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RNE.

A força axial na região do TDP é apresentada nas Figuras 4.16 e 4.17. A ordenada representa o coeficiente de atrito axial; a abscissa, o coeficiente de atrito lateral; e a barra de cores, a menor força axial obtida na região da TDZ. Nesse caso, o *riser* RSW não apresenta compressão. Tal fato não vale para o *riser* RNE, pois apenas para coeficientes de atrito axial inferiores a 0,2, o *riser* não apresenta compressão na TDZ.

Os gráficos das Figuras 4.18 e 4.19 representam a tensão de von Mises. Observa-se que todos os casos analisados atendem ao critério de projeto para a região da TDZ, que é 80% do limite de escoamento do material ($\sigma = 414$ MPa), ou seja, o limite de projeto é de 331 MPa. No topo do *riser* RSW, em alguns casos, a tensão de von Mises é superior ao limite de projeto. Valores elevados de tensão de von Mises no topo do *riser* são causados principalmente devido à contribuição da tração.

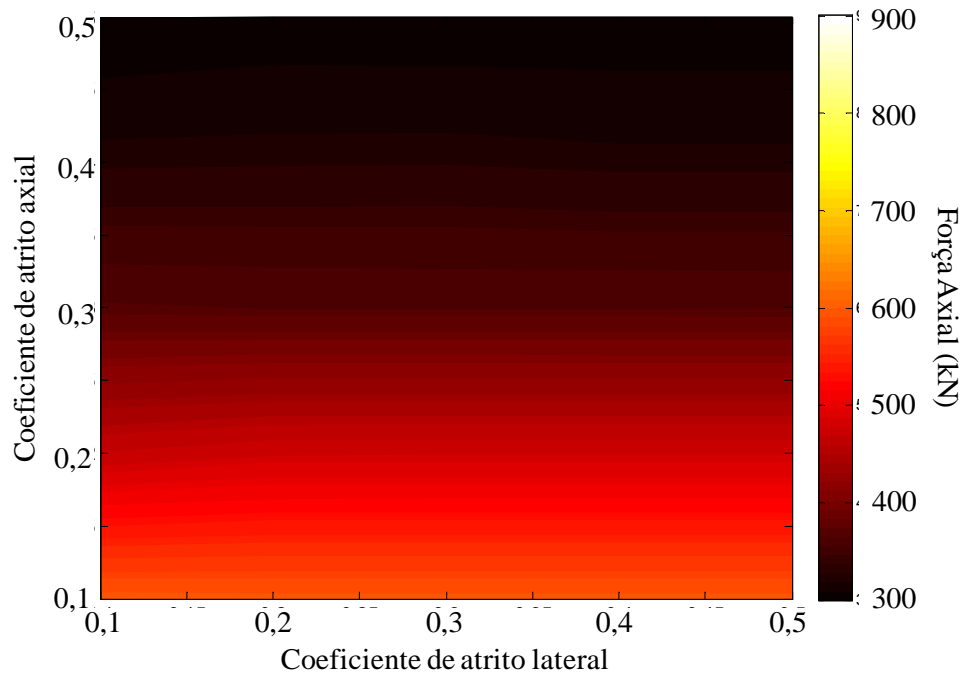


Figura 4.16 – Gráfico da força axial na TDZ, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RSW

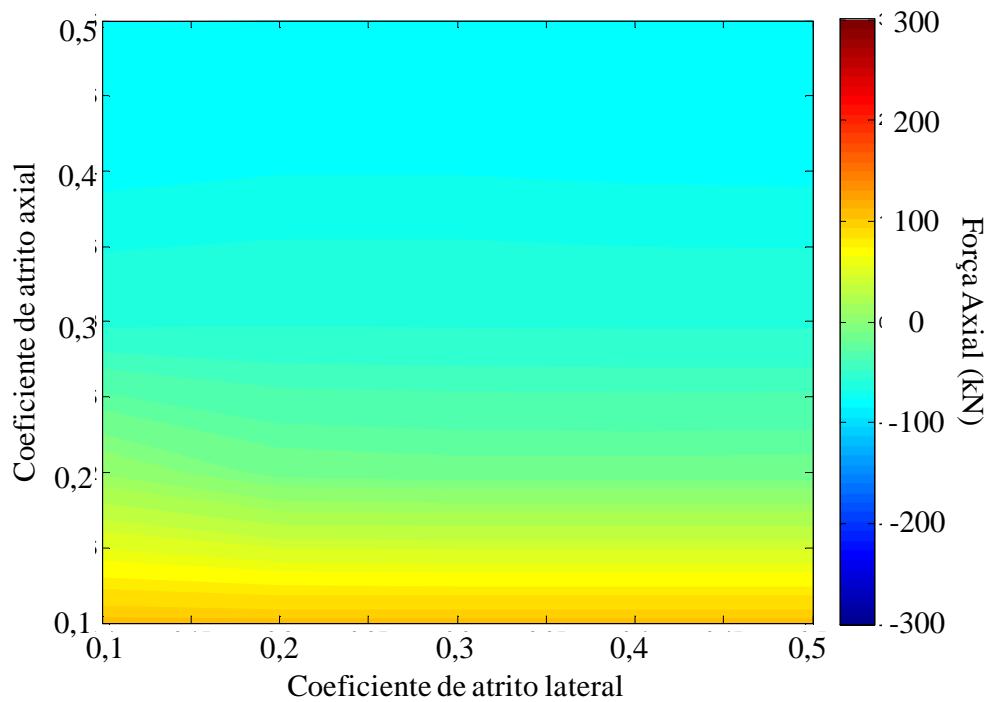


Figura 4.17 – Gráfico da força axial na TDZ, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RSW

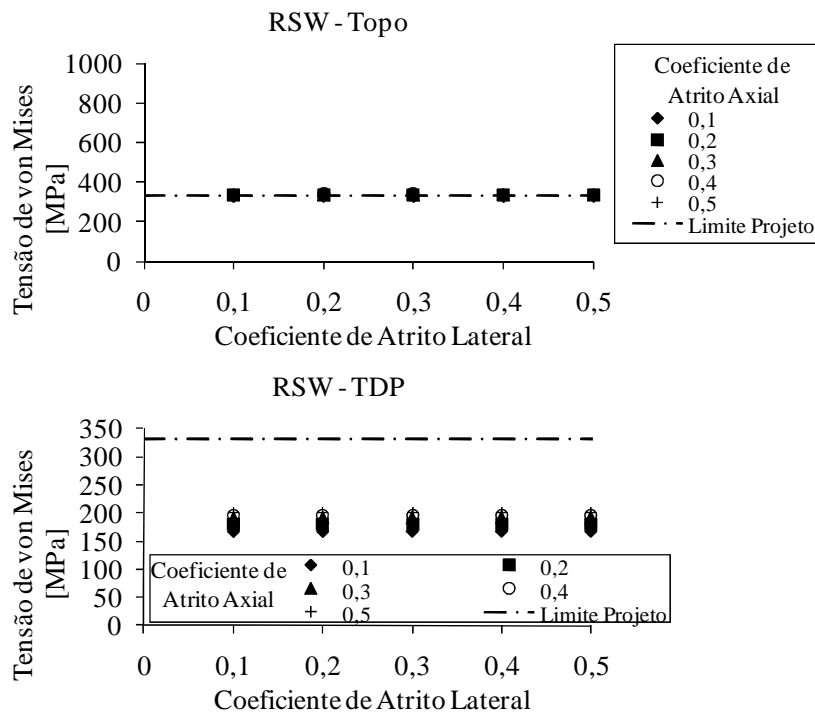


Figura 4.18 – Gráfico da tensão de von Mises nas regiões do topo e TDP, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RSW

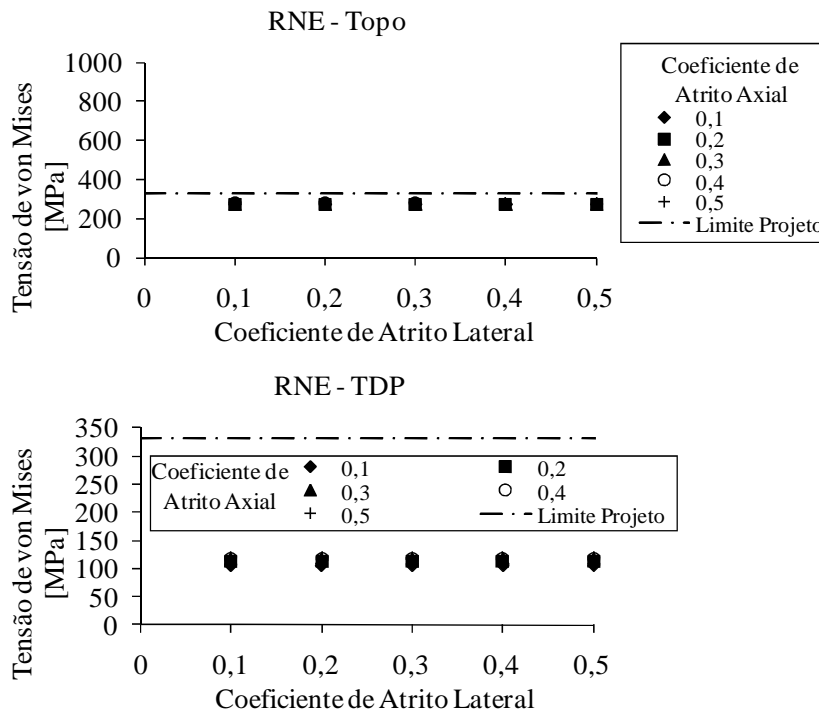


Figura 4.19 – Gráfico da tensão de von Mises nas regiões do topo e TDP, variando os coeficientes de atrito para o *riser* RNE

A seguir, serão apresentados os resultados variando a rigidez da mola vertical do solo. Nessa análise paramétrica, consideraram-se os coeficientes de atritos lateral e axial constantes, cujo valor é igual a 0,5. Os resultados são apresentados na forma de envoltória de mínima força axial, para avaliar a compressão na TDZ e máxima tensão de von Mises. A Figura 4.20 representa a força axial; e a 4.21, a tensão de von Mises. A ordenada dos gráficos representa o comprimento axial do *riser*; e a abscissa, a força axial e tensão de von Mises, respectivamente. A Tabela 4.18 apresenta os valores numéricos máximo e mínimo de força axial e tensão de von Mises.

Variando a rigidez vertical mola do solo, observou-se que as constantes 387 e 1520 kN/m/m não apresentaram diferenças significativas, porém a constante 3877 kN/m/m apresentou um comportamento totalmente diferente. Nesse caso analisado, quanto maior a constante da mola, menor foi a magnitude da compressão e tensão de Von Mises na TDZ, conforme observado nas envoltórias apresentadas nas Figuras 4.20 e 4.21 e na Tabela 4.18.

Como era de esperar, o comportamento do *riser* composto pelo material B é análogo ao encontrado para o *riser* composto pelo material A. A rigidez do solo vertical apresenta maior influência nas situações em que o *riser* opera em *near* e, para a condição de *far*, a variação da rigidez vertical do solo pouco influenciou na resposta do *riser*.

A diferença entre as trações no topo do *riser*, considerando um *riser* em *near* (RNE) e outro em *far*, é de cerca de 550kN de diferença. Essa diferença em termo de comprimento de *riser* a mais equivale a cerca de 7 metros de *riser* suspenso a mais.

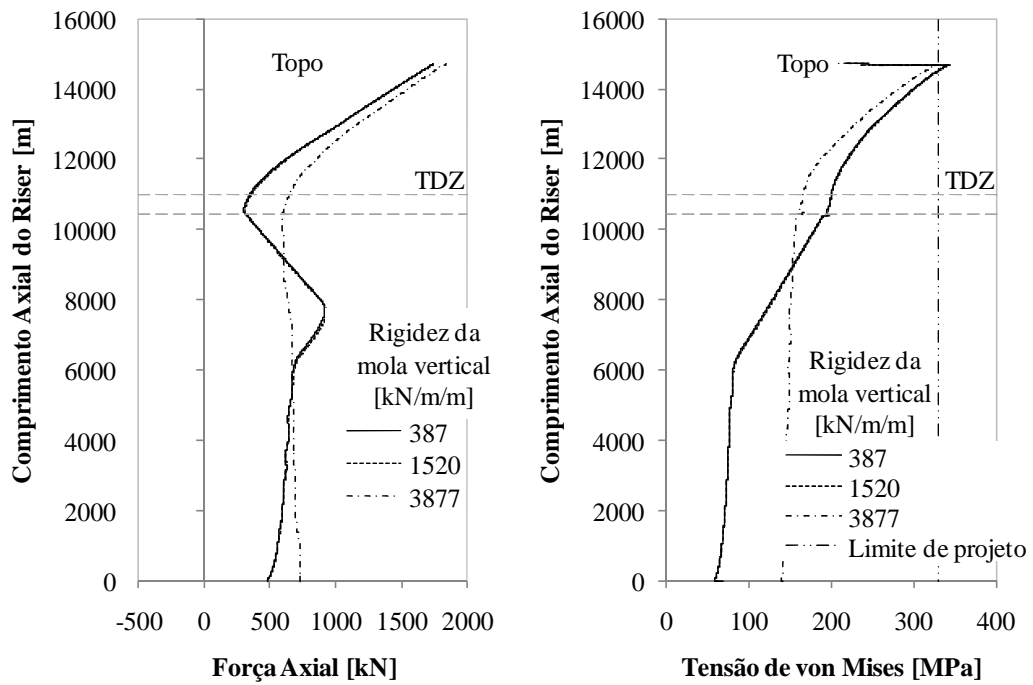


Figura 4.20 – Gráfico das envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises, variando a rigidez da mola vertical do solo para a *riser* RSW

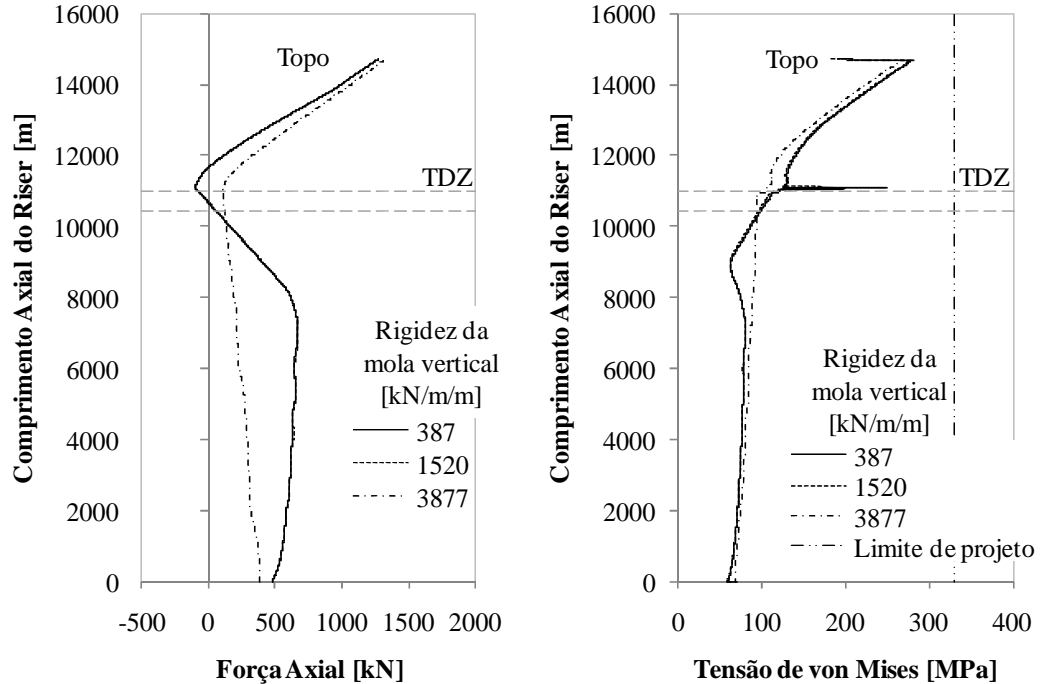


Figura 4.21 – Gráfico das envoltórias de mínima força axial e máxima tensão de von Mises, variando a rigidez da mola vertical do solo para o *riser* RNE

Tabela 4.18 – Valores de numéricos obtidos de tensão de von Mises e força axial, variando a rigidez vertical da mola do solo

k = 387 [kN/m/m]					
		RSW		RNE	
		Topo	TDZ	Topo	TDZ
Força Axial [kN]	máx	2955,5	1688,5	2447,5	985,4
	min	1732,9	298,1	1265,0	-79,5
Tensão de von Mises [MPa]	máx	342,9	199,9	281,5	121,3
	min	148,6	34,4	111,1	1,6
k = 1520 [kN/m/m]					
		RSW		RNE	
		Topo	TDZ	Topo	TDZ
Força Axial [kN]	máx	2964,3	1692,7	2436,9	971,3
	min	1736,8	304,0	1264,1	-73,9
Tensão de von Mises [MPa]	máx	343,9	200,2	280,3	119,8
	min	147,6	35,1	113,2	1,6
k = 3788 [kN/m/m]					
		RSW		RNE	
		Topo	TDZ	Topo	TDZ
Força Axial [kN]	máx	2824,6	1386,4	2341,0	827,0
	min	1827,4	596,0	1319,8	107,1
Tensão de von Mises [MPa]	máx	328,8	172,6	269,9	104,7
	min	154,3	67,9	118,9	12,4

5 CONCLUSÕES

O presente trabalho apresentou algumas análises paramétricas utilizadas para projetar um sistema de *riser* de produção de petróleo. As análises foram conduzidas com foco em sistemas de *riser* em catenária livre para produção em águas ultraprofundas e, principalmente, para cenários encontrados nos campos do pré-sal encontrados na Bacia de Santos.

No *riser* em catenária livre, as regiões do topo e da TDZ são os pontos críticos. Na região do topo, a utilização de um material mais leve contribui para a redução da tração nesse local, isso porque todo o comprimento suspenso é suportado pela conexão entre a embarcação e o *riser* no topo.

Já na região da TDZ, o material mais leve apresenta maiores níveis de compressão, devido ao fato de por ser mais leve a configuração tende a se mover mais com os carregamentos ambientais. Observa-se que os movimentos da embarcação são transmitidos de forma bastante severa até a região da TDZ, fazendo com que haja compressão nesse local, o que não é aceitável para o projeto do *riser*. Isso porque o *riser* pode flambar, ou seja, a compressão pode causar uma falha estrutural no *riser*, fazendo com que o óleo ou qualquer outro fluido que esteja escoando dentro dele vaze.

Apesar das diferenças do material entre as duas configurações analisadas, ou seja, um material cerca de 1,5 vezes mais pesado que outro, ambas as configurações apresentaram o mesmo

comportamento. Em ambos os casos, há, dependendo da condição ambiental, compressão na região da TDZ.

Observou-se que os parâmetros do solo exercem influência na resposta do *riser*, principalmente os parâmetros de atrito axial e rigidez de mola vertical. Modificando esses parâmetros, foi possível diminuir ou até mesmo eliminar a compressão na TDZ, a qual deve ser evitada, pois a compressão do *riser* pode causar a sua flambagem. Em alguns casos, a variação encontrada foi de até 50% de diferença em relação ao valor máximo.

A interação entre o solo e o *riser* tem mostrado que exerce grande influência na resposta do *riser*. Os grandes desafios encontrados para essa análise da interação solo-*riser* são: primeiro, a determinação exata dos parâmetros do solo e como correlacionar as informações obtidas com os modelos numéricos; e segundo, em geral, os modelos computacionais não consideram todos os efeitos envolvidos nos cálculos, tais como os efeitos de formação de trincheiras e efeitos de sucção.

Como trabalho futuro, é importante o desenvolvimento de rotinas computacionais que modelem de maneira adequada os fenômenos envolvidos na dinâmica do *riser*, tais como os efeitos da sucção e da formação de trincheiras. Com esse desenvolvimento, as simulações numéricas se aproximarão mais da realidade, facilitando a vida dos projetistas e reduzindo o conservadorismo das análises.

Referências Bibliográficas

- Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis. Produção Nacional de Petróleo e LGN (metros cúbicos). Disponível em: <<http://www.anp.gov.br>>. Acesso em: 8 jun.2011.
- API RP 2RD, *Recommended Practice for Design of Risers for Floating Production Systems and Tension-Leg Platforms*, 1998.
- Aubeny, C. P., Biscontin, G. Seafloor-Riser Interaction Model. *International Journal of Geomechanics*, v. 9, n. 3, p.133-141, 2009.
- Bai, Y. *Pipelines and Risers*. Londres: Elsevier Ocean Engineering Book Series, 2001. 498 p. V. 3.
- Barros, P. L. A., Pavanello, R., Mesquita, E., Morooka, C. K. SCR-Seafloor Interaction Modeling with Winkler, Pasternak and Kerr Beam-on-elastic-foundation Theories. In: 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Honolulu, Hawaii, USA, 2009. *Proceedings...* OMAE2009-79459.
- Blevins, R. D. *Flow-Induced Vibration*. 2 ed., New York: Van Nostrand & Reinhold Company. 1977.
- Bordalo, S. N., Morooka, C. K., Cavalcante, C. C. P., Matt, C. G. C., Franciss, R. Whipping Phenomenon caused by the internal flow momentum on the catenary risers of offshore petroleum fields. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 27th, Estoril, Portugal, 2008. *Proceedings...*
- Bridge, C., Howells, H., Toy, N., Parke, G., Woods, R. Full Scale Model Tests of a Steel Catenary Riser. In: Second International Conference on Fluid Structure Interaction, Cadiz, Espanha, 2003. *Proceedings...*
- Bridge, C., Laver, K., Clukey, E., Evans, T. Steel Catenary Riser Touchdown Point Vertical Interaction Models. In: 2004 Offshore Technology Conference, Houston, Texas, EUA, 2004. *Proceedings...* OTC 16628.
- Cavalcante, C. C. P., Bordalo, S. N., Morooka, C. K., Matt, C. G. C., Franciss, R. Influência do Escoamento Interno no Movimento de Oscilação de um Riser Rígido em Catenária. In: Congresso Brasileiro de P&D e Gás, 4º, Campinas, SP, Brasil. 2007. *Proceeding...* 4º PDPetro.
- Carter, E. M.; Ronalds, B. F. Deepwater Riser Technology. In: SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition, Perth, Australia, 1998. *Proceedings...* SPE50140.

- Chakrabarti, S.K. *Hydrodynamics of Offshore Structures*. Londres: Computational Mechanics Publication, 1987. 440 p.
- DNV OS F201, *Dynamic Risers*. 2001.
- DNV RP F105. *Free Spanning Pipeline*. 2002.
- Dunlap, W. A., Bhoanala, R. P., Morris, D. V. Burial of vertically loaded offshore pipelines. In: 1990 Offshore Technology Conference (OTC), Houston, Texas, EUA, 1990. *Proceedings...* OTC6375.
- Foyt, E., Griffin, C., Campbell, M., Wang, H. H., Kan, W. C. Weight Optimized SCR – Enabling Technology for Turret Moored FPSO Developments. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 26, San Diego, California, EUA, 2007. *Proceedings...* OMAE2007-29049
- Giertsen, E., Verley, R.; Schroder, K. Carissima A Catenary Riser/Soil Interaction Model for Global Riser Analysis. In: 23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vancouver, British Columbia, Canada, 2004. *Proceedings...* OMAE2004-51345.
- Gonzalez, E. C.; Mourelle, M. M.; Mauricio, J.; Lima, T. G.; Moreira, C. C. Steel Catenary Riser Design and Analysis for Roncador Field Development. In: Offshore Technology Conference (OTC), Houston, Texas, EUA, 2005. *Proceedings...* OTC17670.
- Karunakaran, D.; Meling, T. S.; Kristoffersen, S.; Lund, K. M. Weight-optimized SCRs for Deepwater Harsh Environments. In: 2005 Offshore Technology Conference, Houston, Texas, EUA, 2005. *Proceedings...*
- Kubota, H. Y. *Comportamento Dinâmico de um “Riser” Rígido de Produção*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica/Instituto de Geociências, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 108 p. Dissertação (Mestrado).
- Kubota, H. Y.; Suzuki, H.; Morooka, C. K. Evaluation of a Top Tensioned Riser Model for Experiments. In: International Congresso f Mechanical Engineering (COBEM), 18, Ouro Preto, MG, Brasil, 2005. *Proceedings...* COBEM2005
- Leira, B. J.; Passano, E.; Karunakaran, D.; Farnes, K.; Giertsen, E. Analysis Guidelines and Application of a Riser-Soil Interaction Model Including Trench Effects. In: 23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vancouver, British Columbia, Canada, 2004. *Proceedings...* OMAE2004-51527.
- Martins, F. M.; Vieira, S. C.; Morooka, C. K.; Costa, C. G.; Franciss, R. Estudo do Comportamento Dinâmico “In Line” e Transversal de “Riser” Rígido de Produção. In: Congresso Brasileiro de P&D e Gás, 2º, Rio de Janeiro, 2003. *Proceedings...* 2º PDPetro

- Mekha, B. B. New Frontiers in the Design of Steel Catenary Risers for Floating Production Systems. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Rio de Janeiro, Brasil. *Proceedings...* OMAE OFT 1200.
- Moe, G.; Chucheesakul, S. The Effect of Internal Flow on Marine Risers. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 7, Houston, Texas, EUA. 1988. *Proceedings...* p. 375-382.
- Morooka, C. K.; Suzuki, M. J. H.; Tsukada, R. I. Vortex Induced Vibration in a Riser System and Fatigue Service Life. In: International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures, 11, Rio de Janeiro, Brasil, 2010.
- Mourelle, M. M. ; Gonzalez, E. C. ; Jacob, B. P. Anflex – Computational System for Flexible and Rigid Riser Analysis. In: International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1995. *Proceedings...*
- Nakhaee, A.; Zhang, J. Trenching effects on dynamic behavior of a steel catenary riser. *Ocean Engineering.*, v. 37, p. 277-288, 2010.
- Pereira, P. S. D.; Morooka, C. K.; Shiguemoto, D. A.; Coelho, F. M. Análise da Sistemática de Projeto para um Riser Híbrido de Uso em Águas Ultraprofundas. In: Rio Oil&Gas Expo and Conference 2006, Rio de Janeiro, Brasil, 2006. *Proceedings...*
- Pereira, P. S. D.; Morooka, C. K.; Valdivia, P. G.; Suzuki, M. J. H. Design and Analysis of Steel Catenary Risers for Ultra Deep Water Application. In: Rio Pipeline Conference & Exposition, Rio de Janeiro, Brasil, 2007. *Proceedings...* IBP1285_07.
- Pesce, C. P.; Aranha, J. A. P.; Martins, C. A.; Ricardo, O. G. S.; Silva, S. Dynamic Curvature in Catenary Risers at the Touch Down Point: An Experimental Study and the Analytical Boundary-Layer Solution, In: International Journal Offshore and Polar Engineering Conference, Honolulu, EUA, 1997. *Proceedings...*
- Pesce. C. P.; Aranha, J. A. P. ; Martins, C. A. The Soil Rigidity Effect in the Touchdown Boundary-Layer of a Catenary Riser: Static Problem. In: 8th International Offshore and Polar Engineering Conference, Montreal, Canada, 1998. *Proceedings...*
- Phifer, E. H.; Kopp, F.; Swanson, R. C.; Allen, D. W.; Langner, C. G. Design and Installation of Auger Steel Catenary Risers. In: 1994 Offshore Technology Conference, Houston, Texas, EUA, 1994. *Proceedings...* OTC 7620.
- Oliphant, J.; Maconochie, A.; White, D.; Bolton, M. Trench Interaction Forces during Lateral SCR Movement in Deepwater Clays. In: 2009 Offshore Technology Conference, Houston, Texas, EUA, 2009. *Proceedings...* OTC 19944.
- Orcina. *Orcaflex Manual version 9.5a*. 2011.

- Sarpkaya, T.; Isaacson, M. *Mechanics of Wave Forces on Offshore Structures*. New York: Van Nostrand & Reinhold Company, 1981.
- Sertã, O. B.; Longo, C. E. V.; Roveri, F. E. Riser System for Deep and Ultra-Deepwaters. In: 2001 Offshore Technology Conference, Houston, Texas, EUA, 2001. *Proceedings...* OTC 13185.
- Seyed, F. B.; Patel, M. H. Mathematics of Flexible Risers Including Pressure and Internal Flow Effects. *Marine Structures*, v. 5, n. 29, p. 121-150, 1992.
- Suzuki, M. J. H.; Bordalo, S. N.; Morooka, C. K.; Matt, C. G. C.; Franciss, R. Estudo de Modelo Numérico para a Influência do Escoamento Interno no Comportamento Dinâmico de um Riser em Catenária. In: Congresso Brasileiro de Pesquisa e Desenvolvimento em Petróleo e Gás, 5º, Fortaleza, CE, Brasil, 2009a. *Proceedings...*
- Suzuki, M. J. H.; Morooka, C. K.; Pereira, P. S. D. Comparative Design and Analysis for Catenary Rigid Risers for Ultra Deep Water Application. In: International Congresso of Mechanical Engineering, 20, Gramado, RS, Brasil, 2009b. *Proceedings...*
- Thethi, R.; Moros, T. Soil interaction effects on simple catenary riser response. In: Deepwater Pipeline & Riser Technology Conference, Houston, Texas, EUA. 2001. *Proceedings...*
- Valdivia, P. G.; Morooka, C. K.; Bordalo, S. N.; Matt, C. G. C.; Franciss, R. Resposta Dinâmica de um Riser Rígido em Catenária devido à Excitação Induzida pelo Escoamento Interno. In: Congresso Brasileiro de P&D e Gás, 4º, Campinas, SP, Brasil. 2007. *Proceeding...* 4º PDPetro.
- Valdivia, P. G. *Estudo Experimental e Numérico da Dinâmica de Movimento de Riser em Catenária com Escoamento Interno*. Pós-graduação Interunidades do Programa Ciência de Engenharia de Petróleo. Universidade Estadual de Campinas. Dissertação de Mestrado, 98p. 2007.
- Wang, L.; Hansen, V.; Katla, E. Independent Verification of Deepwater SCR Design. In: 2005 Offshore Technology Conference, Houston, Texas, EUA, 2005. *Proceeding...* OTC17244
- Willis, N. R. T.; Thethi, K. S. Stride JIP: Steel Risers in Deepwater Environments – Progress Summary. In: 2001 Offshore Technology Conference, Houston, Texas, EUA, 2001. *Proceedings...* OTC 10974.
- Willis, N. R. T.; West, P. T. J. Interaction between Deepwater Catenary Risers and a Soft Seabed: Large Scale Sea Trials. In: 2001 Offshore Technology Conference, Houston, Texas, EUA, 2001. *Proceedings...* OTC 13113.

Apêndice A – Equação da Catenária

A equação da catenária livre (Equação 2.1) foi desenvolvida para encontrar o formato do comprimento suspenso de um cabo/*riser* de massa uniforme. Assume-se que não há ação de carregamento externo agindo sobre ele (correnteza, onda, offset), e o cabo não possui rigidez à flexão que, no caso de SCRs, deverá ser considerado, uma vez que possui alta relação de aspecto (relação entre o comprimento e diâmetro). Pesce *et al.* (1997) afirmaram que a rigidez à flexão desempenha um papel menor na dinâmica global, uma vez que *risers* em catenária são dominados pela rigidez geométrica. A equação da catenária só é aplicável entre o ponto de interface do *riser* à embarcação e o TDP.

$$a \frac{d^2z}{dx^2} = \left[1 + \left(\frac{dz}{dx} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (2.1)$$

A Equação da Catenária pode ser rearranjada, conforme apresentada na Equação 2.2, que calcula a posição vertical acima do ponto de contato com o solo em função da posição horizontal em relação ao mesmo ponto de contato, da tração horizontal no TDP e da massa submersa por unidade de comprimento. A Figura 2.4 apresenta um esquema de uma catenária.

$$z = \frac{H}{m_s g} \left[\cosh \left(\frac{m_s g x}{H} \right) - 1 \right] \quad (2.2)$$

Uma segunda equação pode ser derivada para descrever a relação entre a tração em um ponto da catenária e a massa submersa por unidade de comprimento, posição vertical acima do TDP, conforme apresenta a Equação 2.3.

$$T = H + m_s g y \quad (2.3)$$

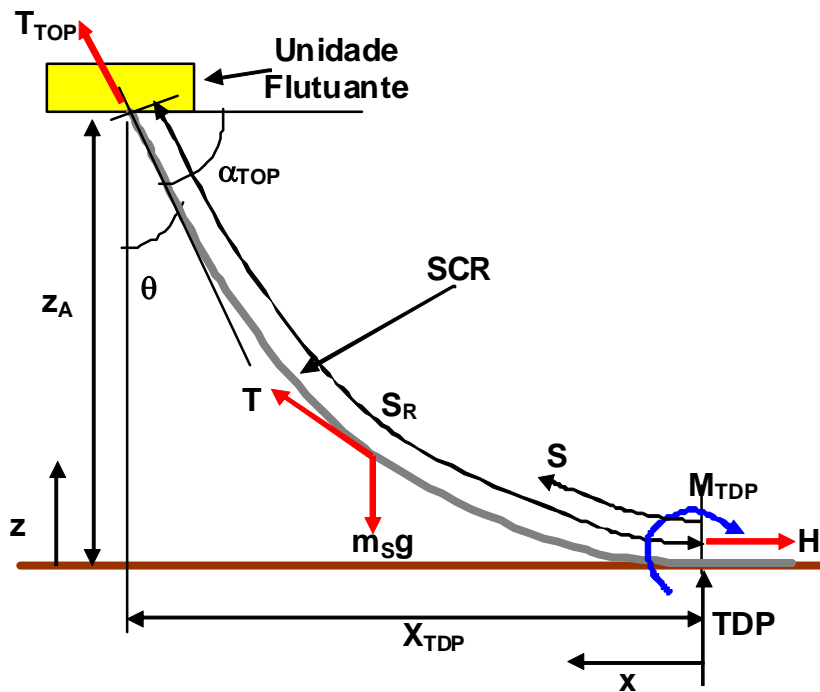


Figura A.1 – Esquema dos componentes que constituem um sistema de *riser*

Em que:

θ	Ângulo de topo (ângulo entre o eixo vertical e a direção axial da catenária).
α	Ângulo entre a catenária e o eixo horizontal.
α_{TOP}	Ângulo entre o eixo horizontal e a direção axial da catenária.
z	Distância vertical de um ponto qualquer da catenária a partir do leito marinho (fundo).
z_A	Distância vertical entre a conexão do <i>riser</i> com o topo e o leito marinho.
x	Distância horizontal de um ponto qualquer da catenária a partir do TDP.
x_{TDP}	Distância horizontal entre a projeção horizontal da posição da conexão do <i>riser</i> com a embarcação e o TDP.
S_R	Comprimento axial do <i>riser</i> a partir do TDP até a conexão com a embarcação.
S	Comprimento axial do <i>riser</i> a partir do TDP até um ponto qualquer no <i>riser</i> .
m_s	Massa submersa por unidade de comprimento.
g	Aceleração da gravidade.
T	Tração em um ponto ao longo do <i>riser</i> .
T_{TOP}	Tração no topo.
H	Força horizontal no <i>riser</i> no TDP.
M_{TDP}	Momento fletor no TDP.

A partir das Equações 2.2 e 2.3, é possível rearranjar uma série de equações listadas abaixo (Equações 2.4 a 2.6), que descrevem as extremidades do sistema, caso sejam conhecidos os valores de ângulo de topo e distância vertical entre a conexão e o fundo.

$$\alpha_{TOP} = 90 - \theta \quad (2.4)$$

$$x_{TDP} = z_A \frac{\operatorname{arcsinh}[\tan \alpha_{TOP}]}{\cosh(\operatorname{arcsinh}[\tan \alpha_{TOP}]) - 1} \quad (2.5)$$

$$S_R = z_A \frac{\tan \alpha_{TOP}}{\operatorname{coah}(\operatorname{arcsinh}[\tan \alpha_{TOP}]) - 1} \quad (2.6)$$

Uma vez que as dimensões do SCR são determinadas, a tração e o momento fletor ao longo do comprimento do *riser* podem ser determinados também. A tração ao longo do comprimento do *riser* pode ser calculada, usando a Equação 2.3. O momento fletor é derivado a partir de uma relação de grande deflexão não linear, que será apresentada a seguir.

$$k = \frac{\frac{d^2 z}{dx^2}}{\left[1 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2\right]^{\frac{3}{2}}} \quad (2.7)$$

em que:

k curvatura

Substituindo a Equação 2.2 na Equação 2.7 e diferenciando-a, tem-se que:

$$k = \frac{\frac{m_s g}{H} \cosh\left(\frac{m_s g x}{H}\right)}{\left[1 + \left[\sinh\left(\frac{m_s g x}{H}\right)\right]^2\right]^{\frac{3}{2}}} \quad (2.8)$$

A Equação 2.8 pode ser usada junto com a relação do momento fletor e curvatura; Equação 2.9, para calcular o momento fletor em qualquer ponto do *riser* em catenária.

$$M = -kEI \quad (2.9)$$

em que:

E Módulo de Young

I Momento de inércia de área

Em geral, o topo do *riser* apresenta a maior tração e o menor momento fletor, enquanto o TDP apresenta a menor tração e o maior momento fletor. As Equações 2.10 a 2.13 calculam a tração no topo e TDP e a curvatura e momento fletor no TDP, respectivamente.

- Tração na interface entre o *riser* e a embarcação

$$H = \frac{S_R m_s g}{\tan \alpha_{TOP}} \quad (2.10)$$

- Tração no *riser* no TDP

$$T_{TOP} = \frac{H}{\cos \alpha_{TOP}} \quad (2.11)$$

- Curvatura no TDP

$$k_{TDP} = \frac{m_s g}{H} \quad (2.12)$$

- Momento fletor no TDP

$$M_{TDP} = \frac{-m_s g}{H} EI = \frac{\tan \alpha_{TOP}}{S_R} EI \quad (2.13)$$

Apêndice B – Interação entre solo estrutura – Norma DNV

A penetração do duto é medida desde a sua base até a superfície do solo. As Equações B.1 a B.3 apresentadas na norma DNV-RP-F105 (2002) podem ser utilizadas para o cálculo da reação vertical estática por unidade de comprimento para solos arenoso, solos argilosos com resistência não drenada variável e solos argilosos com resistência não drenada constante.

Solo arenoso:

$$R_V = \gamma_{solo}' \cdot B \cdot (N_q \cdot v_{eff} + 0.5 \cdot N_\gamma \cdot B) \quad (B.1)$$

Solos argilosos com resistência não drenada constante:

$$R_V = N_c \cdot s_u \cdot B + A_p \cdot \gamma_{solo}' \quad (B.2)$$

Solos argilosos com resistência não drenada variável:

$$R_V = B \cdot F \cdot (N_c \cdot s_{u0} + 0.25 \cdot k \cdot B) + A_p \cdot \gamma_{solo}' \quad (B.3)$$

em que,

$$B = \begin{cases} 2 \cdot \sqrt{(D_e - v) \cdot v} & \text{para } v \leq 0.5 \cdot D_e \\ D_e & \text{para } v > 0.5 \cdot D_e \end{cases} \quad \text{Largura de contato do duto com o solo; } \gamma_{solo}' \text{ peso}$$

específico submerso do solo; N_q Fatores de capacidade de carga; N_c Fatores de capacidade de carga; v_{eff} Maior valor de $v - \frac{D_e}{4}$ e 0; v Penetração; D_e Diâmetro externo do duto; k Variação da resistência não drenada por metro; s_u Resistência não drenada; s_{u0} Resistência não drenada na superfície do solo; B Largura de contato do duto com o solo; A_p Área da seção transversal enterrada do duto; F Fator de correção para levar em consideração a variação da resistência não drenada.

O fator de correção F que leva em consideração a resistência não drenada pode ser obtido a partir do gráfico da Figura B.1. A curva *rough* considera o duto com mobilização máxima do atrito solo-duto; já a curva *smooth* é com atrito nulo.

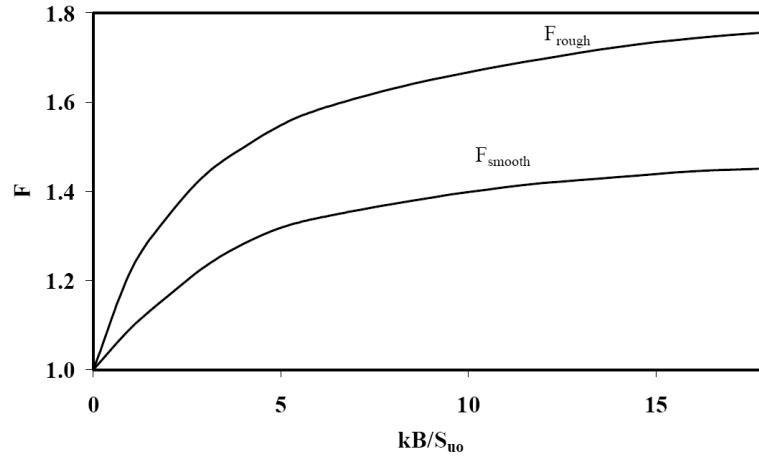


Figura B.1 – Fator de correção F . (DNV-RP-F105, 2002)

Os fatores de capacidade de carga N_c , N_q e N_γ , segundo a norma DNV-RP-F105 (2002), podem ser calculados de acordo com as Equações B.5 a B.7.

$$N_c = 5.14 \quad (B.5)$$

$$N_q = \exp(\pi \cdot \tan \varphi_s) \cdot \tan^2 \left(45 + \frac{\varphi_s}{2} \right) \quad (B.6)$$

$$N_\gamma = 1.5 \cdot (N_q - 1) \cdot \tan \varphi_s \quad (B.7)$$

em que, φ_s é igual ao ângulo de atrito do solo em graus.

A rigidez secante estática para o comportamento vertical, segundo a DNV-RP-F105 (2002), é determinada para uma devida penetração do duto através da Equação B.8.

$$K_{v,s} = \frac{R_v}{v} \quad (B.8)$$

A rigidez vertical dinâmica é definida pela Equação B.9.

$$K_v = \frac{0.88 \cdot G}{1 - \nu} \quad (\text{B.9})$$

G é o módulo cortante do solo; e ν , o coeficiente de Poisson.

O módulo cortante do solo (G) é uma grandeza definida em função da amplitude de deformação cíclica devido ao esforço cortante (γ_c). O módulo cortante do solo para pequenas deformações G_{\max} pode ser calculado a partir da Equação B.10.

$$G = \begin{cases} \frac{2000 \times (3 - e_s)^2}{1 + e_s} \times \sqrt{\sigma_s} & \text{para areia} \\ \frac{1300 \times (3 - e_s)^2}{1 + e_s} \times \sqrt{\sigma_s} \times (OCR)^{k_s} & \text{para argila} \end{cases} \quad (\text{B.10})$$

OCR é razão de pré-adensamento ($OCR = 1$ para argilas); e_s , o índice de vazios; k_s , coeficiente obtido pela Figura B.2; σ_s , a tensão efetiva no solo.

A tensão efetiva no solo (σ_s) pode ser calculada conforme Equação B.11.

$$\sigma_s = \frac{1}{2} \cdot (1 + K_0) \cdot B \cdot \gamma_{solo}' \quad (\text{B.11})$$

K_0 é o coeficiente de empuxo em repouso, usualmente adotado igual a 0.5.

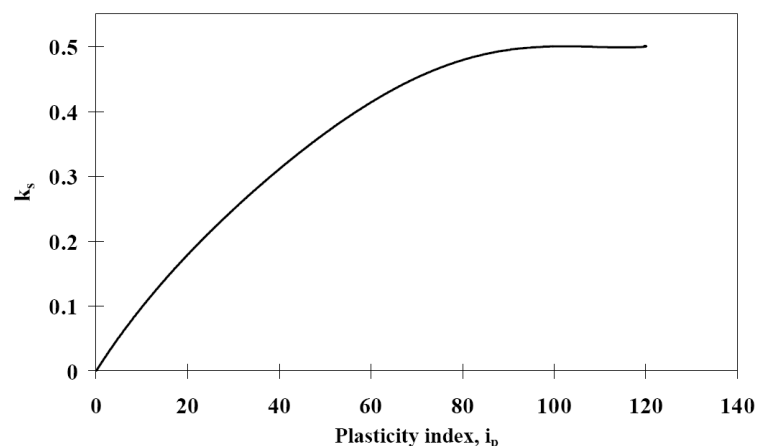


Figura B.2 – Coeficiente k_s (DNV-RP-F105, 2002)

Os parâmetros do solo devem ser preferencialmente obtidos por meio de ensaios geotécnicos em amostras de solo não perturbadas e ser representativas para a localização desejada. Os valores apresentados na Tabela B.1 são os valores sugeridos pela norma DNV RP F105 (2002).

Tabela B.1 – Parâmetros para um solo argiloso

Tipo de solo	s_u [kN/m ²]	γ_{solo}' [kN/m ³]	ν	e_s
<i>Very soft</i>	<12,5	4~7	0,45	1,0~3,0
<i>Soft</i>	12,5~25	5~8	0,45	0,8~2,5
<i>Firm</i>	25~50	6~11	0,45	0,5~2,0
<i>Stiff</i>	50~100	7~12	0,45	0,4~1,7
<i>Very stiff</i>	100~200	10~13	0,45	0,3~0,9
<i>Hard</i>	>200	10~13	0,45	0,3~0,9