



UFC

UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ

CENTRO DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ESTRUTURAL E CONSTRUÇÃO CIVIL

CURSO DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

BEATRIZ MATOS MENESES

MODELAGEM DE QUEDA DE RISERS EM CONFIGURAÇÃO LAZY-WAVE

FORTALEZA

2021

BEATRIZ MATOS MENESES

MODELAGEM DE QUEDA DE RISERS EM CONFIGURAÇÃO LAZY-WAVE

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Curso de Graduação em Engenharia Civil do Centro de Tecnologia (CT) da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do grau de bacharel em Engenharia Civil.

Orientador: Prof. Dr. Evandro Parente Júnior

FORTALEZA

2021

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação
Universidade Federal do Ceará
Biblioteca Universitária
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

M488m Meneses, Beatriz Matos.

Modelagem de queda de risers em configuração lazy-wave / Beatriz Matos Meneses. – 2021.
126 f. : il. color.

Trabalho de Conclusão de Curso (graduação) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia,
Curso de Engenharia Civil, Fortaleza, 2021.

Orientação: Prof. Dr. Evandro Parente Júnior.

1. Risers flexíveis . 2. Risers em configuração lazy-wave . 3. Modelagem pós-falha . 4. Análise dinâmica.
I. Título.

CDD 620

BEATRIZ MATOS MENESES

MODELAGEM DE QUEDA DE RISERS EM CONFIGURAÇÃO LAZY-WAVE

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Curso de Graduação em Engenharia Civil do Centro de Tecnologia (CT) da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do grau de bacharel em Engenharia Civil.

Orientador: Prof. Dr. Evandro Parente Júnior

Aprovada em: 26/03/2021.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Evandro Parente Júnior
(Orientador) Universidade Federal do
Ceará (UFC)

Prof. Dr. Antônio Macário Cartaxo de Melo
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Dr. Fábio Pompeo da Silva Minero
Centro de Pesquisas Leopoldo Américo Miguez de Mello (CENPES/PETROBRÁS)

Aos meus pais, Aurenice Matos e José Meneses
pelo amor, suporte e apoio em todos os
momentos da minha vida.

AGRADECIMENTOS

À minha família, pela constante demonstração de amor e apoio durante toda minha vida. Obrigada pela compreensão, por acreditarem em mim e me dar suporte quando preciso e quando nem eu mesma confio em mim. Eu amo vocês e espero que vocês estejam comigo para comemorar todas as minhas vitórias que ainda virão.

À Gabriella, Izabelle, Larisse e Letícia pela cumplicidade e por terem me dado tanta força durante esse processo, que não foi simples. Obrigada pela parceria e por entenderem meus momentos nos quais constantemente, perdida no meu próprio mundo, descreditava de mim, mas vocês estiveram lá para me fortalecer e me ajudar a recuperar meu caminho. Amo vocês.

Ao professor Evandro Parente Júnior, pela excelente orientação e por estar sempre disposto a tirar minhas dúvidas e acompanhar tão de perto, mesmo no contexto da pandemia, e tão satisfatoriamente todo processo de construção desse trabalho.

Aos meus colegas do projeto de Metodologia de Análise de Queda de Risers e do LMCV, especialmente ao mestrando Leonardo Gonçalves, pelo constante suporte, paciência e disponibilidade de tirar minhas dúvidas e me ajudar durante toda etapa de construção deste trabalho, que, com a extraordinária ajuda dele, eu tive muita facilidade de trazer vida a este Projeto de Graduação.

Aos meus amigos de curso e de vida Bárbara, Brenda, Caio, Gabriela Martins, Gabriela Rezende, Joelia, Luís Neto e Luzardo por estarem presente em tantos momentos bons e ruins durante maior parte da graduação. Vocês são muito importantes para mim em cada passo que dei no meu amadurecimento pessoal e profissional até hoje. Quero levar essa amizade e parceria para toda a vida.

Ao CNPQ, UFC, DEECC, LMCV e ao CENPES/PETROBRÁS pelo aporte financeiro ofertado durante a graduação e ao apoio à pesquisa acadêmica brasileira.

RESUMO

Risers são elementos essenciais para a exploração e produção de petróleo e gás em sistemas offshore, pois transportam fluidos de poços e conectam tubulações e outros equipamentos localizados no fundo do mar às plataformas na superfície. Mesmo com grandes avanços no estudo de análise e dimensionamento dessas estruturas, os risers ainda falham, resultando em sua ruptura e conseqüente queda no fundo do mar. A queda pode causar elevados custos ambientais, no caso de ocorrer vazamento de óleo, e econômicos, visto que o impacto da estrutura rompida com outras estruturas e equipamentos vizinhos pode comprometer a vida útil destes. Este trabalho tem como objetivo realizar a modelagem e análise pós-falha para compreender o comportamento da estrutura logo após a ocorrência da ruptura durante sua trajetória de queda, com foco em risers flexíveis em configuração lazy-wave. Para isso, simulações dinâmicas não-lineares foram realizadas em um exemplo de um modelo usando o software OrcaFlex. Primeiramente, foi realizada uma avaliação de parâmetros importantes do modelo, como a malha de elementos finitos, o algoritmo de integração, o incremento de tempo, o coeficiente de arrasto longitudinal, a esbeltez do riser, a relação momento-curvatura não-linear do riser e a rigidez normal do solo. Esta avaliação teve foco em compreender melhor a influência desses parâmetros na precisão e eficiência do modelo e na resposta estrutural do fenômeno. Além disso, objetivando determinar de forma mais confiável a velocidade máxima, tempo de queda e a geometria final no solo marinho, foi realizado um estudo estatístico por meio do uso de ondas aleatórias. Este estudo foi importante para avaliar a relevância dos parâmetros estudados e a influência da direção da corrente, bem como para auxiliar na determinação de uma zona segura, considerando uma dada probabilidade de não-excedência. Foi observado um grande efeito do coeficiente de arrasto longitudinal e da esbeltez do riser na resposta física do problema. Além disso, verificou-se que o uso de uma relação momento-curvatura não-linear tem grande importância para se obter resultados mais realistas, tendo em vista que ela leva a diferenças significativas em relação à rigidez linear constante. Uma conclusão importante foi observada no estudo estatístico, pois verificou-se que a redução da esbeltez reduz a aleatoriedade do fenômeno. A análise estocástica da direção da corrente indicou a necessidade de considerar correntes em diferentes direções para determinar a zona de segurança. Os resultados e análises obtidos podem auxiliar a prevenir a ocorrência de danos no caso de acidentes em projetos futuros de risers.

Palavras-chave: Risers Flexíveis, Risers em configuração lazy-wave, Modelagem pós-falha, Análise Dinâmica.

ABSTRACT

Risers are essential elements for the exploration and production of oil and gas in offshore systems, as they transport fluids from wells and connect pipes and other equipment located on the seabed to floating units. Even with great advances in the methods of analysis and design of marine risers, these structures still fail, resulting in their collapse and fall on the seabed. The falling structure may cause high environmental, in the event of an oil leak, and economic costs, since the impact of the collapsed structure with other neighboring structures and equipment can compromise their lifespan. This work aims to perform the modeling and post-failure analysis of marine structures to understand its behavior right after the occurrence of the rupture during its fall trajectory, with a focus on flexible risers in a lazy-wave configuration. For this, non-linear dynamic simulations were carried out on an example model using the OrcaFlex software. First, the effect of different parameters on the model response was assessed, such as the finite element mesh, the integration algorithm, the time step, the longitudinal drag coefficient, the riser's slenderness, the use of a non-linear moment-curvature relationship of the riser and the normal stiffness of the soil. This procedure focused on providing a better understanding over the influence of these parameters in the precision and efficiency of the model and in the structural response of the phenomenon. In addition, in order to more reliably determine the maximum velocity, fall time and final geometry on the sea floor, a statistical study was carried out using random waves. This study was important to more reliably evaluate the relevance of the studied parameters and the influence of the current direction, as well as to assist in the design of a safe zone, considering a given probability of non-exceedance. It was observed that the longitudinal drag coefficient and the riser's slenderness have a major influence in the physical response of the problem. In addition, it was found that the use of a non-linear moment-curvature relationship is of great importance to obtain more realistic results, considering that it leads to significant differences when compared to the linear bending stiffness. It was found that a decrease on the riser's slenderness reduces the randomness of the phenomenon. It was also indicated that the consideration of currents in different directions is important to determine the safe zone. The results and analyzes obtained can help to the occurrence of further damage in the event of accidents in future riser projects.

Keywords: Flexible Risers, Risers in lazy-wave configuration, Post-failure modeling, Dynamic Analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Ilustração de uma plataforma fixa.....	9
Figura 2 - Imagem de uma plataforma auto-elevatória.....	9
Figura 3 - Ilustração de plataforma semissubmersível.....	10
Figura 4 - Ilustração de mono-coluna.....	10
Figura 5 - Ilustração de um FPSO.....	11
Figura 6 - Ilustração de um navio-sonda.....	12
Figura 7 - Ilustração de uma TLP.....	12
Figura 8 - Estrutura da parede um riser flexível.....	13
Figura 9 - Ilustração de um conector convencional para risers flexíveis.....	14
Figura 10 - Conectores e enrijecedores.....	14
Figura 11 - Riser rígido a bordo de uma embarcação.....	15
Figura 12 - <i>Flexjoint</i>	15
Figura 13 - Ilustração das configurações <i>lazy-wave</i> e <i>catenária</i>	16
Figura 14 - Ilustração das configurações <i>pilant-wave</i> e <i>lazy-s</i>	17
Figura 15 - Ilustração das configurações <i>steep-wave</i> e <i>steep-s</i>	17
Figura 16 - Sistema de forças equivalente.....	19
Figura 17 - Segmento do riser com flutuador.....	20
Figura 18 - Onda regular de Airy.....	25
Figura 19 - Exemplos de espectro de onda.....	26
Figura 20 - Espectro de JONSWAP para $H_s = 4,0\text{ m}$, $T_p = 8,0\text{ s}$ e diferentes parâmetros de forma de pico.....	28
Figura 21 - Movimentos da embarcação.....	29
Figura 22 - Relação momento-curvatura de uma riser não-pressurizado.....	31
Figura 23 - Relação momento-curvatura de uma riser pressurizado.....	31
Figura 24 - Deslocamentos relativos entre riser e solo.....	34
Figura 25 - Modelo de atrito de Coulomb modificado.....	35
Figura 26 - Discretização do trecho de linha flexível.....	38
Figura 27 - Representação detalhada do modelo de linha do OrcaFlex.....	39
Figura 28 - Avaliação das causas de falhas de risers.....	41
Figura 29 - LMRP e BOP.....	43
Figura 30 - Queda de riser de perfuração após desconexão na plataforma.....	44
Figura 31 - Vista superior do modelo da embarcação.....	47
Figura 32 - Vista completa do modelo.....	49
Figura 33 - Curvas das relações momento-curvatura utilizadas.....	55
Figura 34 - Exemplo de <i>bounding box</i>	59
Figura 35 - Influência da malha na onda de compressão.....	63
Figura 36 - Influência da malha na configuração no solo.....	63
Figura 37 - Influência do <i>CDL</i> no incremento de tempo necessário para simulação.....	65
Figura 38 - Influência do <i>CDL</i> na tensão efetiva do trecho do riser em queda.....	65
Figura 39 - Influência do <i>CDL</i> na configuração no solo.....	66
Figura 40 - Influência do <i>CDL</i> na energia cinética total do sistema.....	67
Figura 41 - Influência do algoritmo de integração na envoltória de tensão efetiva do riser em queda.....	69
Figura 42 - Influência do algoritmo de integração na onda de compressão.....	70
Figura 43 - Influência do algoritmo de integração na configuração no solo.....	70

Figura 44 – Influência do algoritmo de integração na energia cinética total do sistema.....	71
Figura 45 – Influência do coeficiente de esbeltez na configuração do solo.....	72
Figura 46 – Influência do coeficiente de esbeltez na configuração deformada de queda.....	73
Figura 47 – Influência do coeficiente de esbeltez na energia cinética total do sistema.....	74
Figura 48 – Influência da relação momento-curvatura no incremento de tempo necessário para simulação.....	76
Figura 49 – Influência da relação momento-curvatura na tensão efetiva do trecho do riser em queda	77
Figura 50 – Influência da relação momento-curvatura na configuração no solo.....	78
Figura 51 – Influência da relação momento-curvatura na configuração deformada de queda.....	79
Figura 52 – Influência da relação momento-curvatura na energia cinética total do sistema.....	80
Figura 53 – Influência da rigidez normal do solo na onda de compressão.....	82
Figura 54 – Influência da rigidez normal do solo na configuração no solo.....	83
Figura 55 – Resultado médio cumulativo de cada variável para 100 simulações.....	85
Figura 56 – Intervalo de confiança para a diferença entre as médias.....	87
Figura 57 – Ajuste das distribuições nos histogramas para o estudo estatístico do caso base.....	88
Figura 58 – Ajuste das distribuições nos histogramas para o estudo estatístico do <i>CDL</i>	89
Figura 59 – Ajuste das distribuições nos histogramas para o estudo estatístico do coeficiente de esbeltez.....	90
Figura 60 – Ajuste das distribuições nos histogramas para o estudo estatístico da rigidez normal do solo.....	91
Figura 61 – Zona de segurança resultante considerando uma probabilidade de não excedência de 99,9% para o estudo da influência dos parâmetros.....	92
Figura 62 – Ajuste das distribuições nos histogramas para corrente na direção Leste.....	95
Figura 63 – Ajuste das distribuições nos histogramas para corrente na direção Oeste.....	96
Figura 64 – Ajuste das distribuições nos histogramas para corrente na direção Norte.....	97
Figura 65 – Zona de segurança resultante considerando uma probabilidade de não excedência de 99,9% para a avaliação da influência das diferentes direções de correntes.....	98

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Coordenadas do centro de gravidade e da conexão do riser em relação ao eixo local do navio.....	47
Tabela 2 – Parâmetros do modelo do riser.....	48
Tabela 3 – Resultados comparados para o estudo de influência dos parâmetros.....	51
Tabela 4 – Matriz de casos para estudo da influência malha.....	52
Tabela 5 – Matriz de casos para estudo da influência do CDL	52
Tabela 6 – Matriz de casos para estudo do algoritmo de integração.....	53
Tabela 7 – Matriz de casos para estudo da influência do coeficiente de esbeltez (λ).....	54
Tabela 8 – Matriz de casos para estudo da influência da relação momento-curvatura.....	55
Tabela 9 – Relações momento-curvatura utilizadas.....	55
Tabela 10 – Matriz de casos para estudo da influência da rigidez normal do solo.....	56
Tabela 11 – Corrente utilizada para estudo estatístico.....	57
Tabela 12 – Modelos para análise estatística da relevância dos parâmetros estudados.....	58
Tabela 13 – Resultados do estudo da influência da malha.....	61
Tabela 14 – Resultados do estudo da influência do coeficiente de arrasto longitudinal (CDL)....	64
Tabela 15 – Resultados do estudo da influência do algoritmo de integração.....	68
Tabela 16 – Resultados do estudo da influência do coeficiente de esbeltez (λ).....	71
Tabela 17 – Resultados do estudo da relação momento-curvatura.....	75
Tabela 18 – Resultados do estudo da influência da rigidez normal do solo.....	81
Tabela 19 – Resultados do estudo estatístico para avaliação da influência dos parâmetros.....	84
Tabela 20 – Resultados do estudo estatístico para avaliação da influência de diferentes direções de corrente.....	93

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

BOP	<i>Blow Out Preventer</i>
TDP	<i>Touchdown Point</i>
FPSO	<i>Floating Production Storage Offloading</i>
FSO	<i>Floating Storage Offloading</i>
FPS	<i>Floating Production Storage</i>
TLP	<i>Tension Leg Platform</i>
SCR	<i>Steel Catenary Riser</i>

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	5
1.1 Objetivos Gerais e específicos.....	7
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	8
2.1 Tipos de Flutuantes.....	8
2.2 Tipos de Risers.....	12
2.3 Cargas atuantes.....	18
2.3.1 Peso e Empuxo.....	18
2.3.1.1 Flutuação.....	19
2.3.2 Forças hidrodinâmicas.....	22
2.3.2.1 Ondas.....	25
2.3.3 Movimentação do flutuante.....	28
2.4 Rigidez à flexão.....	30
2.5 Interação solo-riser.....	33
2.6 Modelagem e Análise de Risers.....	36
2.6.1 Características do riser.....	37
2.6.2 Software OrcaFlex e o elemento de linha.....	37
2.6.3 Análise dinâmica no OrcaFlex.....	39
2.7 Queda de risers e problemas correlatos.....	40
3 MÉTODOS.....	46
3.1 Definição do exemplo a ser modelado.....	46
3.2 Matriz de casos e realização das simulações.....	49
3.2.1 Malha.....	51
3.2.2 Coeficiente de arrasto longitudinal.....	52
3.2.3 Algoritmo de Integração.....	53
3.2.4 Coeficiente de Esbeltez (λ).....	54
3.2.5 Relação momento-curvatura.....	54
3.2.6 Rigidez normal do solo.....	56
3.3 Estudo estatístico.....	56
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	61
4.1 Estudo dos parâmetros de modelagem.....	61
4.1.1 Malha.....	61
4.1.2 Coeficiente de arrasto longitudinal (CDL).....	64
4.1.3 Algoritmo de integração.....	67
4.1.4 Esbeltez (λ).....	71
4.1.5 Relação momento-curvatura.....	75

4.1.6 Rigidez normal do solo.....	80
4.2 Estudo estatístico.....	83
4.2.1 Avaliação da influência dos parâmetros.....	83
4.2.2 Avaliação da influência de diferentes direções de corrente.....	93
5 CONCLUSÃO.....	99
5.1 Sugestões para trabalhos futuros.....	101
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	102

1 INTRODUÇÃO

A exploração e perfuração de poços de petróleo no mar vem aumentando ao longo dos anos. Isto tem feito com que tecnologias sejam desenvolvidas nessas áreas para que essa produção possa acontecer em águas cada vez mais profundas e em locais sujeitos a ações ambientais mais severas.

No Brasil, a indústria de exploração e produção *offshore* de petróleo é uma realidade desde a década de 60 e, atualmente, os campos marítimos são responsáveis pela produção de 96,8% de petróleo e 85,8% de gás natural, sendo 69,9% dessa produção proveniente do Pré-sal. Em 2019, a produção de petróleo no Brasil ultrapassou 1 bilhão de barris no ano, sendo o Campo de Lula, que opera em profundidades maiores que 2000 m, o mais produtivo (ANP, 2020). Nesse contexto, o Brasil está entre os poucos países que vem desenvolvendo e dominando tecnologias para perfuração de poços em águas cada vez mais profundas e ultra profundas.

Uma das estruturas essenciais para que ocorra essa exploração são os risers, que consistem em tubos que ligam as plataformas de perfuração ou produção a poços, dutos ou outros equipamentos localizados no solo marinho, transportando óleo, gás, água e outros fluidos. Os risers devem ser capazes de suportar com segurança as ações externas devido ao peso, empuxo, pressão hidrostática, correntes, ondas e movimentos impostos pela unidade flutuante.

Os risers podem ser rígidos, flexíveis ou até mesmo híbridos e são dispostos em diferentes configurações ao longo da profundidade do mar. Os risers flexíveis se diferenciam dos risers rígidos por se caracterizarem por dutos de baixa rigidez à flexão com paredes compostas por superposições de camadas plásticas e metálicas, cada uma com uma função diferente. Essas características fazem com que essas estruturas tenham uma maior capacidade de absorver movimentos das unidades flutuantes e suportar elevadas trações (SPARKS, 2007).

As estruturas de risers flexíveis podem apresentar várias configurações ao longo da profundidade marítima, sendo a configuração catenária livre a mais comum. No entanto, o presente trabalho tem foco na configuração do tipo lazy-wave, onde são utilizados flutuadores distribuídos num determinado comprimento do riser. Esse tipo de configuração é utilizado como alternativa para reduzir as tensões no topo do riser e as variações de tensão no topo e na região do touchdown point (TDP), regiões críticas para o problema de fadiga (GASPARETTO, 2017).

É importante notar que essas estruturas tomam uma fração considerável de todo custo do sistema offshore de exploração. Portanto, diversas normas e recomendações técnicas para análise e projeto de risers foram desenvolvidas ao longo do tempo, sendo atualmente tema de muitos estudos e pesquisas. Muitos desses estudos estão focados em metodologias de análise e projeto para evitar ruptura dos risers devido a cargas extremas ou fadiga devido a cargas repetidas.

Outros estudos e análises tratam de sistemas de desconexão, que acontecem quando os limites operacionais possam ser excedidos ou quando é necessário desconectar as embarcações dos poços. Esses estudos visam prevenir que a subida do riser até a superfície aconteça com grandes acelerações, evitando impacto em outras estruturas e/ou flambagem (GRONEVIK, 2013).

Apesar dos grandes avanços em relação aos métodos para análise e projeto de risers, ainda ocorrem falhas destas estruturas, resultando na sua queda no solo marinho, ou afloramento na superfície do mar, e em possíveis impactos com outras estruturas. Essas falhas podem acarretar consequências tanto financeiras, quanto ambientais, visto que esse impacto pode danificar o sistema de ancoragem da unidade flutuante, risers vizinhos e outros equipamentos submarinos. Este problema é agravado pelo fato de que é desejável que os risers sejam dispostos em proximidade para maximizar o espaço submarino disponível (HE e LOW, 2012), aumentando a possibilidade de impacto entre os risers.

Portanto, este projeto tem a finalidade de estudar o fenômeno da queda de risers após sua ruptura. É importante salientar, que este é um problema bastante complexo, no qual não existem muitos trabalhos publicados e resultados experimentais disponíveis para validação. Porém, este estudo tem grande importância prática, podendo auxiliar o desenvolvimento em projetos futuros de risers e de arranjo submarino, visando um maior conhecimento do fenômeno com vistas à utilização em análises de risco e na mitigação de acidentes.

A principal contribuição deste projeto será o desenvolvimento de um modelo de simulação computacional da queda de risers flexíveis em configuração lazy-wave após a sua ruptura, que produza resultados precisos com o menor custo computacional possível. Outro aspecto relevante é o desenvolvimento de um estudo estatístico sobre influência e relevância de alguns parâmetros do modelo sobre a trajetória de queda, velocidades atingidas e acomodação do riser no solo após sua ruptura.

1.1 Objetivos Gerais e específicos

O objetivo geral deste trabalho consiste em desenvolver uma metodologia para modelagem e análise do fenômeno de queda de risers em configuração lazy-wave após a sua ruptura. A metodologia deverá ser capaz de indicar a influência dos parâmetros estudados no modelo numérico e no comportamento do riser durante a queda e sua acomodação no solo marinho.

Os objetivos específicos deste projeto são:

- 1) Desenvolver modelo de elementos finitos para análise dinâmica não-linear de riser flexível em configuração lazy-wave.
- 2) Analisar a influência da discretização da malha de elementos finitos, do algoritmo de integração, do coeficiente de arrasto longitudinal, do coeficiente de esbeltez do riser, da relação momento-curvatura do riser e da rigidez normal do solo a respeito do custo computacional e da resposta estrutural do problema.
- 3) Promover uma análise estatística para avaliar o efeito da variação dos parâmetros estudados sobre a trajetória de queda do riser, com foco na observação de algumas variáveis, como o comprimento e a largura de queda do riser, o tempo de queda e velocidade máxima atingida durante a queda.
- 4) Promover uma análise estatística para avaliar o efeito da direção da corrente incidente durante a trajetória de queda do riser.
- 5) Desenvolver uma metodologia para traçar uma zona de segurança de queda do riser que possa auxiliar na instalação de estruturas vizinhas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo, serão expostos conhecimentos importantes acerca de alguns tópicos para que se possa ter um entendimento melhor da modelagem dos exemplos que serão discutidos nesse trabalho. Estes tópicos são: tipos de flutuantes, tipos de risers, carregamentos que essas estruturas podem ser submetidas no oceano, informações sobre métodos e tipos de análise de riser, além de uma revisão bibliográfica de trabalhos encontrados na literatura aberta de casos relacionados à queda e/ou desconexão de risers.

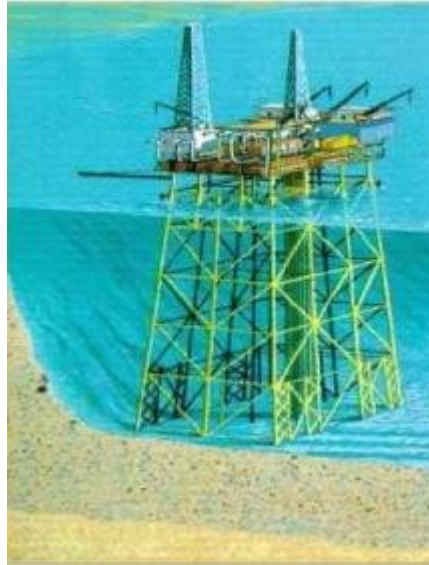
2.1 Tipos de Flutuantes

Os sistemas de exploração e produção de petróleo no mar são compostos por diversos segmentos: os principais são os risers e as plataformas ou unidades de produção. São essas unidades que são responsáveis por receber, processar (tratamento e separação de óleo, água e gás), armazenar e/ou exportar o petróleo. Elas podem ser classificadas em relação à forma de fixação ao solo: fixas, que são apoiadas no fundo do mar, ou plataformas flutuantes, que são posicionadas através de um sistema de ancoragem e podem sofrer diferentes tipos de deslocamentos ocasionada pelas cargas ambientais. Dentre as plataformas flutuantes, elas podem ser de diferentes tipos, como semi-submersíveis, navios FPSO (produção, estocagem e descarregamento) ou FSO (estocagem e descarregamento), navio-sonda, plataformas de pernas tracionadas (TLP) e *Spar Buoys*. A seguir, cada um desses tipos será ilustrado e caracterizado de forma breve.

- Plataforma fixa

As plataformas fixas foram as pioneiras dentre as unidades flutuantes existentes e consistem em estruturas metálicas fixas diretamente no solo submarino sem apresentar grande movimentos. São unidades projetadas para até 300 m de lâmina d'água e com possibilidade de instalação de equipamentos de perfuração e produção dos poços a partir de sondas no seu convés, além de estocagem de materiais e alojamento. O escoamento é realizado através de tubos conectados a navios, já que a plataforma não possui tanques de armazenamento. Se caracteriza também por apresentar *árvore de natal* na superfície (completação seca) e por ser projetada para funcionar até o esgotamento da jazida, já que não pode ser transferida de campo.

Figura 1 - Ilustração de uma plataforma fixa



Fonte: (FROUFE, 2006)

- Plataforma auto-elevatória

Também chamadas de *jackups*, as plataformas auto-elevetárias são usadas para perfuração de poços em campos com lâmina d'água de até 150 m e consistem em uma balsa com três ou mais pernas que podem se deslocar caso necessário. A elevação da plataforma geralmente é acionada através por movimentação mecânica ou hidráulica das suas pernas de uma forma que fique localizada acima do nível do mar, mais segura em relação ao efeito das ondas. Outra característica importante é que a plataforma é móvel, podendo ser deslocada por propulsão própria ou através de reboque, podendo estes serem os navios submersíveis.

Figura 2 - Imagem de uma plataforma auto-elevatória



Fonte: (TECPETRO, 2014)

- Semi-submersível

Este tipo de plataforma pode ser de perfuração e produção e se caracteriza por estar apoiada em flutuadores submersos, que podem ter sua profundidade alterada à medida que é abastecida no tanque de lastro. Como esse tipo de unidade flutuante sofre movimentações devido às condições ambientais, a sua posição é mantida através ou de um sistema de ancoragem por cabos ou de um sistema de posicionamento dinâmico ativado por sensores acústicos e propulsores no casco que recuperam sua localização.

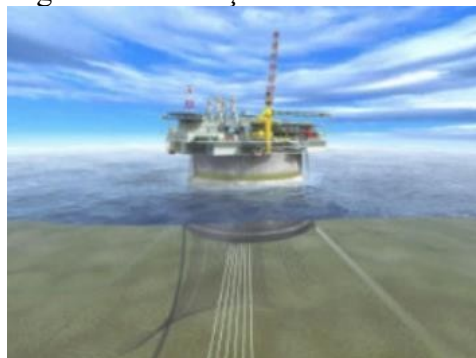
Figura 3 - Ilustração de plataforma semissubmersível



Fonte: (FROUFE, 2006)

A Figura 4 mostra um novo conceito de unidade flutuante, chamada mono-coluna, que se diferencia das unidades semissubmersíveis pelo seu novo conceito de casco cilíndrico que é menos sensível a movimentações por ondas, corrente e vento além de possuir capacidade de armazenamento no seu convés.

Figura 4 - Ilustração de mono-coluna



Fonte: (FROUFE, 2006)

- Navios FPSO, FSO e FPS

Esses tipos de unidades flutuantes estacionárias surgiram com a necessidade cada vez maior de exploração em grandes profundidades e distantes dos continentes. De acordo com o projeto do convés do navio, podem ter função de produção, estocagem e escoamento (FPSO); estocagem e escoamento (FSO); produção e estocagem (FPS).

O FPSO é um dos mais utilizados pela sua capacidade não só de explorar, mas de ter em seu convés uma planta de processo, que recebe o óleo dos poços, faz a separação de óleo, gás e água e tratamento de cada um. A seguir, os fluidos estabilizados são armazenados para depois serem escoados através de navio aliviador.

Esses navios são submetidos a grandes movimentações devido aos efeitos de ondas, correntes e vento, porém seu posicionamento é estabelecido através de sistemas de ancoragem que podem ser do tipo *single point mooring*, no qual os cabos ou correntes de ancoragem saem de um único ponto do navio, ou do tipo *spread mooring*, em que os cabos de ancoragem são distribuídos em diversos pontos do navio.

Figura 5 - Ilustração de um FPSO



Fonte: (FROUFE, 2006)

- Navio-sonda

O Navio-sonda é um tipo de unidade flutuante com função de perfuração de poços, cuja torre de perfuração se encontra no meio do convés com uma abertura no local para a passagem do duto. Outra característica desses navios é que seu posicionamento é estabelecido através de sensores acústicos e propulsores que interrompem a ação de ondas e vento no casco do navio.

Figura 6 - Ilustração de um navio-sonda

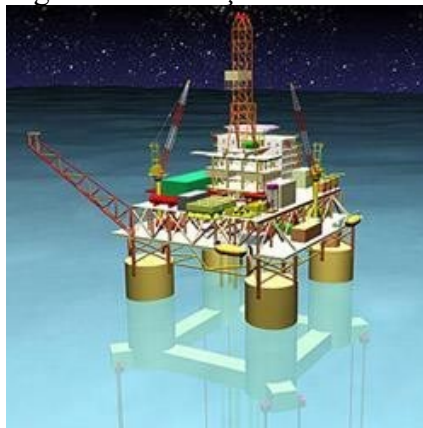


Fonte: (TECPETRO, 2014)

- TLPs

TLPs (*Tension Leg Platform*) ou plataforma de pernas atirantadas são unidades flutuantes com plataformas semelhantes aos semi-submersíveis, mas seu sistema de ancoragem é através de tendões fixos por estacas no fundo do mar. Esses tendões são mantidos esticados devido à flutuabilidade da plataforma, o que promove bastante estabilidade à estrutura. Podem atuar em um campo com até 1500 m de profundidade e geralmente tem a função de produção, mas, às vezes, de perfuração.

Figura 7 - Ilustração de uma TLP



Fonte: (RIGZONE)

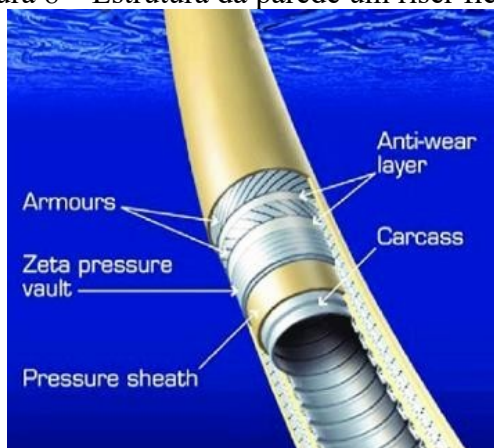
2.2 Tipos de Risers

Risers são estruturas tubulares fundamentais para os sistemas offshore de produção, pois conectam as unidades flutuantes na superfície até poços ou outros equipamentos e dutos localizados no solo marinho, realizando transporte de óleo ou injeção de gás ou água no

reservatório. De acordo com sua forma e composição, eles podem ser do tipo flexível, rígido (SCR), ou híbrido, que é a junção dos dois primeiros tipos. Cada um desses tipos tem suas limitações e são mais adequados para determinadas condições, além de que podem ter diferentes arquiteturas e configurações ao longo da profundidade do oceano.

Os risers flexíveis são resultados de estudos realizados desde os anos 60 e são usados no Brasil desde a década de 70, sendo, até atualmente, o tipo de estrutura mais comumente utilizado (HOKSTAD, HABREKKE, *et al.*, 2010). Eles se caracterizam principalmente por terem baixa rigidez à flexão e por apresentarem uma parede composta por várias camadas superpostas, como mostra a Figura 8.

Figura 8 – Estrutura da parede um riser flexível



Fonte: (BAI e BAI, 2005)

Essas camadas possuem funções e materiais diferentes, podendo ser compostas por aço carbono, aço inoxidável, polímeros e fibra de aramida. Em geral, as camadas de suas paredes apresentam uma carcaça metálica interna para resistir ao colapso, uma camada plástica para conter o fluido interno, uma camada metálica para resistir às tensões circunferenciais, armaduras metálicas para resistir às cargas axiais, camadas plásticas internas para evitar o desgaste e uma camada de proteção externa para prevenir a entrada de água do mar (SPARKS, 2007).

Além disso, para proporcionar um projeto mais eficiente, geralmente são utilizados trechos com diferentes seções ao longo do riser acopladas por conexões (*end fittings*) adequadas. É através desses conectores que o duto estabelece interação com outros equipamentos ou com outros dutos, além de garantir o suporte estrutural e a vedação do fluido interno com o ambiente externo através do encaixe final.

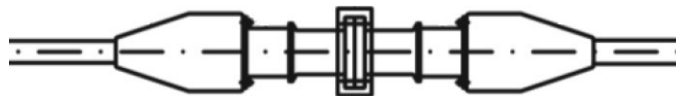
Figura 9 – Ilustração de um conector convencional para risers flexíveis



Fonte: (SÍMEROS TECHNOLOGIES, 2017)

Para resistir ao acréscimo de momento fletor nessa região são geralmente utilizados enrijecedores (*bending stiffeners*) nas duas extremidades do conector. Esse conjunto é utilizado como disposto na Figura 10. Essa estrutura também permite a transição suave de rigidez entre o riser flexível e o ponto de conexão com a plataforma.

Figura 10 – Conectores e enrijecedores



Os risers flexíveis são estruturas viáveis para utilização em profundidades de até 2000 m de lâmina d'água e tem vantagens em relação à facilidade e baixos custos de instalação, acomodação ao solo marinho, possibilidade de reutilização, absorção dos movimentos da plataforma o que possibilita instalação em campos com condições ambientais mais severas, dentre outras. Porém, com a necessidade de exploração em profundidades cada vez maiores, a utilização de risers flexíveis não apresenta grande potencial, visto que é limitado a utilização de diâmetros menores a medida que se aumenta a lâmina d'água.

Devido à essa limitação do valor do diâmetro e às falhas recentes por SCC-CO₂ (corrosão sob tensão de CO₂) em risers flexíveis, o uso de risers rígidos vem crescendo. Mais chamadas de SCR (*Steel Catenary Riser*), os riser rígidos são tubos de parede homogênea de aço ou titânio formados por diversas juntas de aproximadamente 12 m de comprimento acoplados uma à outra. Esse tipo de riser vem sendo utilizado no Brasil desde a década de 90 e é proveniente de uma tecnologia mais recente que ainda vem sendo aperfeiçoada para utilização em ambientes com condições mais severas e em águas ultra profundas.

Figura 11 – Riser rígido a bordo de uma embarcação



Fonte: (FROUFE, 2006)

A conexão dos risers rígidos às unidades é realizada através de um enrijecedor, chamado de *flexjoint*, que proporciona uma rigidez menor que a de um engaste perfeito, reduzindo os momentos na conexão.

Figura 12 – *Flexjoint*



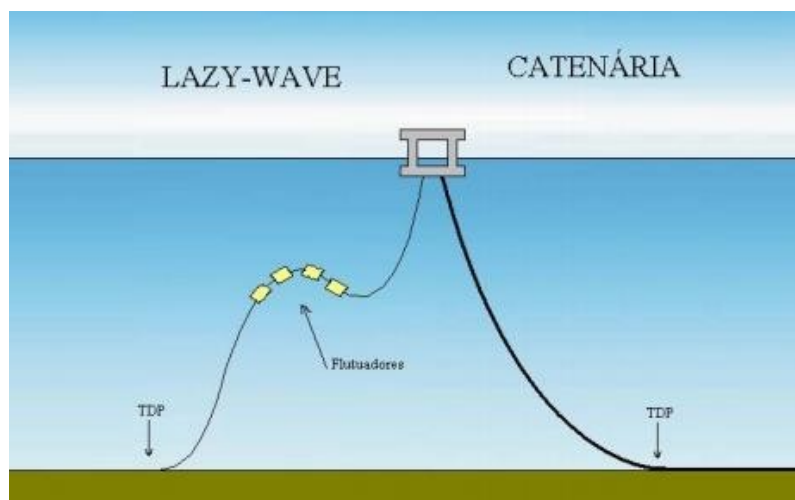
Fonte: (OIL STATES)

A utilização de risers rígidos possuem várias vantagens, dentre elas a possibilidade de utilização em águas profundas com uma maior diversidade de diâmetros, resistência a altas temperaturas, passível a altas variedades de pressões internas, menor custo de aquisição e paredes com material de propriedades conhecidas, o que facilita a análise. Dentre suas desvantagens estão o alto custo de instalação e transporte e a limitação em relação a utilização em condições mais hostis.

Outra alternativa para perfuração e produção em profundidades maiores é o desenvolvimento dos risers híbridos, os quais apresentam comportamento dinâmico em águas profundas bastante vantajoso, porém com custos mais elevados. Esse tipo de estrutura consiste em um riser rígido vertical com base ancorada e um jumper flexível que liga o topo da parte vertical rígida à unidade flutuante.

Em condições ambientais mais severas, o deslocamento lateral da plataforma tende a induzir inaceitavelmente grandes variações na tensão do tubo e grandes mudanças na posição do TDP no fundo do mar. Para reduzir esses efeitos, os risers flexíveis e rígidos podem apresentar diversas configurações ao longo do seu comprimento. A seguir serão feitos breves comentários em relação às configurações mais comuns que são: *catenária*, *lazy-wave*, *pilant-wave*, *lazy-s*, *steep wave* e *steep-s*.

Figura 13 – Ilustração das configurações *lazy-wave* e *catenária*

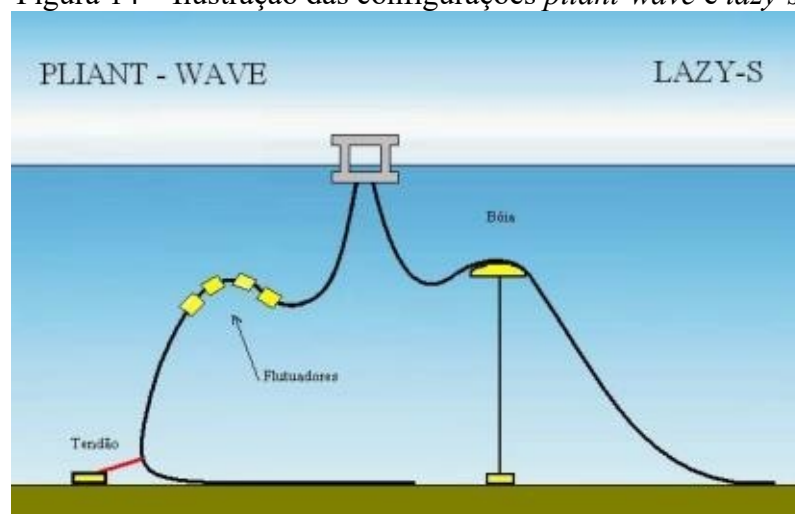


Fonte: (TANAKA, 2009)

A *catenária* consiste em um riser preso na plataforma e estendido livremente até o solo e é a configuração mais comum, porém, como já comentado, em altas profundidades e ambiente mais hostis, vários problemas podem aparecer, como: flambagem devido à compressão dinâmica em alguns segmentos do riser, fadiga tanto no topo, por causa da alta variação de tração, quanto no ponto de encontro do riser com o solo (TDP – *Touch Down Point*), onde ocorre grandes amplitudes de esforços de flexão e variação da sua posição.

Por isso, a configuração *lazy-wave* é vastamente utilizada em lâminas d'água mais profundas, pois consiste em um segmento intermediário com flutuadores acoplados. Estes absorvem a variação de tração ao longo do comprimento da linha, o que amortece tanto a variação de tensão no topo como no TDP.

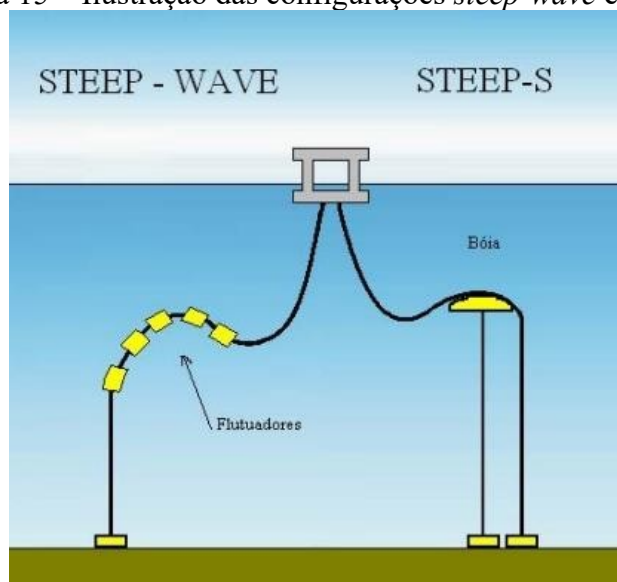
Figura 14 – Ilustração das configurações *pilant-wave* e *lazy-s*



Fonte: (TANAKA, 2009)

A configuração *pilant-wave* consiste em um tendão preso ao segmento próximo ao solo, que reduz a movimentação do riser próximo ao solo, além de transferir parte da tração para a âncora, reduzindo os esforços no TDP. A *lazy-s* é uma configuração semelhante a *lazy-wave*, porém utiliza boias e um *pipe tray* fixo ao solo ao invés dos flutuadores. Essa disposição é pouco adaptável ao movimento da plataforma, o que reduz pouco os esforços na conexão.

Figura 15 – Ilustração das configurações *steep-wave* e *steep-s*



Fonte: (TANAKA, 2009)

A configurações *steep-wave* e *steep-s* são recomendadas para um layout ou espaço submarino mais limitado em relação a livre disposição da linha ou para fluidos com alta densidade, pois consiste em uma catenária e um trecho quase reto verticalmente. O tipo *steep-s*

utiliza boias

e *pipe tray*, enquanto o tipo *steep-lazy* utiliza flutuadores distribuídos em determinados segmentos da linha.

Dentre estas configurações, que têm objetivo principal de solucionar os problemas atrelados à catenária, a *lazy-wave* é a mais simples e a mais vastamente utilizada no Brasil. Portanto, este trabalho foca nesse tipo de configuração.

2.3 Cargas atuantes

Diversas cargas atuam sobre risers, incluindo peso, empuxo, movimento imposto pelo flutuante e forças devidas a ações ambientais (ondas e correntes). Estas cargas serão discutidas de forma sucinta nos itens seguintes.

2.3.1 Peso e Empuxo

As cargas mais comuns atuantes em estruturas submersas como os risers são o peso e ao empuxo. Como estas duas cargas são verticais, elas podem ser combinadas no peso efetivo ou aparente (w_a):

$$w_a = w_t + w_i - w_e \quad (1)$$

onde w_t é o peso seco do riser, w_i é o peso do fluido interno e w_e é o empuxo correspondente ao peso do fluido deslocado (água do mar). De forma geral, esses pesos são calculados por unidade de comprimento do riser.

É importante notar que o peso do fluido interno depende do diâmetro interno enquanto o empuxo depende do diâmetro hidrodinâmico, correspondente ao diâmetro do riser efetivamente em contato com a água. Este diâmetro pode ser maior que o diâmetro externo do riser no caso de trechos com flutuadores ou com camadas de revestimento térmico.

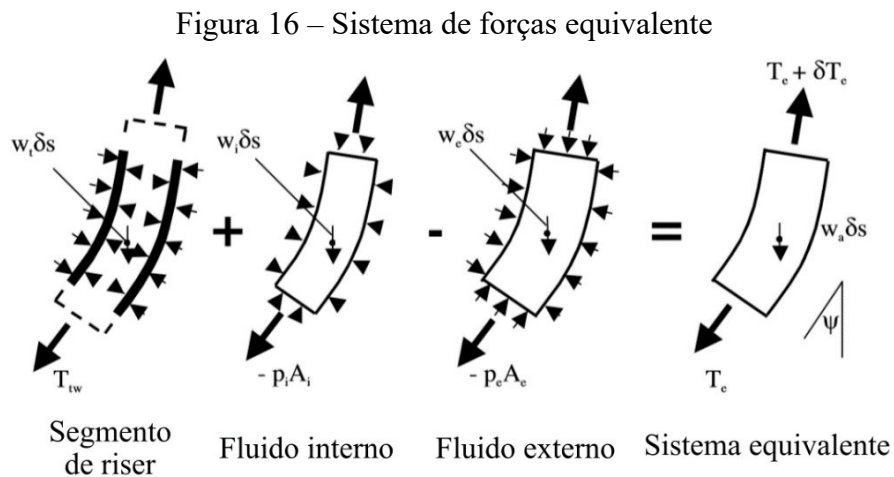
A análise de estruturas submersas pode ser simplificada utilizando o conceito de tração efetiva (T_e) definida como:

$$T_e = T_{tw} - p_i A_i + p_e A_e \quad (2)$$

onde T_{tw} é a tração real (correspondente à resultante das tensões axiais na parede do riser) e A_i e A_e correspondem, respectivamente, às áreas interna e externa do riser. A Figura 16 mostra um

segmento infinitesimal de riser submetido somente a forças axiais devidas à atuação do peso, pressão do fluido interno e pressão do fluido externo. A superposição dos casos de carga da figura mostra que a tensão efetiva corresponde à força axial que está em equilíbrio com o peso aparente:

$$\frac{dT_e}{ds} = w_a \cos \psi \quad (3)$$



Fonte: adaptado de Sparks (2007)

Assim, a análise de risers pode ser realizada considerando a atuação do peso aparente sem a consideração explícita das pressões hidrostáticas (interna e externa). Nesse caso, a força normal calculada pela análise corresponde à tração efetiva, sendo que a tração real (*true wall tension*) é calculada após a realização da análise como:

$$T_{tw} = T_e + p_i A_i - p_e A_e \quad (4)$$

Ambas as trações são importantes, sendo a tração efetiva utilizada para verificação da estabilidade e a tração real para verificação da resistência do riser, juntamente com o efeito dos demais esforços internos (e.g. momento fletor) e das pressões hidrostáticas.

2.3.1.1 Flutuação

Em risers lazy-wave, o flutuador é um elemento essencial para gerar empuxo em determinado segmento da linha com o objetivo de reduzir as trações de topo. Esses flutuadores são distribuídos em módulos fixados no riser e, comercialmente, os mais utilizados são os de

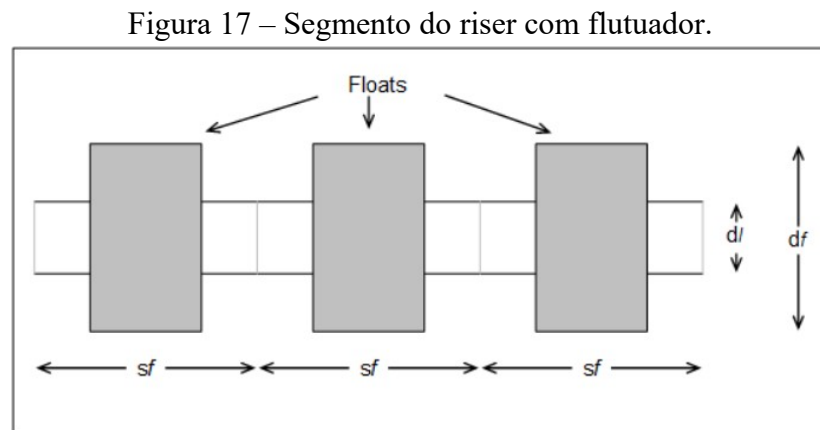
espuma

sintética, que apresentam boa flutuabilidade e resistência a impacto, mas são sensíveis a pressões muito elevadas.

Geralmente, esses elementos já têm diâmetros e comprimentos determinados de fábrica e cabe ao projetista, a partir desses valores conhecidos, escolher a quantidade e o espaçamento desses flutuadores ao longo do riser, sabendo-se que a quantidade altera o peso submerso do trecho flutuante e, conseqüentemente, a configuração do riser (TANAKA, 2009).

A modelagem de segmentos com flutuadores acoplados em softwares de análise de risers geralmente pode ser feita de duas formas: de forma discreta, como módulos de flutuação pontuais anexados na linha, ou de forma contínua, como uma linha equivalente com flutuadores distribuídos. O software utilizado nesse trabalho foi o OrcaFlex, que apresenta uma ferramenta chamada “*Line Type Wizard*” com a finalidade de modelar uma linha equivalente com flutuadores a partir de uma linha base sem flutuadores. A seguir será mostrado alguns cálculos para melhor entendimento de como ocorre a modelagem da linha equivalente do trecho flutuado (ORCINA, 2020), assim como o empuxo gerado por ela.

A Figura 17 mostra um esquema do segmento de riser com flutuadores com os parâmetros geométricos envolvidos para modelagem.



Fonte: elaborada pela autora

O volume (v_f) e a massa (m_f) de cada flutuador são calculados por:

$$v_f = \frac{\pi}{4} (d_f^2 - d_l^2) l_f \quad (5)$$

$$m_f = v_f \rho_f \quad (6)$$

onde d_f é o diâmetro do flutuador, d_l é o diâmetro da linha base, l_f é o comprimento do flutuador e ρ_f é a densidade do flutuador. As propriedades da linha equivalente são calculadas a partir destes parâmetros.

O volume por unidade de comprimento da linha com flutuadores (v_{lf}) é calculado como:

$$v_{lf} = \frac{\pi}{4} d_l^2 + \frac{v_f}{s_f} = \frac{\pi}{4} OD^2 \quad (7)$$

onde s_f é o espaçamento entre os centros dos flutuadores. Portanto, o diâmetro externo da linha equivalente é dado por:

$$OD = \sqrt{\frac{4}{\pi s_f} \left(\frac{v_{lf}}{l} + \frac{d_l^2}{4} \right)} \quad (8)$$

O diâmetro interno permanece o mesmo que o da linha base, enquanto o diâmetro de contato é o mesmo diâmetro do flutuador.

A massa por unidade comprimento da linha equivalente é a soma da massa da linha com a massa do flutuador dividida pelo espaçamento entre flutuadores:

$$m = m_l + \frac{m_f}{s_f} \quad (9)$$

Essa massa é a massa linear calculada da linha equivalente no ar, porém a partir do diâmetro equivalente e da densidade da fluido (ρ_w) é possível calcular o empuxo linear causado por conta dos flutuadores:

$$W = \frac{OD^2}{4} \pi \rho_w \quad (10)$$

É importante citar que os flutuadores alteram também os coeficientes de arrasto e de massa adicional da estrutura, devido ao atrito causado pela interação com os flutuadores. Os cálculos destes podem ser melhor estudados no manual do OrcaFlex (ORCINA, 2020), mas é importante verificar como cada software modela linha equivalente e calcula as forças hidrodinâmicas envolvidas no segmento flutuante.

2.3.2 Forças hidrodinâmicas

As forças hidrodinâmicas são causadas pelo do movimento relativo entre o riser e o fluido, estando associadas a ações ambientais como ondas e correntes. A teoria de Morison é geralmente utilizada para prever como o movimento do fluido pode ser convertido em forças atuantes sobre o riser.

De acordo essa teoria (SPARKS, 2007), a força hidrodinâmica \mathbf{f}_H sobre cilindros submersos pode ser avaliada como a soma da força de inércia \mathbf{f}_I e da força de arrasto \mathbf{f}_D :

$$\mathbf{f}_H = \mathbf{f}_I + \mathbf{f}_D \quad (11)$$

Em uma massa de fluido em movimento, a força sobre um volume V é dada por:

$$\mathbf{f}_I = m\ddot{\mathbf{u}}_f = \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f \quad (12)$$

onde $\ddot{\mathbf{u}}_f$ é a aceleração do fluido. No caso de um corpo submerso, a força de inércia pode ser calculada como:

$$\mathbf{f}_I = C_M \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f \quad (13)$$

onde C_M é o coeficiente de inércia do corpo. Esta equação pode escrita como:

$$\mathbf{f}_I = \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f + (C_M - 1) \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f \quad (14)$$

onde a primeira parcela corresponde à força hidrodinâmica sobre o fluido na ausência do corpo e a segunda parcela representa a força adicional devido à presença do corpo submerso. Considerando que o corpo se move com uma aceleração $\ddot{\mathbf{u}}$, a força de inércia é dada por:

$$\mathbf{f}_I = \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f + (C_M - 1) \rho V (\ddot{\mathbf{u}}_f - \ddot{\mathbf{u}}) \quad (15)$$

ou

$$\mathbf{f}_I = C_M \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f - (C_M - 1) \rho V \ddot{\mathbf{u}} \quad (16)$$

A segunda parcela é chamada de massa adicionada, pois o termo $(C_M - 1) \rho V$ tem unidades de massa e a mesma aceleração do riser. Para risers com superfície lisa em escoamento com alto número de Reynolds o coeficiente de inércia C_M tem valor em torno de 2 (SPARKS, 2007).

Considerando a força de inércia por unidade de comprimento, substitui-se V pela área externa do riser em contato com o fluido (A_h). Assim, a força de inércia por unidade de comprimento do riser pode ser calculada como:

$$\mathbf{f}_I = C_M \rho A_h \ddot{\mathbf{u}}_f - C_A \rho A_h \ddot{\mathbf{u}} \quad (17)$$

onde

$$C_A = C_M - 1 \quad (18)$$

é o coeficiente de massa adicionada. O último termo da Equação 17, correspondente à massa adicionada, pode ser passado para o lado esquerda da equação de movimento e somado à massa do riser.

Enquanto a força de inércia se relaciona com a aceleração, a força de arrasto se relaciona com a velocidade do corpo. No caso de um cilindro em repouso exposto a um fluxo perpendicular ao seu eixo, a força de arrasto pode ser calculada como:

$$\mathbf{f}_D = \frac{1}{2} \rho C_D \phi \mathbf{u}_f |\mathbf{u}_f| \quad (19)$$

onde ρ é a densidade do fluido, C_D é o coeficiente de arrasto, ϕ é o diâmetro do cilindro em contato com o fluido (diâmetro hidrodinâmico) e \mathbf{u}_f é a velocidade instantânea do fluido. O coeficiente

C_D depende do número de Reynolds e da forma do corpo, mas para cilindro seu valor é próximo de 1.0 para escoamento laminar (fluxo subcrítico) e em torno de 0.6 – 0.7 para escoamento turbulento (supercrítico) (SPARKS, 2007).

Para um cilindro em movimento com velocidade \mathbf{u} , a força de arrasto pode ser obtida em função de sua velocidade relativa:

$$\mathbf{f}_D = \frac{1}{2} \rho C_D \phi (\mathbf{u}_f - \mathbf{u}) |\mathbf{u}_f - \mathbf{u}| \quad (20)$$

É importante notar que essa força é perpendicular ao riser e tem o mesmo sentido da velocidade relativa ($\mathbf{u}_f - \mathbf{u}$).

A força de arrasto (\mathbf{f}_D) da teoria de Morison está relacionada ao cálculo da força hidrodinâmica que atua perpendicular ao eixo do riser, isto é, quando o fluxo é normal ao riser. Quando isso não acontece, existem duas maneiras de proceder: a força pode ser avaliada na

direção do fluxo e então decomposta em componentes perpendicular e paralela ao eixo do riser ou a

velocidade de fluxo pode ser decomposta em componentes perpendiculares e paralelos em relação ao eixo do riser e, depois, as componentes da força são calculadas (SPARKS, 2007).

A componente longitudinal da força de arrasto geralmente é desprezada em análises de risers, mas, para o estudo da queda, ela tem um papel importante, uma vez que as forças de arrasto longitudinais são particularmente relevantes para risers longos com grandes deslocamentos axiais dinâmicos, que ocorrem durante a trajetória de queda.

Em decorrência do amortecimento que ele provoca na estrutura rompida em movimento, o uso do coeficiente de arrasto longitudinal pode ajudar na convergência de análises, pois tende a suavizar os grandes valores de curvatura que essas estruturas apresentam após o rompimento. Além disso, é necessário, tomar cuidado em relação ao valor desse coeficiente, pois alguns softwares não consideram a mesma fórmula de cálculo da força de arrasto axial.

A SINTEF (SINTEF, 2017) mostra um estudo experimental que descreve alguns passos para calcular o coeficiente de arrasto longitudinal (C_{DL}) para que a força de arrasto longitudinal possa ser calculada:

$$\mathbf{f}_{DL} = \frac{1}{2} \rho C_{DL} \phi(\mathbf{u}_L) |\mathbf{u}_L| \quad (21)$$

onde \mathbf{u}_L é a componente longitudinal da velocidade do fluxo. A DNV-RP-C205 (2010) mostra que o coeficiente de arrasto longitudinal pode ser calculado a partir do valor conhecido do coeficiente de arrasto normal de acordo com o ângulo entre a velocidade do fluxo e o eixo do riser. A SINTEF (2017) propõe que, para um fluxo perpendicular ao riser, $C_{DL} = 0,03 \times C_D$ pode ser uma boa estimativa.

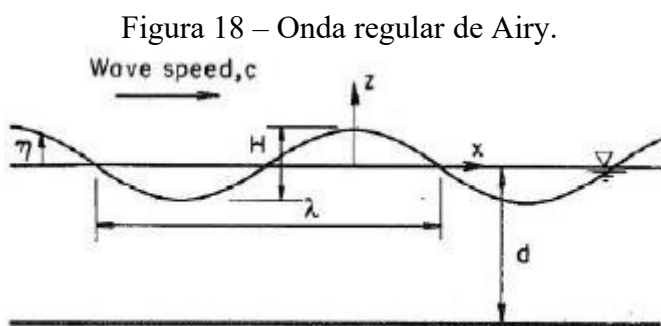
Para risers em lazy-wave, a força de arrasto longitudinal é tão importante quanto a força de arrasto normal, uma vez que haverá uma forte interação entre os elementos de flutuabilidade individuais (DET NORSKE VERITAS, 2010). Como tal, a seção flutuante é frequentemente submetida a um coeficiente de arrasto tangencial muito maior.

As correntes que atuam ao longo da estrutura do riser são consideradas como cargas estáticas (ou quase estáticas) devido à sua lenta variação em relação aos períodos de vibração do riser. Os perfis de correntes são dados em forma de velocidades horizontais, cujo valor e direção podem variar ao longo da profundidade. A outra parcela de ação ambiental considerada em projetos de risers são as ondas marítimas, que serão estudadas no tópico seguinte.

2.3.2.1 Ondas

As ondas marinhas são caracterizadas por campos de velocidade e aceleração que variam com o tempo e com a profundidade. Elas podem ser modeladas de acordo com teorias de onda regular ou irregular. A primeira é uma abordagem baseada na linearidade da resposta, ou seja, dada a direção e o período da onda, assume-se que o sistema responde linearmente à amplitude de excitação da onda.

Existem diferentes teorias para modelar um estado de mar com ondas regulares, dentre elas estão a teoria linear de Airy, a teoria de Stokes, a teoria de ondas Cnoidal e teoria de onda solitária. A teoria mais simples dentre as comentadas é a Teoria Linear de Airy e tem como princípio assumir que a altura da onda (metade da amplitude) é menor que o comprimento de onda e a profundidade da água (DET NORSKE VERITAS, 2010).



Fonte: (DET NORSKE VERITAS, 2010)

A equação da onda é descrita por:

$$\eta = A \times \cos (\omega t + \phi) \quad (22)$$

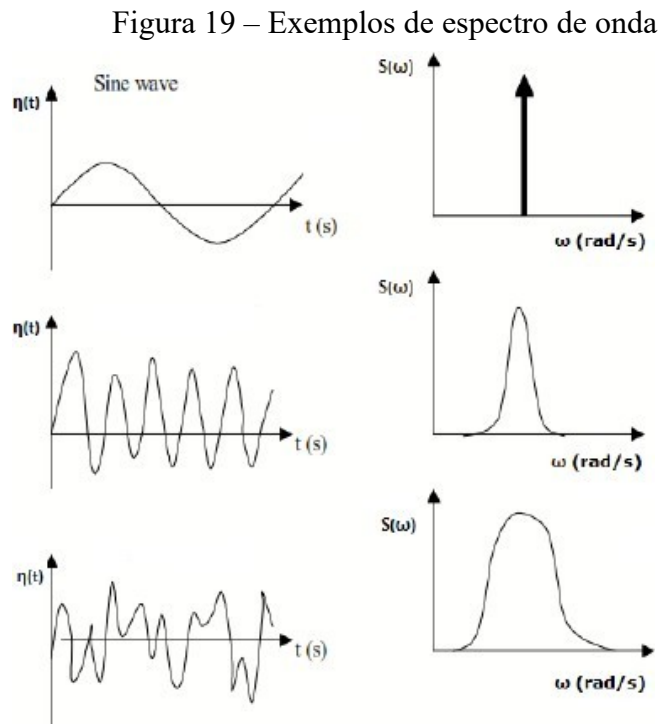
onde η é elevação da onda (m), A é a amplitude da onda (m), t é o tempo (s), ω é a frequência angular (rad/s) e ϕ é o ângulo de fase;

Porém, na realidade, não é isso que acontece. Por isso surge a abordagem da teoria de ondas irregulares, que é baseada em um método estocástico para descrever o estado do mar. O que se supõe é que haja uma superposição de ondas de diferentes características, e para isso, o estado do mar é modelado como um espectro de onda com energia distribuída por uma faixa de frequências. Dessa forma, a elevação da superfície (η) é a soma de vários harmônicos com frequência diferentes ao longo dessa faixa de frequência relevante e é formulada pela equação:

$$\eta = \sum_{i=1}^n A_i \times \cos(\omega_i t + \phi_i) \quad (23)$$

onde n é o número de harmônicos, A_i é a amplitude do harmônico i (m), ω_i é a frequência angular do harmônico i (rad/s) e ϕ_i é um ângulo de fase aleatório.

O programa de análise dinâmica define aleatoriamente um número de fase (*seed*) para a modelagem da onda. Um registro de onda aleatório pode ser apresentado por um gráfico correspondente de energia em função da frequência angular (ω), como pode-se observar alguns exemplos na Figura 19.



Fonte: (KAREGAR, 2013)

Para modelar um estado de mar por métodos estocásticos, os espectros de onda mais comuns são o Pierson-Moskowitz (PM) e o de JONSWAP que é muito similar ao PM, mas assume que o mar ainda está se desenvolvendo (DET NORSKE VERITAS, 2010). Segundo a DNV-RP- C205 (2010), os espectros de JONSWAP e Pierson-Moskowitz são formulados pelas equações:

$$S_J(\omega) = A_\gamma S_{PM}(\omega) \gamma \exp(-0,5 \left(\frac{\omega - \omega_p}{\sigma \omega_p}\right)^2) \quad (24)$$

$$S_{PM}(\omega) = \frac{5}{16} H_s^2 \omega_p^4 \omega^{-5} \exp\left(-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega}{\omega_p}\right)^{-4}\right) \quad (25)$$

onde $S_J(\omega)$ é o espectro de JONSWAP, $S_J(\omega)$ é o espectro de Pierson-Moskowitz, ω_p é a frequência angular de pico i em rad/s ($\omega_p = 2\pi/T_p$), γ é o parâmetro de forma de pico, σ é o parâmetro de largura espectral (para $\omega \leq \omega_p$, $\sigma = 0,07$ e para $\omega > \omega_p$, $\sigma = 0,09$) e A_γ é o fator de normalização ($A_\gamma = 1 - 0,287 \ln(\gamma)$).

Em programas de análise dinâmica, para se modelar um espectro de onda JONSWAP, é necessário obter de relatórios meteorológicos e oceanográficos da região a altura média do maior terço das ondas em um dado estado de mar (H_s), o período em que a energia no espectro é máxima (T_p) e o valor do parâmetro de forma de pico γ . Caso γ não for dado, a DNV-RP-C205 (2010) indica alguns valores desse parâmetro em função de H_s e T_p .

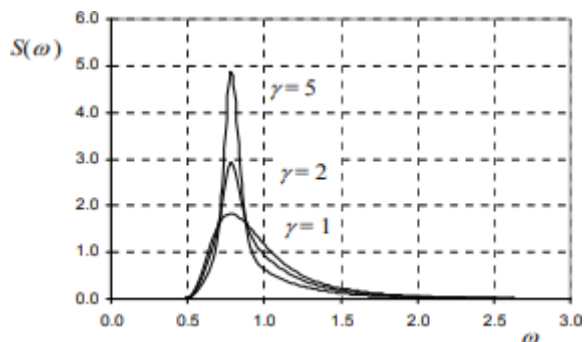
$$\gamma = 5 \text{ para } \frac{T_p}{\sqrt{H_s}} \leq 3,6 \quad (26)$$

$$\gamma = \exp\left(5,75 - 1,15 \frac{T_p}{\sqrt{H_s}}\right) \text{ para } 3,6 < \frac{T_p}{\sqrt{H_s}} < 5 \quad (27)$$

$$\gamma = 1 \text{ para } \frac{T_p}{\sqrt{H_s}} \geq 5 \quad (28)$$

Se $\gamma = 1$, o espectro de JONSWAP se iguala ao espectro de Pierson-Moskowitz. A Figura 20 mostra um exemplo do efeito do parâmetro de forma de pico em um espectro de JONSWAP.

Figura 20 – Espectro de JONSWAP para $H_s = 4,0\text{ m}$, $T_p = 8,0\text{ s}$ e diferentes parâmetros de forma de pico.



Fonte: (DET NORSKE VERITAS, 2010)

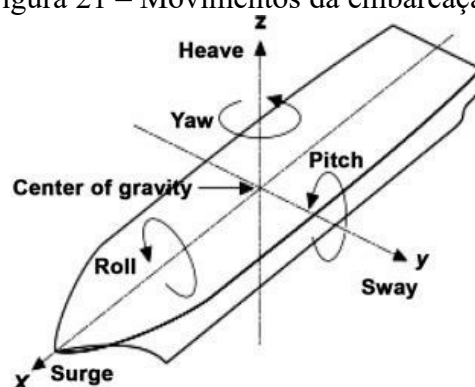
2.3.3 Movimentação do flutuante

O movimento da plataforma ao longo do tempo, devido às ondas e corrente, também provoca deslocamentos e esforços no riser. Apesar dos risers influenciarem no movimento da plataforma causado pelas ações ambientais, os efeitos de um riser considerado isoladamente são pequenos. Assim, normalmente considera-se que as ações ambientais geram movimentos na plataforma e estes movimentos são incluídos na análise do riser como deslocamentos prescritos no ponto de conexão.

Existem três tipos de movimento que podem ocorrer: o *offset*, o deslocamento estático da embarcação; os movimentos de primeira ordem devidos à presença de ondas; e à deriva, correspondente ao movimento contínuo que ocorre caso a embarcação perca a capacidade de se manter em um local fixo (PESTANA, 2013). No presente trabalho, serão considerados apenas os movimentos de primeira ordem.

A plataforma é considerada como um corpo rígido no espaço, podendo apresentar seis tipos de movimentos (ou graus de liberdade): uma de translação e uma de rotação, em cada um dos eixos. Os movimentos translacionais são chamados usualmente de *Surge*, *Sway* e *Heave*, enquanto os movimentos rotacionais de *Roll*, *Pitch* e *Yaw*, como mostrado na Figura 21.

Figura 21 – Movimentos da embarcação.



Fonte: (AIRD, 2019)

Estes movimentos normalmente são especificados em relação a um ponto conhecido como Centro de Movimento (CM) da plataforma. Em geral, os risers são conectados em pontos da plataforma diferentes do CM. Portanto, é necessário transferir estes movimentos para o ponto de conexão do riser, considerando o efeito das translações e rotações do CM. Assim, os deslocamentos prescritos no ponto de conexão dependem não apenas dos movimentos da plataforma, mas também da posição relativa da conexão. Os programas de análise de riser fazem esta transferência de forma automática, de forma que apenas os movimentos do CM precisam ser definidos.

A onda incidente possui grande influência nos movimentos de primeira ordem da embarcação. O movimento que o flutuante sofre pode ser relacionado com a onda incidente através do uso do *Response Amplitude Operator* (RAO). O RAO corresponde a uma função que relaciona a amplitude e a fase dos movimentos da plataforma com as características de uma onda incidente (direção e período) de amplitude unitária. O deslocamento de determinado grau de liberdade é então definido a partir de:

$$x = Ra \cos(\omega t - \phi) \quad (29)$$

onde a e ω são a amplitude e frequência da onda, t o tempo, R e ϕ são a amplitude e a fase do RAO correspondentes ao ângulo incidente relativo à embarcação e ao período da onda. Os RAOs geralmente são fornecidos na forma de tabelas com valores discretos de direção, além de amplitudes e fases associadas a cada tipo de movimento, sendo os valores intermediários obtidos por interpolação.

Alternativamente, os movimentos do flutuante podem ser fornecidos diretamente ao programa de análise na forma de séries no tempo (*time series*), descritas na forma de deslocamentos x tempo para o período da simulação do riser. Essa alternativa pode ser utilizada na análise de queda de estruturas que já falharam, caso os movimentos da embarcação no momento de interesse tenham sido registrados.

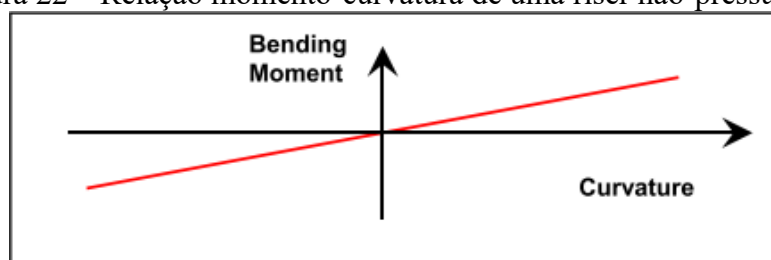
2.4 Rigidez à flexão

Risers flexíveis apresentam como uma de suas principais características a baixa rigidez à flexão, que é um parâmetro importante para modelagem de risers. A rigidez à flexão está ligada a como a estrutura responde aos esforços de momento fletor em função de sua curvatura. Quanto maior a rigidez da estrutura, menor a curvatura sofrida para um mesmo momento fletor aplicado.

No estado não-pressurizado, condição na qual o riser ainda não está no seu regime operacional, essa propriedade apresenta um comportamento linear, que depende principalmente da camada externa do riser, e tem um valor geralmente bem baixo, variando entre 10 e 100 kNm² (SMITH, CARR e LANE, 2007).

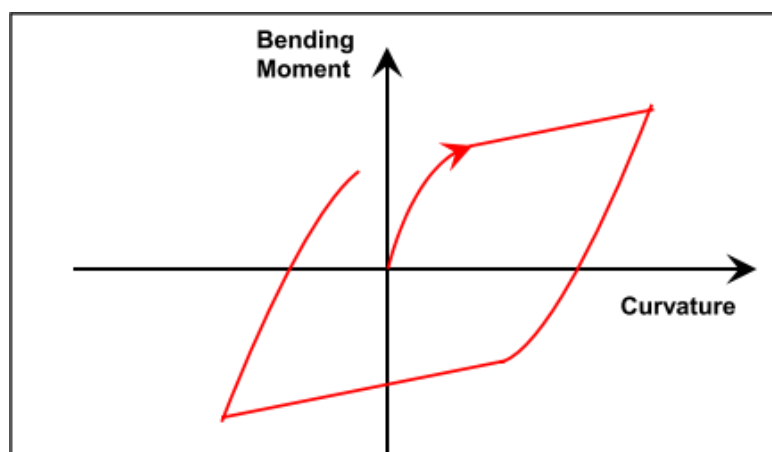
Atualmente, a indústria tem a prática de considerar essa baixa rigidez à flexão linear do riser não-pressurizado, acarretando em resultados muito conservadores da resposta de curvatura e, conseqüentemente, da vida útil avaliada. Porém, durante o estado pressurizado, ou seja, na condição em operação do riser, a rigidez à flexão do riser é caracterizada por uma complexa relação não-linear, conhecida como histerese. Esse fenômeno atua como um amortecedor no sistema e ocorre devido ao atrito entre as camadas tensoras que compõem a parede dos risers flexíveis (CAIRE, CORTINA e TABY, 2013; SMITH, CARR e LANE, 2007; TAN, SHELDRAKE e QUIGGIN, 2007). A Figura 22 e a Figura 23 comparam, respectivamente, as relações momento-curvatura das condições despressurizada (linear) e pressurizada (histerese).

Figura 22 – Relação momento-curvatura de uma riser não-pressurizado



Fonte: (SMITH, CARR e LANE, 2007)

Figura 23 – Relação momento-curvatura de uma riser pressurizado



Fonte: (SMITH, CARR e LANE, 2007)

Como se pode visualizar na Figura 23, inicialmente o valor de rigidez à flexão (coeficiente angular da curva) é bem alto devido ao atrito entre as camadas. À medida que o momento fletor aumenta, deformando a estrutura, esse atrito ainda é capaz de impedir o deslizamento até a curvatura crítica. A curvatura crítica representa o momento em que o atrito entre as camadas não consegue manter as camadas em sua posição deformada, então acontece o deslizamento entre elas. Após a curvatura crítica, começa a condição pós-deslizamento do riser, onde a rigidez à flexão é similar ao estado não-pressurizado do riser.

O efeito da histerese acontece à medida que o carregamento é revertido, ou seja, quando curvatura aplicada se altera gradualmente para direção oposta. Quando isso acontece, o atrito entre as camadas tende a atuar tentando manter a atual posição da estrutura, logo o ciclo descrito se repete de acordo com as mudanças da curvatura. Siqueira *et al.* (2003) fazem uma comparação entre análise dinâmica global de riser flexível utilizando um modelo proposto de elemento finito de viga considerando o comportamento histerético da relação momento-curvatura com a abordagem tradicional de rigidez linear. Eles concluíram que o comportamento histerético pode influenciar

em valores muito mais alto de carga de compressão que os obtidos com a abordagem tradicional e em curvaturas maiores ou menores, dependendo da relação momento curvatura escolhida.

O comportamento histórico da rigidez à flexão é mais avaliado em análise de fadiga, para que se possa obter respostas mais realistas da estrutura, em função de otimizar e tornar mais seguro o projeto dos risers (TAN, SHELDRAKE e QUIGGIN, 2007; SIQUERIA, MOURELLE e SOUSA, 2003; SMITH, CARR e LANE, 2007). A definição desse comportamento não é trivial devido à complexa composição das camadas das paredes do riser flexível, mas é conhecido que os principais fatores que influenciam esse comportamento não-linear são as pressões externas e internas e o atrito entre as camadas (SIQUERIA, MOURELLE e SOUSA, 2003; WITZ, 1996; DAI, SÆVIK e YE, 2017).

Caire *et al.* (2013) avaliam o efeito da pressão interna e do atrito na resposta histerética de flexão, na qual é observado que quanto maior a pressão interna no riser e o coeficiente de atrito, maior é a energia dissipada por ciclo, ou seja, maior é a área do gráfico da relação momento- curvatura. É observado também que se o riser não alcançar curvaturas maiores que a crítica durante sua resposta dinâmica, o efeito do amortecimento causado pela histerese não terá impacto na tensão de topo do riser. Outra conclusão do estudo foi de que quanto maior a energia dissipada em um ciclo de carregamento devido à flexão do riser, menor será a resposta da amplitude da curvatura no topo do riser. Isso ajuda a diminuir o conservadorismo de análise nesta área crítica do riser.

A relação momento-curvatura e seu comportamento histerético serão avaliados nesse trabalho para entender seu efeito na trajetória de queda do riser para diferentes valores de curvatura crítica, visto que o riser pode atingir diferentes valores de curvatura durante a queda.

Outro parâmetro que está relacionado à rigidez é o coeficiente de esbeltez. Em sua dissertação de mestrado, Dary Júnior (2003) realiza um estudo a fim de avaliar o desempenho de um elemento híbrido variando o coeficiente de esbeltez através da redução da rigidez à flexão. O autor verificou que em estruturas mais esbeltas, e necessário um maior número de interações e menor incremento de tempo para que a convergência seja alcançada. O coeficiente de esbeltez λ é dado por:

$$\lambda = \frac{kL}{r} \quad r = \sqrt{\frac{\overline{EI}}{EA}} \quad (30)$$

onde L é o comprimento da estrutura, r é o raio de giração da seção em relação ao eixo principal de menor inércia, k é uma constante igual a 1 para o caso de barras bi-apoiadas.

Neste trabalho, a influência qualitativa da rigidez à flexão no modelo também será avaliada em função da variação da esbelteza da estrutura.

2.5 Interação solo-riser

À medida que o campo de exploração de petróleo vem se desenvolvendo em águas cada vez mais profundas, a interação solo-estrutura se torna relevante nas análises mecânicas de risers. Essa importância se deve ao fato de que é no TDP que os efeitos das cargas dinâmicas que atuam no riser geram altos picos de tensão, podendo alcançar valores críticos para o fenômeno de fadiga (BRIDGE, K., *et al.*, 2004). Em profundidades maiores, o solo tem a tendência de ser caracterizado como argila mole, que tem um comportamento mais sensível e complexo (YU, CHOI e LEE, 2015; DUNLAP, BHOJANALA e MORRIS, 1990)

Devido a essa maior preocupação com a fadiga na zona do TDP, foram estudados modelos de solo que conseguissem representar a reação do solo ao contato do riser de forma mais realística. Os modelos elásticos que eram inicialmente usados na análise foram melhorados até alcançar modelos mais recentes, como o de Aubeny e Biscontin (2006) e o de Randolph e Quiggin (2009), que introduziram um modelo não-linear do solo durante movimentos cíclicos do oleoduto.

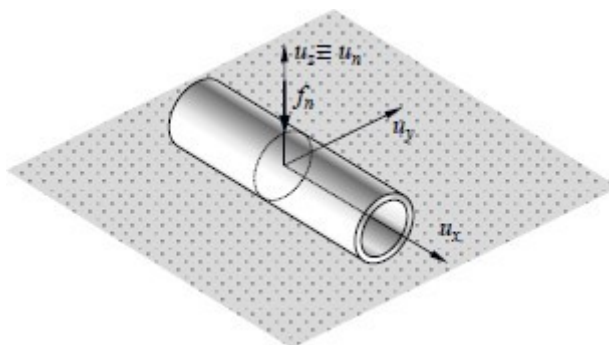
O uso do modelo não-linear de solo apresenta previsões mais precisas dos efeitos do comportamento da interação solo-riser que são ignorados no modelo elástico linear mais simples. Este último não consegue descrever de forma apropriada o efeito de histerese cíclico do solo, a sucção e deformação do solo, o enterramento, dentre outros problemas mais complexos (BRIDGE, K., *et al.*, 2004). Por outro lado, esses efeitos são mais complexos de serem modelados, devido à diversidade de parâmetros e incertezas que precisam ser avaliados. Dessa forma, uma vez que a rigidez não-linear do solo é mais importante em análises de fadiga (BRIDGE, K., *et al.*, 2004; RANDOLPH e QUIGGIN, 2009; AUBENY e BISCONTIN, 2006), ela estará fora do escopo desse trabalho.

No contexto do Método de Elementos Finitos, a interação solo-riser pode ser simplificada de forma a considerar o riser acomodado em um solo composto de um conjunto de molas

infinitésimas na direção normal ao plano do solo. Nesse modelo, as condições de contato podem

ser representadas pelos deslocamentos nas direções normal (μ_z), longitudinal (μ_x) e lateral (μ_y), como mostra a Figura 24.

Figura 24 – Deslocamentos relativos entre riser e solo.



Fonte: (AGUIAR, 2013)

A força de reação do solo marinho é a soma de uma força de resistência à penetração na direção normal do fundo do mar e uma força de atrito na direção tangencial ao plano do solo. O modelo de solo elástico utilizados nos softwares de análises de risers são bem consolidados e similares. O modelo que é implementado no Anflex está descrito na tese de doutorado de Aguiar (2013). Como o OrcaFlex é o software utilizado nesse projeto, a teoria e a modelagem envolvidas serão descritas a seguir de acordo com o manual do usuário (ORCINA, 2020).

O OrcaFlex pede três informações ao usuário para a modelagem desse tipo de solo: rigidez normal do solo (k_n), rigidez de cisalhamento do solo (k_s), porcentagem de amortecimento crítico do solo (λ). Este último é utilizado para o cálculo das forças de amortecimento, que só são aplicadas na análise dinâmica pelo método de integração explícita.

- Força de reação normal da rigidez

A força (kN) de reação normal da rigidez é dada por:

$$\mathbf{f}_R = k_n d \mathbf{n} \quad (31)$$

onde k_n é a rigidez normal do solo (kN/m/m²), d é a profundidade de penetração (m), a é a área de contato da linha (m²) e \mathbf{n} é o vetor unitário na direção normal externa ao solo.

- Força de atrito

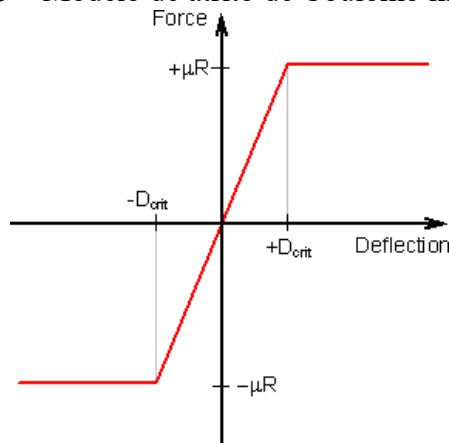
O atrito é modelado de acordo com Coulomb, que afirma que a força de atrito aplicada tem o valor de:

$$f_F = \mu R \quad (32)$$

onde μ é o coeficiente de atrito e R é a força de reação de contato (kN).

Por causa da continuidade, é usado um modelo modificado de Coulomb, em que existe uma transição de variação linear entre os valores de força de atrito de $-\mu R$ a μR ao longo da faixa de deflexão de $-D_{crit}$ a D_{crit} , como mostra a Figura 25.

Figura 25 – Modelo de atrito de Coulomb modificado



Fonte: (ORCINA, 2020)

O valor de deflexão crítica é dado por:

$$D_{crit} = \frac{\mu R}{k_s a} \quad (33)$$

onde k_s é a rigidez de cisalhamento do solo e a é a área de contato da linha

O valor do coeficiente μ que é aplicado para calcular a força no nó, pode ser definido através dos valores, inseridos pelo usuário, dos coeficientes lateral (μ_n) e axial (μ_a), como dado:

$$\mu = |\mu_n d_n + \mu_a d_a| \quad (34)$$

onde \mathbf{d}_n e \mathbf{d}_a são as componentes lateral e axial, respectivamente, do vetor unitário \mathbf{d} no plano do sólido a partir do nó da posição alvo de contato.

A DNV-RP-F105 (DET NORSKE VERITAS, 2006) recomenda algumas metodologias de cálculo tanto da rigidez normal do solo (K_n), quanto da rigidez de cisalhamento do solo (K_s). Neste trabalho, o parâmetro K_n será estudado de acordo com valores utilizados em experiências e práticas em vigor na indústria *offshore*.

- Força de Amortecimento

Objetos que se movem no plano sólido também podem sofrer uma força de amortecimento aplicada deste ao objeto. A força normal de amortecimento do solo é aplicada quando o riser está penetrando no solo e é dada por:

$$\mathbf{f}_{Dn} = \begin{cases} 2\lambda(mk_n a)1/2v_n \mathbf{n} & \text{para } v_n > 0 \\ 0 & \text{para } v_n \leq 0 \end{cases} \quad (35)$$

onde λ é a porcentagem de amortecimento crítico do solo λ , m é a massa do objeto e v_n é a componente da velocidade do riser normal ao solo (positiva quando se dirigindo em direção ao solo e negativa quando saindo solo).

A força tangencial de amortecimento do solo é aplicada para se opor a componente tangencial de velocidade do riser e é dada por:

$$\mathbf{f}_{Dt} = 2\lambda(mk_t a)1/2v_t \mathbf{t} \quad (36)$$

onde k_t é a rigidez de cisalhamento do solo, v_t é a componente da velocidade do riser tangencial ao solo e \mathbf{t} é o vetor unitário de direção tangencial da velocidade.

2.6 Modelagem e Análise de Risers

Nesta seção, comenta-se sobre quais são os principais parâmetros necessários para a modelagem do riser e sobre a ferramenta computacional que será utilizada para modelar e realizar as simulações estática e dinâmica dos modelos propostos nessa obra. Será discutido também sobre o modelo de elemento finito proposto pelo programa, assim como comentários acerca da análise global não-linear formulada pelo programa.

2.6.1 Características do riser

Para a modelagem computacional de risers, além dos parâmetros relacionados às cargas atuantes, é necessário fornecer ao programa os parâmetros da tubulação, alguns já comentados neste trabalho, para cada seção do riser. Estes são:

- Diâmetro Interno;
- Diâmetro Externo;
- Massa linear da linha;
- Rigidez axial;
- Rigidez à flexão;
- Rigidez à torção;
- Coeficientes de arrasto normal e longitudinal (tangencial)
- Coeficiente de massa adicionada;
- Coeficientes de atrito com o solo.

Como nesse trabalho, o foco é dado em risers em configuração lazy-wave, é necessário fornecer os seguintes parâmetros de cada módulo de flutuação:

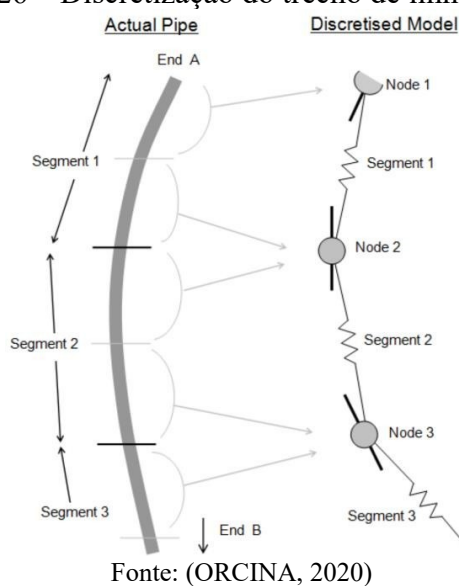
- Diâmetro;
- Comprimento;
- Espaçamento centro-a-centro entre os flutuadores (*pitch*);
- Densidade;
- Coeficientes de arrasto e de massa adicionada.

2.6.2 Software OrcaFlex e o elemento de linha

O OrcaFlex é um software comercial que visa a análise estática e dinâmica de sistemas marítimos *offshore*, sendo um dos mais utilizados do mundo para pesquisas, análises e projetos. O programa é capaz de modelar risers, sistemas de transporte e instalação, sistemas de ancoragem, linhas de tubulação, entre muitas outras aplicações. Esse software tem como vantagens a paralelização, na qual é possível a realização de várias simulações ao mesmo tempo, e a automação, pois é possível de ser utilizado como biblioteca para ser integrado em outros softwares.

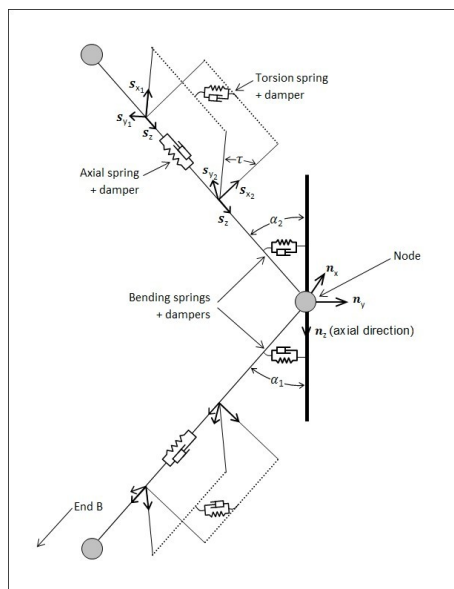
No OrcaFlex, a estrutura é modelada utilizando uma abordagem discreta ou concentrada (*lumped*) onde o riser é dividido em segmentos representados por molas axiais e massas concentradas nos nós, como mostrado na Figura 26. O segmento (equivalente a um elemento) modela a rigidez do riser, enquanto as outras propriedades, como massa, peso e empuxo, são modeladas nos nós.

Figura 26 – Discretização do trecho de linha flexível



A abordagem concentrada é bastante utilizada em análise de risers, pois evita a consideração de graus de liberdade de rotação (GHADIMI, 1988). O modelo pode considerar também molas de flexão e torção, como mostrado na Figura 27. Estas molas permitem a consideração da rigidez à flexão e torção do riser, bem como a avaliação dos momentos fletores e torsões associados.

Figura 27 – Representação detalhada do modelo de linha do OrcaFlex



Fonte: (ORCINA, 2020)

2.6.3 Análise dinâmica no OrcaFlex

De acordo com o Manual de usuário do OrcaFlex (ORCINA, 2020), a análise dinâmica pode ser realizada no domínio da frequência ou no domínio do tempo. O domínio da frequência é um tipo de análise linear que ainda é limitado no OrcaFlex, pois existem alguns recursos que ainda não foram adaptados para a completa solução. Por isso, por ser uma análise totalmente não-linear, a análise dinâmica através do domínio do tempo leva em consideração a geometria variável que a estrutura apresenta em cada instante. Assim, a massa, o amortecimento, a rigidez, o carregamento, etc. são avaliados em cada incremento de tempo.

No domínio do tempo, o programa utiliza dois algoritmos de integração: implícito e explícito. Cada um desses métodos usa a análise estática como configuração inicial e evolui a partir dela usando algoritmos numéricos de incremento de tempo para solucionar a equação de movimento para cada nó da linha. A equação do movimento é formulada como mostra a equação abaixo:

$$M(p, a) = F(p, v, t,) - C(p, v) - K(p) \quad (37)$$

onde $M(p, a)$ é a inércia do sistema, $F(p, v, t,)$ é o carregamento externo, $C(p, v)$ é o amortecimento do sistema e $K(p)$ é rigidez do sistema. As variáveis p , v , a e t são, respectivamente, posição, velocidade, aceleração e tempo.

O algoritmo explícito utilizado pelo OrcaFlex é o Euler semi-implícito com incremento de tempo (dt) constante e de valor muito pequeno. Neste, no começo de cada incremento de tempo, a solução de movimento é resolvida para o vetor aceleração (a_t), que é integrada através do Método de Euler semi-implícito, resultando nos valores de velocidade (v_{t+dt}) e posição (p_{t+dt}), respectivamente, no final do incremento de tempo (dt):

$$v_{t+dt} = v_t + dt a_t \quad (38)$$

$$p_{t+dt} = p_t + dt v_t \quad (39)$$

Ao final de cada incremento de tempo, o processo é repetido.

O algoritmo implícito utilizado pelo OrcaFlex é o α -Generalizado, que foi inicialmente descrito por Chung e Hulbert (1993). O processo iterativo desse tipo de algoritmo está fora do escopo do trabalho. Esse processo tende a ser mais demorado que o método iterativo proposto pelo algoritmo explícito, porém, um incremento de tempo maior pode alcançar a convergência. Por isso, quando comparado com o tempo total da simulação explícita, a simulação implícita tende a ser mais rápida (ORCINA, 2020).

Como o problema pós-falha de risers é muito complexo e com sensibilidade de parâmetros ainda desconhecida, os dois métodos serão avaliados nesse projeto para que a precisão dos resultados seja comparada.

2.7 Queda de risers e problemas correlatos

Este trabalho tem foco na simulação e no estudo do fenômeno de queda de risers, após sua ruptura ou desconexão de emergência. Esse estudo compreende a avaliação de certos parâmetros pós-falha, como o raio de queda da estrutura, a energia cinética adquirida, tempo de queda, entre outros.

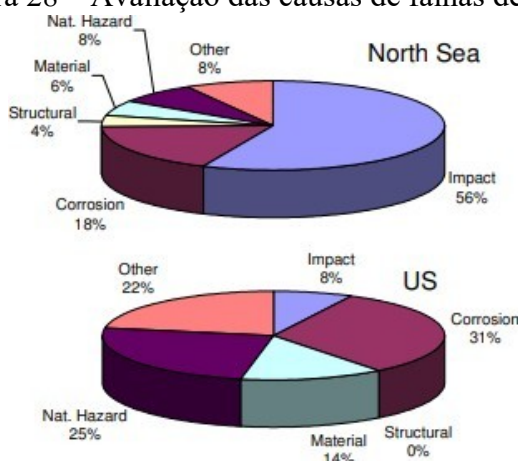
Em estruturas *offshore*, o processo de queda ou desconexão de risers geralmente se inicia após a imposição de condições de operação mais severas, como ondas muito altas, elevados deslocamentos da plataforma ou a falha no sistema de ancoragem (GRONEVIK, 2013).

Ulrikke Brandt (2014) relata em sua tese que durante a instalação e operação de risers flexíveis, eles podem ser expostos a diversas cargas que contribuem para diferentes modos de falhas. Esses modos precisam ser considerados na fase de design de risers flexíveis, estes são:

colapso, explosão, falhas por tensão, falha por compressão, dobramento excessivo, erosão, falha por torção e falha por fadiga. Ulrikke apresenta também os mecanismos que podem acarretar cada falha global.

A Figura 28 mostra o resultado de uma avaliação de dados históricos relacionados às causas de falhas de dutos realizada por Stadie-Frohbös (2013). Visto que no mar do Norte a maior causa está relacionada a impactos dos dutos com outros equipamentos enquanto nos Estados Unidos a maior causa foi a corrosão, é importante que região deve ser considerada na avaliação de riscos de falhas. (STADIE-FROHBÖS e LAMPE , 2013).

Figura 28 – Avaliação das causas de falhas de risers



Fonte: (STADIE-FROHBÖS e LAMPE , 2013)

Outra revisão sobre falhas de estruturas offshore é apresentada por Drummond et al. (2018), em que os autores comentam sobre as causas, consequências e severidade da ocorrência em diferentes tipos de estruturas. Em risers flexíveis, que é o foco do presente trabalho, o tipo de causa mais comum é devido aumento excessivo da pressão externa, fadiga ou corrosão sob tensão de CO₂.

Embora estudos sobre mecanismos de falhas, análise e projeto de risers estejam presentes em diversos trabalhos e normas (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2002; AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2008; DET NORSKE VERITAS, 2010), a literatura técnica aberta sobre a queda de risers é muito limitada devido à sensibilidade do tema, o que justifica o presente projeto.

Um riser usualmente trabalha sob tração para compensar os movimentos verticais da embarcação (GRONEVIK, 2013; PESTANA, 2013). Nota-se que, quanto maior a profundidade do leito marinho, mais esbelto e mais pesado é o riser, sendo assim a tração de topo, que é o valor de tração que surge entre a plataforma e a conexão do riser, tem um valor mais alto (GRONEVIK, 2013; PESTANA, ROVERI, *et al.*, 2016). Por isso, um valor pequeno de compressão pode levar a flambagem da estrutura.

Em análises convencionais de catenária, o movimento *heave* da plataforma causa o fenômeno chamado flambagem dinâmica, que acontece na região do TDP. As forças de arrasto também têm um papel importante ou não no surgimento da força de compressão na estrutura, pois dificultam que a estrutura se mova para compensar os movimentos verticais induzidos (RIBEIRO, ROVERI e MOURELLE, 1998). Porém, em análises pós-falha, as cargas de compressão são bem maiores que as inferidas apenas pelo movimento da plataforma. Por isso, esse fenômeno vai ser importante para o presente trabalho.

O modelo de elementos finitos deve ser concebido de forma que possa representar devidamente os deslocamentos que acontecem em uma estrutura real. No entanto, os elementos finitos podem sofrer de flambagem se as cargas compressivas ultrapassarem o limite crítico de Euler. Portanto, para que esta suposição possa ser cumprida de forma conservadora, o comprimento do elemento L deve ser pequeno o suficiente para evitar a flambagem do elemento (RIBEIRO, ROVERI e MOURELLE, 1998; GRONEVIK, 2013).

$$P_{cr} = \frac{\pi EI}{L^2} \quad (40)$$

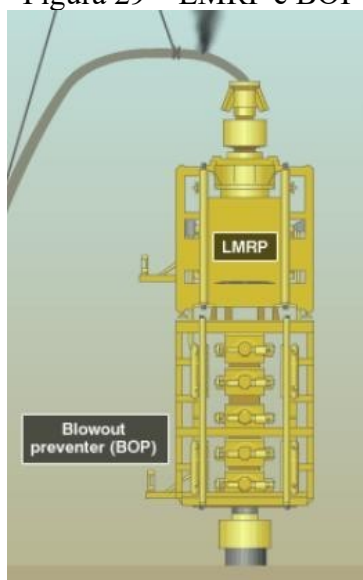
onde EI é a rigidez à flexão da estrutura e P_{cr} é a carga limite de compressão de Euler.

A maioria dos estudos sobre o tema é voltada para a análise de desconexão de emergência e para o fenômeno de *riser recoil* dos risers de perfuração (*drilling risers*) (GRYTOYR, SHARMA e VISHNUBOTLA, 2011; GRONEVIK, 2013; RUTH e KINGE, 2014; LI, FAN, *et al.*, 2016; PESTANA, ROVERI, *et al.*, 2016; MENG, CHE e ZHANG, 2018; WANG e GAO, 2019; STAHL e HOCK, 2000; YOUNG, HOCK, *et al.*, 1992; LANG, LANE e REAL, 2009). Risers de perfuração, quando desconectados, tendem a subir à superfície com alta aceleração devida à energia armazenada no riser pelos tensionadores. Esse fenômeno de rápida subida após a desconexão corresponde ao *riser recoil*. É necessário que esses tipos de estrutura sejam equipados com sistema *anti-recoil* para que o riser possa ser desconectado de forma segura sem

danificar outros equipamentos.

Existe uma preocupação muito grande com os sistemas de tensionamento do riser para que *recoil* seja estimado corretamente com o objetivo de desacelerar a subida do riser de uma forma segura e evitar o risco de danificar a plataforma de perfuração (WANG e GAO, 2019). Outro problema é a possibilidade de choque entre dois equipamentos localizados próximos ao poço de perfuração: o *Low Marine Riser Package* (LMRP), cuja função é promover a desconexão, e o *Blowout Preventer* (BOP), que serve para estancar a saída de fluido. A Figura 29 ilustra esses componentes. Após a desconexão, é necessária uma boa estimativa do amortecimento do sistema para que o LMRP seja erguido sem possibilidade de descer novamente e colidir com o BOP, pois essa colisão pode causar danos aos equipamentos localizados próximos ao poço (GRONEVIK, 2013; WANG e GAO, 2019).

Figura 29 – LMRP e BOP



Fonte: (GRONEVIK, 2013)

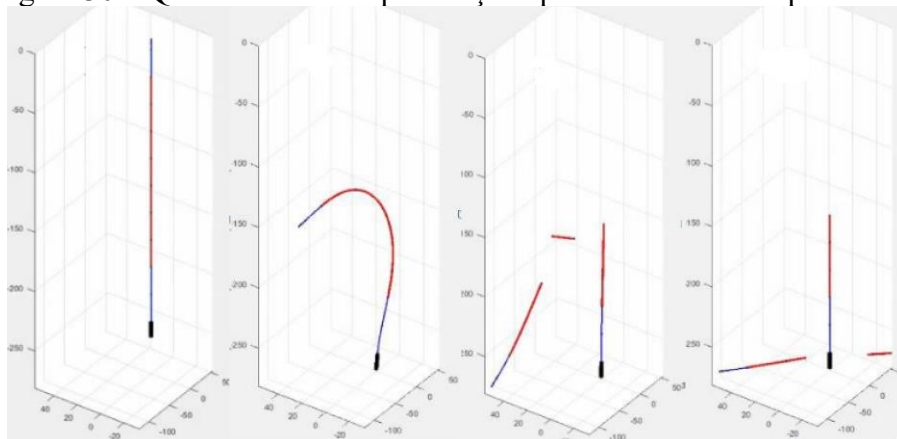
Pestana *et al.* (2016) apresentam as formas usuais de considerar esses sistemas de tensionamento em risers de perfuração e propõe um novo modelo mais eficiente e com boa precisão comparado a outras modelagens mais complexas da literatura (STAHL e HOCK, 2000). Esse novo modelo proposto faz uso dos elementos escalares do OrcaFlex, que através de funções arbitrárias, consegue representar as forças relacionadas à rigidez e ao amortecimento da estrutura.

Skinner *et al.* (2018) apresentam um estudo sobre a queda de um riser de perfuração com desconexão na plataforma. A Figura 30 mostra a queda do riser de perfuração que colapsa em dois pontos diferentes após sua flambagem. Este trabalho apresenta análises com alguns valores diferentes de rigidez à flexão para que se tenha ideia do raio de exclusão, isto é, distância na

qual,

fora dela, outros equipamentos estariam seguros de um possível impacto com a estrutura que cai. Com essa finalidade, o autor avalia a resposta dos raios de queda e da energia cinética da parte da estrutura que cai no solo.

Figura 30 – Queda de riser de perfuração após desconexão na plataforma



Fonte: adaptado de Skinner et al. (2018)

No atual trabalho, o enfoque será dado a risers flexíveis. Como já comentado, existem poucos trabalhos acerca do comportamento pós-falha e de desconexão desse tipo de estrutura. Por isso, apenas alguns problemas mais particulares que se estimam ser importantes para esse tipo de estudo serão discutidos.

Atluri *et al.* (2010) tentam definir critérios para uma desconexão de emergência mais segura em um riser flexível. O autor sugere o uso de um componente amortecedor, de forma que a velocidade de queda seja reduzida drasticamente. Ainda, os componentes ajudam a diminuir os esforços de compressão que surgem após a desconexão.

Um problema particular desse tipo de estrutura é o surgimento de *loops* quando a tensão efetiva fica nula ou negativa, e os esforços de torção e flexão passam a dominar a estrutura (COYNE, 1990; YAZDCHI e CRISFIELD, 2002). Assim, isso ocorre inúmeras vezes em um processo de desconexão, visto que a tensão efetiva vai a zero, dando início a uma onda de compressão ao longo do riser.

O *loop* pode então ser desfeito com a reaplicação da tensão, sendo a tração necessária função dos esforços de flexão e de torção no elemento: enquanto que esforços de torção tentam manter o *loop*, o esforço de flexão tem efeito contrário (COYNE, 1990). Coyne (1990) comenta ainda que, em estruturas reais, como a rigidez à flexão pode variar bastante a depender da

curvatura

do cabo, os resultados encontrados podem variar bastante devido às perdas por plastificação. Neto e Martins (2013) comentam que, mesmo em estruturas em uso, o problema pode acontecer nas proximidades do TDP no surgimento de esforços de torção mais acentuados.

3 MÉTODOS

Este capítulo apresenta a metodologia proposta para o estudo da queda de risers flexíveis em configuração lazy-wave. A seguir, serão descritas as principais etapas da metodologia proposta. Primeiramente, foi exposto o exemplo a ser modelado, seguido da proposta de matriz de casos escolhida para analisar a influência dos parâmetros em estudo. Por fim, apresenta-se estudo estatístico para analisar a variação das respostas devido a pequenas perturbações induzidas pelas ondas, com a finalidade de traçar uma zona segura a respeito da trajetória de queda do riser.

3.1 Definição do exemplo a ser modelado

O modelo proposto consiste em um riser flexível em configuração lazy-wave cujos parâmetros foram escolhidos com base nas experiências e práticas em vigor na indústria de exploração de petróleo e gás.

A modelagem e a simulação dos casos a serem avaliados serão realizadas utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) através do programa OrcaFlex, um software comercial amplamente utilizado na engenharia *offshore*. Esse programa permite o processamento paralelo para que o tempo de simulação da análise dinâmica não linear possa ser otimizado.

Foi estabelecida uma profundidade de 2000 m e que o riser está conectado a uma unidade do tipo FPSO *Spread Mooring* com 180° de aproamento no sentido Sul (em relação ao norte verdadeiro, positivo no sentido anti-horário). O riser está localizado na conexão próxima à boca do FPSO e apresenta um azimute de 90° e um ângulo de topo de 7°.

A embarcação utilizada no modelo foi o tipo *default* inicial (*Vessel type 1*) da versão 11.0 do OrcaFlex, que inclui o RAO da embarcação, correspondente a um petroleiro de 103 m de comprimento. Para que o porte da embarcação seja mais similar aos FPSOs utilizados nas práticas de produção de óleo e gás no Brasil para águas profundas, o comprimento da embarcação foi alterado para 309 m, pois o OrcaFlex recalcula todos os dados do tipo de embarcação para permitir o fator de escala $VesselLength/VesselTypeLength$ (que nesse caso é 3) de acordo com a Escala Froude (TUPPER e RAWSON, 1984).

A Tabela 1 mostra as coordenadas do centro de gravidade e da conexão do riser em relação ao eixo local do FPSO. A Figura 31 mostra a vista superior do modelo, onde é possível observar a embarcação em cor vermelha e seu aproamento de 180° e o riser em cor rosa e seu azimute de 90°.

Tabela 1 – Coordenadas do centro de gravidade e da conexão do riser em relação ao eixo local do navio

Centro de gravidade			Coordenadas da conexão		
X (m)	Y (m)	Z (m)	X (m)	Y (m)	Z (m)
2,53	0,00	-1,97	90	18	0

Fonte: elaborada pela autora

Figura 31 – Vista superior do modelo da embarcação



Fonte: elaborada pela autora

A Tabela 2 apresenta os parâmetros gerais do modelo utilizados para modelagem do riser flexível, dos flutuadores e do solo. Alguns parâmetros como o coeficiente de arrasto longitudinal, rigidez a flexão (EI) e rigidez normal do solo serão variados para que se possa fazer um estudo do seu efeito sobre a queda do riser.

Tabela 2 – Parâmetros do modelo do riser

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
Comprimento total (m)	3200	Diâmetro externo (m)	0,3
Projeção horizontal (m)	1800	Diâmetro interno (m)	0,15
<i>Declination</i> - End A	172,9	Massa por unid. de comprimento (kg/m)	180
<i>Declination</i> - End B	90	EI (kNm ²)	48
Massa espec. do fluido interno (kN/m ³)	4	EA (kN)	750000
Distância do topo à seção flutuada (m)	1300	GJ (kNm ²)	3500
Comprimento da seção flutuada (m)	700	C _a	1,0
Diâmetro do flutuador (m)	1,6	C _d (normal, longitudinal)	1,2; 0,01
Comprimento do flutuador (m)	3,0	Coefficiente de atrito lateral	1,1
Espaçamento dos flutuadores (<i>pitch</i>) (m)	9,0	Coefficiente de atrito axial	0,4
Densidade do flutuador (kN/m ³)	6,0	Lâmina d'água (m)	2000
C _a do flutuador (normal, axial)	1,0; 0,5	Rigidez normal do solo (kN/m/m ²)	100
C _d normal do flutuador	1,2	Rigidez de cisalhamento do solo (kN/m/m ²)	100

Fonte: elaborada pela autora

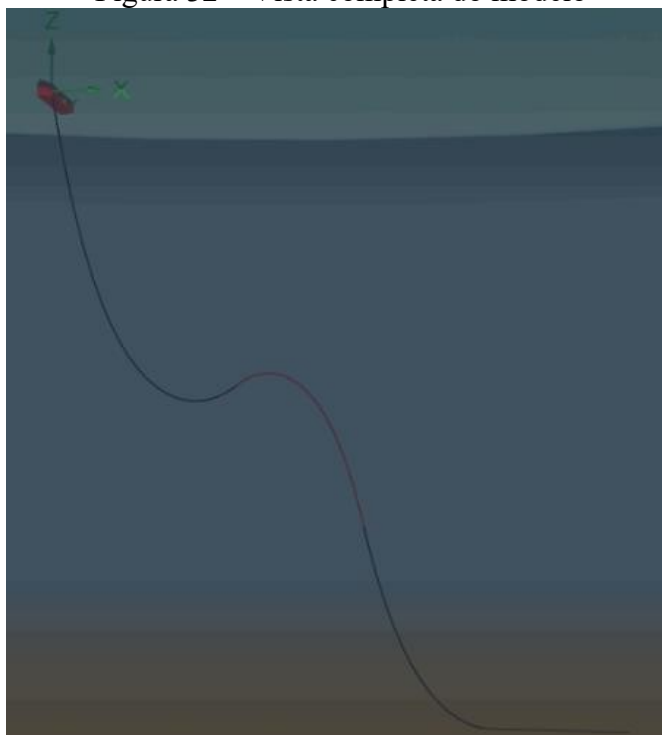
Os parâmetros dos flutuadores foram escolhidos com base em experiências e práticas de modelagem. Foram utilizados para os coeficientes de arrasto e de massa adicionada da linha base flexível os valores *default* do OrcaFlex (ORCINA, 2020). Os valores de rigidez axial, à flexão e à torção, além dos coeficientes de atrito, foram escolhidos com base em valores próximos ao usado por Carvalho (2014), que se aproxima de valores utilizados na indústria.

Nesse caso, o modelo base apresenta três trechos, o primeiro de 1300 m a partir do FPSO, o segundo de 700 m que consiste no trecho com flutuadores distribuídos e o terceiro de 1200 m sem flutuadores, que começa no final da seção flutuada e vai até a âncora localizado no solo.

O trecho do riser com flutuadores distribuídos foi gerado com a ferramenta “*Line Type Wizard*” do OrcaFlex (ORCINA, 2020), discutida brevemente na Seção 2.3.1.1, na qual é possível modelar a seção flutuada escolhendo uma linha base (sem flutuadores) e inserindo os valores das propriedades dos flutuadores, que estão na Tabela 2, e obter uma linha equivalente sem precisar modelar e posicionar cada boia acoplada ao longo da linha. A linha base utilizada para modelar trecho flutuado é a mesma utilizada no restante do riser. Os parâmetros desta linha também são descritos na Tabela 2.

No modelo base, foi usado o valor de *default* do OrcaFlex $K_n = 100$ kN/m/m² para a rigidez normal do solo. Considerou-se ainda que a rigidez normal e de cisalhamento do solo fossem modeladas com o mesmo valor. A tensão de topo do modelo verificada na análise estática foi de 1317,3 kN, portanto, pela Equação (40), foram adotados elementos com comprimento de 0,6 m para o modelo base. A Figura 32 mostra a vista completa do riser modelado no software OrcaFlex.

Figura 32 – Vista completa do modelo



Fonte: elaborada pela autora

A ruptura considerada foi no segmento final da seção dos flutuadores, mais próxima ao solo. O tempo total de simulação considerado foi de 60 s, sendo estabelecido que a ruptura ocorre após os 4 s iniciais.

Nas primeiras simulações dinâmicas da queda do riser serão variados alguns parâmetros como malha, incremento de tempo (*time step*), algoritmo de integração, coeficiente de arrasto longitudinal e rigidez normal do solo, com a finalidade de avaliar o efeito desses parâmetros no modelo numérico e na resposta estrutural do problema. Nessas primeiras simulações não serão consideradas correntes nem ondas. Já para o estudo estatístico, que será melhor descrito na Seção 3.3, serão consideradas ondas do tipo JONSWAP para gerar um ruído no sistema e correntes, que serão avaliadas em três direções diferentes (N, E e W).

3.2 Matriz de casos e realização das simulações

Antes de realizar as simulações é necessário definir uma matriz de casos a serem simulados. Esta matriz é definida a partir dos parâmetros a serem estudados. O objetivo deste estudo é a obtenção de um modelo adequado à realização das análises do riser no estudo

estadístico.

Nesta fase de desenvolvimento do modelo para simulação da queda de risers, foi estudada a importância do algoritmo de integração, do incremento de tempo, da malha, da esbeltez do riser, do coeficiente de arrasto longitudinal, da relação momento-curvatura com comportamento histerético e do modelo de interação solo-riser. Estes parâmetros serão variados em relação ao modelo base definido na Seção 3.1.

A matriz de casos considerada para o estudo dos parâmetros de interesse será apresentada e discutida nos itens a seguir. Ao final de todas as análises dinâmicas da queda, serão realizadas comparações em função dos resultados de sucesso da simulação, tempo de simulação (*Wall clock time* - WCT), número de iterações (N_{it}), tempo de queda (T_q), comprimento de queda (C_q) e largura de queda (L_q). Esses resultados serão apresentados numericamente para serem analisados e comparados para cada caso de simulação.

Outros resultados importantes serão apresentados em forma de gráficos, como a energia cinética total, a configuração deformada, a onda de compressão, a tensão efetiva e a configuração final no solo. Estas respostas serão comparadas para que possa ser avaliada a sensibilidade de cada parâmetro nas simulações. A Tabela 3 mostra quais gráficos serão gerados e comparados para o estudo de influência de cada parâmetro avaliado.

Tabela 3 – Resultados comparados para o estudo de influência dos parâmetros

Parâmetro	Resultados comparados
Malha	Onda de compressão; Configuração no solo
CDL	Configuração no solo; Energia cinética
Algoritmo	Onda de compressão; Configuração no solo; Energia cinética; Tensão efetiva
Esbeltez	Configuração no solo; Configuração deformada; Energia cinética
Relação momento-curvatura	Configuração no solo; Configuração deformada; Energia cinética
Rigidez normal do solo	Onda de compressão; Configuração no solo

Fonte: elaborada pela autora

3.2.1 Malha

Nessa etapa, serão feitas quatro simulações variando a discretização do riser para que seja possível observar o efeito da mudança da malha nos resultados das simulações. Serão realizadas simulações com algoritmo implícito, utilizando a opção de incremento de tempo variável com $T_{Smáx_v} = 0,01$ s e quatro valores diferentes para o comprimento do elemento: 2,0 m; 1,0 m; 0,6 m e 0,5 m.

A malha de 0,6 m utilizada corresponde ao valor encontrado de acordo com a Equação (40), associando a tensão de topo ao valor da carga crítica de Euler para que não haja problema de flambagem do elemento. Os valores do coeficiente de esbeltez e coeficiente de arrasto longitudinal nessa etapa permaneceram sem alteração do valor utilizado no modelo base. A Tabela 4 apresenta a matriz de casos para o estudo da influência da malha.

Tabela 4 – Matriz de casos para estudo da influência malha

Simulação	Malha (m)	Algoritmo	C_{DL}	Rigidez a Flexão (kNm ²)	TSmáx. (s)	K_n solo (kN/m/m ²)
1	2	Implícito	$0,01/\pi$	48	0,01	100
2	1	Implícito	$0,01/\pi$	48	0,01	100
3	0,6	Implícito	$0,01/\pi$	48	0,01	100
4	0,5	Implícito	$0,01/\pi$	48	0,01	100

Fonte: elaborada pela autora

3.2.2 Coeficiente de arrasto longitudinal

Nesta etapa, será realizado o estudo da influência do coeficiente de arrasto longitudinal (C_{DL}). A Tabela 5 mostra a matriz de casos correspondente, considerando quatro valores de C_{DL} : 0; 0,01; 0,02 e 0,03.

A SINTEF (2017) propõe que, para um fluxo perpendicular ao riser, $C_{DL} = 0,03C_D$ pode ser uma boa estimativa. Como o modelo base adota um coeficiente de arrasto normal de 1,2, o valor de C_{DL} fica aproximadamente 0,03. Como geralmente esse parâmetro é considerado nulo em análises convencionais, optou-se por fazer simulações com quatro valores de C_{DL} no intervalo entre 0 e 0,03.

Tabela 5 – Matriz de casos para estudo da influência do C_{DL}

Simulação	Malha (m)	Algoritmo	C_{DL}	Rigidez a Flexão (kNm ²)	TSmáx _v (s)	K_n solo (kN/m/m ²)
5	0,6	Implícito	0	48	0,01	100
3	0,6	Implícito	$0,01/\pi$	48	0,01	100
6	0,6	Implícito	$0,02/\pi$	48	0,01	100
7	0,6	Implícito	$0,03/\pi$	48	0,01	100

Fonte: elaborada pela autora

É importante comentar que a equação para o cálculo da força de arrasto utilizada pelo OrcaFlex (ORCINA, 2020) é diferente da apresentada na Equação (21). A equação utilizada pelo OrcaFlex é dada por:

$$\mathbf{f}_{DL} = \frac{1}{2} \pi \rho C_{DL} \phi(\mathbf{u}_L) |\mathbf{u}_L| \quad (41)$$

A diferença é que o OrcaFlex multiplica por π para obter o valor força de arrasto longitudinal. Portanto, os valores de C_{DL} que foram variados devem ser divididos por π para se obter uma força de arrasto equivalente.

3.2.3 Algoritmo de Integração

Nesta etapa, será realizada a avaliação do tipo de algoritmo de integração utilizado nas simulações. Primeiramente, será utilizado o esquema de algoritmo implícito com a alternativa do uso de incremento de tempo variável devido à complexidade desse tipo de análise pós-falha. Serão utilizados três valores máximos de incremento de tempo variável: 0,01 s, 0,05 s e 0,025 s.

Os esquemas de incremento de tempo variável podem introduzir ruído de alta frequência em um sistema que, por sua vez, pode apresentar resultados ruidosos e imprecisos e picos não-físicos (ORCINA, 2020). Por isso, também será realizada uma avaliação da qualidade dos resultados de tensão efetiva utilizando essa alternativa.

Depois, uma simulação utilizando o esquema explícito de integração será realizada. Os valores de incremento de tempo para os algoritmos explícitos são valores *default* do OrcaFlex (ORCINA, 2020). Os algoritmos serão comparados em função do tempo total de simulação, da configuração no solo, da energia cinética e da onda de compressão do trecho do riser em queda. A Tabela 6 mostra a matriz de caso utilizada para esse estudo.

Tabela 6 – Matriz de casos para estudo do algoritmo de integração

Simulação	Malha (m)	Algoritmo	C_{DL}	Rigidez a Flexão (kNm ²)	$TS_{máx_v}$ (s)	K_n solo (kN/m/m ²)
3	0,6	Implícito	$0,01/\pi$	48	0,01	100
8	0,6	Implícito	$0,01/\pi$	48	0,05	100
9	0,6	Implícito	$0,01/\pi$	48	0,25	100
10	0,6	Explícito	$0,01/\pi$	48	Default	100

Fonte: elaborada pela autora

3.2.4 Coeficiente de Esbeltez (λ)

Nessa etapa, será avaliada a variação do coeficiente de esbeltez (λ). Como mostrado na Tabela 2, o valor da rigidez à flexão (EI) do modelo base é de 48 kNm². A partir disso, utilizando a Equação (30), obtém-se o valor do coeficiente de esbeltez do modelo base, resultando em $\lambda = 4 \times 10^5$. O valor de EI vai ser variado para a obtenção de diferentes valores de λ . Pela Equação (30), observa-se que quanto menor λ , maior o EI, portanto, quatro valores do coeficiente de esbeltez λ (4×10^5 ; 2×10^5 ; 1×10^5 ; $0,5 \times 10^5$) serão utilizados para estudar a resposta do aumento da rigidez a flexão.

A Tabela 7 mostra a matriz de casos utilizada. O mesmo incremento $T_{Smáx_v}$ foi utilizado em todas as simulações, sendo observada a variação do incremento de tempo ao longo da simulação para avaliar a complexidade da análise.

Tabela 7 – Matriz de casos para estudo da influência do coeficiente de esbeltez (λ)

Simulação	Malha (m)	Algoritmo	C_{DL}	EI (kNm ²)	λ (x10 ⁵)	$T_{Smáx_v}$ (s)	K_n solo (kN/m/m ²)
3	0,6	Implícito	0,01/ π	48	4	0,01	100
12	0,6	Implícito	0,01/ π	85,33	3	0,01	100
13	0,6	Implícito	0,01/ π	768	1	0,01	100
14	0,6	Implícito	0,01/ π	3072	0,5	0,01	100

Fonte: elaborada pela autora

3.2.5 Relação momento-curvatura

Nesta etapa, serão avaliadas as respostas numéricas e estruturais de modelos utilizando relações momento-curvatura com curva bilinear diferentes, variando apenas o valor da curvatura crítica (κ_{cr}). Os valores estabelecidos para o a rigidez à flexão (tangente da curva) antes do deslizamento é de $EI_{pré} = 2400$ kNm² e depois do deslizamento (depois da curvatura crítica) é de $EI_{pós} = 48$ kNm². Os valores da curvatura crítica estabelecidos correspondem a um valor muito pequeno de 0,01/m, que está relacionada a uma condição alagada do riser, e outro de 0,05/m, correspondente à condição de operação normal do riser. A Tabela 8 mostra a matriz de casos utilizada nesse estudo.

Tabela 8 – Matriz de casos para estudo da influência da relação momento-curvatura

Simulação	Malha (m)	Algoritmo	CDL	Rigidez a Flexão (kNm ²)	TSmáx _v (s)	K _n solo (kN/m/m ²)
3	0,6	Implícito	0,01/π	48	0,01	100
17	0,6	Implícito	0,01/π	48	0,01	500
18	0,6	Implícito	0,01/π	48	0,01	1500

Fonte: elaborada pela autora

A relação momento-curvatura bilinear é construída através de três pontos com os respectivos valores de momento à flexão e de curvatura. A Tabela 9 mostra as relações momento curvatura utilizadas para os diferentes casos a serem avaliados.

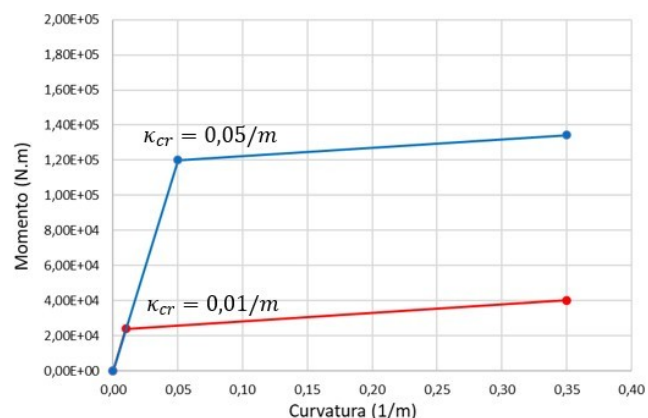
Tabela 9 – Relações momento-curvatura utilizadas

Ponto	$\kappa_{cr} = 0,01/m$		Ponto	$\kappa_{cr} = 0,05/m$	
	Curvatura (1/m)	Momento (N.m)		Curvatura (1/m)	Momento (N.m)
0	0	0	0	0	0
1	0,01	24000	1	0,05	120000
2	0,35	40320	2	0,35	134400

Fonte: elaborada pela autora

A Figura 33 apresenta o gráfico das suas relações momento-curvatura utilizadas para o estudo ($\kappa_{cr} = 0,01/m$ e a outra com $\kappa_{cr} = 0,05/m$). O gráfico não mostra o comportamento histerético da curva apresentado na Figura 23 na Seção 2.4. O efeito desse comportamento histerético será considerado nas simulações.

Figura 33 – Curvas das relações momento-curvatura utilizadas



Fonte: elaborada pela autora

Os valores dessa tabela são inseridos no OrcaFlex na janela de modelagem da linha do riser através da opção “*Edit variable data*” adicionando uma relação momento-curvatura com três pontos na opção “*Bending Stiffness*”. Depois de adicionar os valores da relação momento curvatura bilinear, é importante lembrar de considerar a opção “Hysteretic” e “Pressurized” para considerar o comportamento histerético pressurizado.

3.2.6 Rigidez normal do solo

Esse estudo da influência da rigidez normal do solo (K_n) será feito utilizando três valores diferentes (100 kN/m/m², 500 kN/m/m² e 1500 kN/m/m²). Os valores utilizados para modelagem da rigidez de cisalhamento no programa foram os mesmos valores utilizados para modelagem da rigidez normal. A Tabela 10 mostra a matriz de casos correspondente ao estudo da influência da rigidez normal do solo.

Tabela 10 – Matriz de casos para estudo da influência da rigidez normal do solo

Simulação	Malha (m)	Algoritmo	CDL	Rigidez a Flexão (kNm ²)	TS _{máx_v} (s)	K_n solo (kN/m/m ²)
e	0,6	Implícito	0,01/ π	48	0,01	100
17	0,6	Implícito	0,01/ π	48	0,01	500
18	0,6	Implícito	0,01/ π	48	0,01	1500

Fonte: elaborada pela autora

3.3 Estudo estatístico

Para um melhor entendimento do que ocorre na estrutura após sua falha, é importante a realização de um estudo estatístico através da introdução de um pequeno ruído gerado por uma onda aleatória. Esse estudo é necessário visto que, devido ao problema de flambagem dinâmica, pequenas alterações nas condições iniciais do problema podem causar grandes efeitos na curvatura e na trajetória pós-falha do riser (MCCANN, SMITH e O'BRIEN, 2003).

Neste trabalho, o estudo estatístico será dividido em duas etapas. Na primeira, será realizada uma comparação entre quatro modelos diferentes com base no modelo apresentado na Tabela 2, com a finalidade de avaliar de forma mais confiável a relevância e influência de alguns

parâmetros no fenômeno, como o coeficiente de arrasto longitudinal C_{DL} , o coeficiente de esbeltez λ e a rigidez normal do solo K_n .

Na segunda etapa, um modelo considerando rigidez não-linear ($\kappa_{cr} = 0,05/m$ será avaliado utilizando, separadamente, três direções de corrente: *Far* (Oeste), *Near* (Leste) e *Cross* (Norte). Essas duas etapas serão realizadas para avaliar, respectivamente, a relevância dos parâmetros estudados e o efeito da direção da corrente na resposta estrutural, coletando os resultados de comprimento de queda (C_q), largura do corredor de queda (L_q), tempo de queda (T_q) e velocidade máxima do riser em queda (V_{max}) e na resposta numérica, avaliada pelo tempo total de simulação (WCT).

A onda estabelecida para o modelo foi uma onda do tipo JONSWAP com altura média $H_s = 3,00 m$, período de pico $T_p = 7,50 s$ e um fator de pico $\gamma = 2,16$, calculado de acordo com a Equação (27). Além, disso para conceder um caráter pseudoaleatórias para as fases associadas, cada uma das dessas simulações vai considerar uma semente (*seed*) diferente.

Na primeira etapa, não haverá corrente em nenhum modelo e a onda com espectro atuará na direção no sentido *Far* do riser (Oeste). Já na segunda etapa, o estudo da influência da corrente vai ser realizada com base no perfil de corrente apresentado na Tabela 11 nas três direções citadas, com a onda JONSWAP alinhada a essas correntes.

Tabela 11 – Corrente utilizada para estudo estatístico

Profundidade (m)	Velocidade (m/s)
0	0,50
80	0,41
160	0,49
220	0,43
370	0,34
540	0,23
660	0,25
870	0,21
1020	0,22
1200	0,23
1500	0,26
2000	0,00

Fonte: elaborada pela autora

O OrcaFlex usa um gerador de números aleatórios e a semente definida pelo usuário para atribuir fases a cada uma das ondas senoidais que formam o espectro. A sequência é repetível, de modo que a mesma semente sempre dará as mesmas fases e, conseqüentemente, exatamente o mesmo trem de onda (ORCINA, 2020).

Para a primeira etapa, na qual será avaliado a relevância dos parâmetros estudados de forma estocástica, quatro modelos serão estudados, como apresentado na Tabela 12. Em cada modelo, será modificado apenas a semente da onda aleatória em cada uma das 100 simulações realizadas.

Tabela 12 – Modelos para análise estatística da relevância dos parâmetros estudados

Caso	C_{DL}	λ	K_n solo (kN/m/m ²)
Base	$0,01/\pi$	4×10^5	100
$3 \times C_{DL,b}$	$0,03/\pi$	4×10^5	100
$\lambda_b/8$	$0,01/\pi$	$0,5 \times 10^5$	100
$15 \times K_{n,b}$	$0,01/\pi$	4×10^5	1500

Fonte: elaborada pela autora

A comparação será feita em termos de métricas estatísticas descritivas básicas, como a média (μ), o desvio padrão (σ) e coeficiente de variação (CV). Além disso, para avaliar a influência de um determinado parâmetro, cada caso será comparado a um caso base. O intervalo de confiança da diferença entre as médias populacionais de um caso i e do caso base (μ_i e μ_b , respectivamente) pode ser estimado por:

$$\bar{y}_i - \bar{y}_b - t_{0,005} \sqrt{\frac{s^2}{N} + \frac{s^2}{N}} \leq \mu_i - \mu_b \leq \bar{y}_i - \bar{y}_b + t_{0,005} \sqrt{\frac{s^2}{N} + \frac{s^2}{N}} \quad (42)$$

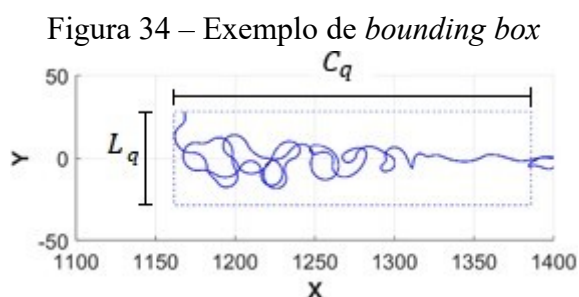
onde o subscrito b se refere ao resultado do caso base e $t_{0,005}$ é retirado da distribuição t com $N-1$ graus de liberdade. Se esse intervalo de confiança conter o valor 0, então é possível concluir que a influência do parâmetro estudado no caso i não é relevante neste estudo.

Em seguida, uma análise estatística mais aprofundada será empregada para definir uma zona segura no fundo do mar, onde a instalação de estruturas adicionais deve ser evitada. Dessa forma, a definição de uma zona de segurança em relação à queda do riser deve partir de uma análise estatística, relacionada a uma dada probabilidade de não-excedência dos resultados de

comprimento de queda (C_q) e largura de queda (L_q), formando uma área afetada na qual dentro

dela, deve-se tomar cuidado para não instalar outros equipamentos no fundo mar, evitando danos com o impacto do riser em queda.

O comprimento e a largura da configuração no solo são obtidos através da metodologia do *bounding box*, que consiste em uma caixa, chamada de corredor de queda, que delimita a configuração do riser quando ele cai completamente no solo. A Figura 34 mostra um exemplo desse método.



Fonte: elaborada pela autora

O comprimento C_q e a largura L_q dessa caixa são as variáveis coletadas por meio de um programa no MATLAB a partir das coordenadas X e Y do riser do ponto de TDP até o ponto de ruptura da configuração no solo após a queda do riser no solo. Essas coordenadas são coletadas após a simulação e depois um algoritmo no MATLAB foi feito para gerar a configuração no solo limitada pelo “*bounding box*” com a vista superior.

A velocidade máxima (V_{max}) é uma variável importante para quantificar o impacto entre duas estruturas. Para tornar o parâmetro mais confiável, foi coletada a velocidade máxima em toda estrutura, ignorando somente o próximo a ruptura. O trecho ignorado corresponde a um equivalente a 30 vezes o diâmetro interno. O parâmetro é coletado no OrcaFlex através do “*range graph*”.

Finalmente, a variável de tempo de queda (T_q) é coletada no OrcaFlex como o primeiro tempo que o ponto de ruptura do riser atinge o solo.

Após a simulação dos 100 casos de cada modelo, tanto os quatro modelos do estudo dos parâmetros, quanto os três modelos do estudo da influência da corrente, são calculadas as variáveis já comentadas: C_q , L_q , T_q e V_{max} .

Essas variáveis serão assumidas como realizações de um processo estocástico. Assim, para definir a zona de segurança, os dados devem ser representados por uma distribuição adequada, podendo ser tanto a distribuição Normal ou Weibull. Essas duas distribuições serão testadas e ajustadas usando o Estimador de Máxima Verossimilhança (*Maximum Likelihood Estimator* - MLE) para definir qual melhor representa os dados de cada modelo (GODA, 2000). Depois disso, pode-se avaliar qual distribuição mais apropriada para se obter os valores extremos para C_q e L_q fundindo a Função de Ponto Percentual (FPP) para uma determinada probabilidade de não-excedência. Finalmente, os valores extremos do comprimento de queda e da largura de queda obtidos através da probabilidade de não-excedência que definem a zona de segurança de queda do modelo avaliado.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesse capítulo, serão apresentados e discutidos os resultados dos estudos realizados sobre a influência dos diversos parâmetros do modelo de queda de risers, bem como os resultados do estudo estatístico que está aliado a definição da zona de segurança de queda do riser.

4.1 Estudo dos parâmetros de modelagem

A influência da malha, coeficiente de arrasto longitudinal, algoritmo de integração, esbelteza, relação momento-curvatura e rigidez normal do solo será analisada nos tópicos seguintes a partir das discussões relacionadas ao sucesso da simulação de cada caso e ao comportamento estrutural do riser durante sua trajetória de queda.

4.1.1 Malha

A Tabela 13 mostra os resultados do estudo de influência da malha adotada. O tempo de simulação (WTC) e o número de iterações (N_{it}) são bem para a malha de $L = 2,0$ m, o que está relacionado a maior complexidade de análise para um modelo com mais graus de liberdade. Os resultados de tempo de queda (T_q) e comprimento de queda (C_q) diferem um pouco mais que os resultados das simulações para os outros tamanhos menores de malha. Isso pode evidenciar que utilizar malhas pouco discretizadas nas simulações por MEF pode levar a resultados pouco confiáveis. Porém, devido a aleatoriedade do problema, não é possível observar uma convergência confiável dos resultados fazendo uma comparação apenas de um valor de cada modelo simulado, sendo necessária a realização de um estudo estatístico.

Tabela 13 – Resultados do estudo da influência da malha

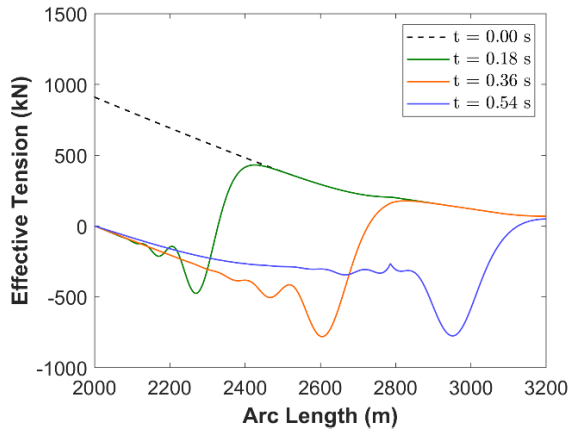
Simulação	Malha (m)	WTC (s)	T_q (s)	C_q (m)	L_q (m)	N_{it}	\bar{N}_{it}
1*	2,0	370	37,2	213	17,0	6863	1,14
2*	1,0	1016	40,7	224	17,8	9331	1,55
3	0,6	1973	39,7	225	17,7	10203	1,70
4	0,5	2140	39,2	223	18,2	10108	1,68

Fonte: elaborada pela autora

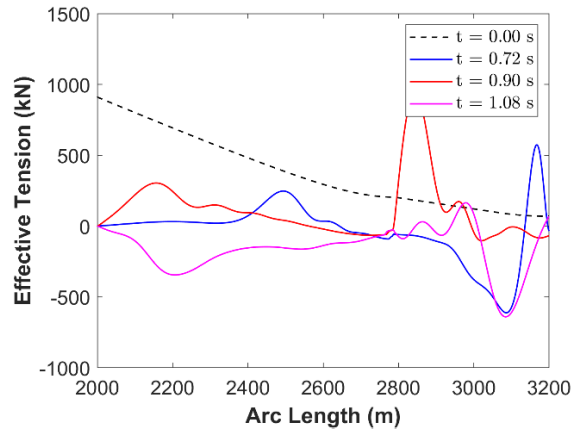
As simulações 1 e 2, marcadas pelo asterisco, com malha de $L = 2,0$ m e $L = 1,0$ m, respectivamente, infringiram o limite de compressão de Euler durante sua simulação dinâmica. Desta forma, estes resultados não são confiáveis e estas malhas devem ser evitadas. Para evitar que o elemento sofra flambagem, foi usado o artifício de calcular o comprimento do elemento da malha pela Equação (40), resultando na malha de 0,6. A malha de $L = 0,6$ m foi escolhida no lugar da malha mais discretizada de $L = 0,5$ m, pois facilita a análise (WCT menor) mantendo as outras respostas similares.

A Figura 35 mostra o efeito da malha nos resultados de onda de compressão logo após a ruptura do riser nos primeiros 1,08 s, para as malhas de 2,0 m e 0,6 m. Pela Equação (40), para uma malha de $L = 2,0$ m, a carga de flambagem crítica de Euler é $P_{cr} = 118,4$ kN, é possível observar que a onda de compressão supera o valor dessa carga crítica. Já para a malha proposta de $L = 0,6$ m, a força crítica de flambagem de Euler é $P_{cr} = 1317,3$ kN, que é um valor superior aos valores de compressão observados no resultado. Portanto, essa alternativa, utilizando o artifício da carga crítica de Euler compatível com a tensão no topo, é muito importante. Como elemento não sofre flambagem, os deslocamentos do riser são capturados com menos erros na análise (RIBEIRO, ROVERI e MOURELLE, 1998).

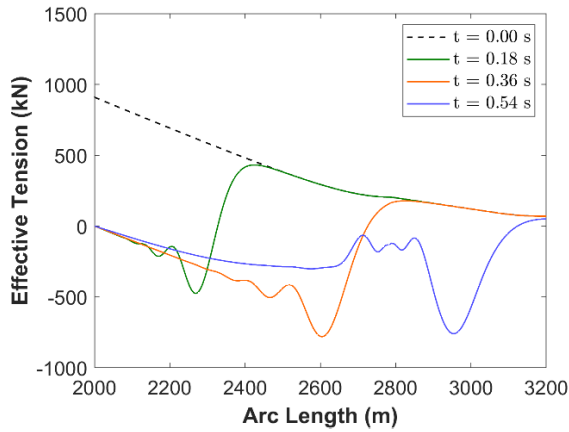
Figura 35 – Influência da malha na onda de compressão



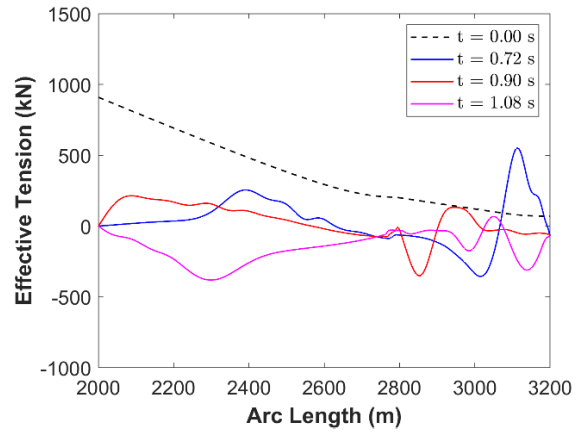
(a) Antes da reflexão, Malha = 2,0 m



(b) Depois da reflexão, Malha = 2,0 m



(c) Antes da reflexão, Malha = 0,6 m

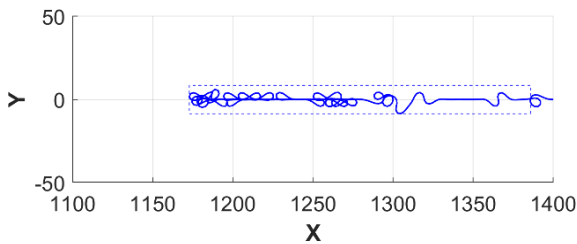


(d) Depois da reflexão, Malha = 0,6 m

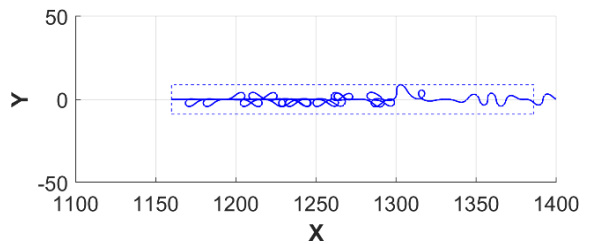
Fonte: elaborada pela autora

A Figura 36 mostra o efeito da malha na configuração do solo. Por causa da aleatoriedade e complexidade do problema, os resultados são bem diferentes, porém a área afetada, representada pela caixa azul que engloba a estrutura, não apresenta grandes diferenças.

Figura 36 – Influência da malha na configuração no solo



(a) Malha = 2,0 m



(b) Malha = 0,6 m

Fonte: elaborada pela autora

4.1.2 Coeficiente de arrasto longitudinal (C_{DL})

A Tabela 14 mostra os resultados para que se possa comparar o efeito do aumento do C_{DL} nas quatro simulações realizadas. É possível verificar que C_{DL} maiores facilitam a simulação, uma vez que diminuem o tempo de simulação (WCT) e o número total de iterações. Como já mencionado, é difícil identificar uma convergência de resultados analisando apenas um valor para cada simulação. Dessa forma, percebe-se que, com esse um aumento no C_{DL} , há um aumento no tempo de queda e, inicialmente, no comprimento de queda também.

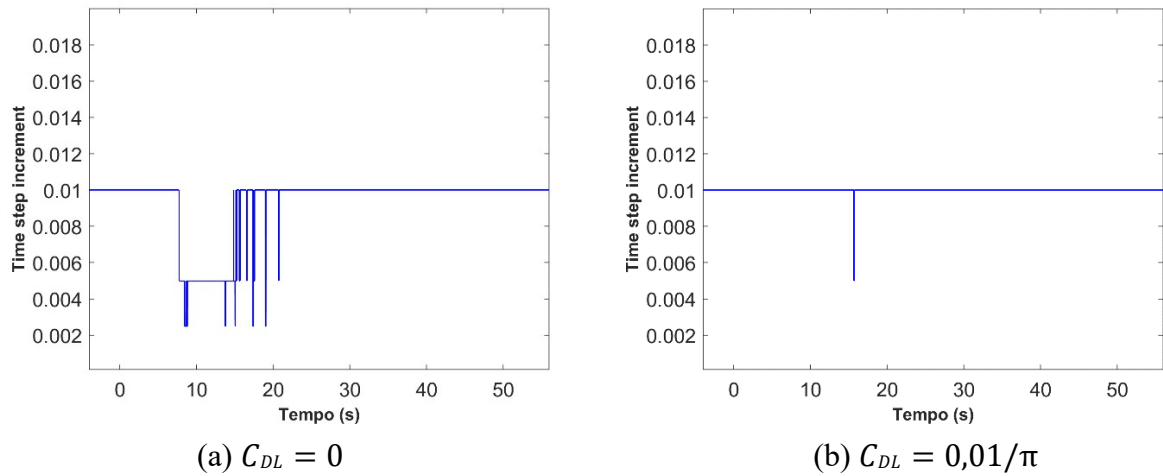
Tabela 14 – Resultados do estudo da influência do coeficiente de arrasto longitudinal (C_{DL})

Simulação	C_{DL}	WCT (s)	T_q (s)	C_q (m)	L_q (m)	N_{it}	\bar{N}_{it}
5*	0,00	3313	32,3	197	11,7	13086	2,18
3	$0,01/\pi$	1973	39,7	225	17,7	10203	1,70
6	$0,02/\pi$	1347	46,3	237	17,2	7338	1,22
7	$0,03/\pi$	1214	50,8	239	18,6	6516	1,09

Fonte: elaborada pela autora

É importante ressaltar que a simulação com $C_{DL} = 0$ precisou de incremento de tempo próximo de 0,002 s para sua finalização, evidenciando que não utilizar o coeficiente de arrasto longitudinal na análise pós-queda dificulta a simulação. A Figura 37 apresenta a variação de incremento de tempo durante a simulação com $C_{DL} = 0$ e $C_{DL} = 0,01/\pi$, mostrando que o modelo no qual não foi utilizado C_{DL} precisou de valores de incremento de tempo menores em mais momentos da análise.

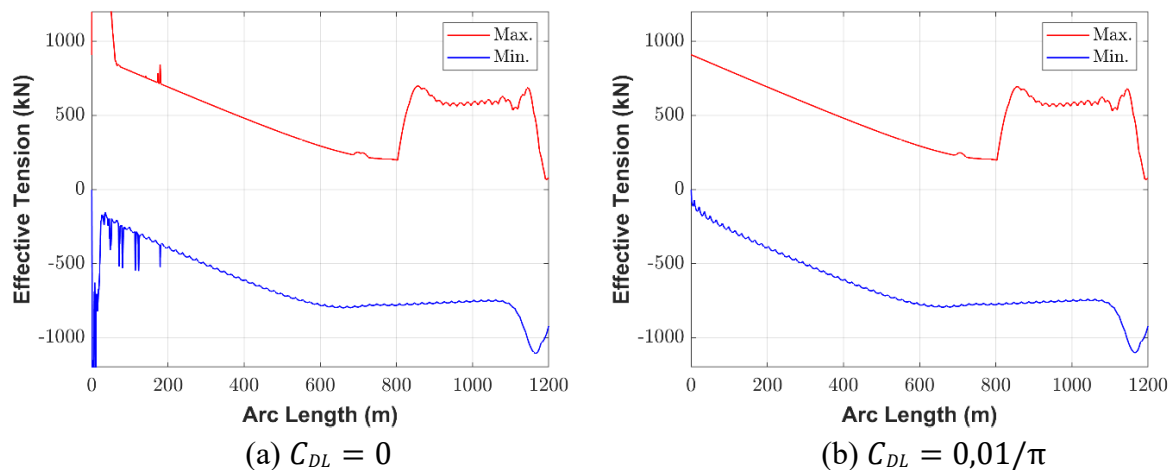
Figura 37 – Influência do C_{DL} no incremento de tempo necessário para simulação



Fonte: elaborada pela autora

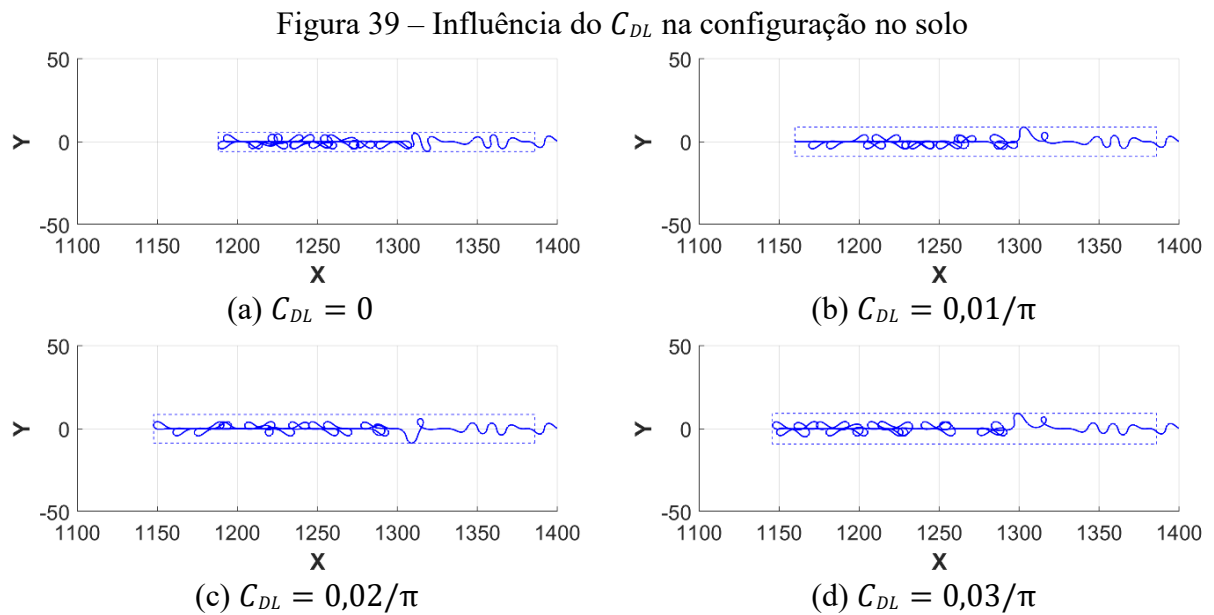
O efeito de usar incremento de tempo variável ($TSmáx_v = 0,01$ s) para a análise do modelo com $C_{DL} = 0$ pode causar ruídos no sistema durante a simulação, devido a maior dificuldade na análise, o que pode levar a resultados imprecisos. A Figura 38 apresenta os resultados de tensão efetiva no trecho do riser em queda com $C_{DL} = 0$ e $C_{DL} = 0,01/\pi$. É perceptível o ruído no resultado do modelo com $C_{DL} = 0$, devido ao uso do incremento de tempo variável com máximo de apenas 0,01 s em uma simulação mais complexa, que não considera o amortecimento imposto pelo coeficiente de arrasto longitudinal. Para evitar os ruídos nos resultados dessa análise, seria necessário utilizar incremento de tempo variável com um valor máximo inferior a 0,01 s.

Figura 38 – Influência do C_{DL} na tensão efetiva do trecho do riser em queda



Fonte: elaborada pela autora

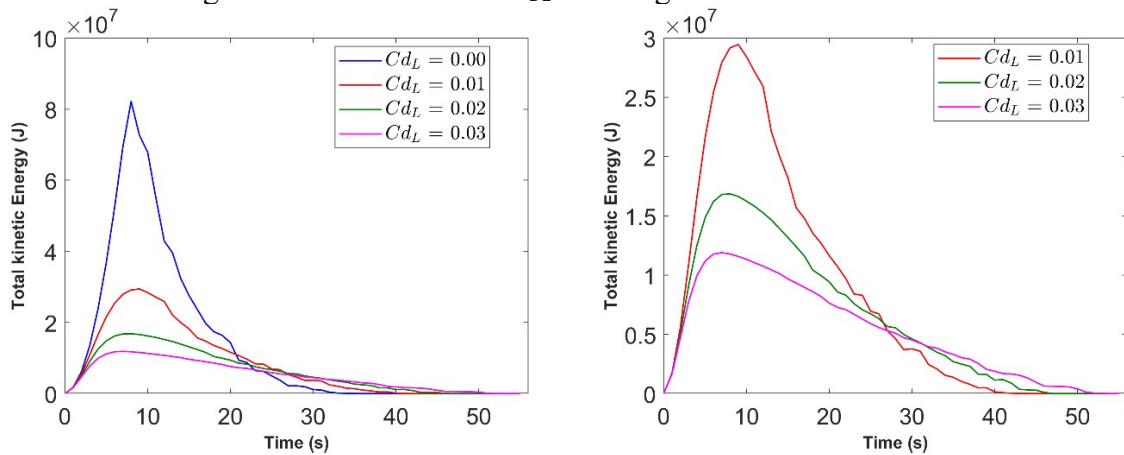
A Figura 39 mostra o efeito do aumento do C_{DL} na configuração do solo. É possível observar o aumento no comprimento de queda. Qualitativamente, a aparência da configuração no solo não altera muito, o número e a localização dos *loops* que aparecem podem estar mais ligados a complexidade e o comportamento caótico desse tipo de simulação pós-queda.



Fonte: elaborada pela autora

A Figura 40, mostra a energia cinética total do trecho em queda ao longo do tempo, após a ruptura. Pode-se verificar que mesmo pequenas variações no C_{DL} levam a resultados muito diferentes. É importante notar que este parâmetro é geralmente ignorado em análises usuais, uma vez que as cargas tangenciais não são comuns, exceto para a seção flutuante (DET NORSKE VERITAS, 2010), mas o C_{DL} parece ser muito importante na análise pós-ruptura. Portanto, sua correta estimativa é necessária, visto que é um parâmetro que afeta diretamente a resposta estrutural do modelo e a energia de impacto na possibilidade de danificar estruturas vizinhas.

Figura 40 – Influência do C_{DL} na energia cinética total do sistema



(a) Comparação entre todos os C_{DL} utilizados (b) $C_{DL} = 0,01/\pi$; $C_{DL} = 0,02/\pi$; $C_{DL} = 0,03/\pi$
 Fonte: elaborada pela autora

4.1.3 Algoritmo de integração

A Tabela 15 mostra os resultados das simulações realizadas para analisar a influência do algoritmo de integração utilizado. É possível observar que o tempo de simulação utilizando algoritmo explícito é mais de 6 vezes maior do que utilizando o algoritmo implícito com $T_{Smáx_v} = 0,01$ s, sendo que os resultados não diferem muito qualitativamente.

Já as simulações realizadas com diferentes valores máximos de incremento de tempo, deram resultados um pouco inconsistentes de comprimento de queda e largura de queda. Como a análise é determinística, é difícil localizar alguma convergência dos resultados com a variação deste parâmetro. Com $T_{Smáx_v} = 0,01$ s os resultados deram bem distantes dos resultados com $T_{Smáx_v} = 0,05$ s e $T_{Smáx_v} = 0,025$ s e o WCT e \bar{N}_{it} ainda foi menor utilizando o incremento de tempo máximo maior. Isso acontece pois o algoritmo faz muitas alterações do incremento de tempo até conseguir convergir. Desta forma, utilizando um incremento de tempo menor, é necessário menos tentativas para alcançar a convergência.

Tabela 15 – Resultados do estudo da influência do algoritmo de integração

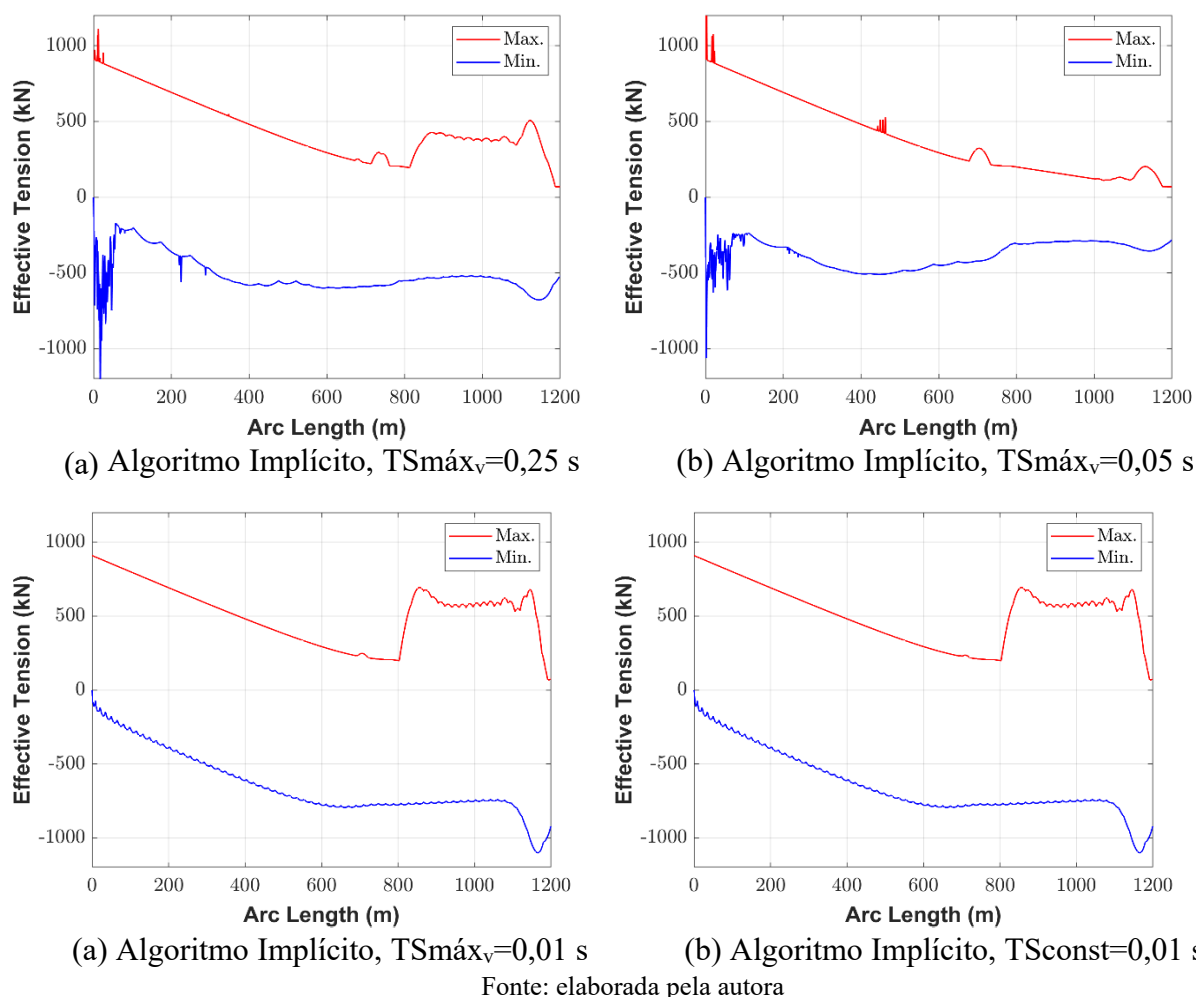
Simulação	Algoritmo	T _{Smáx_v} (s)	WCT (s)	T _q (s)	C _q (m)	L _q (m)	N _{it}	\bar{N}_{it}
3	Implícito	0,01	1973	39,7	225	17,7	10203	1,70
8	Implícito	0,05	2275	41,7	241	11,7	5175	4,31
9	Implícito	0,25	3388	41,5	229	10,2	1634	6,78
10	Explícito	Default	12515	39,6	225	11,5	-	-

Fonte: elaborada pela autora

Foi, então, visto como mais vantajoso utilizar o incremento de tempo variável com máximo de 0,01 s, visto que além de darem resultados mais confiáveis, ainda teve um tempo de simulação reduzido em comparação com os outros casos simulados.

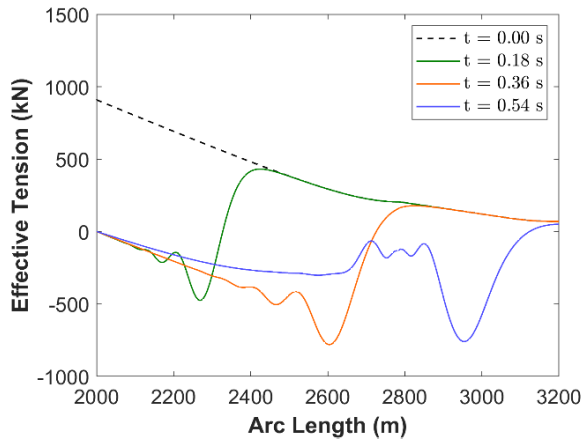
Outra vantagem de utilizar o incremento de tempo variável máximo de 0,01 s é que ele não apresenta ruídos de alta frequência no sistema. Pode-se observar na Figura 41 esse efeito de ruídos nos gráficos de envoltória de tensão efetiva do riser em queda utilizando incremento de tempo variável com valores máximos mais altos. Foi simulado um caso com incremento de tempo constante de 0,01 s e não percebeu muita diferença desse caso com o uso do incremento de tempo variável $T_{Smáx_v} = 0,01$ s, que quase não apresenta ruído.

Figura 41 – Influência do algoritmo de integração na envoltória de tensão efetiva do riser em queda

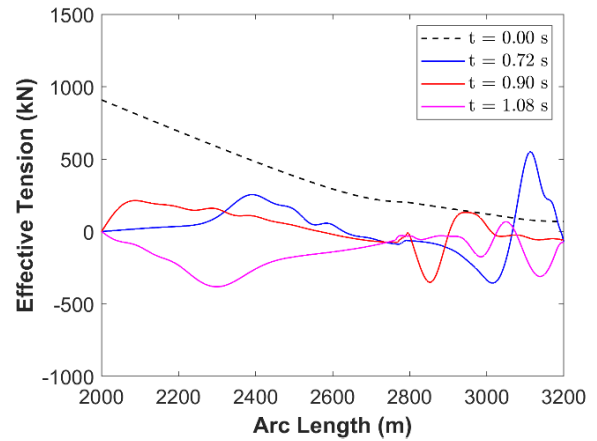


A Figura 42 apresenta a onda de carga compressiva logo após a falha do riser para algoritmos implícitos e explícitos. Aqui, é possível notar uma certa diferença entre os algoritmos, principalmente após a reflexão no ponto de ancoragem, o que acontece em aproximadamente em 0,58 s, de acordo com a celeridade do riser ($c = 2041,24$ m/s). Posteriormente, o comportamento da onda de compressão da onda torna-se mais complexo e mais difícil de representar para os dois algoritmos. No entanto, compressão máxima perto de 800 kN e velocidade da compressão onda permanecem os mesmos. É importante notar também que há uma leve reflexão da onda, junto com a refração, no TDP (2785 m). Isso ocorre devido ao aumento abrupto da rigidez devido à interação riser-solo.

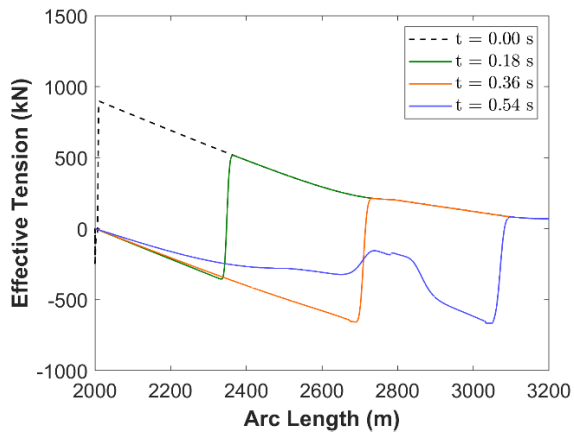
Figura 42 – Influência do algoritmo de integração na onda de compressão



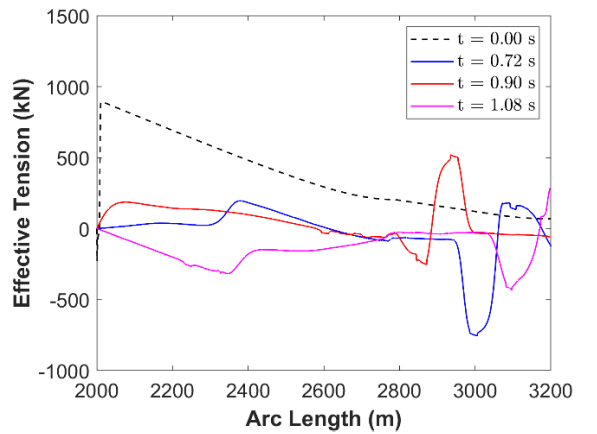
(c) Antes da reflexão, Algoritmo Implícito



(d) Depois da reflexão, Algoritmo Implícito



(c) Antes da reflexão, Algoritmo Explícito

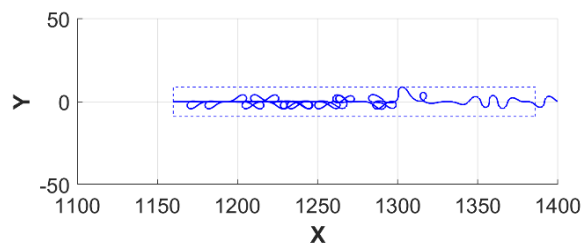


(d) Depois da reflexão, Algoritmo Explícito

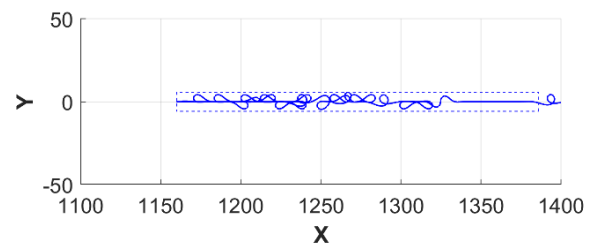
Fonte: elaborada pela autora

A Figura 43 e a Figura 44 mostram que o uso de algoritmo implícito e explícito altera muito pouco tanto a configuração do solo pós-queda do riser, quanto a energia cinética total do trecho em queda, respectivamente.

Figura 43 – Influência do algoritmo de integração na configuração no solo



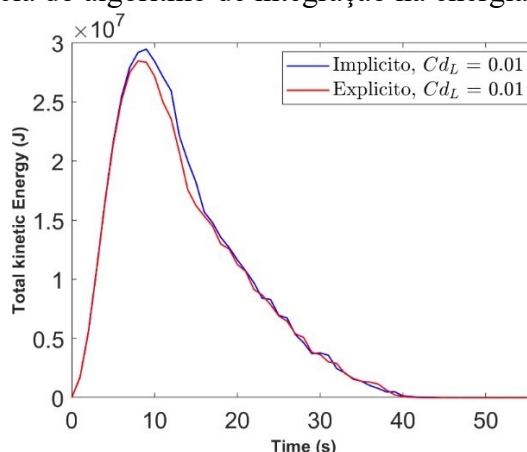
(a) Algoritmo Implícito



(b) Algoritmo Explícito

Fonte: elaborada pela autora

Figura 44 – Influência do algoritmo de integração na energia cinética total do sistema



Fonte: elaborada pela autora

4.1.4 Esbeltez (λ)

A Tabela 16 apresenta os resultados para avaliar a influência da diminuição do coeficiente esbeltez nas simulações pós-queda realizadas. Como o comprimento é fixo, uma diminuição da esbeltez significa um aumento na rigidez a flexão. Mais uma vez, é difícil identificar a convergência de resultados por se tratar de apenas uma simulação para cada caso. Pelos resultados da tabela, é possível observar que a diminuição desse coeficiente λ facilita a simulação, uma vez que reduz o tempo total de simulação e o número de iterações. Por outro lado, é possível observar um aumento da largura de queda, enquanto o tempo e comprimento de queda variam sem tendência definida.

Tabela 16 – Resultados do estudo da influência do coeficiente de esbeltez (λ)

Simulação	Esbeltez (λ)	WCT (s)	T _q (s)	C _q (m)	L _q (m)	N _{it}	\bar{N}_{it}
3	4x10 ⁵	1973	39,7	225	17,7	10203	1,70
11	2x10 ⁵	1206	39,1	229	16,3	6879	1,15
12	1x10 ⁵	1167	45,4	268	32,6	6047	1,01
13	0,5x10 ⁵	1154	35,1	235	33,0	6004	1,00

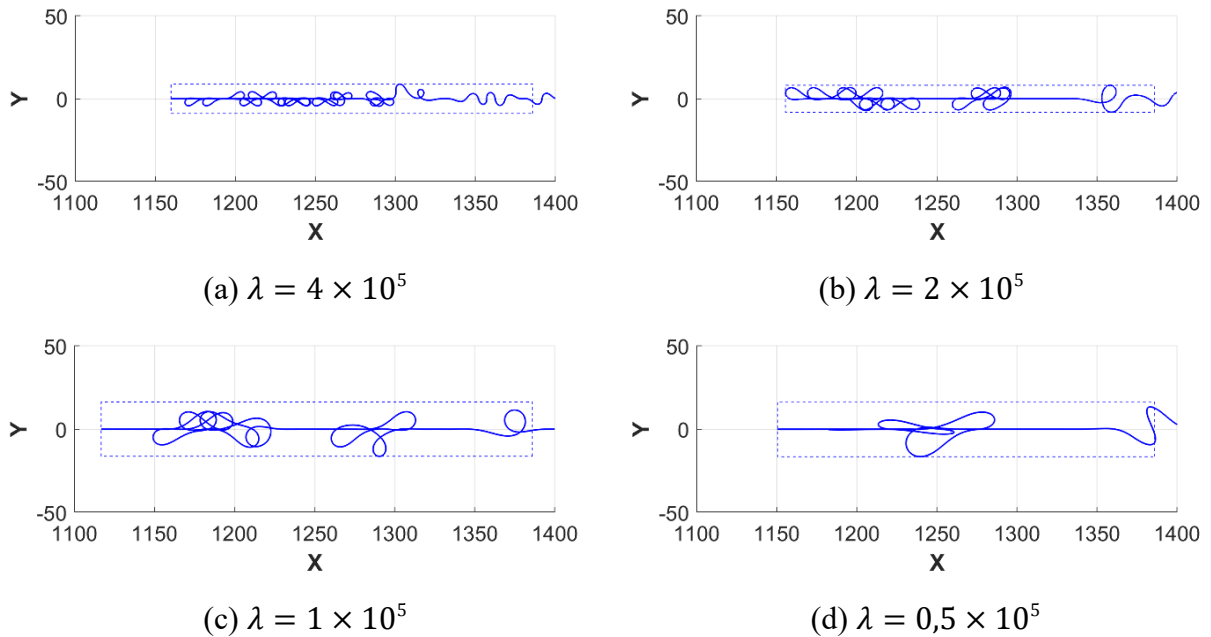
Fonte: elaborada pela autora

Devido à aleatoriedade do problema, não é possível tirar grandes conclusões a respeito dos resultados do T_q e C_q, sendo uma análise determinística pouco confiável para este fim. Como a rigidez a flexão aumenta com a diminuição de λ , os valores de curvatura diminuem, como

é

possível visualizar na Figura 45. Raios de curvatura maiores acabam por afetar a largura de queda do riser, que, apresentando raios maiores durante sua queda, aumenta a zona na qual esse riser pode entrar em contato com outras estruturas ao seu redor após sua ruptura. Outra observação importante é que o número de *loops* diminui com a redução do coeficiente de esbeltez.

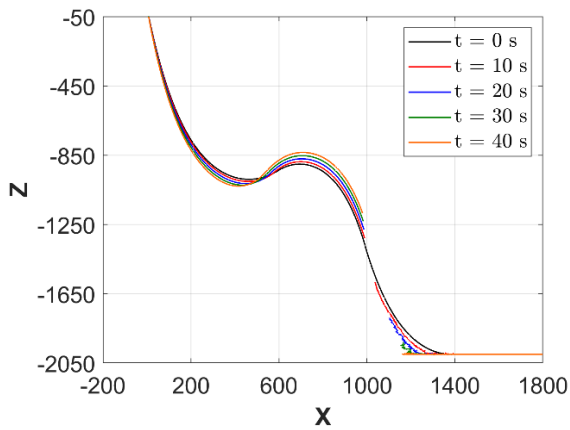
Figura 45 – Influência do coeficiente de esbeltez na configuração do solo



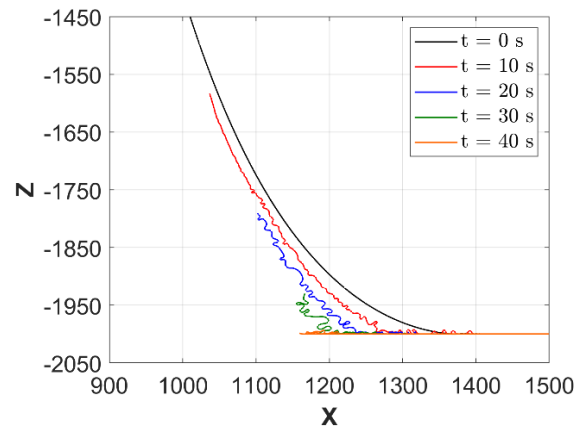
Fonte: elaborada pela autora

A Figura 46 mostra uma sequência de configurações do riser durante a sua queda. Enquanto a seção superior sobe lentamente, devido à existência de módulos de flutuação, o trecho inferior cai em uma velocidade muito maior, apresentando também curvaturas muito maiores. Esta é a seção crítica para este tipo de análise. Enquanto no início da simulação, o fenômeno de flambagem ocorre principalmente próximo ao TDP, ela logo se espalha rapidamente para o resto do riser. É notória a variação das curvaturas com a redução da esbeltez. O número de ondas e suas amplitudes também apresentam uma variação bem definida.

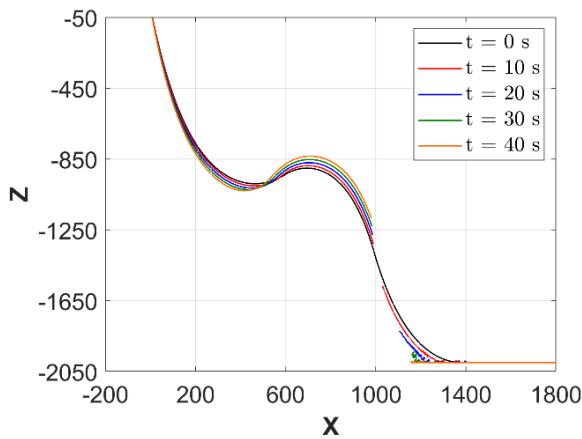
Figura 46 – Influência do coeficiente de esbeltez na configuração deformada de queda



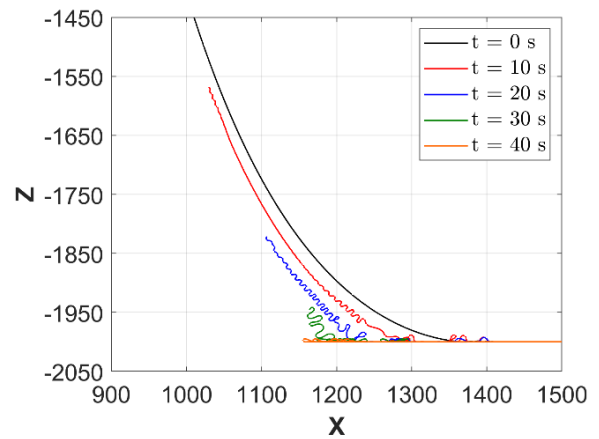
(a) $\lambda = 4 \times 10^5$



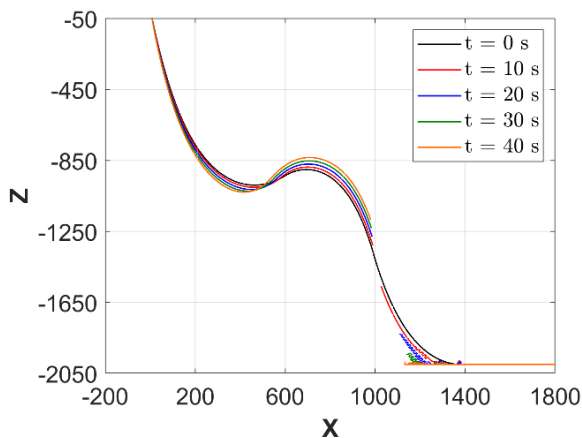
(b) Zoom-in, $\lambda = 4 \times 10^5$



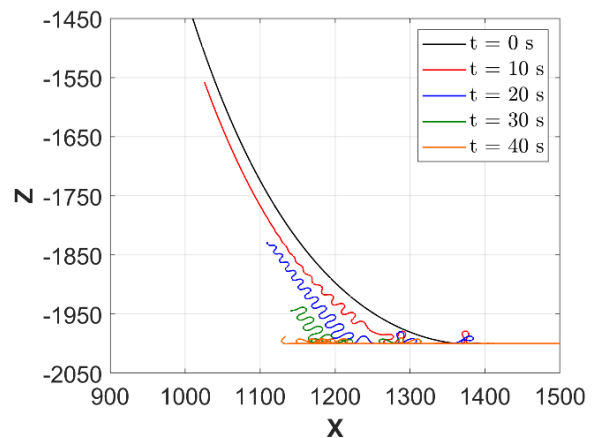
(c) $\lambda = 2 \times 10^5$



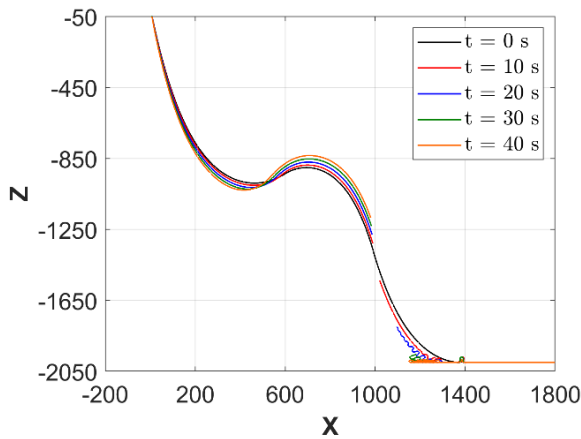
(d) Zoom-in, $\lambda = 2 \times 10^5$



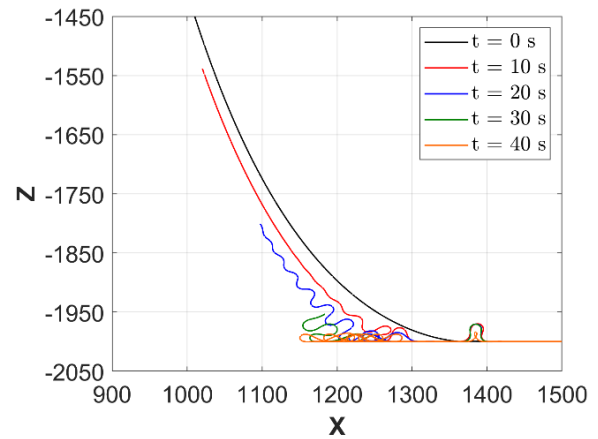
(e) $\lambda = 1 \times 10^5$



(f) Zoom-in, $\lambda = 1 \times 10^5$



(g) $\lambda = 0,5 \times 10^5$

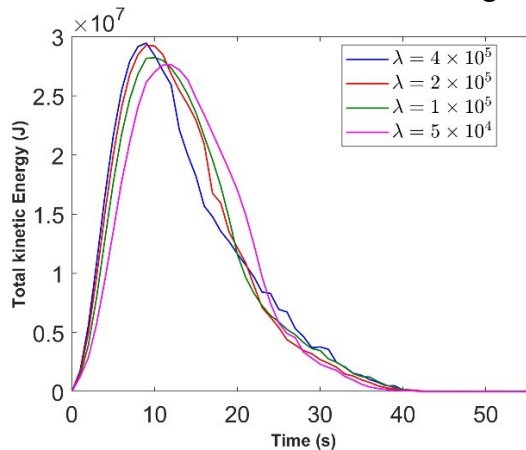


(h) Zoom-in, $\lambda = 0,5 \times 10^5$

Fonte: elaborada pela autora

Por fim, a Figura 47 mostra o gráfico de energia cinética total comparando os quatro valores de coeficiente de esbeltez. Verifica-se que a diminuição deste coeficiente não altera muito o comportamento da energia cinética. É possível observar apenas que quanto menor o coeficiente, o pico de energia cinética do sistema demora um pouco mais a acontecer e também tem seu valor ligeiramente reduzido.

Figura 47 – Influência do coeficiente de esbeltez na energia cinética total do sistema



Fonte: elaborada pela autora

4.1.5 Relação momento-curvatura

A Tabela 17 apresenta os resultados para o modelo elástico linear (EI constante) já mostrado e para os modelos com dois tipos de relação momento-curvatura histerética bilinear usados. É perceptível que o uso de curvatura crítica muito pequena de $\kappa_{crit} = 0,01/m$ dificulta bastante a simulação, que é cerca de 3 vezes mais custosa que o modelo com $\kappa_{crit} = 0,05/m$. Outra comparação evidente está relacionada à largura de queda, sendo quase quatro vezes maior para o caso de $\kappa_{crit} = 0,05/m$.

Os resultados de T_q e L_q para de rigidez bilinear com $\kappa_{crit} = 0,01/m$ e para o caso linear se aproximam mais. Isso acontece porque uma curvatura pequena precisa ser alcançada durante a simulação dinâmica para que o riser comece a trabalhar com a rigidez pós-deslizamento, que é menor que a inicial. Essa rigidez menor pós-deslizamento das camadas flexíveis se assemelha com a do caso linear.

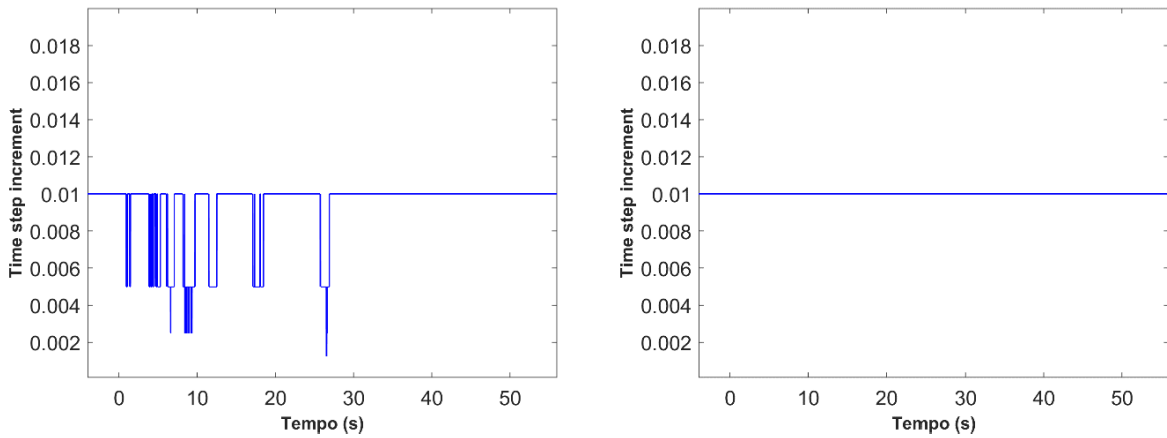
Tabela 17 – Resultados do estudo da relação momento-curvatura

Simulação	κ_{crit} (1/m)	WCT (s)	T_q (s)	C_q (m)	L_q (m)	N_{it}	\bar{N}_{it}
14	0,01/m	6845	36,5	234	17,9	17628	2,94
15	0,05/m	2800	42,0	224	56,6	14264	2,38
3	Linear, EI = 48 kNm ²	1973	39,7	225	17,7	10203	1,70

Fonte: elaborada pela autora

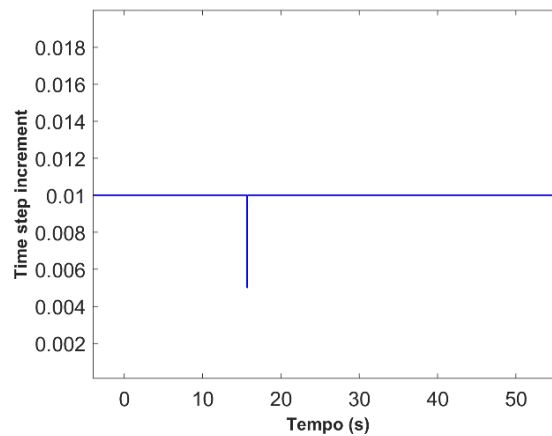
A Figura 48 mostra a variação do incremento de tempo necessário durante a simulação. Pode-se visualizar que no modelo com rigidez à flexão bilinear com $\kappa_{crit} = 0,01/m$ consiste em uma simulação bastante complexa, na qual um incremento de tempo de 0,01 s não é suficiente para a conclusão da análise, sendo necessário incremento de tempo de aproximadamente 0,001 s para concluir a simulação utilizando esse modelo. Isso explica o custo computacional bastante alto para rodar a simulação 15.

Figura 48 – Influência da relação momento-curvatura no incremento de tempo necessário para simulação



(a) HBL, $\kappa_{crit} = 0,01/m$

(b) HBL, $\kappa_{crit} = 0,05/m$

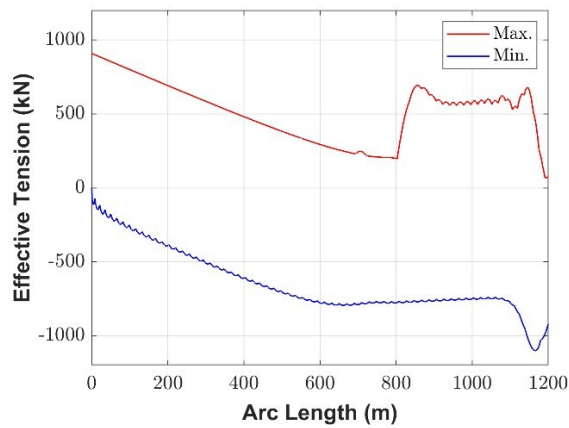
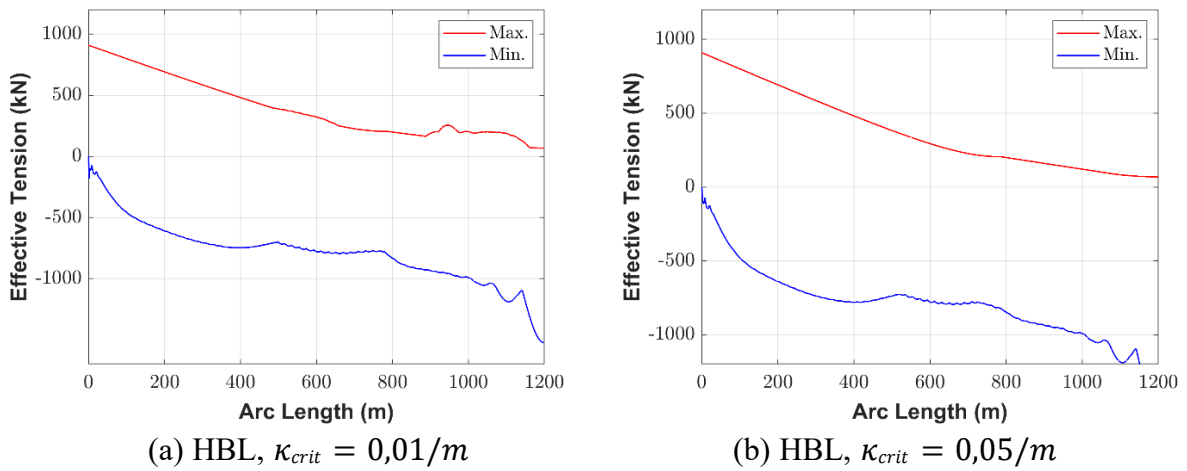


(c) Rigidez Elástica, $EI = 48 \text{ kNm}^2$

Fonte: elaborada pela autora

Porém, pela Figura 49, que apresenta os resultados da tensão efetiva do trecho do riser em queda, essa variação no incremento de tempo para rodar a simulação 15 não causa ruído significativo no resultado, apesar de apresentar comportamentos diferentes ao longo do comprimento do riser em queda.

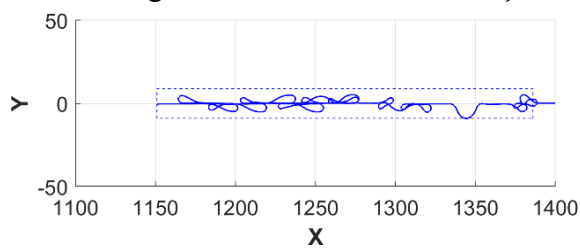
Figura 49 – Influência da relação momento-curvatura na tensão efetiva do trecho do riser em queda



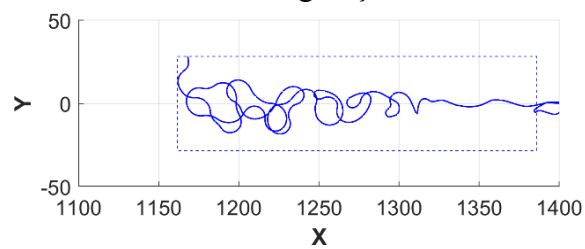
Fonte: elaborada pela autora

A Figura 50 e a Figura 51 apresentam, respectivamente, as configurações no solo e a configuração deformada após a ruptura para os dois modelos de relação momento curvatura simulados e para o modelo com rigidez elástica de $EI = 48 \text{ kNm}^2$. Os modelos com rigidez linear e com rigidez bilinear com $\kappa_{crit} = 0,01/m$ apresentam as configurações no solo similares, porém os modelos com $\kappa_{crit} = 0,05/m$ e com $\kappa_{crit} = 0,01/m$ apresentam a formação de um menor número de *loops* de maior amplitude e menores curvaturas durante a trajetória de queda, resultando no incremento da largura de queda.

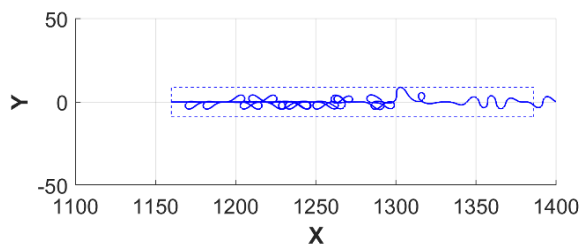
Figura 50 – Influência da relação momento-curvatura na configuração no solo



(a) HBL, $\kappa_{crit} = 0,01/m$



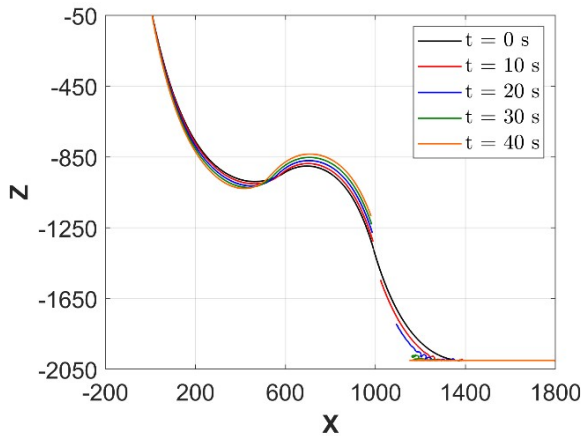
(b) HBL, $\kappa_{crit} = 0,05/m$



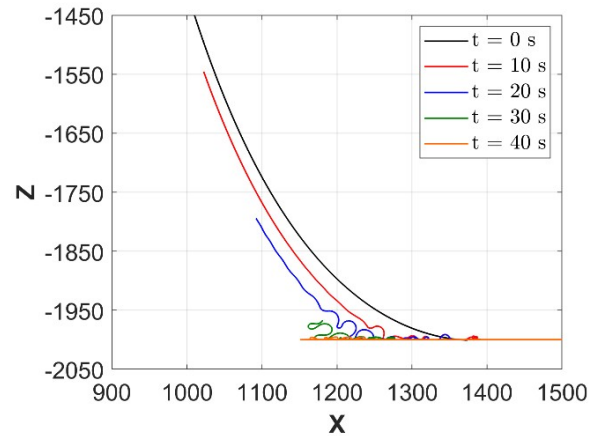
(c) Rigidez Elástica, $EI = 48 \text{ kNm}^2$

Fonte: elaborada pela autora

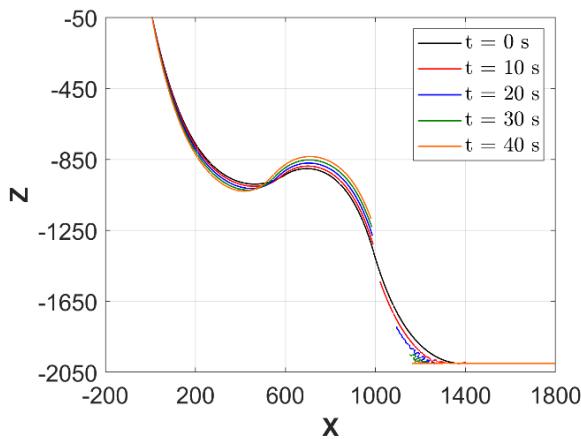
Figura 51 – Influência da relação momento-curvatura na configuração deformada de queda



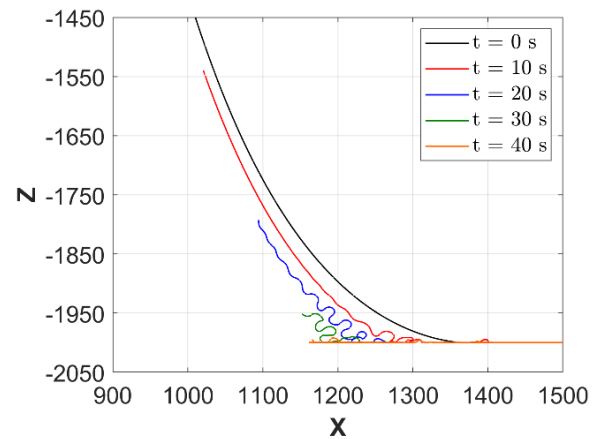
(a) HBL, $\kappa_{crit} = 0,01/m$



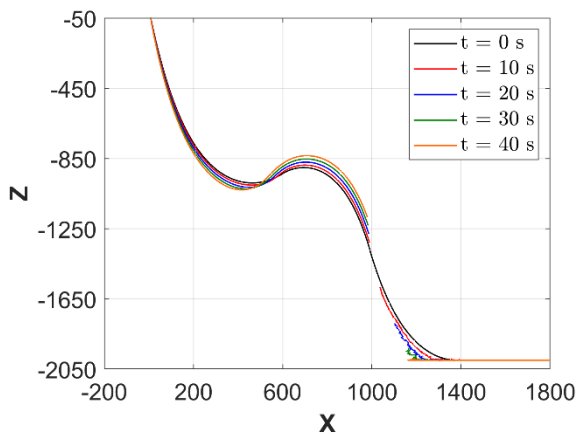
(b) Zoom-in, HBL, $\kappa_{crit} = 0,01/m$



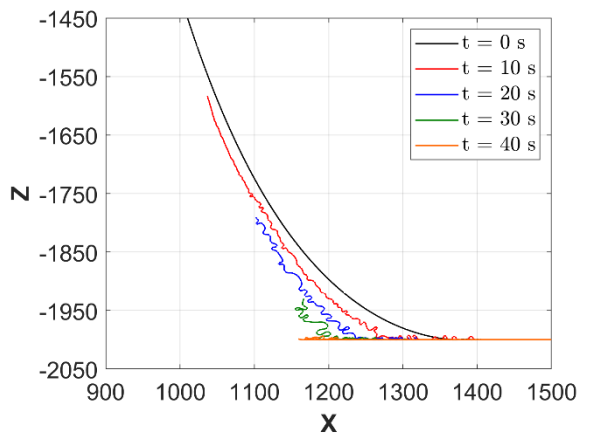
(c) HBL, $\kappa_{crit} = 0,05/m$



(d) Zoom-in, HBL, $\kappa_{crit} = 0,05/m$



(e) Rigidez elástica, $EI=48 \text{ kNm}^2$



(f) Zoom-in, Rigidez elástica, $EI=48 \text{ kNm}^2$

Fonte: elaborada pela autora

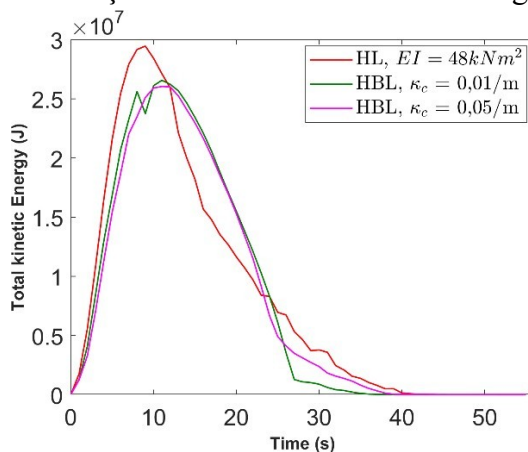
Como o riser em estudo é um riser flexível, que apresenta o comportamento não-linear da relação momento-curvatura devido ao atrito entre suas diferentes camadas, é importante considerar este aspecto para obter um modelo mais próximo ao real. No entanto, a escolha da relação momento-curvatura não é simples, visto que depende de aspectos da estrutura e de

pressão

interna entre as camadas (SIQUERIA, MOURELLE e SOUSA, 2003; WITZ, 1996; DAI, SÆVIK e YE, 2017). Outro aspecto importante está relacionado a condição de operação do riser, que, quando em condições alagada, ou seja, com água entre as camadas de sua parede, pode apresentar, de acordo com a prática da indústria, curvas com curvatura crítica com valor muito pequeno. Essa condição alagada geralmente é decorrente de algum processo de dano e corrosão sofrido pela estrutura, o que possibilita a entrada de água em suas camadas.

Finalmente, é possível observar na Figura 52 que o modelo com $\kappa_{crit} = 0,05/m$ é o que possui menor pico de energia e o modelo com rigidez linear é o que apresenta o maior pico de energia cinética.

Figura 52 – Influência da relação momento-curvatura na energia cinética total do sistema



Fonte: elaborada pela autora

4.1.6 Rigidez normal do solo

A Tabela 18 apresenta os resultados para a rigidez normal do solo K_n . O uso dos três valores de rigidez normal do solo não resultou em respostas muito diferentes, O aumento da rigidez normal do solo causou um certo número de iterações, mas em relação ao tempo de simulação e ao comprimento de queda, os resultados foram bem diferentes, mas com um comportamento que provavelmente está mais ligado ao comportamento caótico desse tipo de simulação do que da mudança na rigidez do solo, sendo então difícil de identificar alguma convergência ligada a influência desse parâmetro.

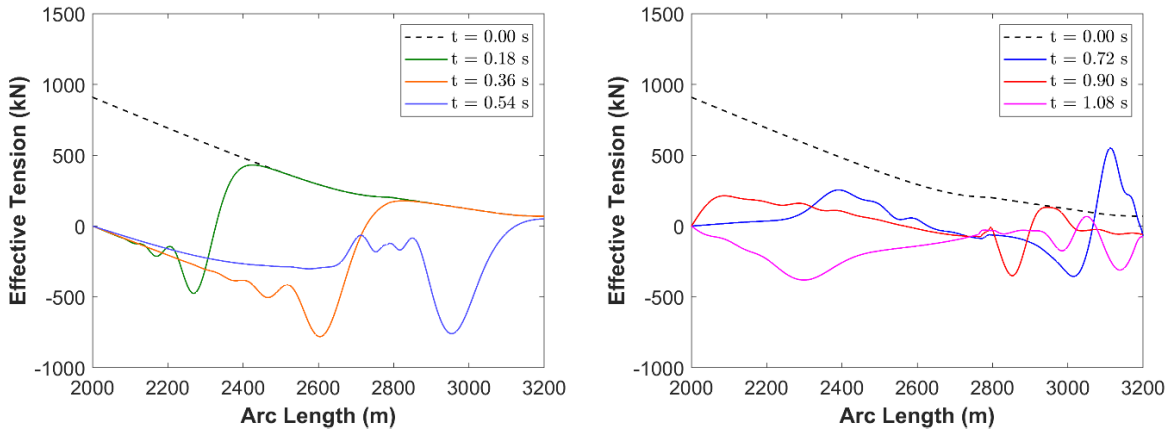
Tabela 18 – Resultados do estudo da influência da rigidez normal do solo

Simulação	K_n (kN/m/m ²)	WCT (s)	T_q (s)	C_q (m)	L_q (m)	N_{it}	\bar{N}_{it}
3	100	1973	39,7	225	17,7	10203	1,70
16	500	1853	40,9	248	18,0	12664	2,11
17	1500	1924	38,4	210	16,1	14998	2,50

Fonte: elaborada pela autora

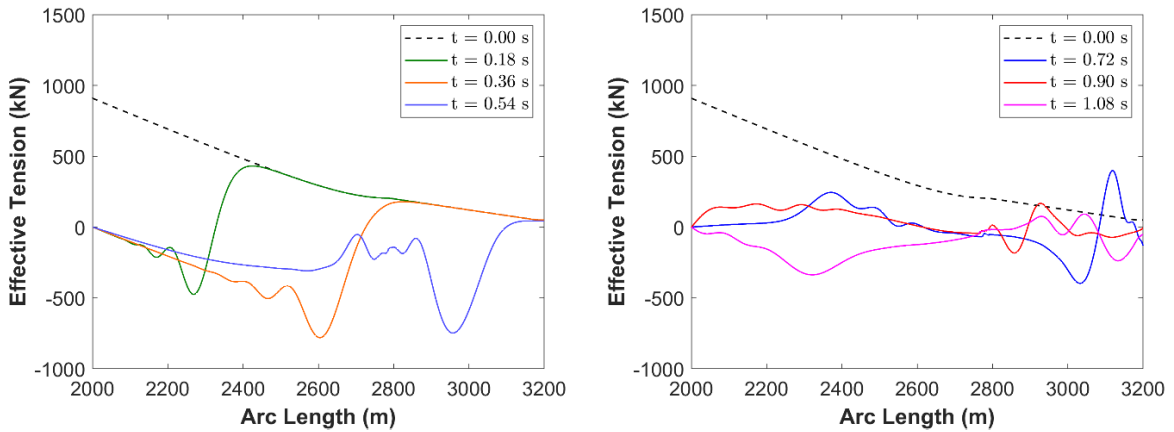
É possível observar pela Figura 53 que quanto maior a rigidez do solo, a onda de compressão apresenta picos um pouco mais baixos de tensão após a reflexão da onda. Porém, essa diferença decorrente da mudança do K_n não é tão relevante na análise pós-falha da estrutura.

Figura 53 – Influência da rigidez normal do solo na onda de compressão



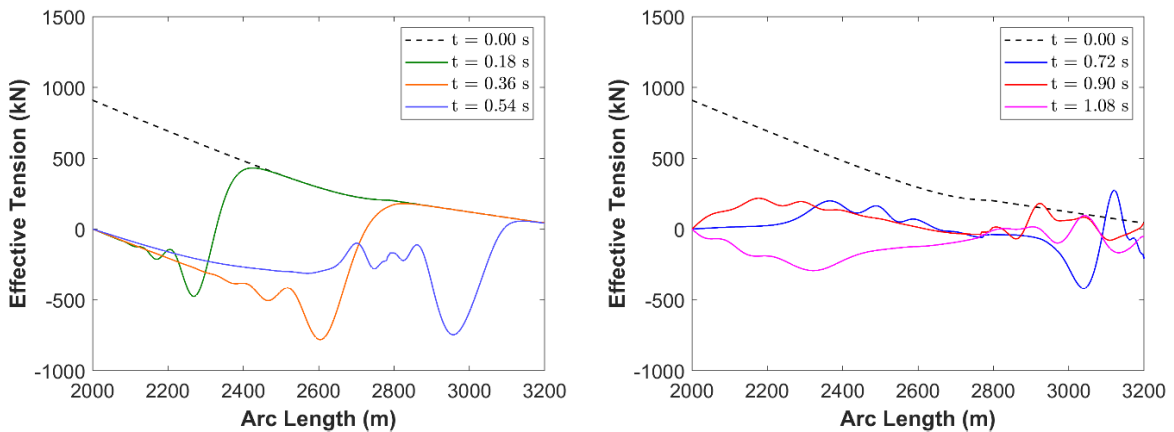
(a) Antes da reflexão, $K_n = 100 \text{ kN/m/m}^2$

(b) Depois da reflexão, $K_n = 100 \text{ kN/m/m}^2$



(c) Antes da reflexão, $K_n = 500 \text{ kN/m/m}^2$

(d) Depois da reflexão, $K_n = 500 \text{ kN/m/m}^2$



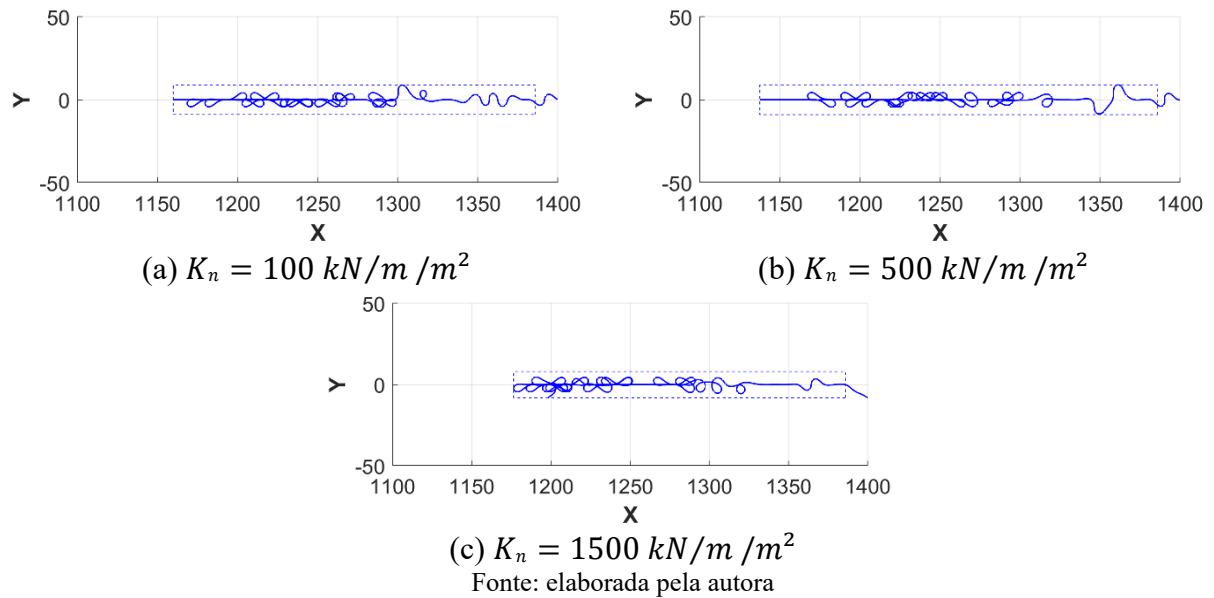
(e) Antes da reflexão, $K_n = 1500 \text{ kN/m/m}^2$

(f) Depois da reflexão, $K_n = 1500 \text{ kN/m/m}^2$

Fonte: elaborada pela autora

A Figura 54 mostra que o efeito da rigidez normal do solo K_n não está associado à diferença de formação de *loops* nem à presença de altas curvaturas na configuração no solo dos diferentes modelos, visto que essas configurações são semelhantes nos três modelos analisados.

Figura 54 – Influência da rigidez normal do solo na configuração no solo



4.2 Estudo estatístico

O estudo estatístico neste trabalho foi dividido em duas etapas. Primeiramente, foi realizado o estudo da influência de parâmetros importantes do modelo, visto que as simulações realizadas na Seção 4.1 são do tipo determinística e uma pequena variação nas condições iniciais podem causar um grande efeito na resposta estrutural do problema. Portanto, é importante uma análise estocástica das variáveis para conhecer a tendência das respostas variando alguns parâmetros principais estudados. A outra etapa consiste no estudo da influência da direção das correntes na análise pós-falha, que foi avaliada nos sentidos *Near* (E), *Far* (W) e *Cross* (N) do riser utilizando um modelo com rigidez não-linear ($\kappa_{cr} = 0,05/m$)

4.2.1 Avaliação da influência dos parâmetros

A Tabela 19 apresenta os resultados das métricas estatísticas de média, desvio padrão e coeficiente de variação para o estudo estatístico da influência dos parâmetros nas respostas numérica (WCT) e estruturais (T_q , C_q , L_q e $V_{m\acute{a}x}$) dos casos em relação ao caso base.

Tabela 19 – Resultados do estudo estatístico para avaliação da influência dos parâmetros

Média					
Caso	WCT (s)	T_q (s)	C_q (m)	L_q (m)	$V_{m\acute{a}x}$ (m/s)
Base	3830	39,86	223,0	13,87	41,60
$3C_{DL,b}$	2663	52,23	246,9	15,75	20,69
$\lambda_b/8$	2732	35,10	233,1	40,61	35,20
$15K_{n,b}$	4578	39,75	225,5	15,69	40,28
Desvio Padrão					
Caso	WCT (s)	T_q (s)	C_q (m)	L_q (m)	$V_{m\acute{a}x}$ (m/s)
Base	87,76	1,25	9,62	2,54	3,74
$3C_{DL,b}$	21,54	1,10	7,31	2,66	0,65
$\lambda_b/8$	22,62	0,00	0,00	0,01	0,00
$15K_{n,b}$	340,12	1,24	9,18	3,77	2,45
Coeficiente de variação					
Caso	WCT (s)	T_q (s)	C_q (m)	L_q (m)	$V_{m\acute{a}x}$ (m/s)
Base	2,29	3,13	4,31	18,34	8,98
$3C_{DL,b}$	0,81	2,10	2,96	16,89	3,12
$\lambda_b/8$	0,83	0,00	0,00	0,02	0,00
$15K_{n,b}$	7,43	3,13	4,07	24,01	6,07

Fonte: elaborada pela autora

Em relação à média, pode-se verificar que a influência do aumento do C_{DL} aumenta a eficiência da simulação, aumenta as respostas do tempo de queda e o raio de caso médio e diminui a energia cinética média do riser em queda em relação ao caso base. Verifica-se também que a diminuição de λ facilita a simulação, diminui levemente o tempo de queda e a velocidade máxima e aumenta a largura do corredor de queda. Por outro lado, o aumento de K_n , não produz diferenças perceptíveis na resposta estrutural do riser em relação ao caso base.

Em relação ao desvio padrão e ao coeficiente de variação, é interessante notar que o caso $\lambda_b/8$ apresenta um coeficiente de variação muito próximo de 0, o que se pode concluir que, com o aumento da rigidez, a análise da resposta estrutural da queda de riser tende a se comportar de forma determinística, já que o ruído que dá uma aleatoriedade às simulações não apresenta ter uma interferência significativa nos aspectos físicos da trajetória de queda do riser.

O caso base, o caso $3C_{DL,b}$ e o caso $15K_{n,b}$ apresentam desvio padrão e coeficiente de variação maiores que os do caso $\lambda_b/8$, principalmente na largura de queda (L_q), o que significa que essa variável é mais sensível à aleatoriedade do problema, apresentando coeficiente de variação próximo de 20% nesses três casos.

Observa-se também que coeficiente de variação do caso $3C_{DL,b}$ em relação ao coeficiente de variação da variável de velocidade máxima $V_{m\acute{a}x}$ é menor que o do caso base, visto que um

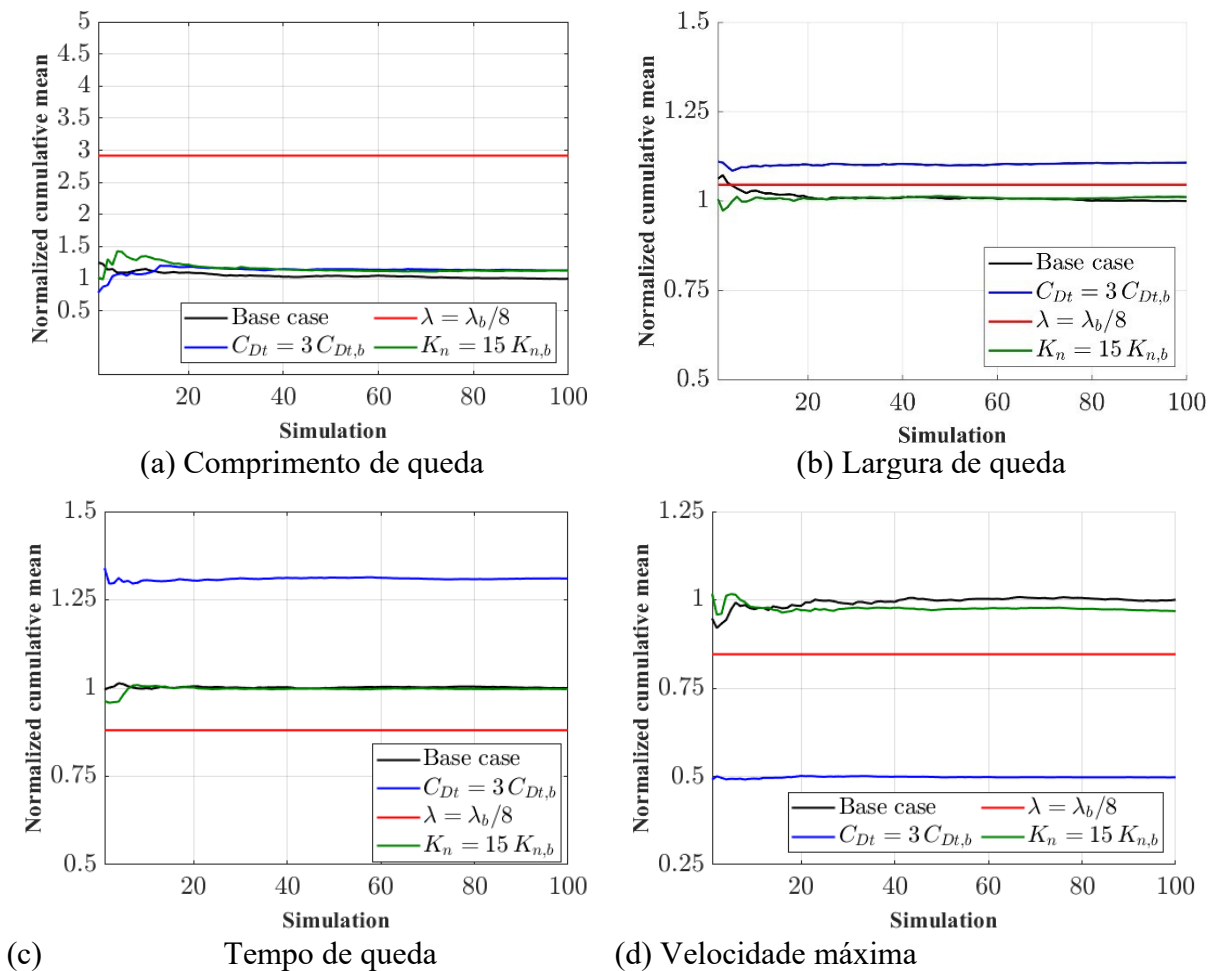
aumento do C_{DL} amortece a queda do riser até o solo, o que pode diminuir a variação da velocidade máxima de queda do riser.

A Figura 55 apresenta o resultado médio cumulativo para as quatro variáveis estudadas relacionadas a resposta física do problema. Esse resultado tem o objetivo de verificar qual o tamanho da amostra necessária para que a resposta média cumulativa da variável possa ser mais confiável, visto que à medida que o número de simulações tende ao infinito, a média cumulativa tende a um único valor constante. Assim, a média para n simulações (μ_{norm}) foi formulada após a normalização como:

$$\mu_{norm} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \frac{y_{i,j}}{\mu_{b,100}} \quad (43)$$

onde $y_{i,j}$ é o resultado encontrado na j -ésima simulação do modelo i e $\mu_{b,100}$ é o resultado da média do caso base para as 100 simulações.

Figura 55 – Resultado médio cumulativo de cada variável para 100 simulações



Fonte: elaborada pela autora

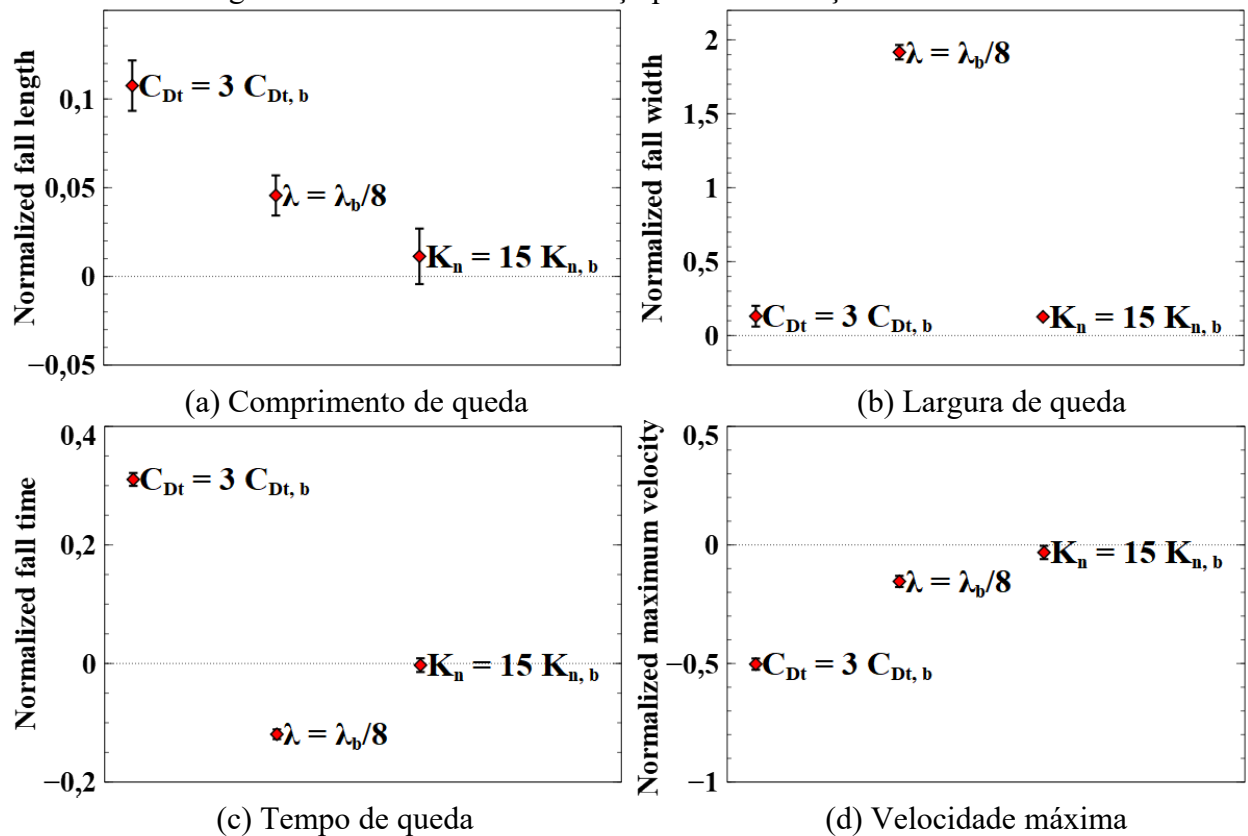
A maioria das médias das quatro variáveis convergem após algumas simulações, só no começo que há uma variação maior em relação ao resultado final. No entanto, no caso $\lambda_b/8$, essa variabilidade é ainda mais reduzida, a linha é quase constante e o resultado se torna quase determinístico. Essa observação também pode ser notada pelo pequeno desvio padrão e coeficiente de variação quase nulo apresentado na Tabela 19. Este resultado é interessante do ponto de vista prático, uma vez que uma análise determinística é muito mais fácil de realizar do que um estudo estatístico.

A Figura 56 ajuda a entender melhor a influência dos parâmetros variados em relação ao caso base. Para as quatro variáveis analisadas, o intervalo de confiança das diferentes médias para cada modelo é mostrado em relação às médias do caso base. É possível identificar que o modelo $15K_{n,b}$ tem um intervalo de confiança muito próximo do eixo $y = 0$, o que significa que seus resultados não variam muito em relação à média do caso base, sendo a rigidez normal do solo pouco influente na resposta estrutural do modelo.

Os resultados mostram que o C_{DL} tem certa influência no comprimento de queda e grande influência no tempo de queda e na velocidade máxima. O modelo $3C_{DL,b}$ apresenta, aproximadamente, uma média de comprimento de queda 10% maior, um tempo de queda 30% maior e uma velocidade 50% menor em relação ao caso base.

Finalmente, o coeficiente de esbeltez $\lambda_b/8$ tem grande influência no resultado de largura de queda, chegando a ser aproximadamente 2 vezes maior que o caso base. É possível verificar também que para todas as variáveis, usando um coeficiente de esbeltez menor, o intervalo de confiança das médias é muito estreito, indicando novamente que a resposta deste caso é quase determinística.

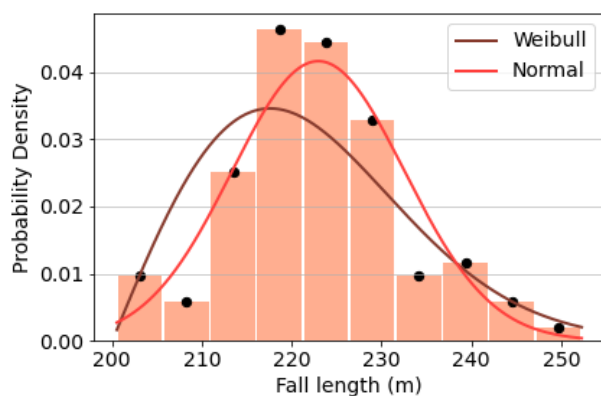
Figura 56 – Intervalo de confiança para a diferença entre as médias



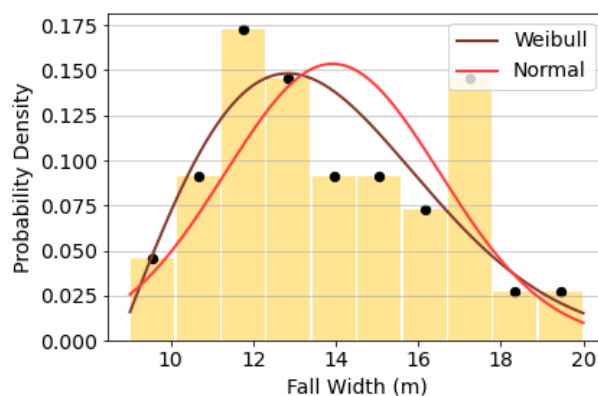
Fonte: elaborada pela autora

O estudo das distribuição de probabilidade que melhor se ajusta às variáveis estudadas (comprimento de queda, largura de queda, tempo de queda e velocidade máxima) para os quatro casos analisados, como o caso base, o caso $3C_{DL,b}$, o caso $\lambda_b/8$, o caso $15K_{n,b}$, são mostrados, respectivamente, nas Figura 57, Figura 58, Figura 59 e Figura 60. Esse estudo é importante para que, posteriormente, empregando nessas distribuições a Função de Ponto Percentual (FPP) para que seja possível traçar uma zona de segurança em relação a queda do riser.

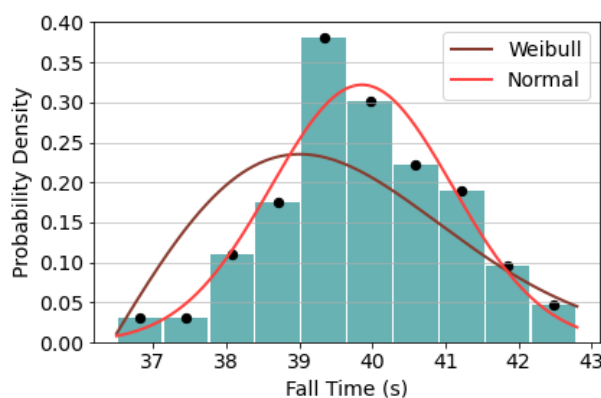
Figura 57 – Ajuste das distribuições nos histogramas para o estudo estatístico do caso base



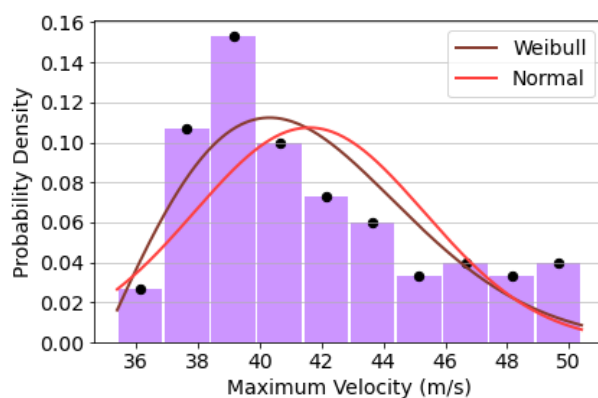
(a) Comprimento de queda



(b) Largura de queda



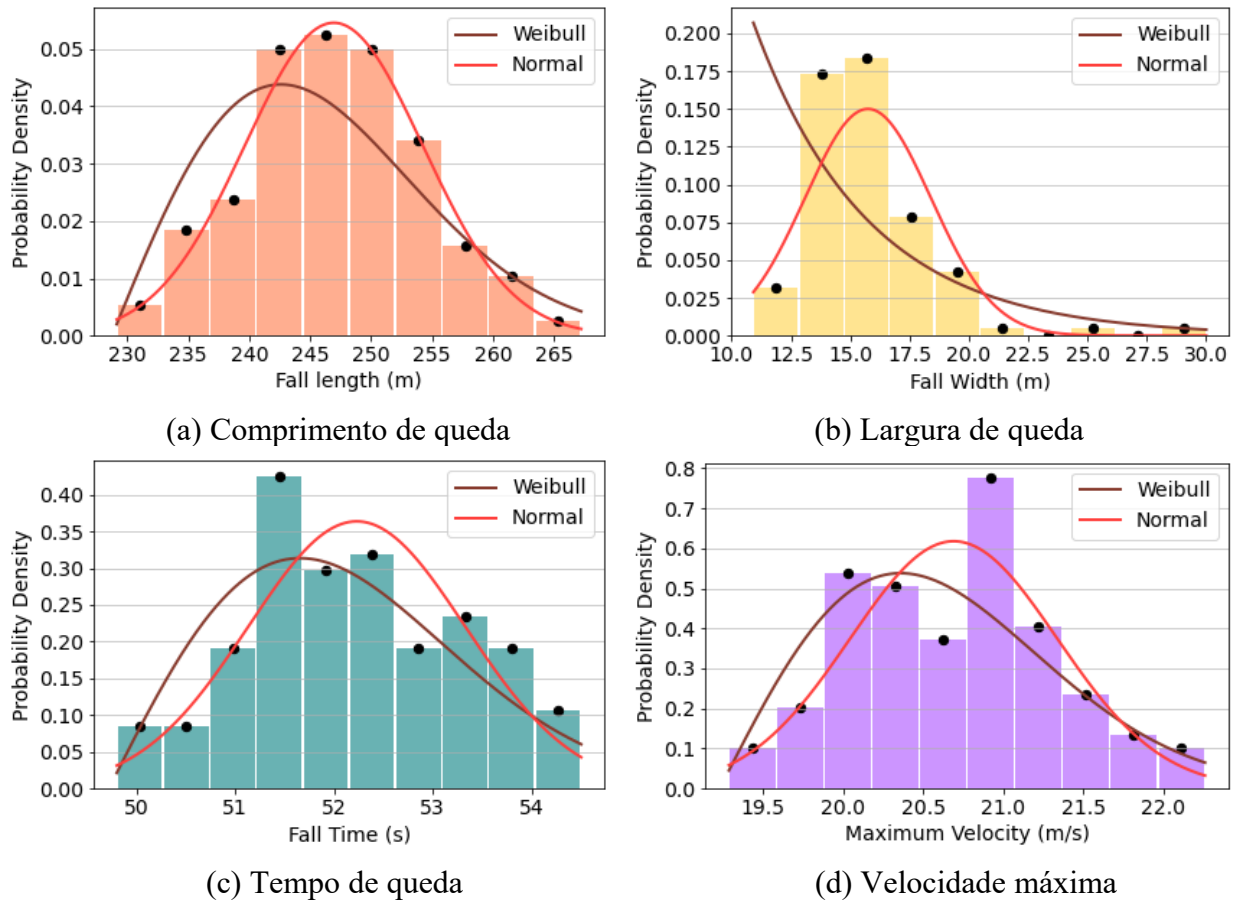
(c) Tempo de queda



(d) Velocidade máxima

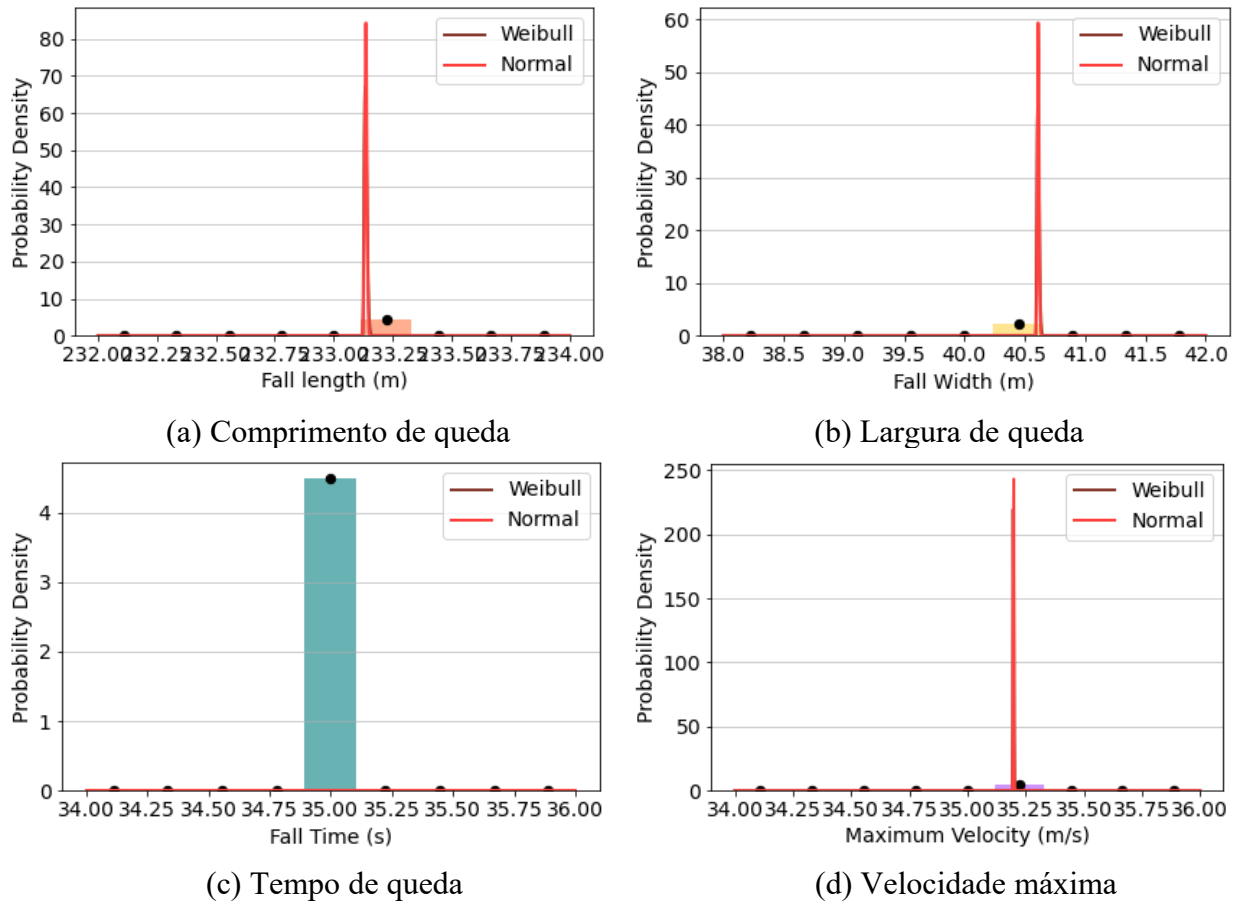
Fonte: elaborada pela autora

Figura 58 – Ajuste das distribuições nos histogramas para o estudo estatístico do C_{DL}



Pode-se mais uma vez observar na Figura 59 que a distribuição de probabilidade das variáveis para a análise estatística do caso $\lambda_b/8$ tem resultados concentrados em um único valor. Isto pode indicar que o caráter aleatório do fenômeno depende da esbeltez do riser, diminuindo com a redução da esbeltez.

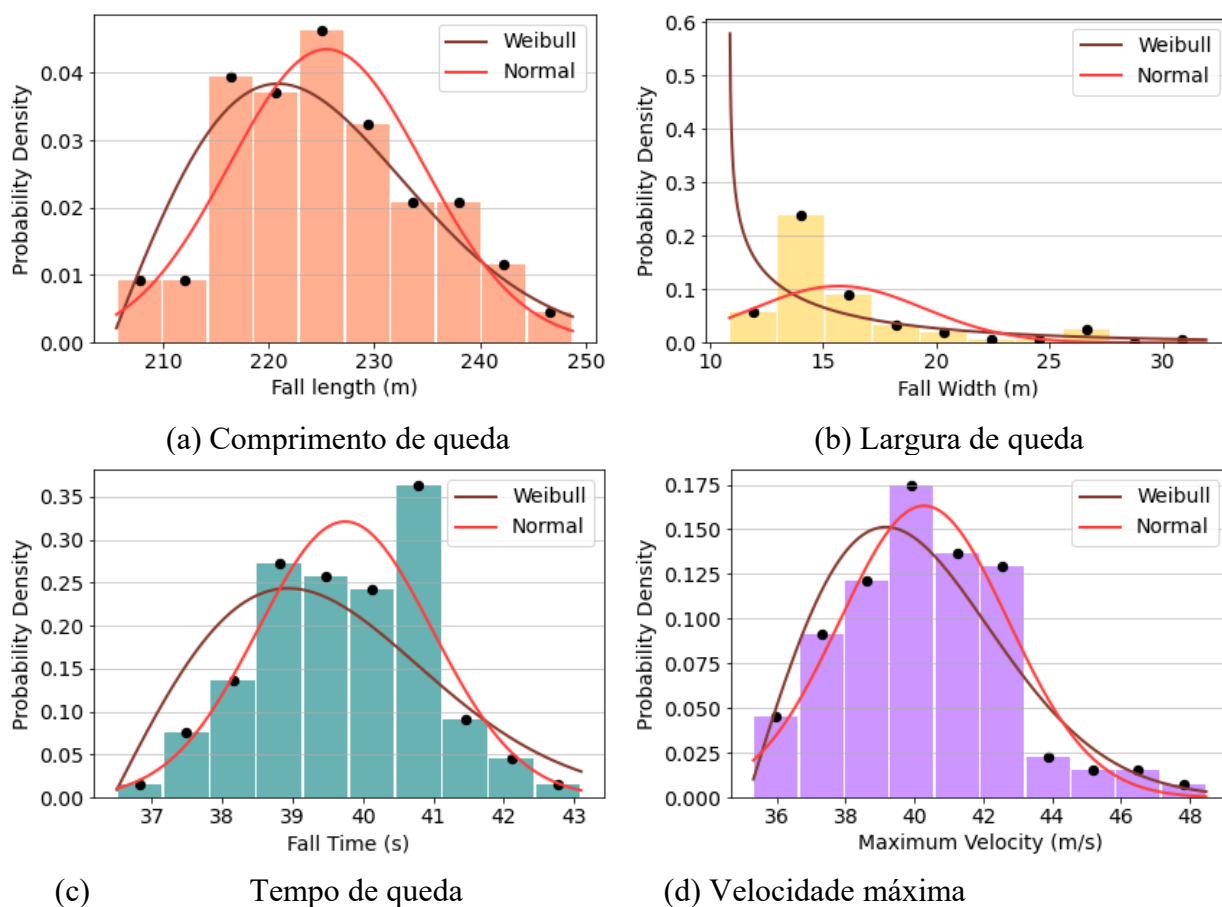
Figura 59 – Ajuste das distribuições nos histogramas para o estudo estatístico do coeficiente de esbeltez



Fonte: elaborada pela autora

Por fim, a Figura 60 apresenta o ajuste de destruição para as variáveis estudadas na análise da influência de K_n .

Figura 60 – Ajuste das distribuições nos histogramas para o estudo estatístico da rigidez normal do solo

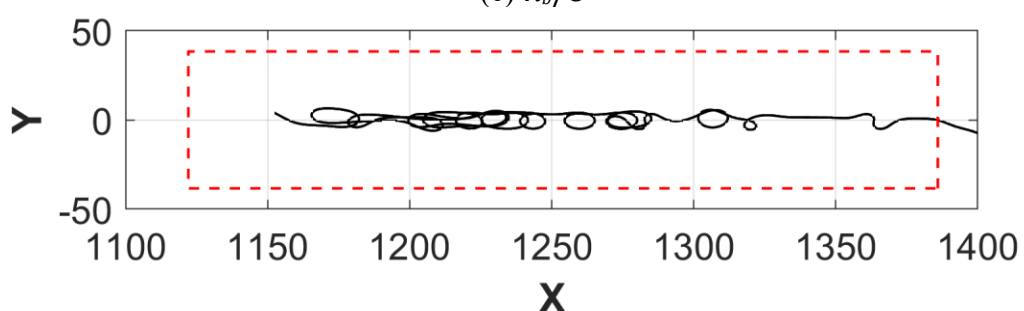
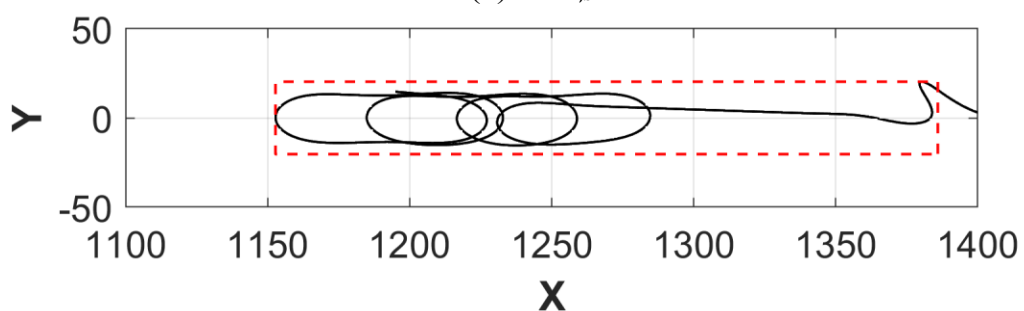
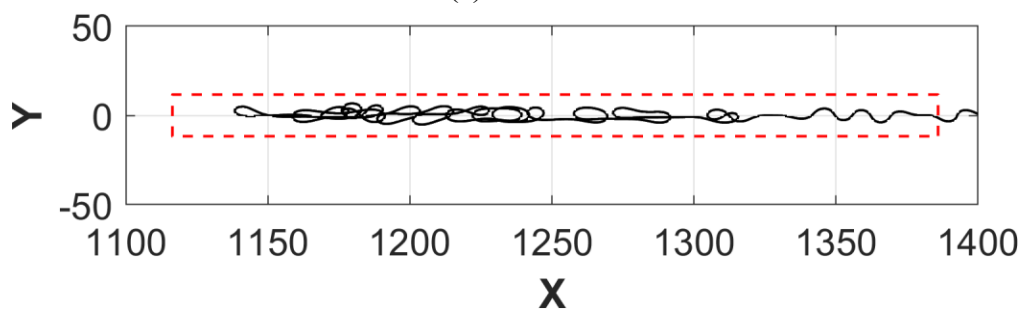
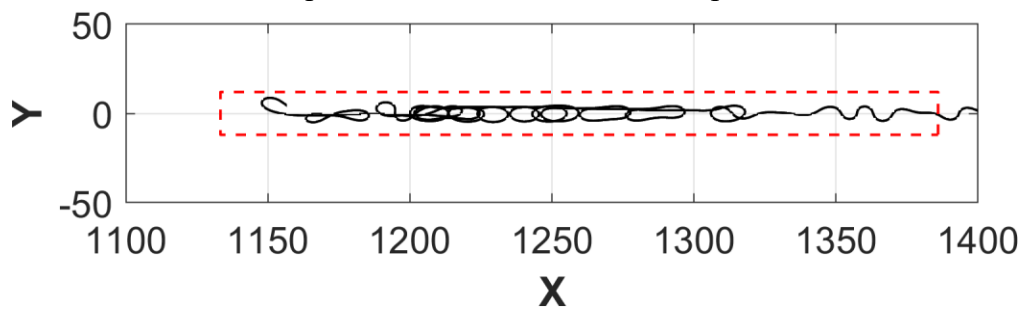


Fonte: elaborada pela autora

Por fim, utilizando as distribuições que melhor se ajustaram às variáveis de comprimento de queda e largura de queda, foi traçada a zona segura da configuração final do solo dos quatro casos analisados. Para referência, a configuração final do solo de um único modelo simulado para cada caso escolhido aleatoriamente é apresentado na Figura 61 junto com a zona de segurança traçada em vermelho de acordo com os valores extremos de comprimento e largura de queda encontrados considerando uma probabilidade de não excedência de 99,9%.

Devido à alta variabilidade, a zona segura é muito diferente do resultado de um único modelo, principalmente para o caso variando a rigidez normal do solo. Já para o caso $\lambda_b/8$, pode-se notar que, ao utilizar um modelo com rigidez à flexão maior, o modelo apresenta raios de curvatura maiores e o resultado de um único modelo aleatório é capaz de representar muito bem a zona de segurança resultante, definida após uma análise estatística completa.

Figura 61 – Zona de segurança resultante considerando uma probabilidade de não excedência de 99,9% para o estudo da influência dos parâmetros



Fonte: elaborada pela autora

4.2.2 Avaliação da influência de diferentes direções de corrente

A Tabela 20 apresenta os resultados de métricas estatísticas básicas para os três casos de direção de corrente analisados considerando um modelo com rigidez bilinear com $\kappa_{crit} = 0,05/m$. A média do tempo de simulação (WCT) para a direção Oeste (sentido *Far* do riser) apresenta um valor maior, provavelmente porque o sentido *Far* do riser apresenta tensões maiores ao longo do riser à medida que o *offset* aumenta, o que pode tornar a análise mais complexa. A corrente no sentido Norte, transversal do riser (*Cross*), apresenta um comprimento de queda médio menor e uma largura do corredor de queda média maior, o que faz sentido já que a corrente no sentido transversal ao riser pode influenciar na sua trajetória de queda para que se distancie do eixo apresentado antes da sua queda.

Os resultados do desvio padrão e coeficiente de variação das variáveis analisadas, assim como os mostrados para o caso $\lambda_b/8$ na Seção 4.2.1, apresentam valores muito próximos de 0. Esse resultado, como já mencionado, é interessante do ponto de vista prático, visto que essa pequena variabilidade na resposta estrutural do problema representa uma análise quase determinística, que é muito mais fácil de realizar do que um estudo estatístico completo.

Tabela 20 – Resultados do estudo estatístico para avaliação da influência de diferentes direções de corrente

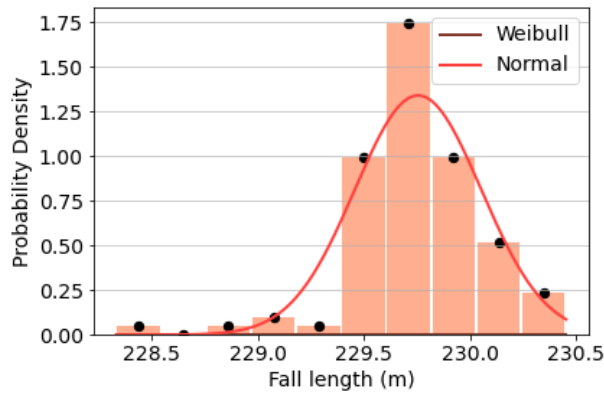
Média					
Corrente	WCT (s)	T_q (s)	R_q (m)	L_q (m)	$V_{m\acute{a}x}$ (m/s)
E	4841	39,45	229,8	39,45	34,25
W	5083	39,30	226,7	69,05	36,63
N	4817	41,50	204,3	73,85	33,03
Desvio Padrão					
Corrente	WCT (s)	T_q (s)	R_q (m)	L_q (m)	$V_{m\acute{a}x}$ (m/s)
E	45,60	0,05	0,30	0,19	0,02
W	63,02	0,11	0,19	1,64	0,04
N	133,44	0,00	0,05	0,19	0,01
Coeficiente de variação					
Corrente	WCT (s)	T_q (s)	R_q (m)	L_q (m)	$V_{m\acute{a}x}$ (m/s)
E	0,94	0,13	0,13	0,47	0,07
W	1,24	0,29	0,08	2,38	0,12
N	2,77	0,00	0,02	0,26	0,04

Fonte: elaborada pela autora

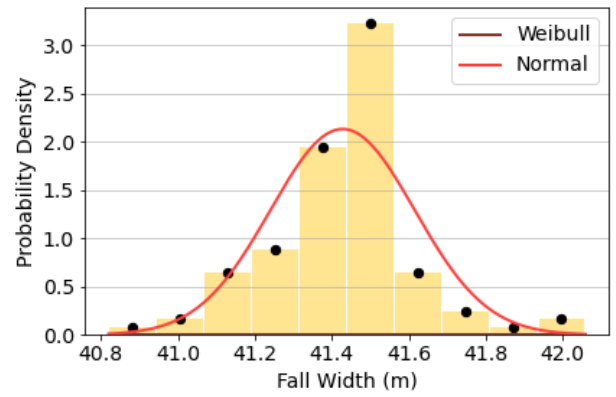
É curioso que, como a corrente pode influenciar na trajetória do riser, possa-se pensar que a corrente no sentido *Near* do riser (corrente Leste), deveria apresentar um comprimento de queda menor, já que esta corrente estaria empurrando o riser para mais próximo ao TDP. Contudo, os resultados mostram um comprimento de queda um pouco maior e uma de largura de queda bem menor que o das outras direções analisadas. Por outro lado, os resultados médios de tempo de queda e velocidade máxima não diferem muito entre as direções de correntes estudadas, ou seja, a corrente não afeta muito na energia cinética do problema.

O ajuste das distribuições de probabilidade que melhor se ajusta às variáveis estudadas (comprimento de queda, largura de queda, tempo de queda e velocidade máxima) dos modelos para os casos com a corrente nas direções Leste, Oeste e Norte são mostrados, respectivamente, nas Figura 62, Figura 63, Figura 64. Em todos os casos, a distribuição que melhor se ajustou foi a Normal. Entretanto, é possível identificar que todas as variáveis tem uma variabilidade muito pequena, com resultados concentrados em um pequeno intervalo. Dessa forma, semelhante ao caso com uma esbeltez menor, a resposta estrutural parece ser quase determinística, o que é uma vantagem, visto que o resultado de uma única simulação é mais simples e rápido.

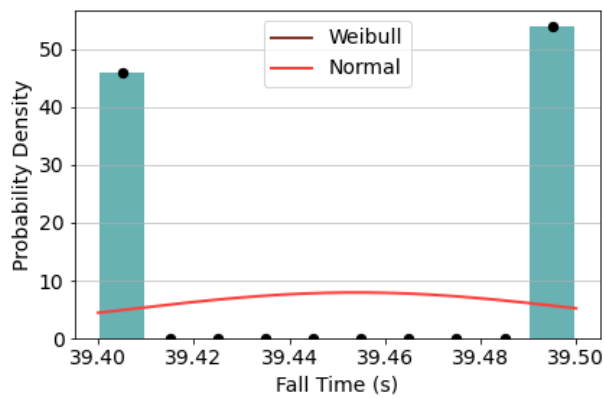
Figura 62 – Ajuste das distribuições nos histogramas para corrente na direção Leste



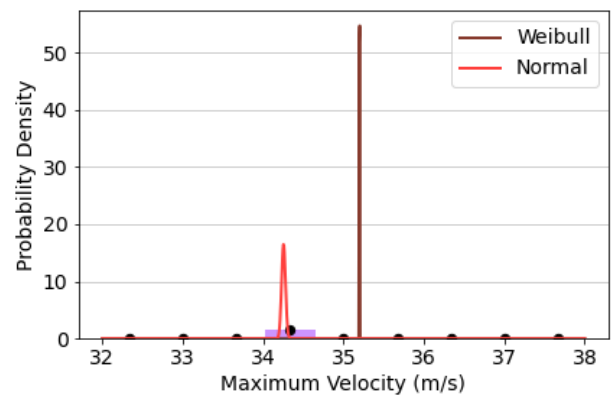
(a) Comprimento de queda



(b) Largura de queda



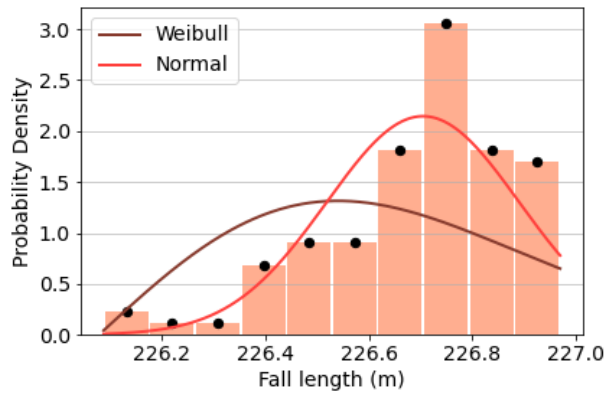
(c) Tempo de queda



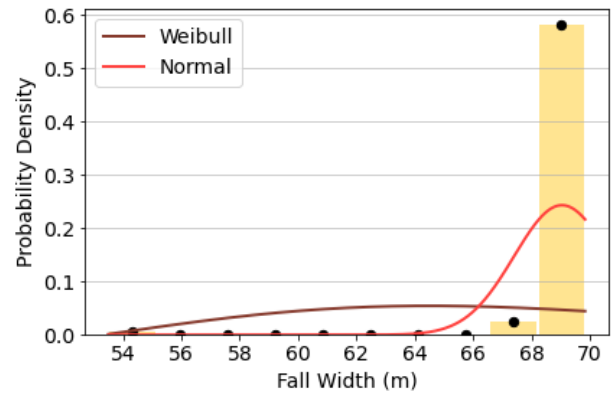
(d) Velocidade máxima

Fonte: elaborada pela autora

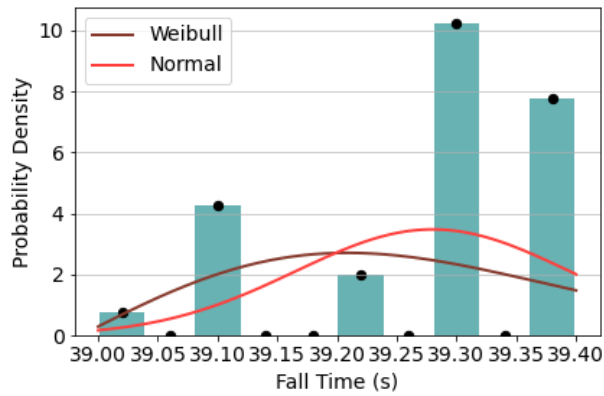
Figura 63 – Ajuste das distribuições nos histogramas para corrente na direção Oeste



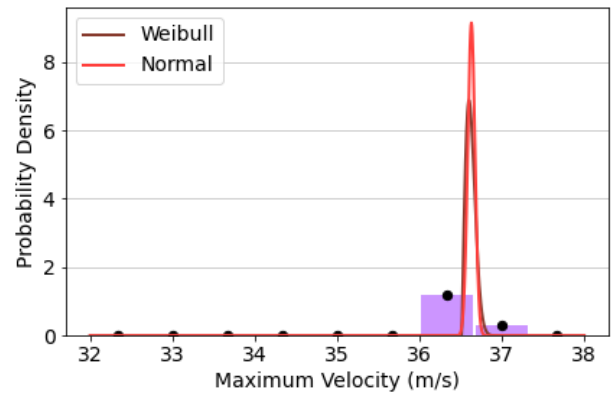
(a) Comprimento de queda



(b) Largura de queda



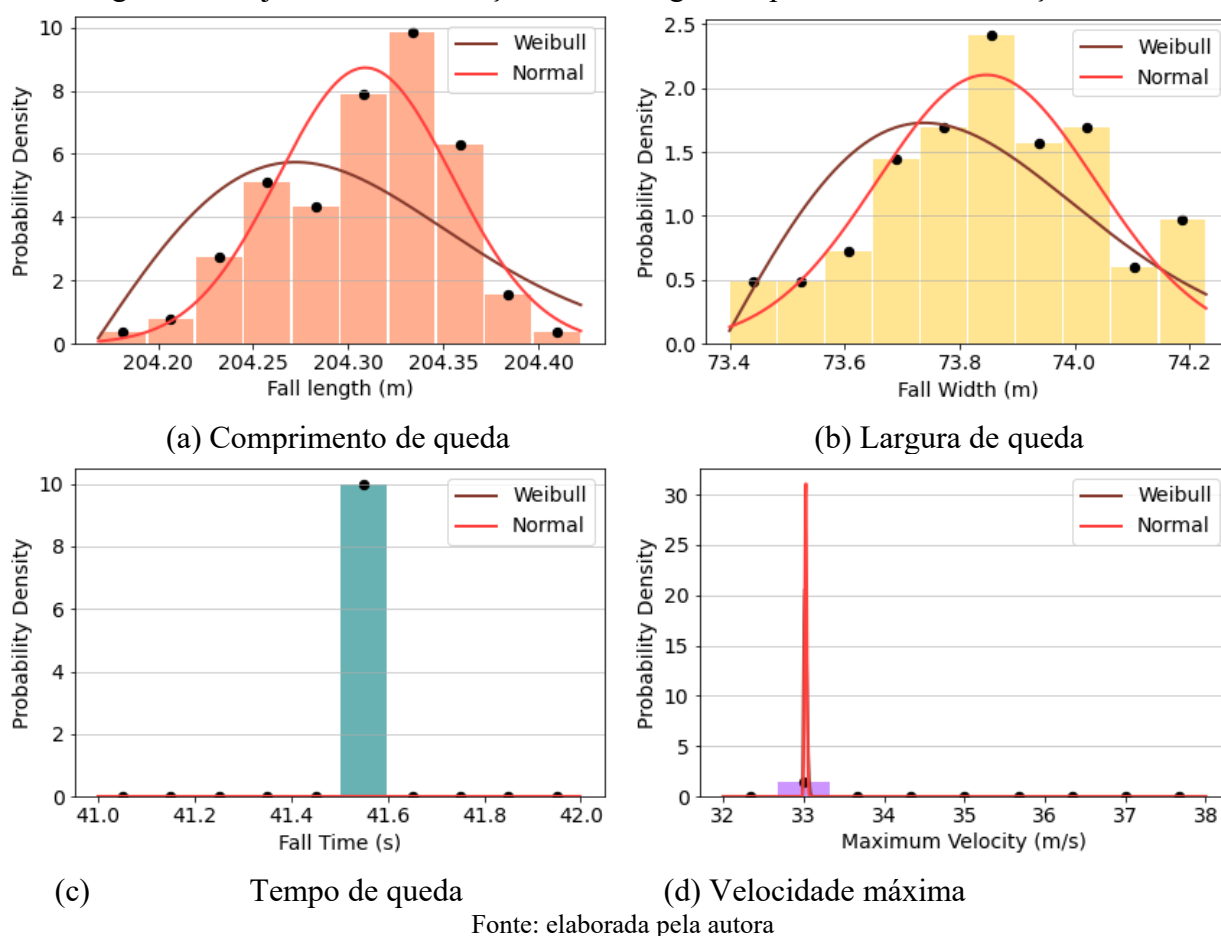
(c) Tempo de queda



(d) Velocidade máxima

Fonte: elaborada pela autora

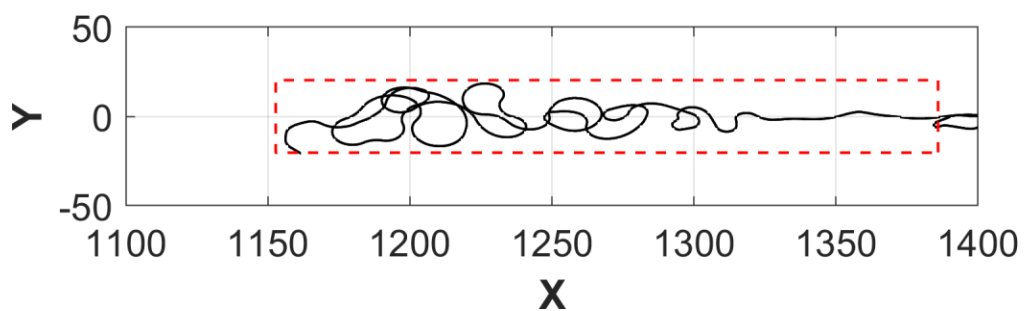
Figura 64 – Ajuste das distribuições nos histogramas para corrente na direção Norte



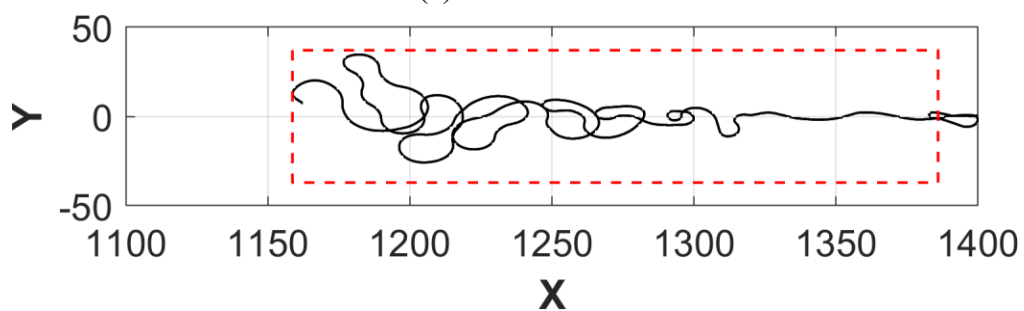
Esse estudo é importante para que seja possível traçar a zona de segurança de queda para cada direção de corrente. Como já comentado, essa zona de segurança é traçada empregando a Função de Ponto Percentual nessas distribuições de probabilidade das variáveis de comprimento de queda e de largura de queda (FPP) para uma probabilidade de não-excedência de 99,9%.

A Figura 65 mostra o traçado dessa zona de segurança para as três direções de corrente analisada. É possível observar que o comprimento de queda (comprimento da caixa em vermelho) para os casos de direção corrente alinhados ao riser (Leste e Oeste) é maior que o caso de corrente transversal (Norte). O caso com direção de corrente Norte apresenta uma largura de queda maior e está com maior parte do riser afastado mais a norte do eixo de queda ($y = 0$). Isto indica a necessidade de considerar correntes em diferentes direções para determinar a zona de segurança.

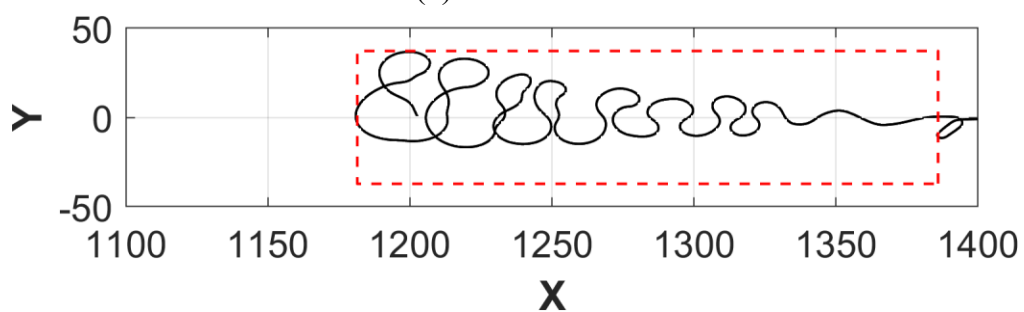
Figura 65 – Zona de segurança resultante considerando uma probabilidade de não excedência de 99,9% para a avaliação da influência das diferentes direções de correntes



(a) Corrente Leste



(b) Corrente Oeste



(c) Corrente Norte

Fonte: elaborada pela autora

5 CONCLUSÃO

Neste trabalho, a modelagem da queda e a análise pós-falha de um sistema de riser flexível em configuração lazy-wave foram realizadas no software OrcaFlex. O efeito de alguns parâmetros relevantes e aspectos importantes a respeito da modelagem desse problema foram discutidos a partir de variações do modelo simulado. Além disso, uma análise estatística foi realizada para verificar a relevância dos parâmetros do modelo sobre os resultados numéricos e estruturas e da corrente e para traçar uma zona de segurança para as estruturas vizinhas.

Foram realizadas simulações utilizando algoritmos implícito e explícito. Estes estudos mostraram que o algoritmo implícito foi visto como mais vantajoso devido ao menor custo computacional sem apresentar grandes diferenças de resultados quando comparado ao algoritmo explícito.

Nas simulações realizadas com algoritmo implícito, foi proposta a alternativa de usar o incremento de tempo variável de $T_{Smáx_v} = 0,01$ s. A necessidade de usar um incremento de tempo menor que os valores geralmente usados em análise convencionais está ligada à complexidade da simulação do comportamento pós-falha devido à flambagem dinâmica. O valor de incremento de tempo variável $T_{Smáx_v} = 0,01$ s foi comparado com outros valores maiores e escolhido por apresentar menos ruídos nas respostas. No entanto, um incremento de tempo ainda menor pode ser necessário para modelos mais complexos, como o modelo com $C_{DL} = 0$.

A escolha do uso do incremento de tempo variável foi eficaz, visto que quase todas as simulações realizadas obtiveram sucesso na análise dinâmica no OrcaFlex, que foi um bom resultado para que fosse possível realizar o estudo estatístico com amostras confiáveis.

Em relação à resposta estrutural, na maioria dos casos, é difícil observar uma tendência bem definida nos resultados devido às variações no comportamento dinâmico pós-flambagem, como já foi percebido no trabalho de McCann *et al.* (2003). Porém, mesmo nesse primeiro estudo, foi perceptível que pequenas variações no coeficiente de arrasto longitudinal causam grande influência na energia cinética da estrutura e que a redução do coeficiente de esbeltez e o uso de relação momento-curvatura não linear com comportamento histerético influenciam diretamente em maiores formações de *loops* durante a queda, maiores raios de curvatura e maior largura do corredor de queda.

Os resultados indicam que a flambagem dinâmica dá ao problema uma natureza caótica, onde uma pequena variação nas condições iniciais pode causar respostas estruturais muito diferentes. Isso significa que a resposta determinística não deve ser utilizada para caracterizar a queda de risers. Desta forma, uma análise estatística foi realizada para melhor compreender o efeito de alguns parâmetros nas variáveis de tempo de simulação, tempo de queda, comprimento de queda, largura de queda e velocidade máxima alcançada durante a queda. A análise estatística foi possível de ser realizada usando um número significativo de amostras, onde a aleatoriedade foi introduzida na fase das ondas do espectro JONSWAP modelado, causando uma pequena variação nas condições iniciais de cada modelo no momento da falha.

Esse estudo estocástico evidenciou que parâmetros estudados, como a esbeltez e o coeficiente de arrasto longitudinal têm forte influência no comprimento da queda, na largura do corredor de queda, no tempo de queda, e na velocidade máxima de queda, enquanto outros, como a rigidez normal do solo apresentam pouca relevância no comportamento pós-falha e na queda do riser. Também foi possível observar que um coeficiente de esbeltez muito pequeno leva a resultados com pouca variabilidade, sendo uma simples análise determinística capaz de descrever o comportamento estrutural da queda, diferente dos outros parâmetros que resultaram em um desvio padrão maior para as variáveis estudadas.

Ao final, um estudo mais aprofundado da distribuição de probabilidade foi realizado e, a partir dele, com os resultados de comprimento de queda e largura de queda, foi possível traçar uma zona de segurança de queda do riser para cada caso estudado. Foi nítido que o caso com coeficiente de esbeltez menor possui uma área afetada maior, porém um modelo determinístico representa bem o comportamento estrutural do riser durante a queda.

Por fim, com a finalidade de melhor representar um riser flexível e estudar a influência da corrente durante a trajetória de queda do riser, a análise foi realizada usando o riser com relação momento-curvatura não-linear exposta a três direções diferentes de corrente. Com base no comprimento de queda e na largura de queda, foi possível traçar a zona de segurança de queda do riser. Foi mostrado que, para este caso, assim como no caso da esbeltez menor, a análise determinística é confiável. Assim, já que a natureza caótica do problema é menos perceptível, mesmo que o modelo não-linear seja mais complexo, o usuário pode não precisar realizar um estudo estatístico completo, o que simplifica e agiliza a análise.

A direção da corrente também afeta a área relacionada à zona de segurança de queda do riser, visto que para corrente alinhada à estrutura o comprimento de queda é um pouco maior e

para corrente transversal à estrutura, a largura de queda é um pouco maior. Isto indica que a determinação da área de exclusão precisa considerar correntes com diferentes direções, uma vez que não é possível saber a priori qual a corrente atuante no momento da falha do riser.

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

Foi significativa nesse trabalho a importância de utilizar uma relação momento-curvatura não-linear para que o modelo se aproxime mais do real. Contudo, é importante avaliar melhor como ter acesso a essas curvas de forma a representar bem o comportamento estrutural do riser em estudo. É necessário um estudo maior a respeito de como parâmetros, como a pressão interna, a temperatura, a condição da estrutura e outros podem influenciar na definição dessa característica.

É importante avaliar a influência e importância de outros parâmetros como, coeficiente de arrasto (C_D) e de massa adicional (C_a) variáveis com número de Reynolds, amortecimento estrutural de Rayleigh, tipo de riser, modelo de solo não-linear, fluido interno, lâmina d'água, local de rompimento e outras condições ambientais (combinações de *offset*, corrente e onda).

Sugere-se aplicar essa metodologia de análise de queda de riser tanto em risers flexíveis com outras configurações, como a configuração de catenária livre, quanto em risers rígidos. Assim, seria possível traçar também uma zona de segurança de queda dessas estruturas e estudar outros parâmetros que podem influenciar o comportamento de queda desses risers.

Por fim, outra sugestão muito importante é aplicar uma metodologia parecida para analisar o comportamento do trecho suspenso do riser flexível em configuração, que pode aflorar até a superfície do mar e impactar outros equipamentos instalados no ambiente submarino, assim como a própria plataforma flutuante.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGUIAR, L. L. D. **A three-dimensional pipe beam finite element for nonlinear analysis of multilayered risers and pipelines**. Rio de Janeiro: Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica - PUC-Rio), 2013.

AIRD, P. **Deepwater Drilling: Well Planning, Design, Engineering, Operations, and Technology Application**. [S.l.]: Elsevier Ltd., 2019.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API-RP17B: Recommended Practice for Flexible Pipe**. [S.l.]. 2002.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API-SPEC 17J: Specification for Unbonded Flexible Pipe**. [S.l.]. 2008.

ANP. **Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis**. [S.l.]. 2020.

ATLURI, S. et al. Dynamic analysis of riser release and lowering. **International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering**, Shanghai, China, 2010.

AUBENY, C. P.; BISCONTIN, G. **Seafloor interaction with steel catenary risers**. Offshore Technology Research Center, Texas A&M University. College Station, Houston. 2006.

BAI, Y.; BAI, Q. **Subsea pipelines and risers**. Oxford: Elsevier Science & Technology, 2005.

BRANDT, U. **Impact analysis of flexible riser**. Göteborg: Dissertação (Mestrado em Arquitetura Naval e Engenharia Oceânica - Chalmers University of Technology, 2014.

BRIDGE, C. et al. Steel catenary touchdown point vertical interaction models. **Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference**, Houston, Texas, 2004. 1356-1364.

CAIRE, M.; CORTINA, J.; TABY, J. The effect of flexible riser bending hysteresis on the coupled irregular wavedynamic analysis of a spread moored FPSO. **Proceedings of the XXXIV Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering**, Rio de Janeiro, 2013.

CARVALHAL, R. **Análise da viga à fadiga de risers flexíveis com ênfase na região do conector**. Rio de Janeiro: Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil - COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro), 2014.

CHUNG, J.; HULBERT, G. A time integration algorithm for structural dynamics with improved numerical dissipation: the generalized- α method. **Journal of Applied Mechanics**, v. 60, p. 371-375, 1993.

COYNE, J. Analysis of the formation and elimination of loops in twisted cable. **IEEE Journal of Oceanic Engineering**, Whippany, v. 15, n. 2, p. 72-83, 1990.

DAI, T.; SÆVIK, S.; YE, N. Friction models for evaluating dynamic stresses in non-bonded. **Marine Structures**, Trondheim, v. 55, p. 137-161, 2017.

DET NORSKE VERITAS. **Recommended Practice - DNV-RP-F105: Free Spanning Pipelines**. DET NORSKE VERITAS. [S.l.]. 2006.

DET NORSKE VERITAS. **Offshore Standard - DNV-OS-F201: Dynamic Risers**. Oslo. 2010.

DET NORSKE VERITAS. **Recommended Practice - DNV-RP-C205: Environmental**

Conditions and Enviromental Loads. DET NORSKE VERITAS. Oslo. 2010.

- DRUMMOND, G. P. et al. Pipelines, risers and umbilicals failures: A literature review. **Ocean Engineering**, Rio de Janeiro, v. 148, p. 412-425, 2018.
- DUNLAP, W.; BHOJANALA, R.; MORRIS, D. Burial of vertically loaded offshore pipelines in weak sediments. **Offshore Technology Conference**, 1990.
- FROUFE, L. **Análise comparativa de critérios de dimensionamento de risers rígidos**. Rio de Janeiro: Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica) - COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2006.
- GASPARETTO, V. **Método de avaliação da vida à fadiga de risers flexíveis através do monitoramento das deformações dos arames da armadura de tração**. Rio de Janeiro: Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica- COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro), 2017.
- GHADIMI, R. A simple and efficient algorithm for the static and dynamic analysis of flexible marine risers. **Computers & Structures**, v. 29, 1988.
- GODA, Y. **Random seas and design of maritime structures**. 2ª. ed. [S.l.]: World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., v. 15, 2000.
- GRONEVIK, A. **Simulation of drilling riser disconnection - Recoil analysis**. Trondheim, Noruega: Dissertação (Mestrado - Department of Marine Technology, Norwegian University of Science and Technology), 2013.
- GRYTOYR, G.; SHARMA, P.; VISHNUBOTLA, S. Marine drilling riser disconnect and recoil analysis. **AADE-11-NTCE-80**, 2011.
- HE, J. W.; LOW, Y. M. An approach for estimating the probability of collision between marine risers. **Applied Ocean Research**, v. 35, p. 68-76, 2012.
- HOKSTAD, P. et al. **Ageing and life extension for offshore facilities in general and for specific systems**. [S.l.]: SINTEF, 2010.
- JUNIOR, D. L. K. **Análise dinâmica de linhas flexíveis com elemento de pórtico não linear geométrico híbrido**. Rio de Janeiro: Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil - Universidade Federal do Rio de Janeiro), 2003.
- KAREGAR, S. **Flexible Riser Global Analysis for Very Shallow Water**. Stavanger, Noruega: Dissertação (Mestrado - Faculty of Science and Technology, University of Stavanger), 2013.
- LANG, D. W.; LANE, M.; REAL, J. Recent developments in drilling riser disconnect and recoil analysis for deepwater applications, Honolulu, Hawaii, v. 3, p. 305-318, 2009.
- LI, C. et al. Two methods for simulating mud discharge after emergency disconnection of a drilling riser. **Journal of Gas and Engineering**, v. 28, 2016.
- MALTA, E. **Projeto de um riser flexível para águas ultraprofundas**. São Paulo: TCC (Graduação em Engenharia Mecânica - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo), 2010.
- MCCANN, D.; SMITH, F.; O'BRIEN, P. Guidelines for compression modeling in flexible risers for deepwater applications. **Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference**, 2003.

MENG, S.; CHE, C.; ZHANG, W. Discharging flow effect on the recoil response of a deep-water drilling riser after an emergency disconnect. **Ocean Engineering**, v. 151, p. 199-205, 2018.

NETO, A. G.; MARTINS, C. A. Structural stability of flexible lines in catenary configuration under torsion. **Marine structures**, v. 34, p. 16-40, 2013.

OIL STATES. FlexJoint Products. **Oil States**. Disponível em: <Disponível em: Acesso em: 09 de maio de 2020>.

ORCINA. **OrcaFlex user's manual**. [S.l.]. 2020.

ORCINA. OrcaFlex examples. **Orcina**. Disponível em: <<https://www.orcina.com/resources/examples/>>. Acesso em: 04 Janeiro 2021.

PESTANA, R. G. **Análise de desconexão de emergência de um riser de perfuração em águas ultraprofundas**. Rio de Janeiro: Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2013.

PESTANA, R. G. et al. Marine riser emergency disconnection analysis using scalar elements for tensioner modeling. **Applied Ocean Research**, v. 59, p. 83-92, 2016.

RANDOLPH, M.; QUIGGIN, P. Non-linear hysteretic seabed model for catenary pipeline contact. **Proceedings of the ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering - OMAE**, Honolulu, Hawaii, 2009.

RIBEIRO, E. J. B.; ROVERI, F. E.; MOURELLE, M. M. Dynamic Compression Bucking in Flexible Risers. **Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference**, Houston, Texas, v. 2, p. pp. 19-27, 1998.

RIGZONE. How Does a Tension Leg Platform (TLP) Work? **Rigzone**. Disponível em: <Disponível em: Acesso em: 08 de abr de 2020>.

RUTH, H.; KINGE, M. **Simulation of riser disconnect in stochastic waves**. Trondheim, Noruega: Dissertação (Mestrado) - Department of Marine Technology, Norwegian University of Science and Technology, 2014.

SÍMEROS TECHNOLOGIES. End Fitting for Unbonded Flexible Pipes. **Simeros**, Abril 2017. Disponível em: <Disponível em: Acesso em: 09 de maio de 2020>.

SINTEF. **Handbook on design and operation of flexible pipes**. Trondheim: <https://www.sintef.no/en/ocean/handbook-on-design-and-operation-of-flexible-pipes/>, 2017.

SIQUERIA, M. Q. D.; MOURELLE, M. M.; SOUSA, J. R. M. D. Analysis of the dynamic behaviour of flexible risers considering hysteretic damping. **22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, Cancun, México, p. 1-8, 2003.

SKINNER, B.; WADHWA, H.; MAJED, A. Collapse simulation of an accidentally dropped drill riser. **Proceeding of the International Offshore and Polar Engineering Conference**, 2018. 541- 548.

SMITH, R.; CARR, T.; LANE, M. Computacional tool for the dynamic analysis of flexible risers incorporating bending hysteresis. **Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE**, San Diego, California, v. 3, p. pp. 241-248,

2007.

SPARKS, C. P. **Fundamentals of Marine Riser Mechanics: Basic Principles and Simplified Analysis**. Tulsa: PennWell Corporation, 2007.

STACK EXCHANGE INC. Get bounding box of polygon. **Stack Overflow**, 2016. Disponível em: <<https://stackoverflow.com/questions/34834464/get-bounding-box-of-polygon>>. Acesso em: 05 Janeiro 2021.

STADIE-FROHBÖS, G.; LAMPE, J. Risk based inspection for aged offshore pipelines. **Proceedings of the ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering OMAE2013**, Nantes, 2013.

STAHL, M. J.; HOCK, C. J. Design of a Riser Recoil Control System and Validation Through Full-Scale Testing. **SPE Reservoir Engineering (Society of Petroleum Engineers)**, Dallas, Texas, p. 153-162, 2000.

TAN, Z.; SHELDRAKE, T.; QUIGGIN, P. Time domain simulation of the 3D bending hysteresis behaviour of an unbonded flexible riser. **Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE**, San Diego, California, p. 1-12, 2007.

TANAKA, R. L. **Otimização da configuração de risers rígidos**. São Paulo: Dissertação (Doutorado em Engenharia de Controle e Automação Mecânica) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2009.

TECPETRO. Como funcionam as plataformas auto-eleváveis. **TecPetro**, 22 Maio 2014. Disponível em: <Disponível em: Acesso em: 08 de abr. de 2020>.

TECPETRO. Unidades de Perfuração Marítima. **TecPetro**, 22 Junho 2014. Disponível em: <Disponível em: Acesso em: 08 de abr. de 2020>.

TUPPER; RAWSON. **Basic Ship Theory 3rd ed, 2: Ship Dynamics and Design**. [S.l.]: Longman Scientific & Technical (Harlow), 1984.

WANG, Y.; GAO, D. Recoil analysis of deepwater drilling riser after emergency disconnection. **Ocean Engineering**, v. 189, 2019.

WITZ, J. A. A case study in the cross-section analysis of flexible risers. **Marine Structures**, Londres, v. 9, p. 885-904, 1996.

YAZDCHI, M.; CRISFIELD, M. Non-linear dynamic behaviour of flexible marine pipes and risers. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 54, n. 9, 2002.

YOUNG, R. D. et al. Analysis and design of an anti-recoil system for emergency disconnect of a deepwater riser: case study. **Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference**, Houston, Texas, p. 163-171, 1992.

YU, S.; CHOI, H. S.; LEE, S. K. E. A. Nonlinear soil parameter effects on dynamic embedment of offshore pipeline on soft clay. **International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering**, v. 7, p. 227-253, 2015.