

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO DE JOINVILLE
CURSO DE ENGENHARIA NAVAL

RENATO HENRIQUE FINOTELI

ANÁLISE ESTÁTICA DO COMPORTAMENTO GLOBAL DE RISERS LANÇADOS EM
CATENÁRIA (SCR)

Joinville

2017

RENATO HENRIQUE FINOTELI

ANÁLISE ESTÁTICA DO COMPORTAMENTO GLOBAL DE RISERS LANÇADOS EM
CATENÁRIA (SCR)

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao curso de graduação em Engenharia Naval, da Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico de Joinville, como requisito parcial para obtenção do título de Bacharel.

Orientador: Prof. Dr. Marcos Alves Rabelo

Joinville

2017

ANÁLISE ESTÁTICA DO COMPORTAMENTO GLOBAL DE RISERS LANÇADOS EM
CATENÁRIA (SCR)

RENATO HENRIQUE FINOTELI

Esta Monografia foi julgada e aprovada como
requisito parcial para obtenção do título de
bacharel em Engenharia Naval, na Universidade
Federal de Santa Catarina, Centro
Tecnológico de Joinville.

Joinville (SC), 30 de Julho de 2017.

Prof. Dr. Luís Fernando Peres Calil
Coordenador do Curso

Banca examinadora:

Prof. Dr. Marcos Alves Rabelo
Presidente/Orientador

Prof. Dr. Thiago Pontin Tancredi
Membro

Prof. Dr. Rafael Gallina Delatorre
Membro

Dedico este trabalho a meus pais, Antonio Carlos Finoteli
e Josiane Aparecida Gonçalves Finoteli,
a minha irmã Pâmella Fernanda Finoteli
e a toda a minha família.

AGRADECIMENTOS

A Deus por ter me capacitado e permitido que este dia chegasse.

Aos meus pais, os meus maiores incentivadores, por não terem medido esforços para que meu sonho se tornasse realidade. Sem o apoio incondicional de vocês eu jamais teria conseguido.

A toda minha família, em especial a minha irmã Pâmella, que esteve ao meu lado em todos os momentos.

Ao meu orientador, prof. Dr. Marcos Alves Rabelo por toda atenção, dedicação e paciência ao longo deste trabalho.

Aos meus amigos Marco Romanino, Marlon Amaral, Matheus Luiz, Rafael Jansen, Rodrigo Rodighero e Vinicius Leandro, que foram os primeiros com que tive contato nesta fase da minha vida.

Aos amigos que adquiri ao longo da universidade, Felipe Santos, Fernando Henrique Galvan, Felipe Rauber, Filipe Rensi, Gabriel Muller, Gabriel Zilio, Giovani Martins, Henrique Luz, Ian Fusi, Júlia Abreu, Júlia Pazian, Marcos Albuquerque, Mauri Galeli, Leonardo Kauling, Murilo Mello, Nicolas Almeida, por todos os momentos compartilhados e toda contribuição ao longo destes últimos semestres.

A minha amiga Lais Brandão, a quem eu sempre recorria e que esteve ao meu lado em todos os momentos desde que iniciei essa jornada.

Aos meus amigos de Campinas, em especial à família Marlon Fortunato da Silva Rodrigues.

E a todos que contribuíram, diretamente ou indiretamente, para a minha formação.

RESUMO

O presente trabalho trata sobre o comportamento global de risers quando lançados na configuração catenária. Utilizou-se expressões analíticas existentes, bem como foram retirados dados de um caso real presente na literatura para realização do estudo de caso. Foram realizados três estudos, sendo eles: análise estática na ausência de correnteza, análise estática na presença de correnteza e por fim análise do solo plano e rígido. No primeiro estudo foi desconsiderado o efeito da rigidez flexional, levando a uma descontinuidade na curvatura, onde do lado suspenso tinha-se curvatura máxima e do outro, a função era nula. Este efeito foi considerado na análise do solo plano e rígido por meio da técnica da camada-limite. Em um dos casos considerou-se a presença de correnteza, a qual pode acarretar na ocorrência do fenômeno de vibração devido à liberação de vórtices (vortex induced vibration – VIV) porém como o estudo versa sobre a análise estática, tal fenômeno não foi considerado neste trabalho.

Palavras-chave: Risers. Configuração Catenária. Correnteza. Técnica da camada-limite.

ABSTRACT

The present work deals with the global behavior of risers when launched in the catenary configuration. Existing analytical expressions were used, as well as data were extracted from a real case which is in the literature to achieve the study's case. Three studies were carried out: static analysis in the absence of current, static analysis in the presence of current and finally flat and rigid soil analysis. In the first study the effect of flexural stiffness was disregarded, fact that caused the discontinuity of the curvature which on the suspended side there was maximum curvature and from the another, the function was annulled. This effect was considered in the flat and rigid soil analysis by means of the boundary layer technique. In one case, it was considered the presence of current, which can lead to the occurrence of the vibration induced vibration (VIV) phenomenon, but as the study is about static analysis, such phenomenon was not considered in this work.

Keywords: Risers. Catenary Configuration. Current. Boundary layer technique.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Relação entre análise global e local	9
Figura 2 - Tubo flexível após ter falhado por instabilidade lateral	10
Figura 3 - Camadas constituintes de um tubo flexível	11
Figura 4 - Configurações de risers. (a) Vertical (b) Catenária (c) Steep-wave (d) Lazy –wave	12
Figura 5 - TDP nas configurações catenária e lazy-wave	13
Figura 6 - Diagrama de sistemas equivalentes	15
Figura 7 - Esforços solicitantes em um elemento de linha	16
Figura 8 - Ângulos de Euler em um elemento de linha	17
Figura 9 - Sistema de coordenadas	19
Figura 10 - Curvatura ao longo da linha.....	24
Figura 11 - Tração ao longo da linha.....	24
Figura 12 - Tração para pequenos comprimentos de linha.....	25
Figura 13 - Comparativo entre a tensão equivalente de von Mises e a tensão de escoamento do aço API5LX60.....	26
Figura 14 - Vetor velocidade	27
Figura 15 - Curvatura no ponto de tangência normalizada pela profundidade em função do ângulo no topo	28
Figura 16 - Curvatura no topo normalizada pela profundidade em função do ângulo no topo	28
Figura 17 - Comprimento suspenso normalizado pela profundidade.....	29
Figura 18 - Projeção do comprimento suspenso normalizado pela profundidade.....	30
Figura 19 - Abscissa do centro de gravidade normalizado pela profundidade.....	31
Figura 20 - Resultante da força hidrodinâmica horizontal normalizada pela tração horizontal da catenária.....	32
Figura 21 - Resultante da força hidrodinâmica vertical normalizada pela tração horizontal da catenária.....	33
Figura 22 - Abscissa do centro da resultante vertical hidrodinâmica F_{Yc} normalizada pela profundidade.....	34
Figura 23 - Ordenada do centro da resultante horizontal hidrodinâmica F_{xc} normalizada pela profundidade.....	35
Figura 24 - Relação entre as resultantes vertical e horizontal hidrodinâmica.....	35

Figura 25 - Solução da curvatura local.....	37
Figura 26 - Variação do comprimento flexional na curvatura local.....	38
Figura 27 - Solução do ângulo local.....	39
Figura 28 - Variação do comprimento flexional na solução do ângulo local.....	39
Figura 29 - Solução da elástica local.....	40
Figura 30 - Solução local do solo rígido	41

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Dados do riser SCR.....	22
Tabela 2 - Resultados obtidos referentes à análise estática com correnteza	36

LISTA DE SÍMBOLOS

- ρ_a – densidade de massa do fluido em que a linha está imersa
- S_0 – área da seção transversal da linha
- H - profundidade
- S_i - área de superfície seccional interna
- S_e - área de superfície seccional externa
- S_r - área de superfície seccional média
- T_{ef} – tração efetiva
- P_{ext} – campo externo de pressão hidrostática
- P_{int} – campo interno de pressurização
- T – esforço normal à seção da linha
- Q_v – esforço cortante na direção v
- Q_w – esforço cortante na direção w
- M_u – momento torçor e componente de momento fletor em torno do eixo u
- M_v – momento torçor e componente de momento fletor em torno do eixo v
- M_w – momento torçor e componente de momento fletor em torno do eixo w
- K_u – momento aplicado por unidade de comprimento em torno da direção u
- K_v – momento aplicado por unidade de comprimento em torno da direção v
- K_w – momento aplicado por unidade de comprimento em torno da direção w
- κ_v – curvatura da projeção da linha central deformada sobre o plano (w,u)
- κ_w – curvatura da projeção da linha central deformada sobre o plano (u,v)
- f_u – força aplicada por unidade de comprimento na direção u
- f_v – força aplicada por unidade de comprimento na direção v
- f_w – força aplicada por unidade de comprimento na direção w
- q – peso da linha submersa por unidade de comprimento
- χ_c – curvatura da catenária
- EI – rigidez flexional
- θ_c – ângulo no topo com relação à horizontal
- L_c - comprimento suspenso
- g – aceleração da gravidade
- $y(s)$ - cota vertical da seção considerada medida a partir do fundo
- σ_{le} – tensão efetiva

σ_p – end effect stress

σ_{tw} – tensão axial

τ – tensão de cisalhamento

σ_c – tensão circunferencial

σ_r – tensão radial

σ_{vm} – tensão equivalente de Von Mises

X_{Lc} – projeção do comprimento suspenso

X_{Gc} – abscissa do centro de gravidade

α – parâmetro relacionado à força devido presença de correnteza

F_{xc} – resultante da força hidrodinâmica horizontal

F_{yc} – resultante da força hidrodinâmica vertical

X_{Yc} – abscissa do centro da resultante vertical da força de correnteza F_{yc}

Y_{xc} – ordenada do centro da resultante vertical da força de correnteza F_{xc}

s_f – ponto de contato com o fundo na análise local

λ – comprimento flexional

s_c - comprimento da linha

SUMARIO

1. INTRODUÇÃO	5
2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	8
2.1. ESCALAS	8
2.2. TUBOS FLEXÍVEIS E CABOS UMBILICAIS.....	9
2.3 CONFIGURAÇÕES.....	11
2.4. TOUCH DOWN POINT (TDP).....	13
2.5. PROBLEMA ESTÁTICO	14
2.6. EQUAÇÕES GERAIS DE EQUILÍBRIO ESTÁTICO.....	15
2.7. A CATENÁRIA	18
3. METODOLOGIA.....	21
4. ESTUDO DE CASO	22
4.1. ANÁLISE ESTÁTICA SEM CORRENTEZA	23
4.2. ANÁLISE ESTÁTICA COM CORRENTEZA	27
4.3. SOLO PLANO E RÍGIDO	36
5. CONCLUSÃO.....	42
REFERÊNCIAS	44

1. INTRODUÇÃO

A exploração de petróleo e gás em águas profundas e ultra profundas tem aumentado ao longo dos anos, exigindo meios de exploração altamente especializados.

Deste modo, é importante que os meios de produção consigam atender as necessidades para realizar sua função de maneira adequada exigindo assim, o desenvolvimento de tecnologias que supram tal demanda.

A produção de petróleo no mar requer um sistema conhecido como sistema de produção offshore, composto por plataforma, risers e sistema de ancoragem.

Para que a exploração seja realizada são necessários que alguns equipamentos sejam utilizados no processo, dentre os quais podemos destacar os tubos flexíveis e cabos umbilicais.

Os tubos flexíveis realizam o transporte dos fluidos, que escoam por meio de uma carcaça interna desde o poço até a planta de separação instalada nas plataformas. Já os cabos umbilicais tem a função de realizar a comunicação e o controle dos sistemas de válvulas instaladas no leito do oceano. (RABELO, 2009).

Ambos são constituídos por camadas de reforço e proteção. A linha completa pode ser dividida em duas regiões, sendo que a primeira fica assentada sobre o leito do oceano e a segunda, conhecida como riser, possui um longo vão, desde o fundo do oceano até a unidade de produção. (PESCE, 1997).

Segundo Pesce (1997) os risers estão sujeitos a alguns fenômenos no ambiente marítimo, como ondas de superfície, correnteza marítima e vento. As correntezas podem agir diretamente ao longo do comprimento do riser ou de maneira indireta alterando a posição da plataforma, que serve de apoio para a extremidade superior da linha. A correnteza pode induzir excitação e a possibilidade de ocorrer o fenômeno de vibração devido à liberação de vórtices (vortex induced vibration – VIV). O vento age de maneira indireta, através do movimento proporcionado sobre a plataforma.

Além desses fenômenos, esses sistemas também estão submetidos a esforços mecânicos ao longo de seu comprimento, tanto na região assentada quanto na região do longo vão.

O estudo do comportamento mecânico e estrutural dos risers é de vital importância econômica. Conhecer o comportamento desses sistemas auxilia a evitar possíveis danos ao meio ambiente, pois em caso de falha, ocasionará o vazamento de fluidos, e conseqüentemente gastos para realizar a reparação do meio ambiente.

Uma análise estática é de extrema importância na elaboração de projetos, tendo em vista que fornece uma série de informações relevantes, como as tensões ao longo da linha e nos pontos críticos, tais como o ponto de contato com o leito (touch down point - TDP) e de conexão com a plataforma.

Segundo Rabelo (2009) os tubos flexíveis e cabos umbilicais podem tornar-se instáveis e conseqüentemente falharem por meio de flambagem lateral e radial, sendo esta última caracterizada pela formação da gaiola de passarinho (Birdcaging), a partir do momento em que a estrutura deixa de ser capaz de suportar o acréscimo de carga.

Segundo Gay Neto (2012), os risers podem apresentar diferentes tipos de configurações geométricas, como por exemplo, aquelas onde há presença de flutuadores, que visam diminuir os esforços de tração e limitar os movimentos. Dentre estas configurações, uma muito utilizada é a catenária, onde o riser está sob tração, porém submetido apenas a seu peso e fixo ao topo. No caso de águas ultra profundas, recomenda-se a utilização de configurações que possuam flutuadores.

A configuração catenária caracteriza-se por possui pontos críticos, como o ponto de início do contato com o solo, conhecido como touch down point (TDP), que sempre apresenta curvatura bem como o ponto de conexão com a plataforma, onde há um nível de tração elevado.

Assim, este trabalho pretende realizar uma análise estática do comportamento de risers quando os mesmos são lançados na configuração catenária.

O objetivo será estudar o comportamento estático dos risers ao serem submetidos a diferentes tipos de esforços mecânicos e fenômenos ambientais marítimos.

Será desenvolvida uma análise analítica baseada nas informações coletadas em referências bibliográficas da área, com finalidade de buscar meios que permitam avaliar, com o uso de equações, as configurações propostas e aplicar este equacionamento em estudo de caso de um riser utilizado em campo de exploração de petróleo no Brasil.

Existem várias configurações possíveis de risers. Entretanto neste trabalho, o estudo será feito na configuração catenária e uma explicação sobre esta configuração e como é realizado seu equacionamento será apresentada. Segundo Tsukada (2009), apresenta tração variável ao longo do comprimento, alta razão entre o comprimento e o diâmetro e uma variação da inclinação ao longo da profundidade.

1.1. OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho consiste em realizar uma análise global do comportamento estrutural estático de risers, quando submetidos a diferentes fenômenos ambientais e esforços mecânicos. Em termos de objetivos específicos pretende-se:

- Analisar a configuração neutra do riser em catenária;
- Estudar as tensões envolvidas ao longo da linha e do TDP.

2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

O objetivo deste capítulo é realizar uma revisão bibliográfica da literatura existente sobre o comportamento de risers, tipos de configurações e camadas estruturais, abordando hipóteses clássicas.

Durante o século XX, várias pesquisas foram desenvolvidas na área, dentre as quais podemos destacar Hatton e Willis (1998), Howells (1995) e Pesce (1997), que em sua tese de livre docência, realizou uma abordagem analítica e experimental referente à mecânica de cabos e tubos submersos quando lançados em configuração catenária.

Mais recentemente alguns trabalhos foram desenvolvidos por Gay Neto (2012), Rabelo (2014) e Tsukada (2009) referentes à tubos flexíveis.

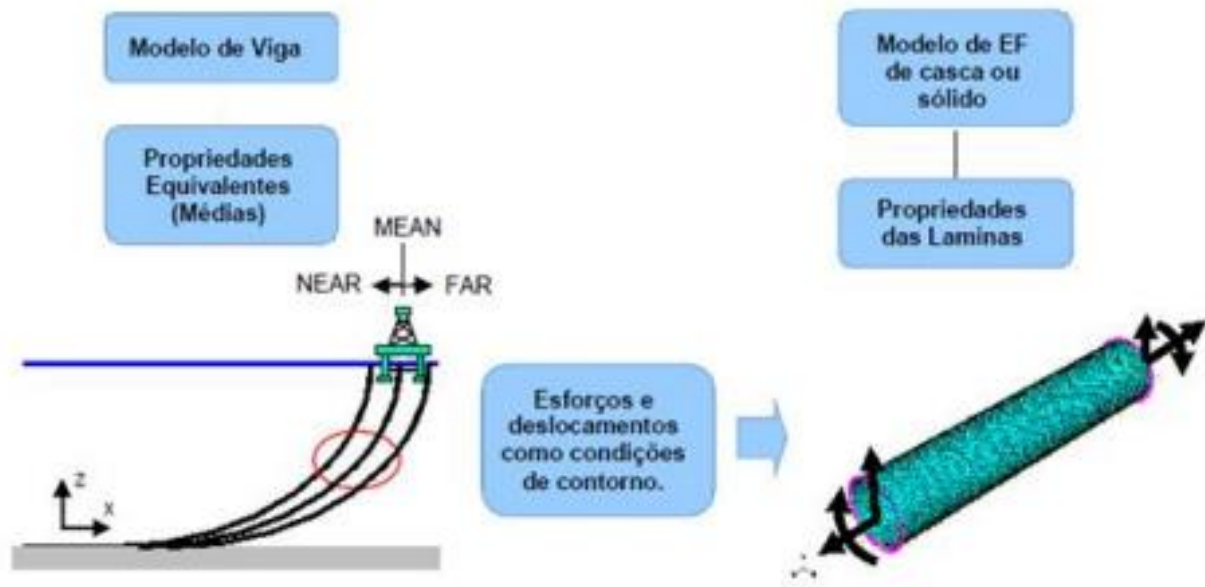
2.1. ESCALAS

Segundo Gay Neto (2012), existem duas escalas distintas de análise estrutural quando se realiza uma modelagem de risers, a global e a local.

A análise global é feita utilizando elementos de barra (treliça ou pórtico), objetivando determinar os deslocamentos, rotações, curvaturas e os esforços seccionais em que os risers estão submetidos.

A análise local geralmente é realizada utilizando o método dos elementos finitos com elementos de casca ou sólidos, dependendo da espessura do tubo ou do tipo de material selecionado. O elemento utilizado deve ser capaz de definir as propriedades e a orientação de cada lâmina, visando o cálculo das tensões e deformações em cada camada. As condições de contorno impostas são obtidas na análise global da estrutura. A Figura 1 apresenta uma relação entre a análise global e local.

Figura 1 - Relação entre análise global e local



Fonte: Teófilo (2010, p. 57).

As análises estruturais podem ser divididas em duas partes, estática e dinâmica, sendo que este trabalho versará sobre a parte estática.

A análise estática aborda os principais carregamentos estáticos que atuam em um riser, como por exemplo, o arrasto hidrodinâmico devido às correntezas marítimas, o próprio peso submerso da estrutura, desconsiderando carregamentos variantes no tempo e efeitos inerciais. A análise dinâmica engloba os carregamentos presentes na análise estática e adiciona carregamentos variantes no tempo, como a modelagem do movimento do topo do riser, efeitos inerciais e de amortecimento hidrodinâmico do riser.

2.2. TUBOS FLEXÍVEIS E CABOS UMBILICAIS

Segundo Rabelo (2014), tubos flexíveis e cabos umbilicais são estruturas complexas utilizadas na indústria offshore com a finalidade de escoar a produção de hidrocarbonetos e a comunicação entre o poço e a unidade de produção respectivamente.

Conhecer os possíveis modos de falha torna-se importante para aspectos econômicos e ambientais, pois caso ocorram, acarretará em paralização das atividades, possível vazamento do fluido que está sendo transportado, ocasionando prejuízos econômicos e ambientais. Como exemplo, pode-se destacar o modo de falha radial por instabilidade estrutural estudado por Rabelo (2009). A Figura 2 ilustra um exemplo de tubo flexível após ter falhado por instabilidade lateral.

Figura 2 - Tubo flexível após ter falhado por instabilidade lateral

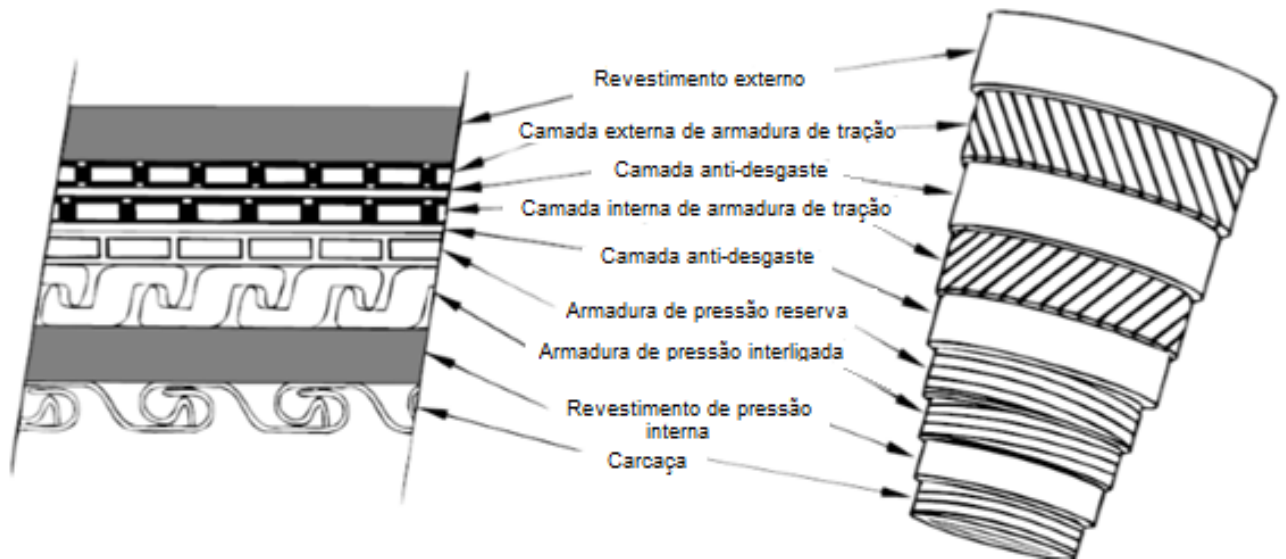


Fonte: Rabelo (2009, p. 27).

Deste modo é importante conhecer os elementos estruturais que o constituem, pois suas diferentes características tornam difícil qualquer abordagem sobre seu comportamento quando submetido a carregamentos.

Segundo Pesce (1997), os componentes de tubos flexíveis e cabos umbilicais podem ser classificados em estruturais metálicos, que estão sujeitos a diferentes cargas, tubos e camisas poliméricas, que visam prevenir o vazamento de fluídos e mangueiras e condutores, estes últimos no caso de cabos umbilicais. A Figura 3 apresenta uma ilustração das camadas de um tubo flexível.

Figura 3 - Camadas constituintes de um tubo flexível



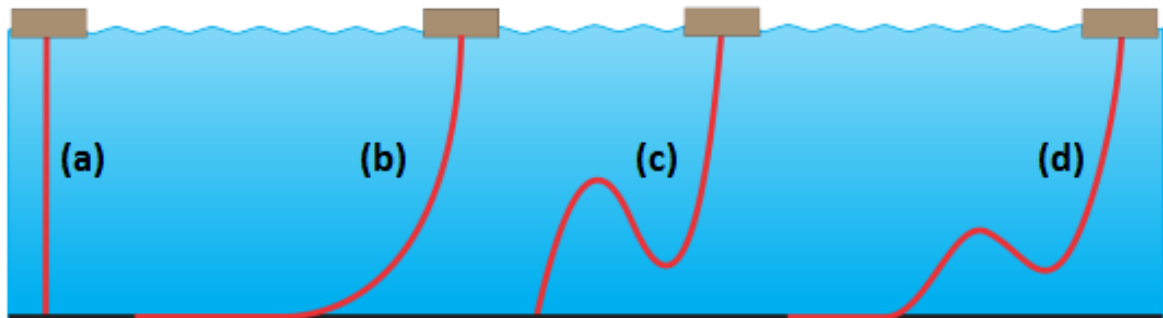
Fonte: Modificado de Gay Neto (2012, p. 51).

Segundo Rabelo (2009), as principais camadas constituintes de um tubo flexível são: carcaça intertravada de aço, camada plástica interna, camada circunferencial de pressão, armadura de tração interna e externa, e camada plástica externa. A carcaça intertravada de aço deve servir de caminho para o escoamento que ocorre internamente, devendo resistir à pressão externa sem colapsar em caso de falha da barreira externa. A camada plástica interna deve conter os fluidos transportados pelo tubo, garantindo estanqueidade. Em sequência tem-se a camada circunferencial de pressão, que tem como função dar suporte à camada plástica interna quando ocorrem grandes pressões internas. As armaduras de tração interna e externa devem fornecer suporte à camada plástica interna e resistência axial ao tubo. Por fim a camada plástica externa tem como função proteger as demais camadas contra possíveis danos. (RABELO, 2009).

2.3 CONFIGURAÇÕES

Os risers podem apresentar diversos tipos de configurações geométricas como catenária, lazy-wave, steep-wave e vertical, sendo a primeira uma configuração muito utilizada no Brasil. A Figura 4 ilustra concepções de configurações que os risers podem apresentar.

Figura 4 - Configurações de risers. (a) Vertical (b) Catenária (c) *Steep-wave* (d) *Lazy-wave* .



Fonte: Gay Neto (2012, p. 49).

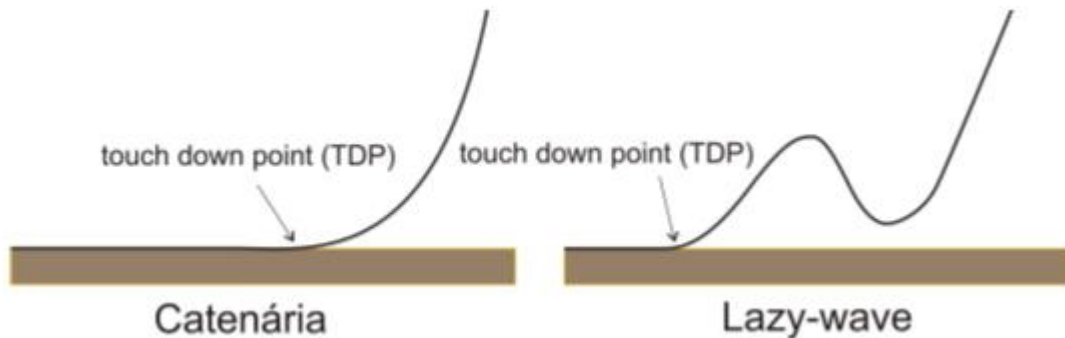
A configuração vertical (4a) é utilizada em plataformas que são submetidas a movimentos verticais com elevadas amplitudes, deste modo, o riser deve apresentar rigidez vertical elevada, resultando em pequenos movimentos verticais da plataforma.

A configuração catenária (4b) é utilizada em águas profundas, onde o riser é lançado em forma de catenária desde a extremidade superior conectada à plataforma até sua extremidade inferior posicionado no fundo do mar. Tal configuração apresenta elevados esforços de compressão dinâmica (MARTINS, 2011).

A configuração lazy-wave (4d) é uma opção utilizada quando se trata de águas ultra profundas, utilizando flutuadores ao longo da porção intermediária do riser. Trata de uma configuração muito semelhante à steep-wave, diferenciando-se pelo fato que o trecho inferior do riser é sempre vertical e tracionado.

As configurações (4b e 4d) possuem uma porção do riser que se encontra apoiada sobre o solo, estando sujeitas a esforços normais e tangenciais à essa superfície. Existe um ponto crítico dessas configurações, conhecido como touch down point (TDP), que representa uma transição entre curvaturas muito pequenas (parte em contato com o solo) e curvaturas muito elevadas (parte suspensa próxima ao solo). A Figura 5 traz uma representação deste ponto crítico.

Figura 5 - TDP nas configurações catenária e lazy-wave



Fonte: Gay Neto (2012, p.200).

2.4. TOUCH DOWN POINT (TDP)

Segundo Pesce (1997), o contato da linha com o fundo do oceano representa um vínculo uni lateral, conferindo ao sistema um comportamento geométrico não-linear. Deste modo, é de extrema importância o estudo das leis de atrito e da elasticidade do solo.

Os modelos geralmente assumem que o atrito é seco, sendo representado por um coeficiente constante, o qual é definido experimentalmente.

A modelagem dos efeitos do solo acaba sendo feita de maneira simplificada do ponto de vista da restituição e adesão, por dois motivos: em trabalhos anteriores a restituição é tratada como linear; e a adesão não foi mencionada como relevante, sendo totalmente desconsiderada no caso em que o fundo é areia ou rocha.

Na solução estática algumas condições de contorno são apropriadas, dependendo da classificação da linha.

Se a linha puder ser considerada como infinitamente flexível, a equação que rege o problema é a de catenária, devendo-se impor a condição de tangência no fundo, que implicará em uma descontinuidade de curvatura e de momento fletor junto ao TDP. É possível realizar uma correção da solução de catenária localmente, utilizando a técnica de “camada-limite”, incorporando o efeito de rigidez flexional e da restituição elástica do solo.

A técnica da *camada-limite* resulta em uma expressão analítica, que possibilita a determinação da curvatura estática e dinâmica, dependente das funções variantes no tempo de tração e inclinação da linha.

Entretanto, se a rigidez flexional for considerada na solução, deve-se considerar uma continuidade do momento fletor no TDP. (PESCE, 1997).

2.5. PROBLEMA ESTÁTICO

De acordo com Pesce (1997), no estudo de linhas submersas temos o conceito de tração efetiva, importante para determinação da configuração de equilíbrio estático e que rege a rigidez geométrica da linha a deslocamentos transversais.

A tração efetiva surge da análise da condição de equilíbrio estático de um elemento diferencial levando em conta as forças gravitacionais e as resultantes da ação do campo hidrostático de pressão, sendo este campo responsável por controlar a estabilidade estrutural estática.

Supondo um elemento da linha de comprimento Δs sujeito a forças gravitacionais, a trações solicitantes nas extremidades e a campo externo de pressões hidrostáticas.

As equações paramétricas da elástica são dadas por:

$$x = x(s) \quad (1)$$

$$y = y(s) \quad (2)$$

$$z = z(s) \quad (3)$$

sendo y a coordenada vertical e s a coordenada curvilínea medida ao longo do comprimento. Serão utilizados também os versores de Frenet-Serret, dado por $(\mathbf{t}, \mathbf{n}, \mathbf{b})$ que orientam respectivamente as direções tangente, normal e bi-normal à curva descrita pela elástica.

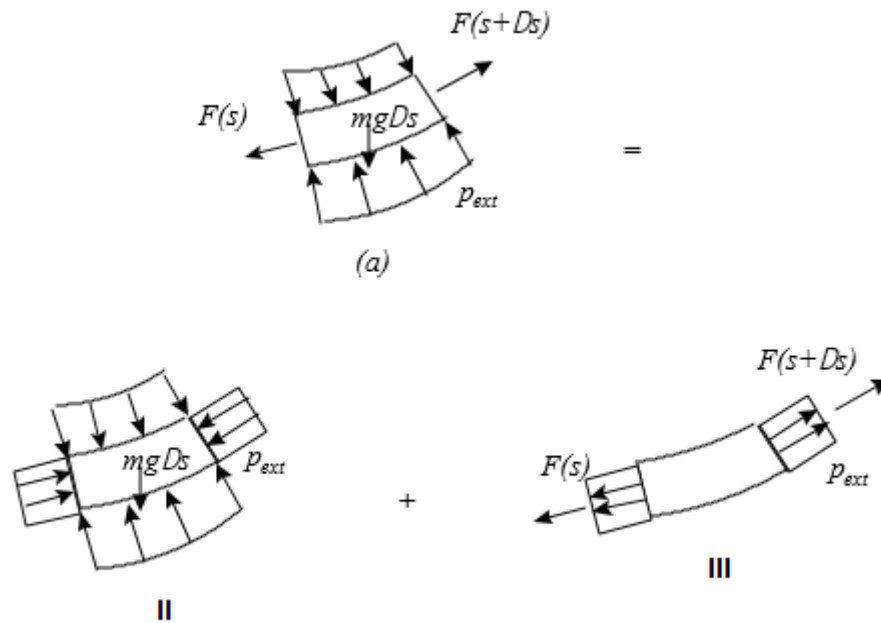
O diagrama de sistemas equivalentes de força é composto então pela resultante das forças de tração, as quais são aplicadas nas extremidades do elemento, pela resultante das forças gravitacionais e pelo campo de pressões hidrostático.

Entretanto, o sistema equivalente pode ser separado em outros dois sistemas, sendo:

- Sistema II: composto por um sistema de forças distribuídas associadas ao campo externo de pressão hidrostática (empuxo equivalente) e pelas forças gravitacionais
- Sistema III: composto pelas trações solicitantes e por forças opostas as resultantes das forças de pressão hidrostática

A Figura 6 apresenta o diagrama de sistemas equivalentes de forças, representando como o mesmo pode ser decomposto.

Figura 6 - Diagrama de sistemas equivalentes



Fonte: Pesce (1997).

Deste modo, é possível definir a tração efetiva como a soma da tração solicitante com a resultante do campo externo de pressão hidrostática, dada por:

$$T_{ef}(s) = F(s) + P_{ext}(s) * S_0(s) \quad (4)$$

Sendo o campo externo de pressão hidrostática obtido por meio de:

$$P_{ext}(s) = \rho_a * g (H - y(s)) \quad (5)$$

onde H é a profundidade e $y(s)$ a cota vertical da seção considerada medida a partir do fundo.

No caso de um tubo submerso preenchido com fluido e submetido à pressurização interna, P_{int} , a tração efetiva será dada por:

$$T_{ef}(s) = F(s) + P_{ext}(s) * S_0(s) - P_{int}(s) * S_i(s) \quad (6)$$

2.6. EQUAÇÕES GERAIS DE EQUILÍBRIO ESTÁTICO

No estudo de barras delgadas sob hipótese de pequenas deformações algumas equações são muito utilizadas, sendo as conhecidas como equações de Love:

$$\frac{dT}{ds} - Q_v * \kappa_w + Q_w * \kappa_v + f_u = 0 \quad (7)$$

$$\frac{dQ_v}{ds} - Q_w * \kappa_u + T * \kappa_w + f_v = 0 \quad (8)$$

$$\frac{dQ_w}{ds} - T * \kappa_v + Q_v * \kappa_u + f_w = 0 \quad (9)$$

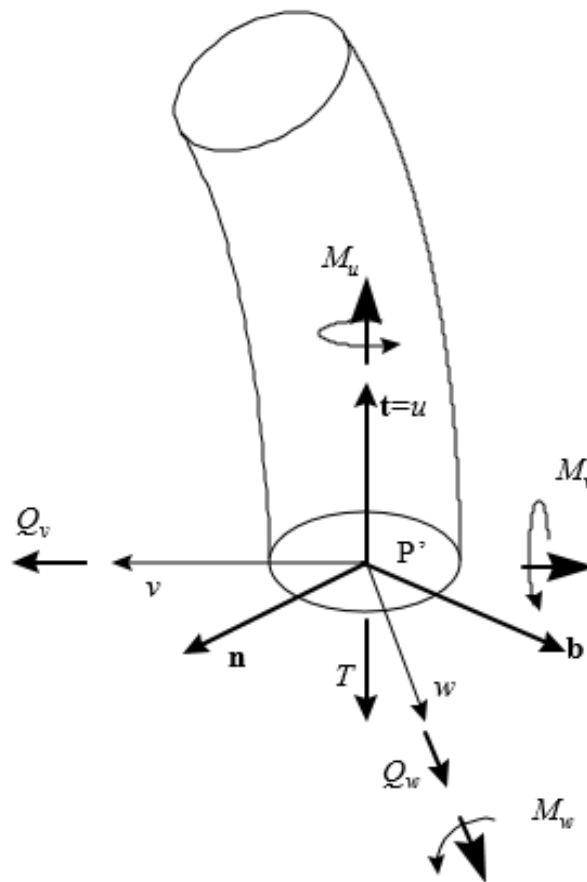
$$\frac{dM_u}{ds} - M_v * \kappa_w + M_w * \kappa_v + K_u = 0 \quad (10)$$

$$\frac{dM_v}{ds} - M_w * \kappa_u + M_u * \kappa_w - Q_w + K_v = 0 \quad (11)$$

$$\frac{dM_w}{ds} - M_u * \kappa_v + M_v * \kappa_u + Q_v + K_w = 0 \quad (12)$$

A Figura 7 apresenta os esforços solicitantes em um elemento de linha, que estão presentes nas Equações 7 a 12:

Figura 7 - Esforços solicitantes em um elemento de linha



Fonte: Pesce (1997).

Os eixos (u,v,w) são denominados por Love como *eixos principais de torção-flexão*, devendo atentar-se para não confundir com os versores de Frenet (**t,n,b**). O versor binormal **b** tem a direção da resultante dos momentos fletores e o versor normal **n** aponta para o centro de curvatura da linha elástica.

As quantidades κ_v e κ_w representam respectivamente as curvaturas das projeções da linha central deformada sobre os planos (w,u) e (u,v), que correspondem aos momentos fletores M_v e M_w aplicados em torno dos eixos v e w. Já κ_u representa a torção associada ao momento torsor M_u que é aplicado em torno do versor **u**.

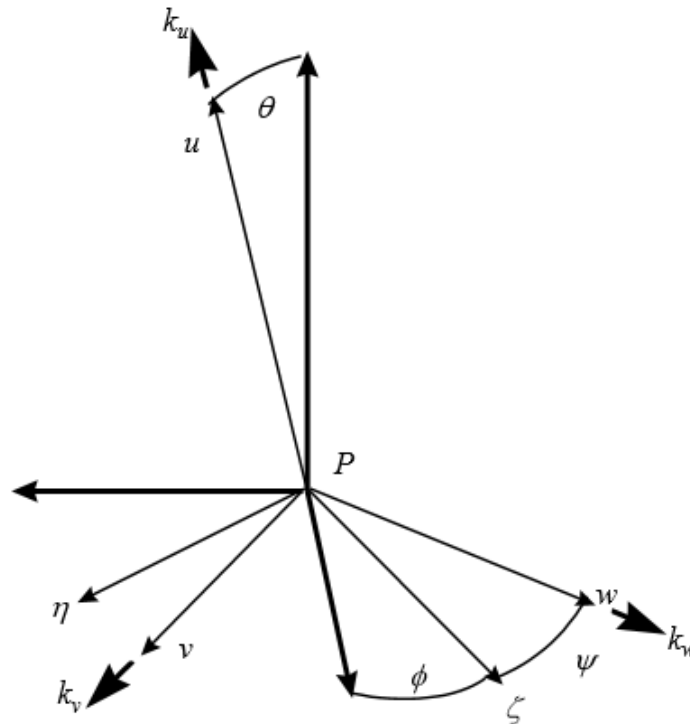
As Equações 13 a 15 apresentam relações entre os componentes de curvatura e torção com os ângulos de Euler representados na Figura 8:

$$\kappa_u = \frac{d\psi}{ds} + \frac{d\phi}{ds} * \cos\theta \quad (13)$$

$$\kappa_v = \frac{d\theta}{ds} * \text{sen}\psi - \frac{d\phi}{ds} * \text{sen}\theta * \cos\psi \quad (14)$$

$$\kappa_w = \frac{d\theta}{ds} * \cos\psi + \frac{d\phi}{ds} * \text{sen}\theta * \text{sen}\psi \quad (15)$$

Figura 8 - Ângulos de Euler em um elemento de linha



Fonte: Pesce (1997).

Por se tratar de uma linha contínua submersa, T deve ser tratada como tração efetiva. Assumiremos que a linha apresenta propriedades mecânicas homogêneas de rigidez torcional, flexional e axial, e, além disso, serão utilizadas as equações da resistência dos materiais. Deste modo, temos que:

$$M_u = B_u * \kappa_u \quad (16)$$

$$M_v = B_v * \kappa_v \quad (17)$$

$$M_w = B_w * \kappa_w \quad (18)$$

As Equações 16 à 18 podem ser substituídas nas Equações 7 à 12, formando um conjunto de seis equações diferenciais ordinárias não lineares, sendo necessárias então seis condições de contorno.

Feitas as substituições dadas pelas Equações 16 à 18 e derivando as Equações 11 e 12 em relação a s , e substituindo as derivadas de Q_v, Q_w (por meio das Equações 8 e 9), temos que as equações finais são dadas por:

$$\frac{dT}{ds} = Q_v * \kappa_w - Q_w * \kappa_v - f_u \quad (19)$$

$$\frac{d}{ds}(B_u * \kappa_u) - (B_v - B_w) * \kappa_v * \kappa_w + K_u = 0 \quad (20)$$

$$\frac{d^2}{ds^2}(B_v * \kappa_v) - \frac{d}{ds}((B_w - B_u) * \kappa_w * \kappa_u) - T * \kappa_v + Q_v * \kappa_u + f_w + \frac{dK_v}{ds} = 0 \quad (21)$$

$$\frac{d^2}{ds^2}(B_w * \kappa_w) - \frac{d}{ds}((B_u - B_v) * \kappa_u * \kappa_v) + Q_w * \kappa_u - T * \kappa_w - f_w + \frac{dK_w}{ds} = 0 \quad (22)$$

Algumas considerações podem ser feitas simplificando as Equações 19 à 22, sendo elas:

- Propriedades mecânicas de rigidez flexionais e torcionais invariantes ao longo da linha (independentes de s);
- Plano com ausência de torção ($(\kappa_v = 0)$ e $(K_u = 0)$) que implicará em $\kappa_u = \tau_0 = \text{constante}$;
- $\kappa_w = \text{constante}$, que é um caso de uma hélice cilíndrica de passo constante, muito importante na análise de distribuição de esforços nos tendões helicoidais de tubos flexíveis e cabos umbilicais, apresentando uma relação existente entre tração e curvatura.

2.7. A CATENÁRIA

A catenária pode ser descrita como uma curva representada por uma corda flexível de densidade constante que está suspensa entre dois pontos e sujeitas à ação da gravidade.

Segundo Pesce (1997), no caso de um carregamento plano, se o momento por unidade de comprimento for nulo, implicará nas seguintes condições:

- $f_w = 0$;
- $K_u = 0$;
- $K_w = 0$;
- $Q_v = Q(s)$;
- $Q_w = 0$;
- $M_u = 0$;
- $\kappa_u = 0$;

- $\kappa_v = 0$;
- $\kappa_w = \frac{d\theta}{ds}$;
- $M_w = M(s) = B * \frac{d\theta}{ds}$

Com isso, as equações gerais de equilíbrio estático podem ser simplificadas nas Equações 23 à 25:

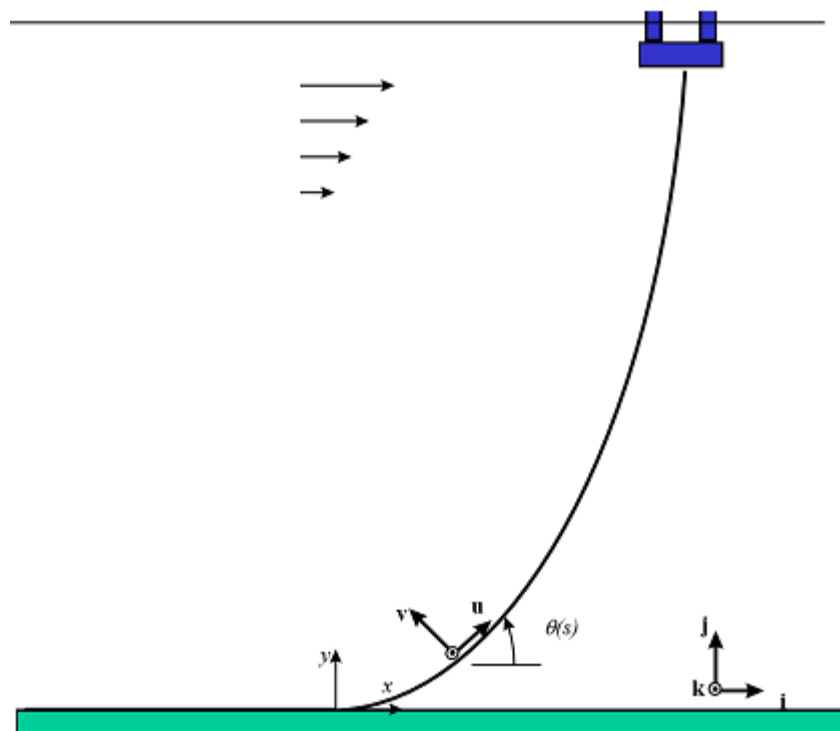
$$\frac{dT}{ds} - Q * \frac{d\theta}{ds} + f_u = 0 \quad (23)$$

$$\frac{dQ}{ds} + T * \frac{d\theta}{ds} + f_v = 0 \quad (24)$$

$$B * \frac{d^2\theta}{ds^2} + Q = 0 \quad (25)$$

A Figura 9 ilustra uma representação do sistema de coordenadas utilizado:

Figura 9 - Sistema de coordenadas



Fonte: Pesce (1997).

Se separarmos as forças distribuídas nas parcelas associadas ao peso imerso e às forças hidrodinâmicas devido a ação da correnteza, temos que:

$$f_v = -q * \cos\theta + h_n(s) \quad (26)$$

$$f_u = -q * \sin\theta + h_t(s) \quad (27)$$

Eliminando as componentes de tração e cisalhamento restará apenas uma equação diferencial ordinária não linear de segunda ordem. Após um longo desenvolvimento algébrico, desconsiderando forças hidrodinâmicas associadas à ação da correnteza teremos a equação da catenária, dada por:

$$\tan\theta_c(s_c) = \frac{q*s_c}{T_{0c}} \quad (28)$$

Derivando a Equação (28) podemos obter a curvatura da catenária:

$$\chi_c = \frac{q}{T_{0c}} * \frac{1}{1 + \left(\frac{q*s_c}{T_{0c}}\right)^2} \quad (29)$$

A tensão é obtida por:

$$\frac{dT_c}{ds_c} = q * \text{sen}\theta \quad (30)$$

Resolvendo a Equação (30) temos a tensão ao longo dos eixos x e y:

$$T_x = T_c(s_c) * \cos\theta_c = T_{0c} = \text{constante} \quad (31)$$

$$T_y = T_c(s_c) * \text{sen}\theta_c = T_{0c} * \tan\theta_c = q * s_c \quad (32)$$

Utilizando algumas relações geométricas gerais podemos obter a equação diferencial que rege a catenária, cuja solução é dada por:

$$y_c(x) = \frac{T_{0c} * \cosh\left(\frac{q}{T_0} * x_c + C_1\right)}{q} + C_2 \quad (33)$$

Onde C_1 e C_2 são constantes de integração a serem determinadas para uma dada condição de contorno.

No caso específico do TDP, ponto de tangência no fundo, temos que $y_c = \frac{dy_c}{dx_c} = 0$ em $x_c = 0$. Assim:

$$y_c(x) = \frac{T_{0c}}{q} * \left\{ \cosh\left(\frac{q}{T_0} * x_c\right) - 1 \right\} \quad (34)$$

E a curvatura no topo é dada por:

$$\chi_c = \chi_{0c} * \frac{1}{(1 + (\chi_{0c} * s_c)^2)} \quad (35)$$

Vale ressaltar que foi levada em consideração uma simplificação com relação à rigidez axial, abordando a catenária como inelástica.

3. METODOLOGIA

Este trabalho visa um estudo analítico do comportamento global dos risers utilizando a configuração catenária.

Uma revisão bibliográfica aprofundada sobre o tema será levada a cabo buscando subsídios para o desenvolvimento deste trabalho.

Serão definidas as equações envolvidas no estudo, os conceitos de catenária, TDP, tração efetiva, tensão efetiva, as condições de contorno no TDP e no ponto de ancoragem na plataforma, dentre outros.

As equações gerais de equilíbrio, em especial referentes ao problema da catenária, serão amplamente utilizadas no estudo proposto.

Será realizado um estudo de caso com dados de um caso real disponíveis na literatura, visando analisar a configuração neutra do riser em catenária e as tensões envolvidas ao longo da linha e do TDP. A ferramenta para realização destas análises será uma planilha de Excel.

4. ESTUDO DE CASO

Este capítulo traz os resultados obtidos durante quatro análises diferentes, sendo elas: sem a presença de correnteza, com a presença de correnteza, e por fim o efeito do solo plano e rígido.

Para isso foram utilizados dados de um caso real disponível no trabalho realizado por Martins e Pesce (2006), que estão presentes na Tabela 1, juntamente com alguns parâmetros que serão utilizados, como por exemplo a velocidade da correnteza.

Tabela 1 - Dados do riser SCR

Parâmetros	Valores	Unidades
Rigidez Axial	$2,314 \times 10^6$	[kN]
Rigidez Flexional	9915	[kN/m]
Peso imerso	0,727	[kN/m]
Massa	108,0	[kg/m]
Diâmetro externo	0,2032	[m]
Diâmetro interno	0,1651	[m]
Espessura	19,05	[mm]
Profundidade	1800	[m]
Comprimento total	5047	[m]
Ângulo do topo	70	[°]
Rigidez do solo	466,37	[kN/m/m]
Velocidade da correnteza	0,5	[m/s]
Massa específica da água do mar	1025	[kg/m ³]
Aceleração da gravidade	9,81	[m/s ²]
Coefficiente de arrasto da seção	1,0	-
Coefficiente de arrasto da placa plana	0,003	-
Tensão de Escoamento do Aço API5LX60	413×10^6	[Pa]

Fonte: Martins e Pesce (2006).

4.1. ANÁLISE ESTÁTICA SEM CORRENTEZA

Nesta primeira análise foi desconsiderada a presença de correnteza, e desprezado o efeito da rigidez flexional ($EI \cong 0$).

Deste modo, foi possível calcular a componente horizontal da tração no TDP, dada pela Equação (36):

$$T_{0c} = \frac{H*q}{(\sec\theta_c-1)} \quad (36)$$

Após obter T_{0c} , foi calculado o comprimento suspenso da linha (L_c), por meio da Equação (37):

$$L_c = \frac{T_{0c}}{q*\tan\theta_c} \quad (37)$$

Em sequência foi obtida a curvatura no TDP, utilizando a Equação (38), dada por:

$$\chi_{0c} = \frac{q}{T_{0c}} \quad (38)$$

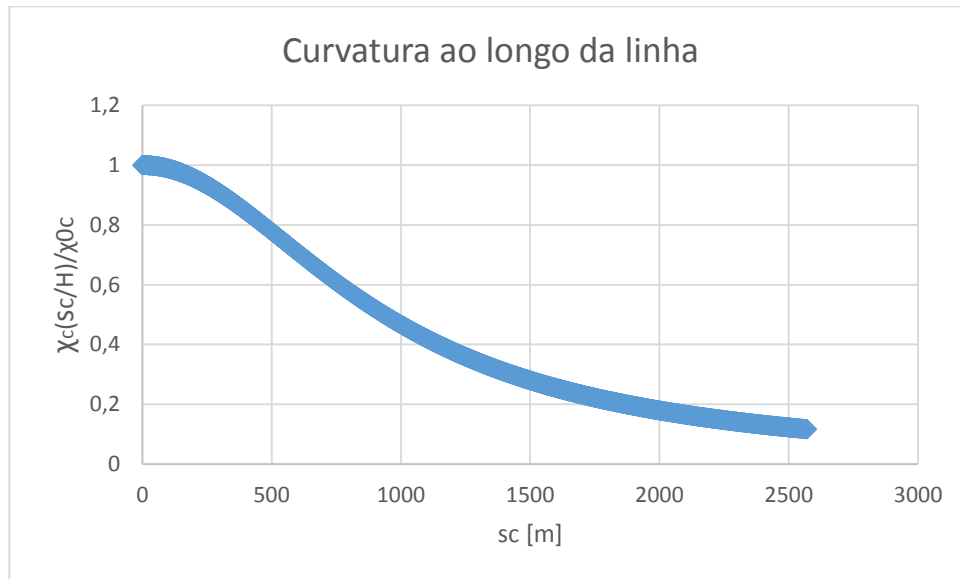
Obtido estes três parâmetros importantes para análise, foi possível obter o valor da curvatura e da tração adimensional ao longo da linha, variando o comprimento de linha suspenso.

No caso da curvatura, o comprimento da linha s_c foi normalizado pela profundidade H , resultando assim na Equação (39)

$$\frac{\chi_c}{\chi_{0c}} = \frac{1}{1 + (\chi_{0c} * s_c/H)^2} \quad (39)$$

Foi executada uma variação da curvatura ao longo do comprimento de linha suspenso, onde o resultado pode ser observado por meio da Figura 10:

Figura 10 - Curvatura ao longo da linha



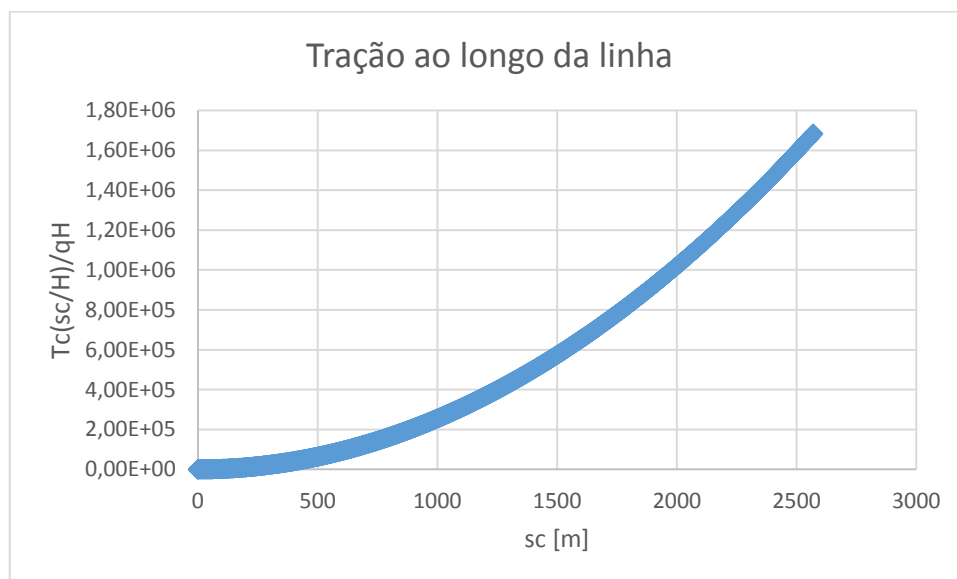
Fonte: O autor (2017).

Para obter a tração, foi dividido o comprimento da linha pela profundidade, e a tração efetiva pela profundidade e peso submerso da linha, obtendo-se a Equação (40):

$$\frac{T_c(\frac{s_c}{H})}{qH} = s_c * \frac{\sec(\theta_c)}{\tan(\theta_c)} \quad (40)$$

Assim, uma variação do comprimento da linha foi gerada, a qual pode ser observada na Figura 11:

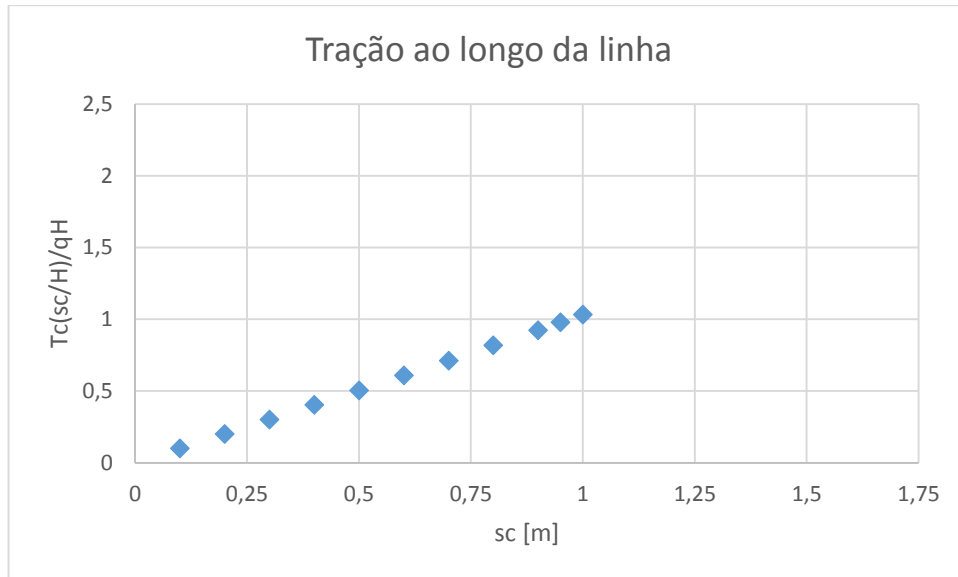
Figura 11 - Tração ao longo da linha



Fonte: O autor (2017).

Na Figura 12 apresenta-se um trecho da Figura 11 permitindo a observação da tração para pequenos valores de comprimento de linha:

Figura 12 - Tração para pequenos comprimentos de linha



Fonte: O autor (2017).

Em seguida foi analisada a tensão equivalente de von Mises atuante ao longo da linha, utilizando o trabalho desenvolvido por Sparks (1984).

Primeiramente foi obtido o campo de pressões externas atuantes, por meio da Equação (5), a qual é reescrita abaixo:

$$P_{ext} = \rho_a * g * (H - y(s)) \quad (5)$$

Neste caso foi considerado que o riser não estava submetido à pressurização interna, ou seja, o campo de pressões internas é nulo ao longo da linha. Para obter a tensão axial, foi necessário obter duas parcelas, sendo a primeira conhecida como *End Effect Stress* e a segunda referente à tensão efetiva. Tais parcelas foram obtidas por meio das Equações (41) e (42) respectivamente:

$$\sigma_p = \frac{P_{int} * S_i - P_{ext} * S_e}{S_e - S_i} \quad (41)$$

$$\sigma_{le} = \frac{T_{ef}}{S_e - S_i} \quad (42)$$

Após o cálculo dessas parcelas foi possível obter a tensão axial presente ao longo da linha, por meio da soma das parcelas, como é possível observar na Equação (43):

$$\sigma_{tw} = \sigma_p + \sigma_{le} \quad (43)$$

Outra parcela importante à ser determinada é a tensão de cisalhamento atuante, a qual é dada por:

$$\tau = \frac{(P_{int} - P_{ext}) * S_i * S_e}{(S_e - S_i) * S_r} \quad (44)$$

Com a tensão de cisalhamento, é possível obter a tensão circunferencial e radial, as quais podem ser calculadas pelas Equações (45) e (46) respectivamente:

$$\sigma_c = \sigma_p + \tau \quad (45)$$

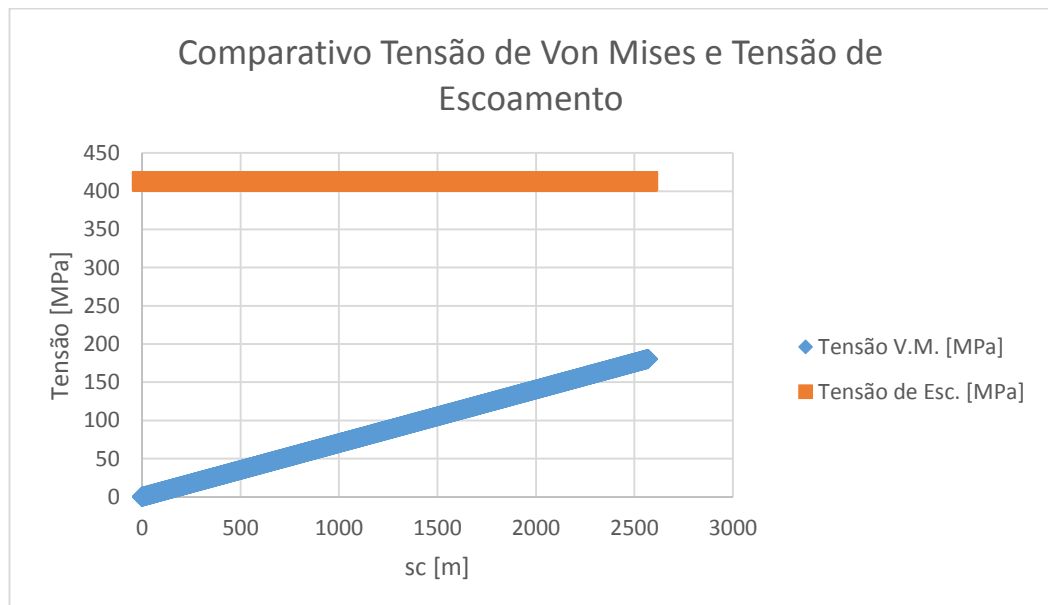
$$\sigma_r = \sigma_p - \tau \quad (46)$$

Computadas estas parcelas, finalmente é possível obter a tensão equivalente de von Mises, a qual pode ser determinada pela Equação (47):

$$\sigma_{vm} = \sqrt{\frac{(\sigma_{tw} - \sigma_c)^2 + (\sigma_c - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_{tw})^2}{2}} \quad (47)$$

Sabendo que a tensão de escoamento do aço API5LX60 é de 413 MPa pode-se verificar que a tensão equivalente de von Mises é inferior à tensão de escoamento do material, o que é confirmado por meio da Figura 13.

Figura 13 - Comparativo entre a tensão equivalente de von Mises e a tensão de escoamento do aço API5LX60



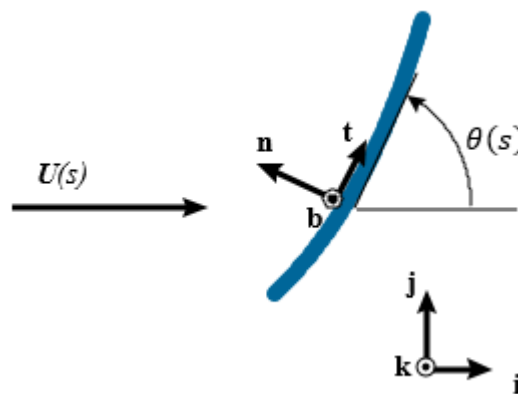
Fonte: O autor (2017).

4.2. ANÁLISE ESTÁTICA COM CORRENTEZA

Prosseguindo com a análise, foi considerada a presença de correnteza oceânica com velocidade de 0,5 m/s. Porém como se trata de uma análise estática, as forças hidrodinâmicas devido à emissão de vórtices são desconsideradas nessa seção.

Normalmente o vetor velocidade apresenta comportamento triangular, porém para esta análise será feita uma simplificação para um vetor velocidade horizontal. A Figura 14 apresenta o vetor velocidade do campo considerado para esse estudo de caso:

Figura 14 - Vetor velocidade



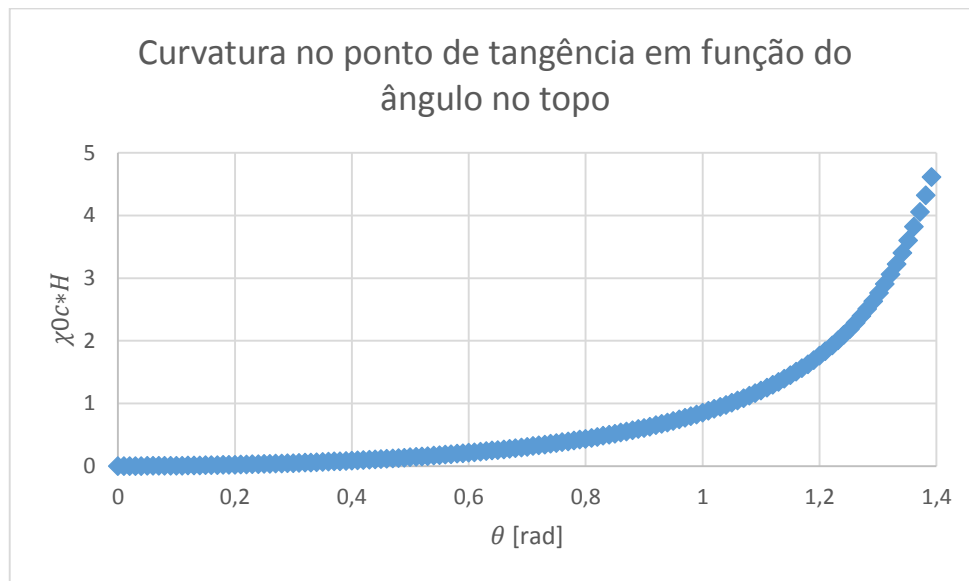
Fonte: Pesce (1997).

Como o TDP é um ponto muito importante para este estudo, então primeiramente foi analisada sua curvatura em função do ângulo no topo original. Para a análise ser feita de maneira adimensional, multiplicou-se a função pela profundidade, resultando na Equação (48):

$$\chi_{0c} * H = (\sec \theta_c - 1) \quad (48)$$

Variou-se o ângulo no topo original visando observar o comportamento da curvatura neste ponto para diferentes casos, que pode ser observado na Figura 15:

Figura 15 - Curvatura no ponto de tangência normalizada pela profundidade em função do ângulo no topo



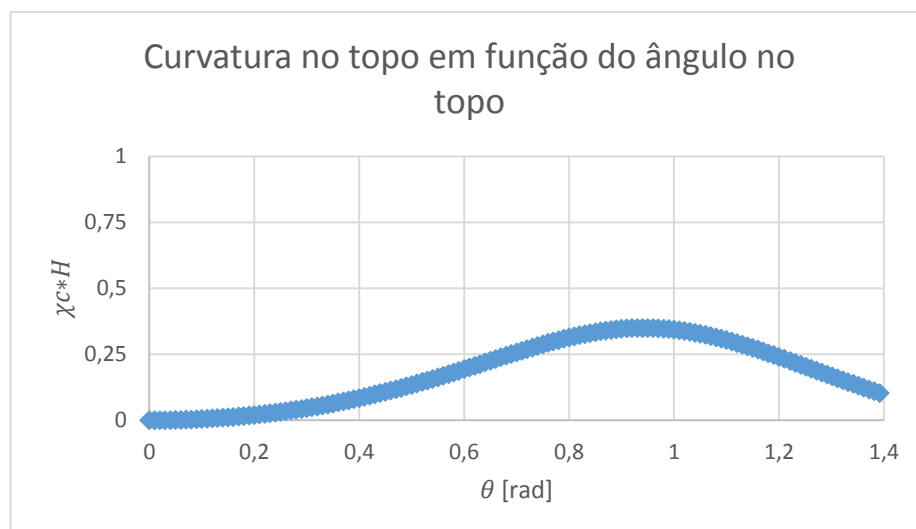
Fonte: O autor (2017).

Prosseguindo, analisou-se a curvatura no topo da linha. O procedimento foi feito de maneira adimensional, por meio da Equação (49):

$$\chi_c * H = \frac{(\sec(\theta_c) - 1)}{1 + \left[s_c * \frac{(\sec(\theta_c) - 1)}{H} \right]^2} \quad (49)$$

Novamente realizando uma variação do ângulo do topo é possível observar o comportamento da curvatura na Figura 16:

Figura 16 - Curvatura no topo normalizada pela profundidade em função do ângulo no topo



Fonte: O autor (2017).

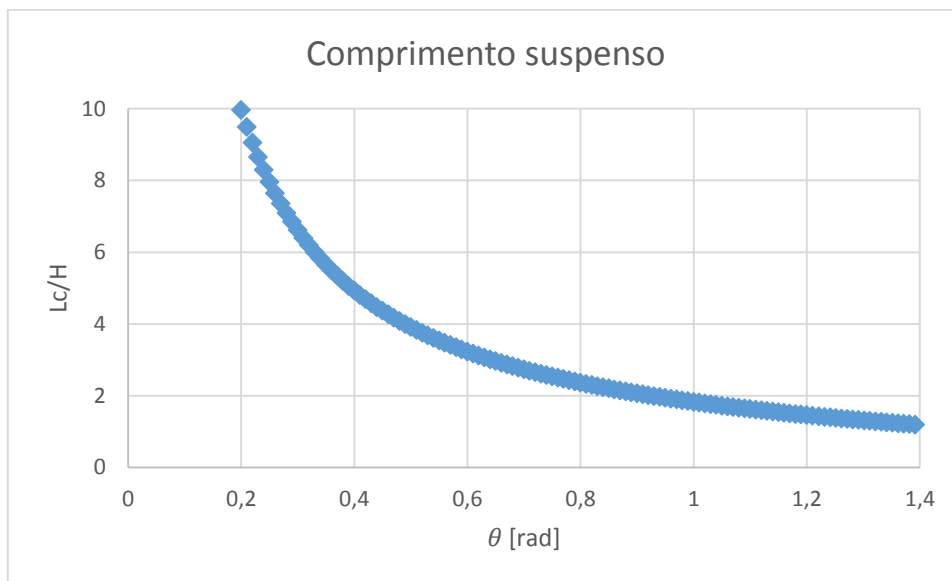
Nota-se que a curvatura no topo é uma função crescente entre 0 e 0,9 radianos, porém a partir deste ângulo, a curvatura torna-se uma função decrescente, ao contrário do que ocorre no TDP, onde foi possível observar que a curvatura é uma função crescente entre 0 e 1,4 radianos, o qual foi o intervalo de variação do ângulo do topo.

Prosseguindo com o estudo de maneira adimensional, foi analisado o comportamento do comprimento suspenso, de duas maneiras: comprimento suspenso normalizado pela profundidade, e projeção do comprimento suspenso normalizado pela profundidade. Tais resultados foram obtidos por meio das Equações (50) e (51), que podem ser observados nas Figuras 17 e 18.

$$\frac{L_c}{H} = \frac{\tan(\theta_c)}{(\sec(\theta_c) - 1)} \quad (50)$$

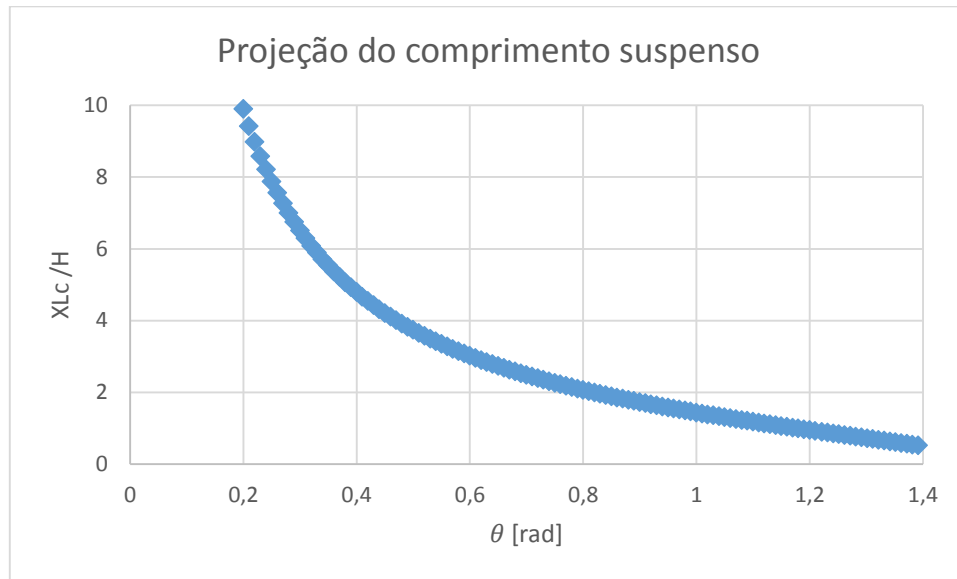
$$\frac{X_{Lc}}{H} = \frac{\ln(\tan(\theta_c) + \sec(\theta_c))}{\sec(\theta_c) - 1} \quad (51)$$

Figura 17 - Comprimento suspenso normalizado pela profundidade



Fonte: O autor (2017).

Figura 18 - Projeção do comprimento suspenso normalizado pela profundidade



Fonte: O autor (2017).

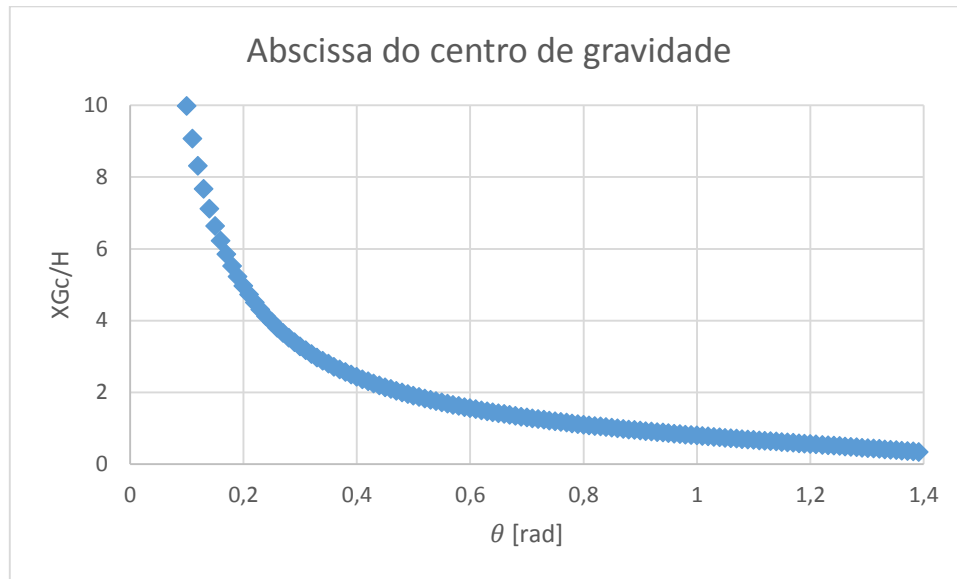
Por meio das Figuras 17 e 18 nota-se que o comprimento suspenso é uma função que decai com o aumento do ângulo do topo da catenária, ou seja, o comprimento suspenso tende a ser maior quanto menor for o ângulo no topo.

Na estática é de extrema importância a determinação do centro de gravidade. Portanto foi determinada a abscissa do centro de gravidade (X_{Gc}) para o riser analisado. Para isso, recorreu-se a Equação (52):

$$\frac{X_{Gc}}{H} = \frac{\cot(\theta_c)}{\sec(\theta_c) - 1} * [1 - \sec(\theta_c) + \tan(\theta_c) * \ln(\tan(\theta_c) + \sec(\theta_c))] \quad (52)$$

Por meio da equação acima, foi feita uma variação do ângulo no topo visando determinar X_{Gc} , onde o resultado segue abaixo na Figura 19:

Figura 19 - Abscissa do centro de gravidade normalizado pela profundidade



Fonte: O autor (2017).

Devido a presença de correnteza nesta situação, haverá, portanto uma resultante de força hidrodinâmica horizontal e vertical, de modo que é de extrema importância suas determinações, bem como a determinação da abscissa e ordenada destas componentes.

Segundo Pesce (1997), existe um importante parâmetro (α) relacionado à força hidrodinâmica devido à ação da correnteza, o qual é dado por meio da Equação (53):

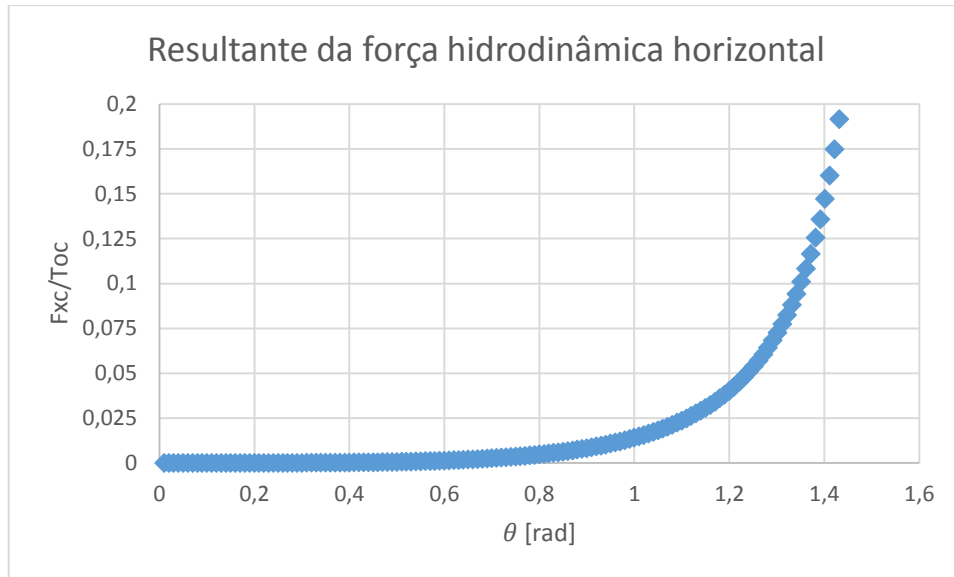
$$\alpha = \frac{1}{2} * \rho_a * D * (U_0^2) \quad (53)$$

Sua importância pode ser observada nas Equações (54) e (55), onde este parâmetro está presente durante a determinação das componentes horizontal e vertical da resultante hidrodinâmica. A Equação (54) determina a resultante da força hidrodinâmica horizontal (F_{xc}) normalizada pela tração horizontal da catenária:

$$\frac{F_{xc}}{T_{0c}} = \frac{\alpha}{q} * [C_D * (\cos(\theta_c) + \sec(\theta_c) - 2) + C_T * \sen(\theta_c)] \quad (54)$$

A Figura 20 traz o resultado obtido realizando a variação do ângulo original da catenária:

Figura 20 - Resultante da força hidrodinâmica horizontal normalizada pela tração horizontal da catenária



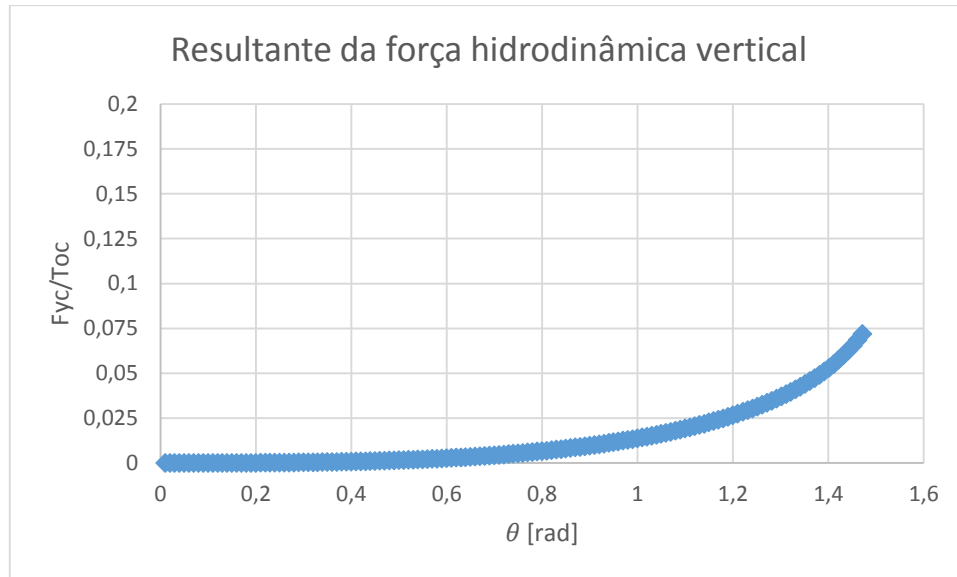
Fonte: O autor (2017).

O procedimento é análogo para a resultante da força hidrodinâmica vertical (F_{Yc}), utilizando a Equação (55):

$$\frac{F_{Yc}}{T_{0c}} = \frac{\alpha}{q} * [C_D * (-\text{sen}(\theta_c) + \ln(\tan(\theta_c) + \text{sec}(\theta_c))) - C_T * (1 - \text{cos}(\theta_c))] \quad (55)$$

Como citado acima, nota-se a presença do parâmetro relacionado à força resultante proporcionada pela correnteza. O resultado obtido por meio da Equação (55) encontra-se na Figura 21:

Figura 21 - Resultante da força hidrodinâmica vertical normalizada pela tração horizontal da catenária



Fonte: O autor (2017).

Em ambas situações é possível observar que a resultante da força hidrodinâmica tende a aumentar conforme aumenta-se o ângulo original da catenária. Além disso, as resultantes obtidas estão normalizadas pela tração horizontal da catenária, tornando as resultantes funções adimensionais.

É de grande importância que seja determinada a abscissa (X_{Yc}) e a ordenada (Y_{Xc}) do centro da resultante das forças hidrodinâmicas atuantes. Para isso utilizou-se as Equações (56) e (57).

$$\frac{X_{Yc}}{H} = \frac{1}{\sec(\theta_c) - 1} * \left[\frac{a_Y(\theta_c) + \eta * b_Y(\theta_c)}{c_Y(\theta_c) + \eta * d_Y(\theta_c)} \right] \quad (56)$$

Onde,

$$a_Y(\theta_c) = -\left(\frac{1}{2}\right) * \ln^2(\sec(\theta_c) + \tan(\theta_c)) - \text{sen}(\theta_c) * \ln(\sec(\theta_c) + \tan(\theta_c)) - \ln(\cos(\theta_c)) \quad (56.a)$$

$$b_Y(\theta_c) = (\theta_c) - \cos(\theta_c) * \ln(\sec(\theta_c) + \tan(\theta_c)) \quad (56.b)$$

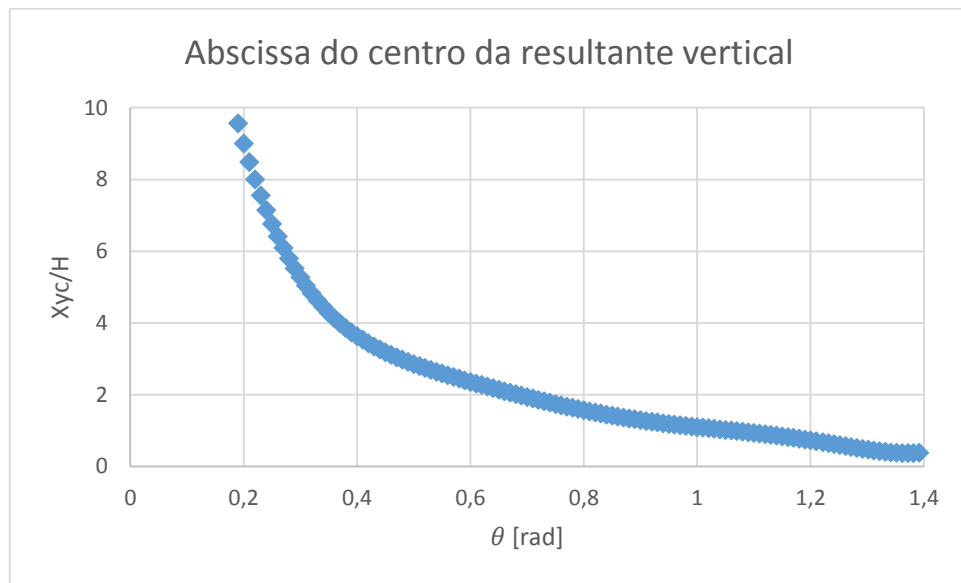
$$c_Y = \text{sen}(\theta_c) - \ln(\sec(\theta_c) + \tan(\theta_c)) \quad (56.c)$$

$$d_Y = 1 - \cos(\theta_c) \quad (56.d)$$

$$\eta = \frac{c_T}{c_D} \quad (56.e)$$

Por meio da Equação (56) obteve-se a abscissa do centro da resultante vertical hidrodinâmica, a qual foi normalizada pela profundidade, em função do ângulo do topo original da catenária.

Figura 22 - Abscissa do centro da resultante vertical hidrodinâmica F_{Yc} normalizada pela profundidade



Fonte: O autor (2017).

De maneira análoga, temos que:

$$\frac{y_{xc}}{H} = \frac{1}{\sec(\theta_c) - 1} * \left[\frac{a_x(\theta_c) + \eta * b_x(\theta_c)}{c_x(\theta_c) + \eta * d_x(\theta_c)} \right] \quad (57)$$

Onde,

$$a_x(\theta_c) = 2 - \cos(\theta_c) - \sec(\theta_c) + \frac{1}{2} * \tan^2(\theta_c) + \ln(\cos(\theta_c)) \quad (57.a)$$

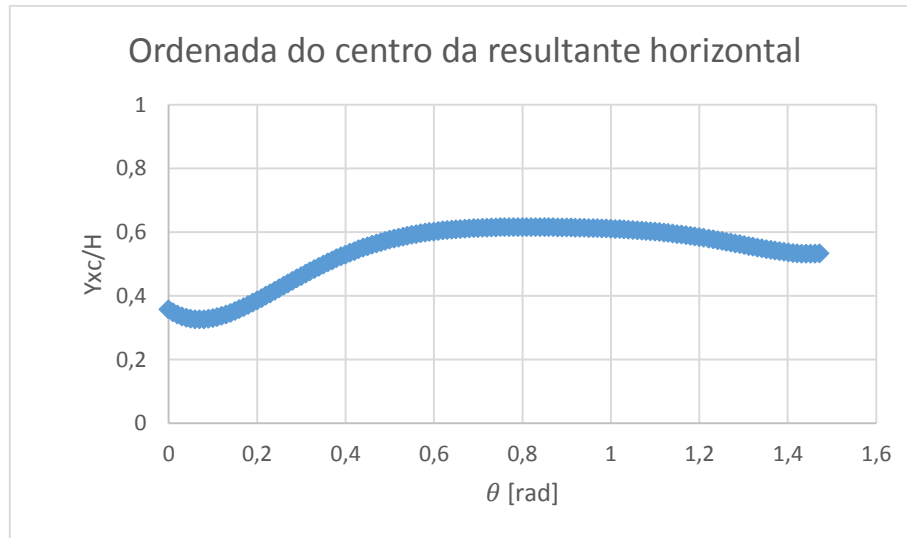
$$b_x = (\theta_c) - \sen(\theta_c) \quad (57.b)$$

$$c_x = \cos(\theta_c) + \sec(\theta_c) - 2 \quad (57.c)$$

$$d_x = \sen(\theta_c) \quad (57.d)$$

E assim, temos que:

Figura 23 - Ordenada do centro da resultante horizontal hidrodinâmica F_{xc} normalizada pela profundidade



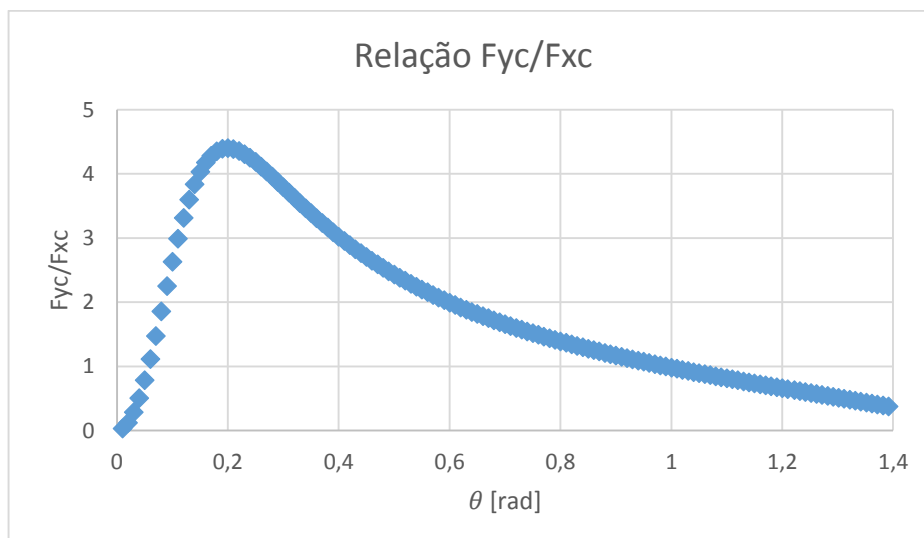
Fonte: O autor (2017).

Outra função que pode ser obtida é a razão entre as resultantes vertical e horizontal ($\frac{F_{yc}}{F_{xc}}$) por meio dos resultados encontrados através das Equações (54) e (55), dando origem à Equação (58):

$$\frac{F_{yc}}{F_{xc}} = \frac{[C_D * (-\text{sen}(\theta_c) + \ln(\tan(\theta_c) + \sec(\theta_c))) - C_T * (1 - \cos(\theta_c))]}{[C_D * (\cos(\theta_c) + \sec(\theta_c) - 2) + C_T * \text{sen}(\theta_c)]} \quad (58)$$

Realizando uma variação do ângulo original do topo da catenária e por meio da Equação (58) obteve-se a Figura 24:

Figura 24 - Relação entre as resultantes vertical e horizontal hidrodinâmica



Fonte: O autor (2017).

Era esperado que esta relação apresentasse um pico entre 0 e 0,2 radianos, visto que neste intervalo a componente horizontal F_{xc} apresenta valores com ordem de grandeza 10^{-6} , enquanto que a componente vertical apresenta valores com ordem de grandeza 10^{-1} .

A Tabela 2 apresenta os resultados obtidos durante esta análise com correnteza:

Tabela 2 - Resultados obtidos referentes à análise estática com correnteza

Símbolos	Resultados	Valores
$\chi_{0c} * H$	Curvatura no ponto de tangência	1,923804
$\chi_c * H$	Curvatura no topo	0,225043
$\frac{L_c}{H}$	Comprimento suspenso	1,428148007
$\frac{X_{Lc}}{H}$	Projeção do comprimento suspenso	0,90207464
$\frac{X_{Gc}}{H}$	Abscissa do centro de gravidade	0,538104406
$\frac{F_{xc}}{T_{0c}}$	Resultante da força hidrodinâmica horizontal	0,045364796
$\frac{F_{yc}}{T_{0c}}$	Resultante da força hidrodinâmica vertical	0,028472
$\frac{X_{Yc}}{H}$	Abscissa do centro da resultante vertical hidrodinâmica	0,67661044
$\frac{Y_{Xc}}{H}$	Ordenada do centro da resultante horizontal hidrodinâmica	0,580466
$\frac{F_{yc}}{F_{xc}}$	Relação entre as resultantes vertical e horizontal hidrodinâmica	0,627634203

Fonte: O autor (2017).

4.3. SOLO PLANO E RÍGIDO

Segundo Pesce (1997), ao lançar uma linha de forma direta ao fundo do oceano desprezando o efeito da rigidez flexional, tem-se uma situação de descontinuidade de curvatura no TDP, pois do lado suspenso a função apresenta valor máximo, e do lado assentado sobre o leito do oceano a curvatura é nula.

Analisando a Figura 10 é possível observar esta situação de descontinuidade, onde a curvatura apresentou comportamento decrescente, com valor máximo do lado suspenso, junto ao TDP.

Esta seção abordará um problema de camada-limite, que irá aplicar uma correção na solução da catenária localmente, incorporando o efeito da rigidez flexional e da restituição elástica do solo. O novo ponto de contato com o fundo do oceano será dado pela coordenada s_f .

Primeiramente é necessário determinar o comprimento flexional (λ), que pode ser obtido pela Equação (59):

$$\lambda = \sqrt{\frac{EI}{T_{0c}}} \quad (59)$$

A coordenada s_f pode ser obtida por meio da condição de tangência em solo plano e rígido ($\theta_c = 0$), de modo que:

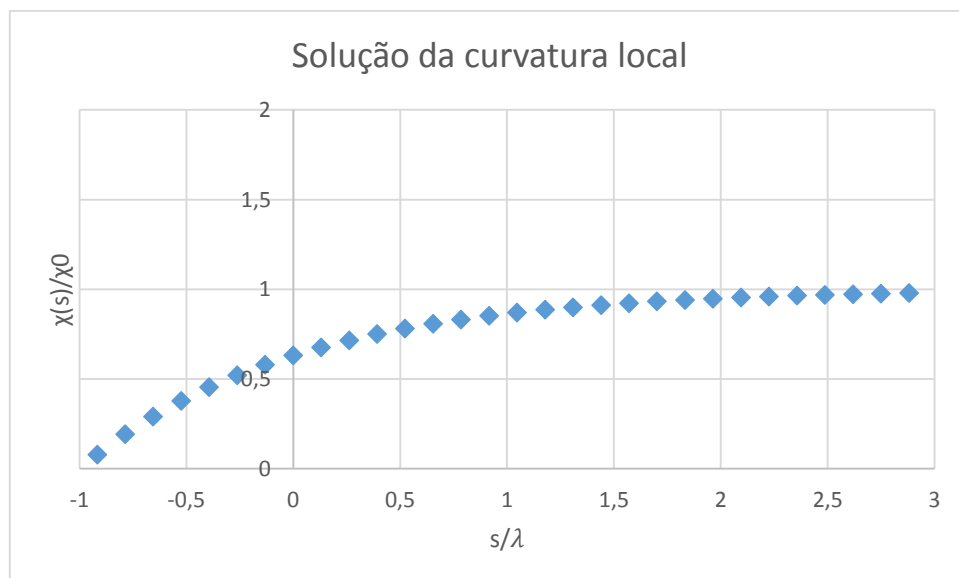
$$s_f = -\lambda \quad (60)$$

Com isso, determina-se a curvatura local por meio da Equação (61):

$$\chi(s) = \begin{cases} \chi_0 * \left(1 - e^{-\left(1+\frac{s}{\lambda}\right)}\right); & \text{se } s \geq \lambda \\ 0 & ; \text{se } s < \lambda \end{cases} \quad (61)$$

A Equação (61) pode ser normalizada por χ_0 e assim obter-se a curvatura local, como segue o resultado na Figura 25:

Figura 25 - Solução da curvatura local



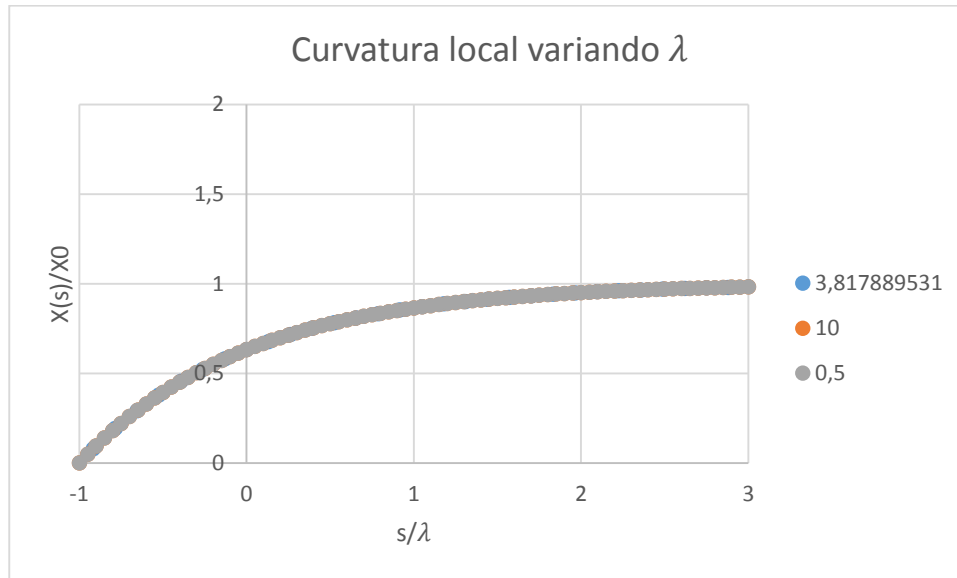
Fonte: O autor (2017).

A Figura 25 permite observar que para grandes valores de s/λ a curvatura local tende a assumir o valor de χ_0 , ou seja, a curvatura tenderá a assumir a curvatura obtida na análise global no TDP.

Realizando uma variação paramétrica podemos observar a influência do comprimento flexional sobre a curvatura local.

A Figura 26 foi obtida utilizando três valores diferentes de comprimento flexional: o original do problema (3,817), um valor superior ao original (10), e um valor inferior ao original (0,5).

Figura 26 - Variação do comprimento flexional na curvatura local



Fonte: O autor (2017).

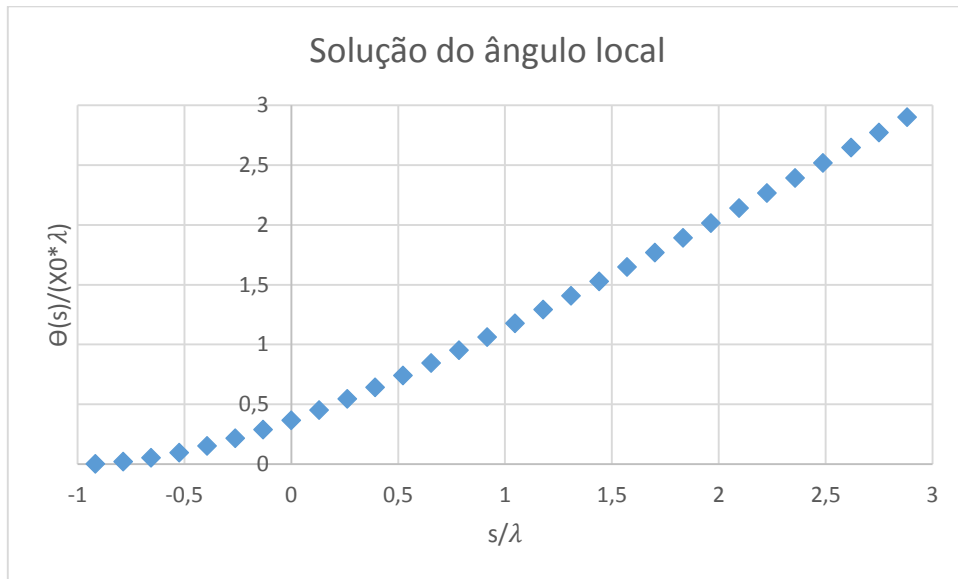
Nota-se que as três curvas apresentam comportamento muito próximos, tornando difícil a distinção entre seus resultados.

Já o ângulo local da catenária é obtido através da Equação (62):

$$\theta(s) = \begin{cases} \chi_0 * \lambda * \left(\frac{s}{\lambda} + e^{-\left(1 + \frac{s}{\lambda}\right)} \right); & \text{se } s \geq \lambda \\ 0 & ; \text{se } s < \lambda \end{cases} \quad (62)$$

De maneira análoga, o ângulo local foi normalizado por $\chi_0 * \lambda$ fornecendo o seguinte resultado:

Figura 27 - Solução do ângulo local

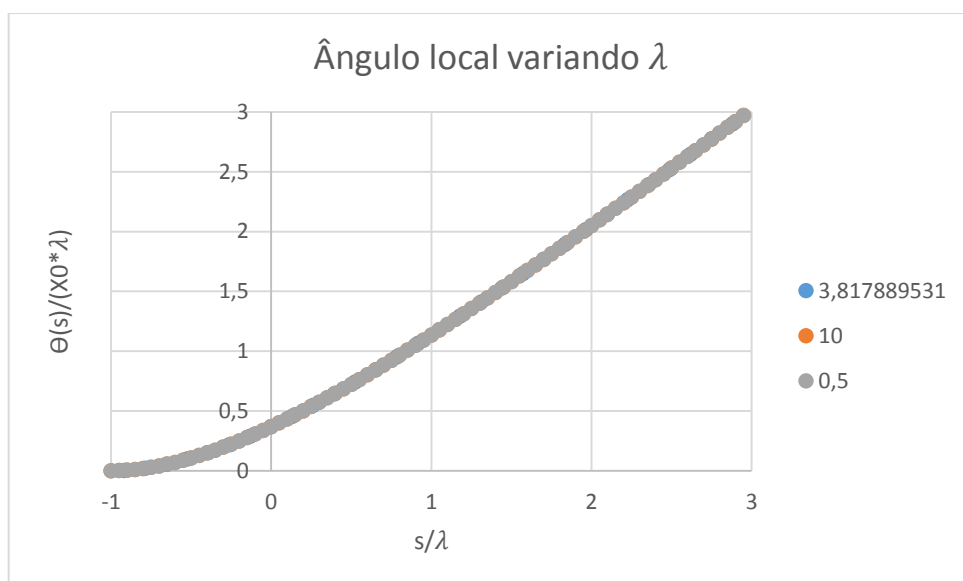


Fonte: O autor (2017).

Este resultado nos permite observar que conforme aumenta-se o parâmetro adimensional s/λ , o ângulo local tende a aumentar seu valor, tendendo à assumir o valor da curvatura no TDP multiplicada pelo comprimento de linha, isto é, $\chi_0 * s$.

Realizando o mesmo procedimento feito com a curvatura local, variou-se o comprimento flexional a fim de observar sua influência na solução do ângulo local. O resultado segue na Figura 28:

Figura 28 - Variação do comprimento flexional na solução do ângulo local



Fonte: O autor (2017).

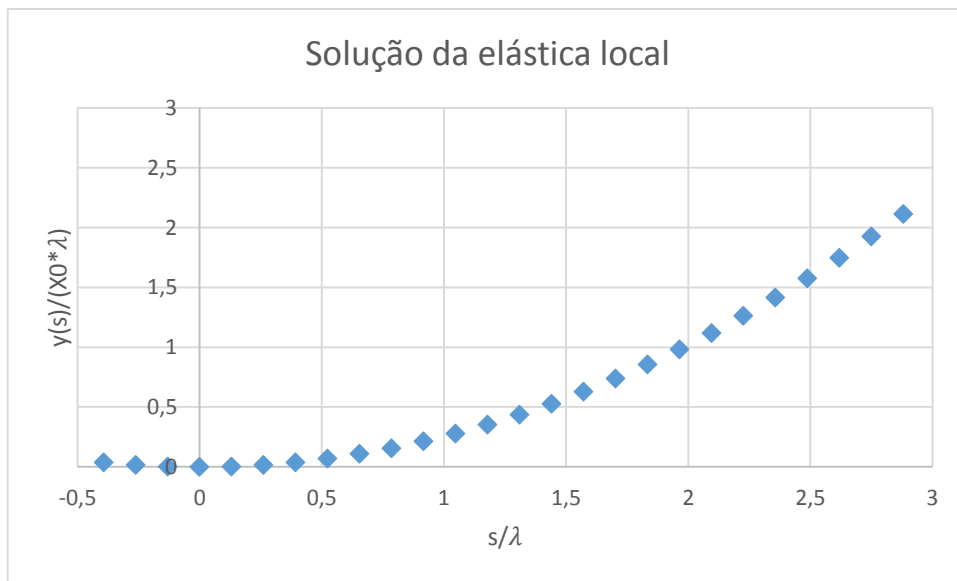
O resultado acima assemelhou-se ao ocorrido durante a variação do comprimento flexional na solução da curvatura local, as funções assumiram valores muito próximos para diferentes valores de comprimento flexional.

Em seguida, analisou-se o comportamento da elástica da curva, a qual é obtida através da Equação (63):

$$y_c(s) = \frac{T_{0c}}{q} \left(\left(1 + \left(\frac{q * s_c}{T_{0c}} \right)^2 \right)^{\frac{1}{2}} - 1 \right) \quad (63)$$

Visando torná-la uma função adimensional dividiu-se a Equação (63) pelo comprimento flexional λ e pela curvatura χ_{0c} , onde o resultado pode ser observado na Figura 29:

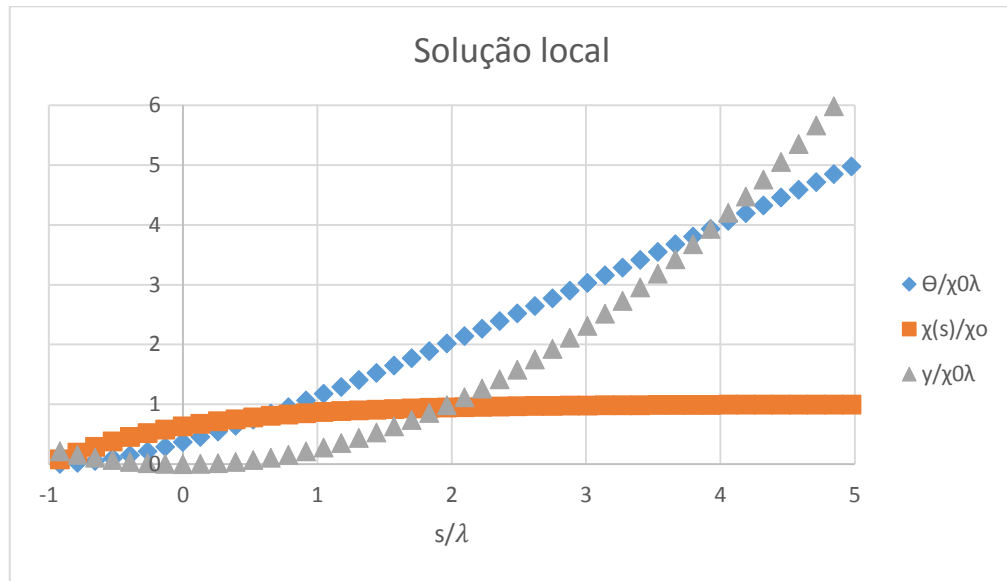
Figura 29 - Solução da elástica local



Fonte: O autor (2017).

É possível agrupar os resultados obtidos nesta análise em apenas um gráfico visando obter a solução local do solo rígido, como pode-se observar na Figura 30:

Figura 30 - Solução local do solo rígido



Fonte: O autor (2017).

5. CONCLUSÃO

Dentre os equipamentos utilizados no processo de exploração de petróleo destacam-se os tubos flexíveis e cabos umbilicais, que realizam o transporte dos fluidos, bem como a comunicação e o controle dos sistemas de válvulas respectivamente.

Os risers podem estar sujeitos a alguns fenômenos no meio em que estão inseridos, como por exemplo, a correnteza oceânica, que foi estudada ao longo deste trabalho.

Existem diversos tipos de configurações geométricas que os risers podem apresentar, onde a catenária destaca-se por ser uma das mais utilizadas.

Tubos flexíveis e cabos umbilicais nesta configuração apresentam uma porção que fica assentada sobre o leito do oceano, possuindo assim um ponto crítico conhecido como TDP, sendo muito importante o estudo do seu comportamento.

Utilizando os dados de um caso real presente na literatura, iniciaram-se os estudos de caso. No estudo considerando a ausência de correnteza foi desprezado o efeito da rigidez flexional, o que levou à uma descontinuidade na curvatura, de modo que do lado suspenso a curvatura apresenta valor máximo e do outro valor mínimo. Obteve-se que a curvatura ao longo da linha apresenta valor máximo no TDP (no lado suspenso), e que esta função decresce ao longo do comprimento de linha.

Já a tração apresenta comportamento crescente ao longo da linha, sendo que para valores pequenos de comprimento de linha, o comportamento aproxima-se de uma função linear.

Também foi possível obter a tensão equivalente de von Mises ao longo da linha através de alguns resultados como campo de pressões externo, tração efetiva ao longo da linha, bem como a consideração do campo de pressões internas nulo devido ao riser não estar submetido à pressurização interna.

Obtido a tensão equivalente de von Mises pôde-se observar que o riser estava sujeito a um valor inferior à tensão de escoamento do aço API5LX60.

O estudo prosseguiu considerando a presença de correnteza, a qual gerou a presença de forças hidrodinâmicas, as quais apresentaram resultados que possuem comportamento

crescente conforme aumenta-se o ângulo original do topo da catenária. Para determinação destas componentes foi necessário determinar um parâmetro que relaciona o campo de velocidade, o diâmetro do riser, bem como a densidade de massa do fluido em que a linha está imersa.

Devido à presença deste fenômeno e o surgimento destas componentes, tornou-se importante a determinação das coordenadas referentes as resultantes hidrodinâmicas. A função que descreve a abscissa do centro da resultante vertical mostrou que quanto maior for o ângulo original do topo de catenária, menor será o valor da abscissa do centro da resultante vertical. Analisando a função da ordenada do centro da resultante horizontal, observou-se que esta apresenta diferentes regiões, com comportamento crescente, quase constante e por fim decrescente.

Por fim foi realizado um estudo local do solo plano e rígido, desta vez considerando a rigidez flexional, sendo necessário a aplicação da técnica da camada-limite. Incluindo este efeito, obteve-se o comprimento flexional, o qual determina o novo ponto de contato com o solo. Aplicando esta técnica foi possível corrigir a descontinuidade da curvatura, que antes apresentava valor nulo de um lado da linha e máximo do outro. Com isso, percebe-se que conforme aumenta a razão s/λ , a curvatura tende a assumir o valor da curvatura no TDP obtida anteriormente.

Realizando uma variação do parâmetro λ para a curvatura e ângulo local observou-se que as funções apresentam comportamento muito semelhantes, isto se deve ao fato de que o comprimento flexional determinou apenas o novo ponto de contato com o solo, e como estava sendo analisada uma função adimensional, as funções tendem a partir de -1 e apresentar comportamentos semelhantes.

Sugere-se para trabalhos futuros a elaboração de um código em Octave ou MatLab com as análises presentes neste trabalho, bem como elaborar um estudo utilizando o método de elementos finitos.

REFERÊNCIAS

- CUSTÓDIO, Anderson Barata. **Modelo analítico para estimativa de falha por instabilidade em armaduras de dutos flexíveis**. 2005. 167 p. Tese (Doutorado) – Programa de Pós-graduação em Engenharia, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, 2005.
- GAY NETO, Alfredo. **Estabilidade estrutural da configuração estática de risers em catenária**. 2012. 389 p. Tese (Doutorado) – Programa de Pós-graduação em Engenharia, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2012.
- MARTINS, Michele Agra de Lemos. **Otimização da configuração de risers verticais complacentes**. 2011. 171 p. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Alagoas. Maceió, AL, 2011.
- PESCE, Celso Pupo. **Mecânica de cabos e tubos submersos lançados em catenária: uma abordagem analítica e experimental**. 1997. Tese (Livre Docente) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 1997.
- PESCE, C.P.; MARTINS, C.A.; SILVEIRA, L.M.Y. Riser-Soil Interaction: Local Dynamics at TDP and a Discussion on the Eigenvalue and the VIV Problems, **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**. 128, 39-55, 2006.
- RABELO, Marcos Alves. **Estudo experimental do comportamento estrutural de barras curvas**. 2009. 181 p. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-graduação em Engenharia, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2009.
- _____. **Investigação sobre a instabilidade axissimétrica de tubos de polietileno de alta densidade sujeitos a compressão axial e pressurização interna e um critério de previsão do fenômeno de ‘birdcaging’ em tubos flexíveis**. 2014. 262 p. Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2014.
- TEÓFILO, Fábio Anderson Fonteles. **Análise e projeto de risers compósitos em catenária**. 2010. 155 p. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil: Estrutural e Construção Civil. Fortaleza, 2010.
- TSUKADA, Raphael Issamu. **Comportamento Dinâmico de Riser Rígido em Catenária Devido à Vibração Induzida por Vórtices em Águas Profundas**. 2009. 128 p. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo, Universidade Estadual de Campinas. Campinas, 2009.
- SPARKS, C. P. The Influence of Tension, Pressure and Weight on Pipe and Riser Deformations and Stresses. **Journal of Energy Resources Technology**. 106, 46-54, 1984.