



UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA ESTRUTURAL E CONSTRUÇÃO CIVIL
CURSO DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

IGOR DE OLIVEIRA LIMA

MODELAGEM DE PULL-OUT DE RISERS FLEXÍVEIS

FORTALEZA

2026

IGOR DE OLIVEIRA LIMA

MODELAGEM DE PULL-OUT DE RISERS FLEXÍVEIS

Monografia apresentada ao Curso de Graduação em Engenharia Civil do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de Engenheiro Civil.

Orientador: Prof. Dr. Evandro Parente Júnior

FORTALEZA

2026

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

L698m Lima, Igor de Oliveira.

Modelagem de pull-out de risers flexíveis / Igor de Oliveira Lima. – 2026.
84 f. : il. color.

Trabalho de Conclusão de Curso (graduação) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia,
Curso de Engenharia Civil, Fortaleza, 2026.

Orientação: Prof. Dr. Evandro Parente Júnior.

1. Risers flexíveis. 2. Risers em configuração lazy-wave. 3. Descomissionamento. 4. Pull-out. I. Título.
CDD 620

IGOR DE OLIVEIRA LIMA

MODELAGEM DE PULL-OUT DE RISERS FLEXÍVEIS

Monografia apresentada ao Curso de Graduação em Engenharia Civil do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de Engenheiro Civil.

Aprovada em: 19 de Janeiro de 2026

BANCA AVALIADORA

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

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

Ma. Luana Andreza Moura Brock
Universidade Federal do Ceará (UFC)

Profa. Dra. Marisete Dantas de Aquino
Universidade Federal do Ceará (UFC)

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, por me conceder força, sabedoria e perseverança ao longo desta jornada acadêmica.

Expresso minha profunda gratidão aos meus familiares pelo apoio incondicional, incentivo constante e paciência nos momentos de dedicação intensa aos estudos. Aos meus pais, Flávio e Fátima, cujo suporte tornou possível a conclusão desta etapa da minha vida. Ao meu irmão, Marcelo, pelo apoio e companheirismo ao longo de toda essa trajetória.

Agradeço também aos meus amigos de curso e de vida, pela amizade, companheirismo e pelas discussões construtivas que contribuíram para meu crescimento pessoal e acadêmico.

De maneira especial, registro meu sincero agradecimento ao meu orientador, Prof. Evandro Parente Jr., pela orientação, dedicação, ensinamentos e incentivo contínuo, sem os quais a realização deste trabalho não teria sido possível.

Ao Laboratório de Mecânica Computacional e Visualização (LMCV), pela oportunidade, pelo ambiente de aprendizado e por disponibilizar a sua infraestrutura para a realização de grande parte desse trabalho.

Aos membros do projeto de Estudo de Soluções para o Pull-out de Risers Flexíveis em Lazy-wave, agradeço pelas trocas de ideias e pelo constante apoio.

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

Por fim, agradeço a todos que, de alguma forma, colaboraram direta ou indiretamente para a concretização deste trabalho. Cada contribuição, conselho ou palavra de apoio fez diferença nesta trajetória.

“Essencialmente, todos os modelos estão errados, mas alguns são úteis.”

(George Box)

RESUMO

As indústrias de exploração e produção de petróleo e gás enfrentam desafios operacionais crescentes, seja pelo avanço para ambientes cada vez mais profundos e severos, seja pelas etapas de instalação, manutenção e descomissionamento de sistemas submarinos. Nesse contexto, os risers desempenham papel fundamental nos sistemas *offshore*, conectando equipamentos submarinos às unidades de produção na superfície e permitindo o transporte de fluidos. Considerando que essas unidades cheguem ao fim da vida útil, torna-se necessária a realização de operações de descomissionamento que garantam a segurança estrutural e ambiental. Este trabalho tem como objetivo a modelagem e a análise do procedimento de *pull-out* de risers flexíveis em configuração *lazy-wave*, que consiste na desconexão do riser da unidade flutuante, podendo ocorrer por queda livre ou de forma controlada, seguida do seu recolhimento ou abandono, visando à compreensão do comportamento estrutural durante a operação. Para isso, foram realizadas simulações dinâmicas não lineares no software OrcaFlex, com base em um riser de referência da literatura. Inicialmente, foi conduzido um estudo paramétrico envolvendo aspectos relevantes da modelagem, tais como a discretização da malha de elementos finitos, o incremento máximo de tempo, o coeficiente de arrasto longitudinal e a relação momento-curvatura não linear do riser, com o intuito de avaliar sua influência na eficiência computacional e na resposta estrutural do sistema. Adicionalmente, visando à obtenção de estimativas mais representativas das variáveis de interesse, como tração efetiva e raio de curvatura, foi realizada uma análise estatística por meio da consideração de ondas aleatórias. Os resultados evidenciaram a forte influência do coeficiente de arrasto longitudinal na resposta dinâmica do sistema, bem como a importância da adoção de uma relação momento-curvatura não linear, que conduziu a respostas significativamente distintas quando comparada à rigidez linear constante. A análise estatística demonstrou ainda que valores característicos associados a probabilidades de não excedência diferem de forma relevante daqueles obtidos a partir de uma única análise determinística. Por fim, foi avaliada uma alternativa de *pull-out* com queda controlada do riser. Os resultados indicaram melhorias no comportamento estrutural em comparação ao cenário de queda livre, embora ainda sejam necessários estudos adicionais para uma avaliação mais abrangente da alternativa proposta.

Palavras-chave: risers flexíveis; risers em configuração *lazy-wave*; descomissionamento; *pull-out*.

ABSTRACT

The oil and gas exploration and production industries face increasing operational challenges, either due to the advance into progressively deeper and more severe environments or to the installation, maintenance, and decommissioning stages of subsea systems. In this context, risers play a fundamental role in offshore systems, connecting subsea equipment to surface production units and enabling fluid transport. As these units reach the end of their service life, decommissioning operations become necessary to ensure structural and environmental safety. This work aims to model and analyze the pull-out procedure of flexible risers in a lazy-wave configuration, which consists of disconnecting the riser from the floating unit—either through free fall or in a controlled manner—followed by retrieval or abandonment, with the objective of understanding the structural behavior during the operation. To this end, nonlinear dynamic simulations were performed using the OrcaFlex software, based on a reference riser available in the literature. Initially, a parametric study was conducted addressing relevant modeling aspects, such as finite element mesh discretization, maximum time step, longitudinal drag coefficient, and the nonlinear moment-curvature relationship of the riser, in order to assess their influence on computational efficiency and on the structural response of the system. Additionally, to obtain more representative estimates of the variables of interest, such as effective tension and curvature radius, a statistical analysis was carried out considering random waves. The results demonstrated the strong influence of the longitudinal drag coefficient on the dynamic response of the system, as well as the importance of adopting a nonlinear moment-curvature relationship, which led to significantly different responses when compared to a constant linear stiffness. The statistical analysis further showed that characteristic values associated with non-exceedance probabilities differ substantially from those obtained from a single deterministic analysis. Finally, an alternative pull-out scenario with controlled lowering of the riser was evaluated. The results indicated improvements in structural behavior compared to the free-fall scenario, although further studies are still required for a more comprehensive assessment of the proposed alternative.

Keywords: flexible risers; lazy-wave risers; decommissioning; *pull-out*.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Configuração das camadas de um riser flexível	18
Figura 2 – Ilustração de conectores e enrijecedores	18
Figura 3 – Ilustração da seção transversal de um riser rígido	19
Figura 4 – Configurações clássicas de risers	20
Figura 5 – Sistema de forças equivalentes	22
Figura 6 – Segmento de riser com flutuadores	23
Figura 7 – Coeficiente de arrasto para um cilindro circular em função de Re	25
Figura 8 – Conexão entre uma representação no domínio da frequência e no domínio do tempo de uma onda aleatória.	27
Figura 9 – Relação momento-curvatura de um riser não-pressurizado	29
Figura 10 – Relação momento-curvatura de um riser pressurizado	29
Figura 11 – Movimentos da embarcação	30
Figura 12 – Idade das plataformas no Brasil	31
Figura 13 – Visão geral do modelo de linha	34
Figura 14 – Representação detalhada do modelo de linha	34
Figura 15 – Riser em configuração lazy-wave	38
Figura 16 – Ponto de corte	38
Figura 17 – Relações momento-curvatura utilizadas	42
Figura 18 – Espectro de onda JONSWAP utilizado	43
Figura 19 – Fluxograma para análise estatística	45
Figura 20 – Cabo de aço Dyform 34LR	46
Figura 21 – Representação da operação - vista superior	47
Figura 22 – Representação da operação	47
Figura 23 – Sequência operacional	48
Figura 24 – Comparação da configuração estática dos modelos	50
Figura 25 – Influência do incremento de tempo na tração efetiva	52
Figura 26 – Influência do incremento de tempo no raio de curvatura	52
Figura 27 – Configuração do riser durante a queda	53
Figura 28 – Variação do incremento de tempo	54
Figura 29 – Influência da malha na tração efetiva	55
Figura 30 – Influência da malha no raio de curvatura	55

Figura 31 – Configuração do riser durante a queda	56
Figura 32 – Variação do incremento de tempo e energia cinética total	57
Figura 33 – Influência do coeficiente de arrasto longitudinal na tração efetiva	58
Figura 34 – Influência do coeficiente de arrasto longitudinal no raio de curvatura	59
Figura 35 – Variação do incremento de tempo e energia cinética total	59
Figura 36 – Configuração do riser durante a queda	60
Figura 37 – Influência da relação momento-curvatura na tração efetiva	61
Figura 38 – Influência da relação momento-curvatura no raio de curvatura	62
Figura 39 – Configuração do riser durante a queda	63
Figura 40 – Influência da relação momento-curvatura na configuração final no solo	64
Figura 41 – Variação do incremento de tempo e energia cinética total	65
Figura 42 – Efeito do coeficiente de arrasto longitudinal sobre os valores médios	67
Figura 43 – Resultado da média cumulativa do coeficiente de arrasto longitudinal	68
Figura 44 – Intervalo de confiança para a diferença entre as médias do coeficiente de arrasto longitudinal	69
Figura 45 – Efeito da relação momento-curvatura sobre os valores médios	71
Figura 46 – Resultado da média cumulativa da relação momento-curvatura	72
Figura 47 – Intervalo de confiança para a diferença entre as médias da relação momento-curvatura	73
Figura 48 – Ajuste a diferentes distribuições	74
Figura 49 – Configuração da estrutura após o corte	76
Figura 50 – Envoltórias de tração efetiva e raio de curvatura no riser	77
Figura 51 – Envoltória de tração axial e força axial nas conexões do cabo	78
Figura 52 – Variação do incremento de tempo	78

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros gerais do modelo	37
Tabela 2 – Coordenadas do centro de gravidade da embarcação e do ponto de conexão do riser	38
Tabela 3 – Incrementos de tempo utilizados nas simulações	39
Tabela 4 – Configurações de malha utilizadas nas simulações	40
Tabela 5 – Modelos para avaliar a influência da malha	40
Tabela 6 – Coeficientes de arrasto longitudinal utilizados nas simulações	41
Tabela 7 – Rigidezes utilizadas nas simulações	41
Tabela 8 – Resumo das simulações	42
Tabela 9 – Coordenadas do centro de gravidade da embarcação auxiliar e do ponto de conexão do cabo	46
Tabela 10 – Resultados da análise estática	49
Tabela 11 – Resultados da análise estatística	50
Tabela 12 – Resultados da influência do incremento de tempo	51
Tabela 13 – Resultados da influência da malha	54
Tabela 14 – Resultados da influência do coeficiente de arrasto longitudinal	57
Tabela 15 – Resultados da influência da relação momento-curvatura	61
Tabela 16 – Resultados do estudo estatístico do coeficiente de arrasto longitudinal . . .	66
Tabela 17 – Resultados do estudo estatístico do coeficiente de arrasto longitudinal . . .	66
Tabela 18 – Resultados do estudo estatístico do coeficiente de arrasto longitudinal . . .	66
Tabela 19 – Resultados do estudo estatístico da relação momento-curvatura	70
Tabela 20 – Resultados do estudo estatístico da relação momento-curvatura	70
Tabela 21 – Resultados do estudo estatístico da relação momento-curvatura	70
Tabela 22 – Resumo dos testes estatísticos para as variáveis analisadas	75
Tabela 23 – Valores característicos associados aos quantis extremos das respostas	75
Tabela 24 – Resultados da operação com queda controlada	77

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANP	Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis
FDC	Função de Distribuição Cumulativa
FGV	Fundação Getulio Vargas
FPSO	<i>Floating Production Storage and Offloading</i>
JONSWAP	<i>Joint North Sea Wave Project</i>
MBF	<i>Minimum Breaking Force</i>
MBR	<i>Minimum Bending Radius</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
MSV	<i>Multiservice Vessel</i>
PDI	Plano de Descomissionamento de Instalações
PLSV	<i>Pipe-Laying Support Vessel</i>
PM	Pierson-Moskowitz
RAO	<i>Response Amplitude Operator</i>
ROV	<i>Remotely Operated Vehicle</i>
SCR	<i>Steel Catenary Riser</i>
TDP	<i>Touch Down Point</i>
UEP	Unidade Estacionária de Produção

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	14
1.1	Objetivos	16
1.1.1	<i>Objetivo geral</i>	16
1.1.2	<i>Objetivos específicos</i>	16
1.1.3	<i>Estrutura da monografia</i>	16
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	17
2.1	Risers	17
2.2	Carregamentos	21
2.2.1	<i>Peso e empuxo</i>	21
2.2.2	<i>Forças de flutuação</i>	22
2.2.3	<i>Forças hidrodinâmicas</i>	24
2.2.4	<i>Ondas</i>	26
2.3	Rigidez à flexão	28
2.4	Movimentação da unidade flutuante	30
2.5	<i>Pull-out de risers flexíveis</i>	31
2.6	Análise de risers	33
2.6.1	<i>Análise dinâmica</i>	35
3	METODOLOGIA	36
3.1	Definição do riser	36
3.2	Cai-out	38
3.2.1	<i>Incremento de tempo</i>	39
3.2.2	<i>Influência da malha</i>	40
3.2.3	<i>Coefficiente de arrasto longitudinal</i>	40
3.2.4	<i>Influência da relação momento-curvatura</i>	41
3.2.5	<i>Resumo da matriz de casos</i>	42
3.3	Estudo estatístico	43
3.4	<i>Pull-out com queda controlada</i>	45
4	RESULTADOS	49
4.1	Verificação do modelo	49
4.2	Estudo paramétrico	51

4.2.1	<i>Incremento de tempo</i>	51
4.2.2	<i>Malha</i>	54
4.2.3	<i>Coefficiente de arrasto longitudinal</i>	57
4.2.4	<i>Relação momento-curvatura</i>	61
4.3	Estudo estatístico	65
4.3.1	<i>Influência dos parâmetros</i>	65
4.3.1.1	<i>Coefficiente de arrasto longitudinal</i>	65
4.3.1.2	<i>Relação momento-curvatura</i>	70
4.3.2	<i>Estimativa dos valores característicos</i>	73
4.4	Pull-out com queda controlada	76
5	CONCLUSÃO	79
	Referências	81

1 INTRODUÇÃO

As indústrias de exploração e produção de petróleo e gás estão sempre sujeitas a grandes desafios operacionais, seja na busca por novas tecnologias para exploração em áreas cada vez mais profundas e com condições ambientais mais severas, ou no que diz respeito à instalação, manutenção e remoção de dutos.

No Brasil, a produção de petróleo e gás natural ocorre em mais de 122 instalações em produção *offshore* (Fundação Getulio Vargas (FGV), 2021). No total, há 7.839 poços de produção, sendo 604 em campos marítimos. Em 2024, a produção de petróleo no Brasil ultrapassou 1,2 bilhão de barris. Atualmente, segundo a Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis (ANP) (2025), a bacia mais produtiva é a Bacia de Santos, chegando a produzir mais de 2,8 milhões de barris e 132 mil m³ de gás natural por dia em 2025.

Um sistema de produção *offshore* de óleo e gás é constituído por uma Unidade Estacionária de Produção (UEP), tubulações (linhas de escoamento, de serviços, umbilicais), equipamentos submarinos, poços, dentre outros. Durante a exploração, o transporte dos fluidos extraídos dos poços, como óleo e gás, bem como a injeção de água ou gás, são realizados por meio de um sistema composto por risers e flowlines. Os risers conectam o fundo do mar à plataforma e podem ser rígidos, flexíveis ou híbridos, enquanto no fundo do mar o transporte é feito pelas flowlines, que também podem ser rígidas ou flexíveis. As principais diferenças entre eles estão na composição, com os risers flexíveis sendo compostos por camadas metálicas e poliméricas, os risers rígidos feitos de aço carbono e os risers híbridos que combinam trechos rígidos e flexíveis.

Assim como a composição variável, os risers também podem ser instalados em diversas configurações. A mais simples é a chamada catenária livre. Entretanto, o presente trabalho tem como foco risers flexíveis em configuração *lazy-wave*, sendo uma das configurações mais utilizadas na indústria. Ela é caracterizada pela presença de flutuadores acoplados em determinados trechos da estrutura, surgindo como uma alternativa para reduzir a tensão no topo e a fadiga na região do *Touch Down Point* (TDP).

As unidades de produção são projetadas para ter uma vida útil de 20 a 30 anos. Chegado o fim da vida útil, faz-se necessário o descomissionamento de forma a garantir a segurança da estrutura e do meio ambiente. A ANP (2020) define descomissionamento como o conjunto de atividades associadas à interrupção definitiva da operação das instalações, ao abandono permanente e arrasamento de poços, à remoção de instalações, à destinação adequada de materiais,

resíduos e rejeitos e à recuperação ambiental da área.

De acordo com o levantamento realizado no Plano Estratégico da Petrobras, 2024-2028, a previsão é de que sejam realizados o descomissionamento de 23 plataformas até 2028 e mais de 40 após este período, incluindo as plataformas fixas e flutuantes, próprias e afretadas. Somente na Bacia de Campos, estima-se a existência de cerca de 1.400 km de risers flexíveis instalados (Carrara, 2020). Apesar de parte dessa infraestrutura já se aproximar do fim de sua vida útil, novas atividades de perfuração continuam em andamento, o que contribui para a ampliação progressiva dessa rede e reforça a relevância dos estudos relacionados ao seu descomissionamento.

O descomissionamento é o último estágio do ciclo de vida de um projeto de produção. Esse estágio é dividido em várias etapas, como a parada das operações e a limpeza dos dutos e equipamentos. O foco do presente estudo é na etapa de *pull-out*, que se refere à desconexão do riser da unidade flutuante, sendo feita por queda livre (denominada no meio técnico de *cai-out*) ou de forma controlada e, posteriormente, é feito o seu recolhimento (parcial ou total) ou abandono.

O estudo da etapa de *pull-out* é essencial para garantir a segurança e a eficiência da operação, a qual envolve esforços que podem comprometer a integridade do sistema. Por se tratar de uma prática relativamente nova na indústria *offshore*, há ainda uma escassez de estudos técnicos disponíveis na literatura aberta, o que dificulta a compreensão dos esforços envolvidos, dos mecanismos de interação fluido-estrutura e dos parâmetros que influenciam o comportamento estrutural durante a operação.

Este estudo tem grande importância prática, podendo auxiliar o desenvolvimento em projetos futuros de descomissionamento de risers, visando um maior conhecimento do procedimento, o que pode ajudar em um planejamento de operações mais seguras e eficientes. A ferramenta computacional utilizada para realizar as simulações dinâmicas não lineares é o software comercial OrcaFlex (Orcina, 2024), amplamente utilizado na indústria *offshore* para a análise de sistemas de linhas e risers.

Em suma, este projeto busca contribuir para o avanço do conhecimento sobre o procedimento de *pull-out* de risers flexíveis em configuração *lazy-wave*, por meio do uso de ferramentas de simulação computacional. A compreensão do comportamento estrutural do sistema e da influência de parâmetros relevantes é fundamental para a obtenção de respostas mais confiáveis, especialmente diante da natureza altamente não linear e sensível do fenômeno analisado.

1.1 Objetivos

1.1.1 *Objetivo geral*

Este trabalho tem por objetivo geral desenvolver uma metodologia para modelagem e análise do *pull-out* de risers flexíveis em configuração lazy-wave utilizando o software Orca-Flex. A metodologia deve permitir identificar a influência dos parâmetros estudados no modelo numérico e no comportamento do riser durante a queda livre e a queda controlada.

1.1.2 *Objetivos específicos*

Os objetivos específicos deste trabalho concentram-se em:

- a) Desenvolver um modelo de elementos finitos para realizar a análise de risers flexíveis em configuração lazy-wave.
- b) Analisar a influência do incremento de tempo, da discretização da malha de elementos finitos, do coeficiente de arrasto longitudinal e da relação momento-curvatura no comportamento mecânico da estrutura.
- c) Analisar a influência dos parâmetros estudados sobre o custo computacional.
- d) Realizar uma análise estatística da variação dos parâmetros estudados.
- e) Estimar valores característicos das respostas estruturais a partir de uma abordagem estatística, considerando probabilidades de não-excedência.

1.1.3 *Estrutura da monografia*

O Capítulo 2 apresenta a revisão bibliográfica, onde são discutidos os tipos de risers e suas configurações, as abordagens utilizadas na análise de risers e o que está disponível na literatura sobre *pull-out* de risers flexíveis e problemas correlatos. O Capítulo 3 descreve a metodologia adotada, apresentando a estrutura de como o trabalho foi desenvolvido, como a definição do modelo a ser estudado e os casos simulados. O Capítulo 4 discute os resultados, apresentando a análise da influência dos parâmetros e o estudo estatístico. Finalmente, o Capítulo 5 apresenta as principais conclusões que foram obtidas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta os fundamentos teóricos necessários para a compreensão das modelagens desenvolvidas no presente trabalho. São abordados os principais tipos de risers utilizados em sistemas *offshore*, os métodos de análise empregados a risers, além de uma revisão de estudos disponíveis na literatura relacionados a eventos de descomissionamento de risers. Ainda serão abordados outros temas, como os tipos de flutuantes e os carregamentos aos quais essas estruturas podem estar submetidas.

2.1 Risers

Risers são tubulações que transportam fluídos de uma estrutura submarina, geralmente poços produtores de petróleo ou gás para unidades flutuantes na superfície. Os risers marinhos datam da década de 1950, quando foram usados pela primeira vez para perfurar a costa da Califórnia a partir de barcaças; desde então, têm sido utilizados principalmente para quatro finalidades (Sparks, 2007):

- Perfuração;
- Completação/Reforma;
- Produção/Injeção;
- Exportação.

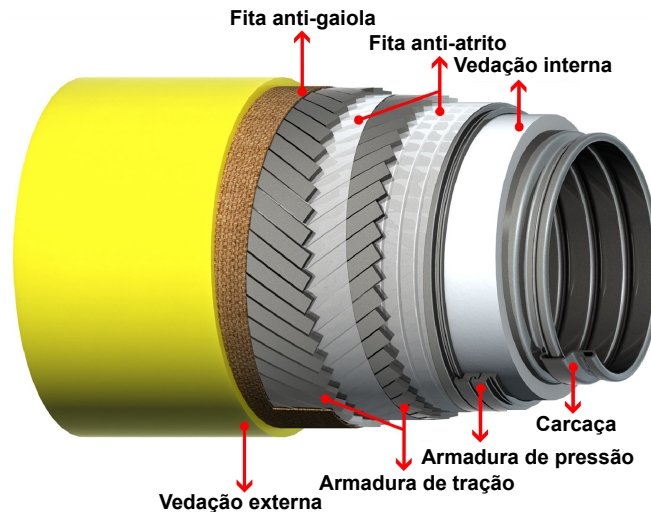
Este trabalho concentra-se nos risers utilizados para produção e injeção. De acordo com sua composição e configuração geométrica, eles podem assumir muitas formas, podendo ser do tipo flexível, rígido ou híbrido. Cada um possuindo suas vantagens e desvantagens de uso, sendo adequados a determinadas configurações e profundidades.

Risers flexíveis são estruturas compostas por camadas metálicas e poliméricas, cada uma possuindo sua funcionalidade, forma estrutural e suas propriedades de material (Ma *et al.*, 2022), como mostrado na Figura 1. Geralmente, 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).

Visando à otimização do desempenho estrutural e funcional do riser, é comum a utilização de trechos com seções distintas ao longo de seu comprimento, vinculados por meio

de conexões (*end fittings*). Esses dispositivos exercem papel fundamental na integração do riser com outros componentes do sistema, garantindo a continuidade estrutural, a estanqueidade do fluido transportado e a compatibilidade com interfaces mecânicas e operacionais de dutos ou equipamentos adjacentes.

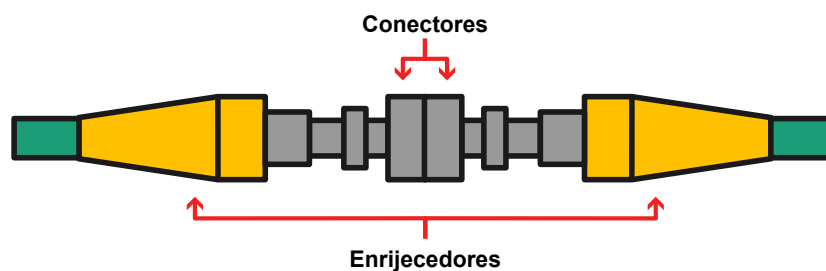
Figura 1 – Configuração das camadas de um riser flexível



Fonte: adaptado de Ye *et al.* (2025).

Ao utilizar conectores entre os trechos, há um aumento do momento fletor nas extremidades dos conectores. Para resistir a esse acréscimo, utilizam-se enrijecedores (*bending stiffeners*). São estruturas externas cônicas de polímero que aumentam gradualmente o raio e a rigidez à flexão em uma seção curta (SINTEF, 2017). Esses elementos, mostrados na Figura 2, também garantem uma transição suave de rigidez entre o riser flexível e a estrutura da plataforma, prevenindo falhas por fadiga.

Figura 2 – Ilustração de conectores e enrijecedores



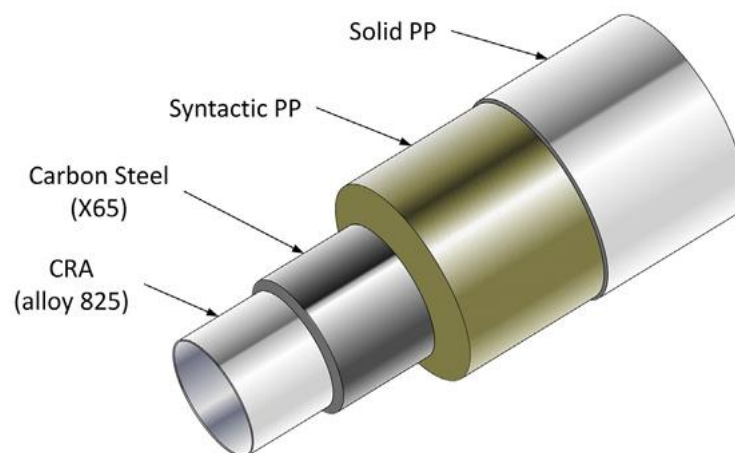
Fonte: elaborado pelo autor.

Até o momento, a instalação de risers flexíveis é realizável para operações em pro-

fundidades de até 3.000 m em ambientes de águas ultraprofundas (Li *et al.*, 2025), demonstrando vantagens em custo de instalação, reutilização, acomodação no leito marinho, entre outros.

Os risers rígidos, também conhecidos como *Steel Catenary Risers* (SCRs), são feitos predominantemente de aço carbono de alta resistência, revestidos externamente, geralmente, com polipropileno (PP), e podem incluir um revestimento interno de liner plástico ou ligas resistentes à corrosão (CRA), dependendo da agressividade do fluido transportado. A configuração típica da seção transversal de um riser rígido é mostrada na Figura 3.

Figura 3 – Ilustração da seção transversal de um riser rígido



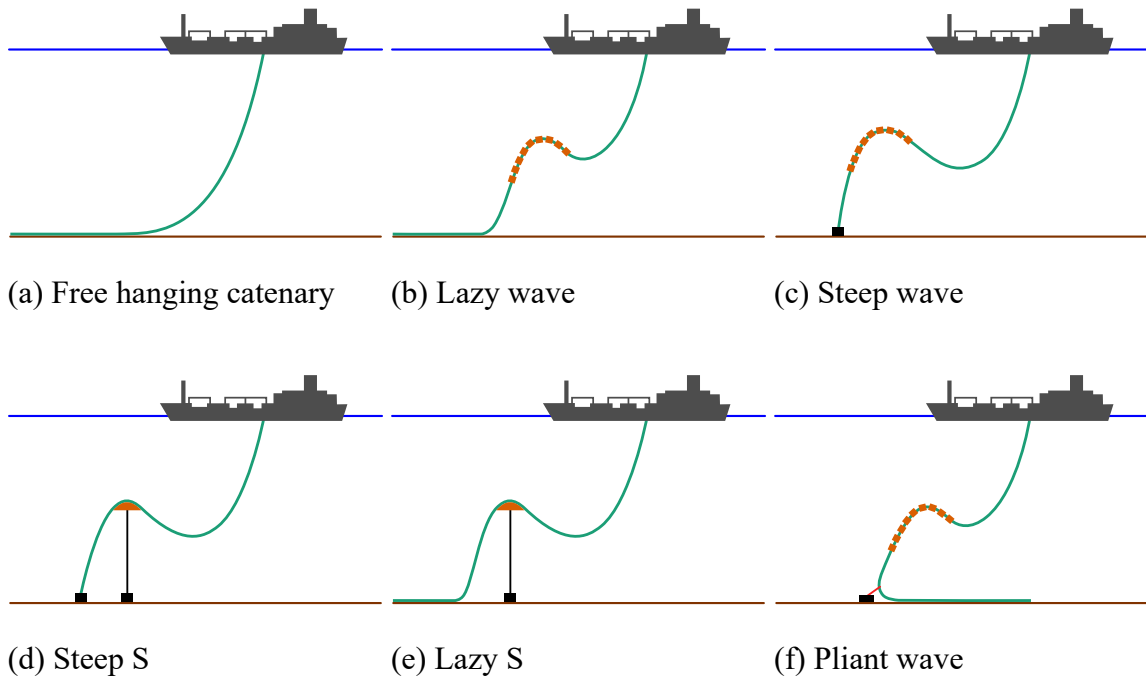
Fonte: Aguiar, Almeida e Paulino (2015).

Os risers rígidos são bastante semelhantes aos risers flexíveis, sofrendo as mesmas solicitações, como grandes variações de tensão e grandes movimentos do TDP. Os SCR têm sido amplamente aplicados ao desenvolvimento *offshore* de petróleo e gás devido à sua estrutura simples, desempenho confiável, fácil fabricação e instalação conveniente (Zou, 2012). Sua utilização possui várias vantagens, como a possibilidade de utilização em águas profundas (até 1500 m) 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, facilitando a análise (Meneses, 2021).

Risers híbridos surgiram como uma nova alternativa para perfurações em profundidades maiores, tendo seu primeiro uso em um riser de produção em águas profundas instalado em 1988 no Green Canyon Block 29 (GC29) por Cameron (Bai; Bai, 2010). Esse tipo de sistema é composto parte por um riser rígido e parte por um riser flexível, consistindo em um tubo de aço vertical conectado à embarcação por *jumpers* flexíveis, utilizados para acomodar o movimento da embarcação em relação ao riser.

Risers flexíveis e rígidos podem assumir diferentes configurações ao longo de seu comprimento para mitigar os efeitos do deslocamento lateral da plataforma, comum em condições ambientais severas. Esse movimento tende a provocar grandes variações de tensão no duto e alterações na posição do TDP. As configurações mais utilizadas incluem: catenária, lazy-wave, lazy-s, steep-wave, steep-s e pliant-wave, ilustradas na Figura 4.

Figura 4 – Configurações clássicas de risers



Fonte: elaborado pelo autor.

A catenária é a configuração mais simples e econômica para risers flexíveis, exigindo pouca infraestrutura submarina. É amplamente utilizada em plataformas flutuantes e fixas, onde o movimento dinâmico é moderado.

A lazy-wave é uma configuração de riser flexível com módulos de flutuabilidade que cria uma curvatura no traçado para aliviar os movimentos da embarcação aos esforços no TDP. Isso possibilita maior tolerância a movimentos da unidade flutuante, sendo adequada para ambientes mais agressivos. Além disso, outra vantagem do uso dos flutuadores é a redução da tração no topo do riser.

A configuração steep-wave é uma alternativa mais compacta da lazy-wave, conectando o riser verticalmente à base no fundo do mar. Embora reduza interferências, exige maiores esforços verticais na base e apresenta maior complexidade na instalação, devido à necessidade de *tie-in* vertical ou lançamento da base completa.

As configurações steep-s e lazy-s utilizam boias submarinas ancoradas para obter a curvatura em forma de “S”. Essa alternativa apresenta a vantagem de instalar vários risers sobre a mesma boia sem interferências.

A pliant-wave é uma variação da lazy-wave que utiliza um cabo de ancoragem para controlar movimentos e tensões no TDP. Nessa configuração, o trecho do riser no leito marinho é direcionado em direção à plataforma, sendo recomendada para poços situados abaixo dela.

2.2 Carregamentos

Para realizar a análise de risers, é fundamental considerar todas as ações que atuam sobre ele, como as cargas mecânicas (peso próprio e empuxo), cargas ambientais (ondas e correntes) e demais cargas dinâmicas (movimento da unidade flutuante e interação solo-riser). Os carregamentos mais importantes são apresentados a seguir.

2.2.1 Peso e empuxo

A Lei de Arquimedes, em sua forma mais geral, afirma que, quando um corpo está total ou parcialmente imerso em um fluido, ele sofre um empuxo ascendente igual ao peso do fluido deslocado (Sparks, 2007). Como risers são estruturas submersas, cargas como peso e empuxo são habituais. Embora a resultante dessas cargas não possa ser encontrada aplicando diretamente a Lei de Arquimedes, usando a superposição é possível combinar essas ações em um sistema equivalente, onde a resultante é o peso aparente (w_a):

$$w_a = w_t + w_i - w_e \quad (2.1)$$

onde, w_t é o peso seco do riser, w_i é o peso do fluido interno e w_e é o empuxo gerado pela água do mar. Estes pesos correspondem ao segmento de riser e são expressos em unidades por comprimento.

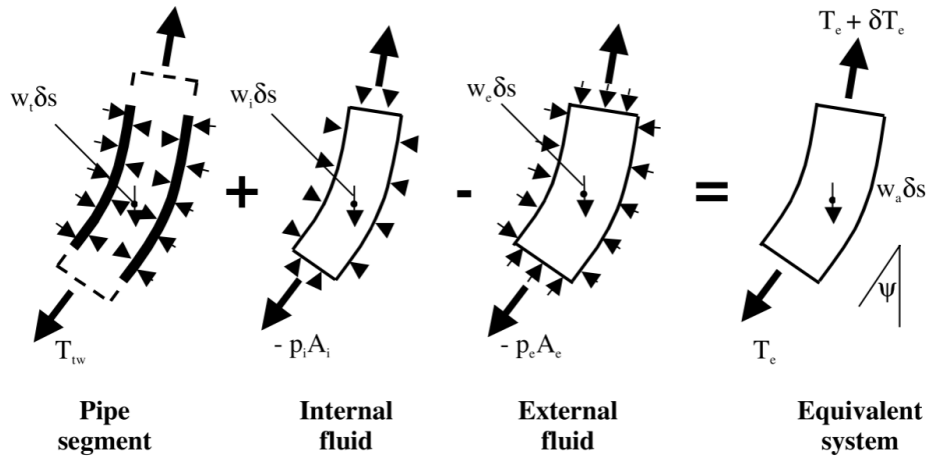
É possível realizar a análise de estruturas submersas utilizando o conceito de tração efetiva (T_e), sendo definida por (Sparks, 2007):

$$T_e = T_{tw} - p_i A_i + p_e A_e \quad (2.2)$$

onde T_{tw} é a tração real (*true wall tension*) (correspondente à resultante das tensões axiais na parede do riser), A_i e A_e correspondem, respectivamente, às áreas interna e externa do riser e

p_i e p_e correspondem, respectivamente, às pressões dos fluidos interno e externo. A Figura 5 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.

Figura 5 – Sistema de forças equivalentes



Fonte: Sparks (2007).

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.

2.2.2 Forças de flutuação

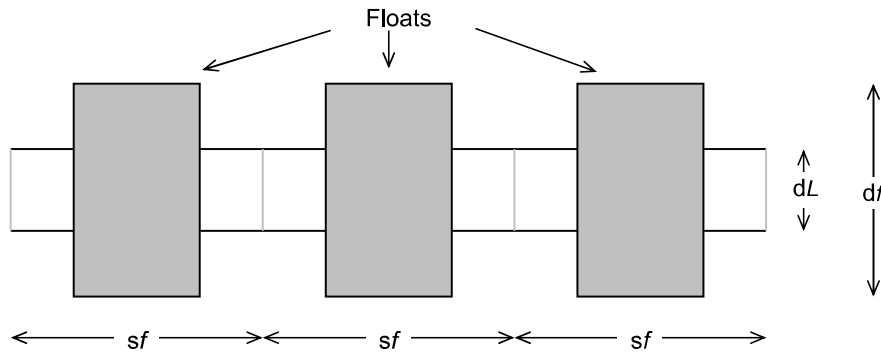
A modelagem de risers com flutuadores em softwares de análise pode ser realizada de duas maneiras. A primeira é a representação de forma discreta, com módulos de flutuação pontuais (*clumps*) anexados à linha nos pontos relevantes. A segunda é a representação de forma contínua, na qual o efeito da flutuabilidade é distribuído uniformemente em uma linha equivalente.

A ferramenta computacional utilizada para modelar e realizar as simulações (estática e dinâmica) dos modelos propostos é o software comercial Orcaflex 11.6 (Orcina, 2024). O programa visa à análise dinâmica de sistemas marítimos *offshore*, sendo o líder global no seu campo. Com ele é possível modelar sistemas de riser, transporte, instalação e descomissionamento, amarrações, assentamento de tubulações e outras inúmeras aplicações.

No software OrcaFlex é possível modelar uma linha equivalente com flutuadores utilizando a ferramenta "Line Type Wizard", que usa uma linha base sem flutuadores. A Figura 6 mostra um esquema do segmento de riser com flutuadores com os parâmetros geométricos en-

volvidos para modelagem. Para esclarecer como ocorre a modelagem da linha equivalente, a seguir serão mostrados alguns cálculos de suas propriedades.

Figura 6 – Segmento de riser com flutuadores



Fonte: Orcina (2024).

A massa por unidade de comprimento da linha equivalente (m) é calculada como a soma da massa da linha com a massa do flutuador dividida pelo espaçamento entre flutuadores:

$$m = m_l + \frac{m_f}{s_f} \quad (2.3)$$

onde m_l e m_f são as massas por unidade de comprimento da linha e de cada flutuador, respectivamente, e s_f é o espaçamento entre centros dos flutuadores (*pitch*).

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

$$v_{lf} = \frac{\pi}{4} d_L^2 + \frac{v_f}{s_f} = \frac{\pi}{4} OD^2 \quad (2.4)$$

onde d_L é o diâmetro externo da linha e v_f é o volume de cada flutuador. Assim, o diâmetro externo da linha equivalente (OD), pode ser calculado como:

$$OD = \left(d_L^2 + \frac{4 v_f}{\pi s_f} \right)^{1/2} \quad (2.5)$$

O diâmetro interno permanece o mesmo que o da linha base, e o diâmetro externo de contato é o mesmo diâmetro do flutuador. Vale destacar que a presença de flutuadores modifica os coeficientes hidrodinâmicos associados à linha. Para um estudo mais detalhado, recomenda-se a consulta ao manual do OrcaFlex (Orcina, 2024), além da verificação de como cada software implementa a linha equivalente e as forças no segmento flutuante.

2.2.3 Forças hidrodinâmicas

Os risers são estruturas que se encontram imersas em água, isso faz com que sejam submetidos a forças hidrodinâmicas, causadas pelo movimento relativo entre a água e a estrutura. As forças hidrodinâmicas em objetos submersos de pequeno diâmetro, como risers, podem ser calculadas utilizando a teoria de Morison.

A teoria de Morison é considerada capaz de fornecer as forças em cilindros circulares com razoável precisão (Sparks, 2007). Ela nos diz que a força hidrodinâmica (\mathbf{f}_H) é a soma de duas componentes: uma força de arrasto (\mathbf{f}_D), resultante da velocidade do fluxo passando pelo corpo, mais uma força de inércia (\mathbf{f}_I), devido à aceleração do fluxo:

$$\mathbf{f}_H = \mathbf{f}_D + \mathbf{f}_I \quad (2.6)$$

A força de arrasto varia com a velocidade do fluxo. Para cilindros circulares, expostos a um fluxo normal ao seu eixo, a força por unidade de comprimento é dada por:

$$\mathbf{f}_D = \frac{1}{2} \rho C_D \phi \dot{\mathbf{u}}_f |\dot{\mathbf{u}}_f| \quad (2.7)$$

onde ρ é a densidade do fluido, C_D é o coeficiente de arrasto adimensional, ϕ é o diâmetro do corpo e $\dot{\mathbf{u}}_f$ é a velocidade instantânea do fluido normal ao eixo do cilindro. C_D varia com a forma do corpo e o número de Reynolds, mas para cilindros circulares nus, tipicamente tem um valor de cerca de 1,0 para fluxo laminar (fluxo subcrítico) e cerca de 0,6 a 0,7 para fluxo turbulento (fluxo supercrítico) (Sparks, 2007).

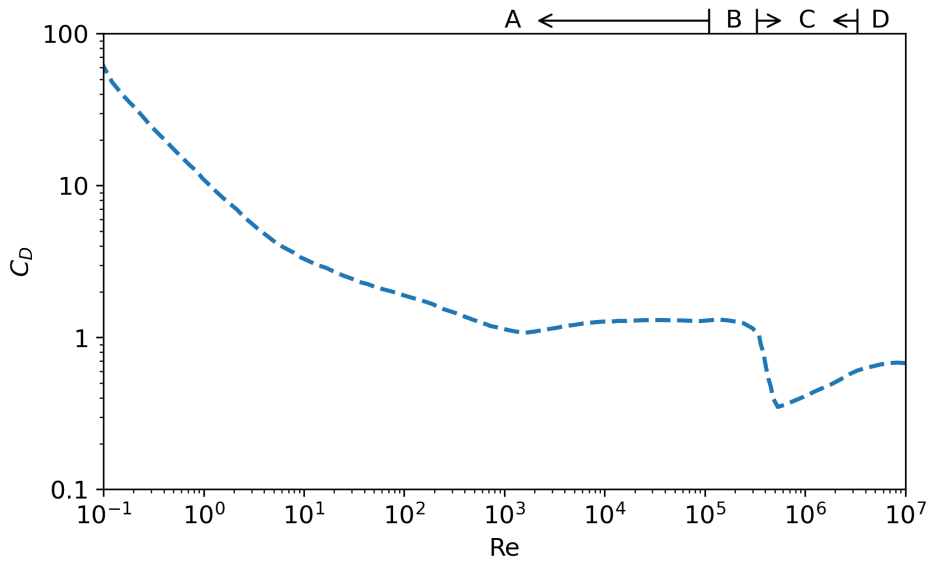
Para um cilindro em movimento com velocidade $\dot{\mathbf{u}}$ na direção do fluxo, a velocidade relativa é utilizada na Equação (2.7), e a força de arrasto pode ser obtida como:

$$\mathbf{f}_D = \frac{1}{2} \rho C_D \phi (\dot{\mathbf{u}}_f - \dot{\mathbf{u}}) |\dot{\mathbf{u}}_f - \dot{\mathbf{u}}| \quad (2.8)$$

A adoção de um C_D dependente do número de Reynolds para risers flexíveis é relevante na análise de pull-out. Durante a retirada do riser, especialmente se realizada de forma não controlada, o regime de escoamento pode variar ao longo do movimento, alterando as forças hidrodinâmicas atuantes.

A Figura 7 mostra a variação do coeficiente de arrasto para um cilindro liso com o número de Reynolds. O coeficiente de arrasto cai consideravelmente no regime de fluxo crítico, portanto, muitas vezes o regime crítico é referido como “a crise de arrasto” (SINTEF, 2017).

Figura 7 – Coeficiente de arrasto para um cilindro circular em função de Re



Fonte: adaptado de Sarpkaya, Isaacson e Wehausen (1981).

A força de arrasto (\mathbf{f}_D), segundo a teoria de Morison, atua perpendicular ao eixo do riser, mas quando o fluxo não é normal, a força pode ser decomposta em componentes paralela e perpendicular ao eixo (Sparks, 2007). Normalmente a componente longitudinal é desprezada nas análises. Entretanto, a SINTEF (2017) descreve um procedimento para o cálculo do coeficiente de arrasto longitudinal (C_{DL}), permitindo a determinação da força de arrasto correspondente (\mathbf{f}_{DL}):

$$\mathbf{f}_{DL} = \frac{1}{2} \rho C_{DL} \phi \dot{\mathbf{u}}_L |\dot{\mathbf{u}}_L| \quad (2.9)$$

onde $\dot{\mathbf{u}}_L$ é a componente longitudinal da velocidade do fluxo. A SINTEF (2017) também propõe uma estimativa para o coeficiente de arrasto longitudinal:

$$C_{DL} = C_D(0,03 + 0,55 \sin \alpha) \cos \alpha \quad (2.10)$$

onde α é o ângulo entre a tangente do tubo e o vetor da velocidade. Por outro lado, Orcina (2024) recomenda que, em escoamento subcrítico ($Re < 3,8 \cdot 10^5$), o C_{DL} assume os valores 0,008 para um cilindro liso e 0,011 para um cilindro rugoso. Em escoamento supercrítico, Orcina (2024) sugere que o atrito superficial pode ser desprezado, ou seja, $C_{DL} = 0$.

A força de inércia (\mathbf{f}_I), diferente da força de arrasto (\mathbf{f}_D), está associada com a aceleração do fluido e é dada por:

$$\mathbf{f}_I = \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f \quad (2.11)$$

onde $\ddot{\mathbf{u}}_f$ é a aceleração do fluido e V é o seu volume. Para um corpo submerso, a força pode ser calculada como:

$$\mathbf{f}_I = C_M \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f \quad (2.12)$$

onde C_M é o coeficiente de inércia. Essa equação também pode ser escrita como a soma de duas parcelas, primeira sendo a força hidrodinâmica agindo sobre o fluido deslocado na ausência do corpo, e a segunda uma força adicional devida à aceleração do fluido em relação ao corpo:

$$\mathbf{f}_I = \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f + (C_M - 1) \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f \quad (2.13)$$

considerando que o corpo está se movendo com uma aceleração $\ddot{\mathbf{u}}$ na mesma direção que o fluido, a força de inércia torna-se:

$$\mathbf{f}_I = \rho V \ddot{\mathbf{u}}_f + (C_M - 1) \rho V (\ddot{\mathbf{u}}_f - \ddot{\mathbf{u}}) \quad (2.14)$$

2.2.4 Ondas

Tanto a embarcação quanto o riser estão sujeitos a carregamentos ambientais, como vento, corrente e onda. As ondas marítimas são descritas por campos de velocidade e aceleração que variam em função da profundidade e do tempo. A sua modelagem pode ser realizada com base em teorias de ondas regulares ou irregulares (Meneses, 2021).

É possível modelar uma onda regular com diferentes teorias, como a teoria linear de Airy, teoria de Stokes e a teoria de onda Cnoidal (Wilson; Muga; Reese, 2003). Essas teorias se baseiam na linearidade da resposta, onde a onda é periódica e determinística. A teoria mais simplificada é a teoria linear de Airy, cuja elevação da superfície, em sua forma geral, pode ser expressa como (DNV, 2017):

$$\eta(t) = A \cos(\omega t + \varepsilon) \quad (2.15)$$

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 ε é o ângulo de fase.

Entretanto, as ondas do oceano são irregulares e aleatórias em forma, altura, comprimento e velocidade de propagação (DNV, 2017). Um estado real do mar é melhor descrito por uma teoria de onda irregular. A representação do mar com ondas irregulares é feita com uma soma de vários componentes de onda regulares com diferentes amplitudes, frequências e

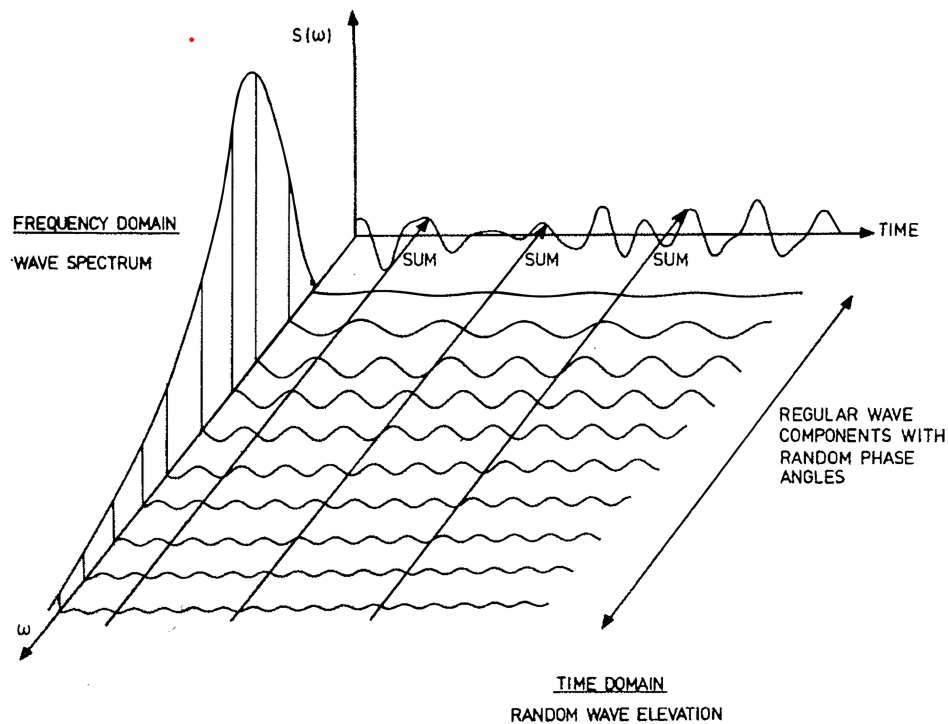
direções variando de forma estocástica.

Para que haja a superposição de várias ondas, o 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 frequências diferentes ao longo dessa faixa de frequência relevante e é formulada pela expressão (DNV, 2017):

$$\eta(t) = \sum_{k=1}^N A_k \cos(\omega_k t + \varepsilon_k) \quad (2.16)$$

onde ε_k são fases aleatórias distribuídas uniformemente entre 0 e 2π e A_k (m) são amplitudes aleatórias.

Figura 8 – Conexão entre uma representação no domínio da frequência e no domínio do tempo de uma onda aleatória.



Fonte: Faltinsen (1990).

O espectro de Pierson-Moskowitz (PM) (Pierson; Moskowitz, 1964) e o espectro *Joint North Sea Wave Project* (JONSWAP) (Hasselmann *et al.*, 1973; Isherwood, 1987) são frequentemente aplicados para representar o comportamento estocástico das ondas marinhas. O espectro PM foi originalmente proposto para mar plenamente desenvolvido, condição em que as ondas atingem seu desenvolvimento máximo correspondentes à força do vento atuante. Já o espectro JONSWAP amplia o PM para descrever estados de mar em desenvolvimento. Ambos os espectros descrevem condições de mares que frequentemente ocorrem nos estados de mar

mais severos (DNV, 2017). Segundo a DNV (2017), os espectros de PM e JONSWAP são formulados pelas expressões:

$$S_{PM}(\omega) = \frac{5}{16} \cdot H_s^2 \omega_p^4 \cdot \omega^{-5} \exp\left(-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega}{\omega_p}\right)^{-4}\right) \quad (2.17)$$

$$S_J(\omega) = A_\gamma S_{PM}(\omega) \gamma^{\exp\left(-0,5 \left(\frac{\omega - \omega_p}{\sigma \omega_p}\right)^2\right)} \quad (2.18)$$

onde $S_{PM}(\omega)$ é o espectro de Pierson-Moskowitz, $S_J(\omega)$ é o espectro de JONSWAP, ω_p é a frequência angular de pico em rad/s ($\omega_p = 2\pi/T_p$), γ é o parâmetro adimensional 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 ($A_\gamma = 1 - 0,287 \ln(\gamma)$).

A DNV (2017) indica que, caso nenhum valor específico for fornecido para o parâmetro de forma do pico (γ), o seguinte valor pode ser aplicado:

$$\gamma = 5 \quad \text{para} \quad \frac{T_p}{\sqrt{H_s}} \leq 3,6 \quad (2.19)$$

$$\gamma = \exp\left(5,75 - 1,15 \frac{T_p}{\sqrt{H_s}}\right) \quad \text{para} \quad 3,6 < \frac{T_p}{\sqrt{H_s}} < 5 \quad (2.20)$$

$$\gamma = 1 \quad \text{para} \quad 5 \leq \frac{T_p}{\sqrt{H_s}} \quad (2.21)$$

Em casos com $\gamma = 1$, o espectro de JONSWAP se iguala ao espectro de Pierson-Moskowitz.

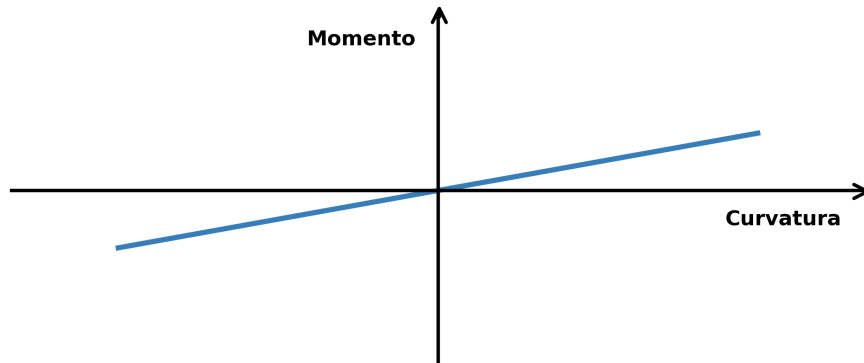
2.3 Rigidez à flexão

Risers flexíveis possuem como uma de suas características a baixa rigidez à flexão, parâmetro de entrada importante para a análise dinâmica global. As características de rigidez à flexão podem ser descritas em dois regimes: no estado não-pressurizado, apresentando um comportamento linear, dependendo principalmente da bainha externa do riser; e no estado pressurizado apresenta um comportamento histerético e não-linear (Smith; Carr; Lane, 2007).

Em análises globais, é prática da indústria adotar de forma simplificada essa rigidez linear correspondente ao estado não pressurizado. Entretanto, o comportamento real é melhor descrito por um modelo histerético, em que a relação momento-curvatura apresenta diferentes estágios (Zhang *et al.*, 2023). Devido à complexidade do comportamento não linear resultante da interação entre as camadas internas dos risers, diversos autores têm se dedicado a investigar os

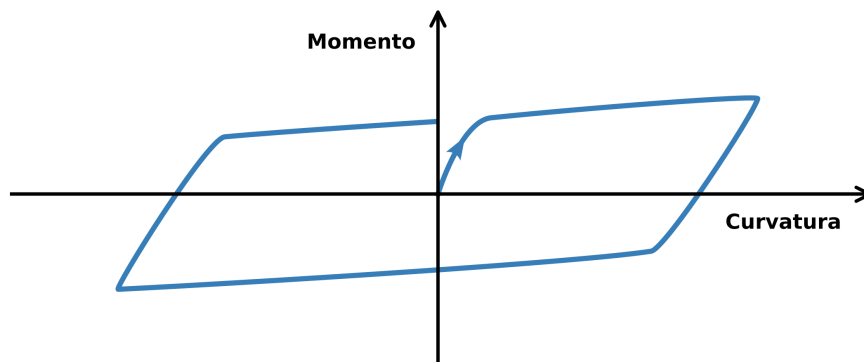
fatores que mais influenciam essa resposta, bem como a desenvolver modelos que a representem de forma mais realista (Féret; Bournazel, 1987; Witz; Tan, 1992; Kraincanic; Keadze, 2001). As Figuras 9 e 10 apresentam a relação momento-curvatura de um riser não-pressurizado e pressurizado, respectivamente.

Figura 9 – Relação momento-curvatura de um riser não-pressurizado



Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 10 – Relação momento-curvatura de um riser pressurizado



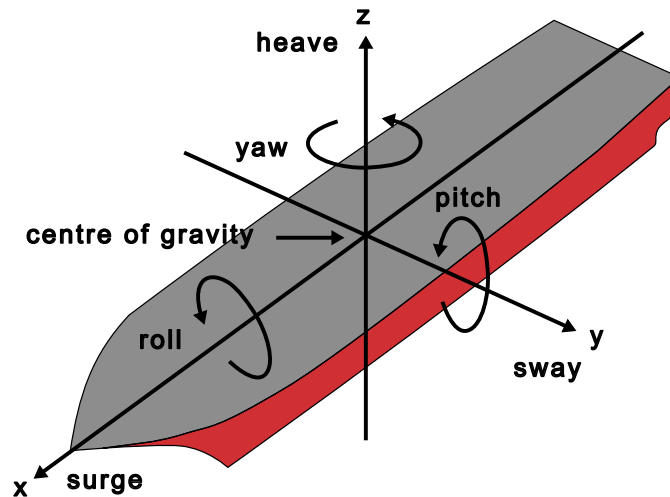
Fonte: elaborado pelo autor.

O comportamento de histerese pode ser explicado pelo mecanismo de escorregamento interno. Risers flexíveis possuem várias camadas helicoidais, que tendem a deslizar umas sobre as outras quando fletido. Quando as curvaturas são pequenas, o escorregamento é impedido pelo atrito interno entre as camadas, resultando em uma elevada rigidez inicial, e quando o momento de atrito é superado, a curvatura varia linearmente com a variação do momento (SINTEF, 2017). Nesse contexto, define-se a curvatura crítica (κ_{cr}) como o valor de curvatura a partir do qual ocorre o escorregamento entre as camadas internas do riser, resultando na transição de um comportamento com elevada rigidez à flexão para um regime de rigidez efetiva reduzida.

2.4 Movimentação da unidade flutuante

Os movimentos de estruturas flutuantes podem ser divididos em movimento de frequência de onda, movimento de alta frequência, movimento de deriva lenta e deriva média (Faltinsen, 1990). A estrutura pode sofrer seis tipos de movimentos (ou graus de liberdade). Os movimentos translacionais oscilatórios de corpo rígido são chamados de *surge*, *sway* e *heave*. Os movimentos angulares oscilatórios são chamados de *roll*, *pitch* e *yaw*. Esses movimentos são descritos na Figura 11.

Figura 11 – Movimentos da embarcação



Fonte: adaptado de Aird (2019).

O movimento que a unidade 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 do flutuante com as características de uma onda unitária. O RAO pode ser fornecido como uma tabela de informações que contempla a relação de seus seis graus de liberdade com a amplitude da onda e suas respectivas fases. O deslocamento de determinado grau de liberdade é então definido a partir de (Orcina, 2024):

$$x = R a \cos(\omega t - \phi) \quad (2.22)$$

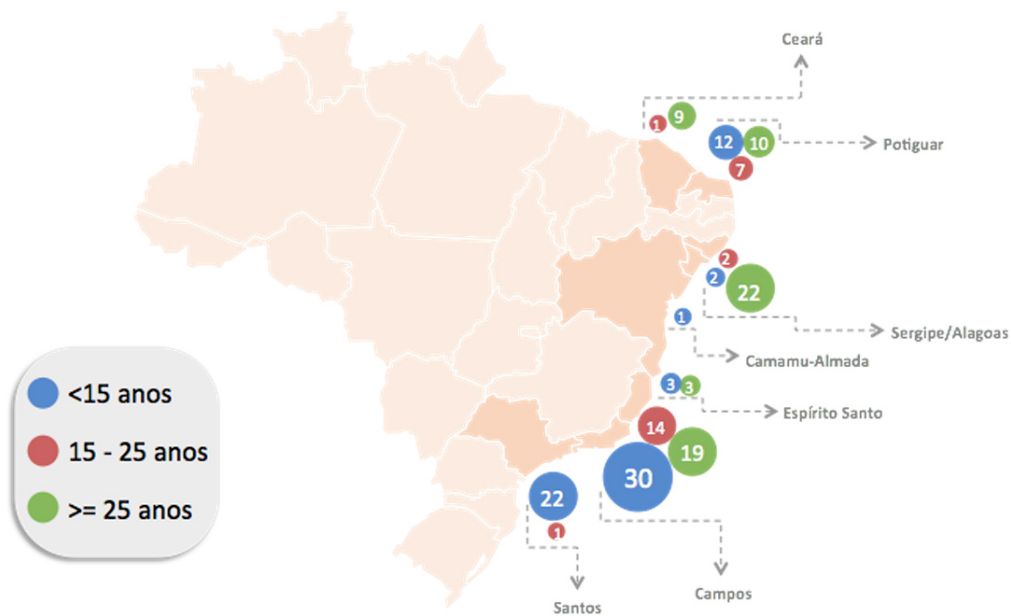
onde a e ω são a amplitude e frequência da onda, t o tempo, R e ϕ são a amplitude e a fase do RAO.

2.5 Pull-out de risers flexíveis

Este trabalho foca na simulação e no estudo do *pull-out* de risers flexíveis. O estudo abrange alguns parâmetros durante a operação, como a tração efetiva, o raio de curvatura, a energia cinética adquirida e o tempo de queda.

Segundo dados da ANP, representados no mapa da Figura 12, é possível indicar que aproximadamente 40% das plataformas estão em operação há mais de 25 anos, o que mostra que elas estão chegando no fim de sua vida útil. Com isso, o país fica de frente para a condição de que enormes estruturas que não são mais produtivas estão prestes a ser descomissionadas.

Figura 12 – Idade das plataformas no Brasil



Fonte: Carrara (2020).

De acordo com o Plano Estratégico da Petrobras, 2024-2028, a previsão é de que seja realizado o descomissionamento de 23 plataformas até 2028 e mais de 40 após este período, incluindo as plataformas fixas e flutuantes, próprias e afretadas. Fazendo-se, portanto, necessário o estudo da operação de descomissionamento.

Por descomissionamento de sistemas de produção *offshore*, entende-se a destinação segura das estruturas de exploração e produção de plataformas de petróleo após o término de sua fase produtiva (FGV, 2021). As atividades do sistema são interrompidas de forma definitiva em decorrência do fim da vida útil da instalação ou das atividades de produção se tornarem economicamente inviáveis devido à diminuição da capacidade de produção. O descomissionamento de

oleodutos *offshore* deve ser tratado caso a caso, utilizando o processo de avaliação comparativa, no qual a melhor solução de desativação é obtida (Manouchehri, 2017).

O descomissionamento é um processo que envolve diversas etapas sequenciais como o desligamento de equipamentos, limpeza de dutos, isolamento de poços e a remoção física das estruturas. Dentre essas etapas, está o *pull-out*, que consiste na desconexão do riser da unidade flutuante, sendo feita por queda livre ou de maneira controlada. Posteriormente, é feito o abandono da estrutura no fundo do mar, ou o recolhimento de parte ou de sua totalidade. Essa operação demanda atenção especial, pois envolve a interação do riser com o ambiente hidrodinâmico, além de exigir cuidados com a integridade estrutural durante a extração.

A análise dessa etapa é fundamental para garantir a segurança e a eficiência do descomissionamento como um todo. Entretanto, observa-se uma limitação na literatura no que se refere ao *pull-out* de risers flexíveis, sendo a maior parte dos estudos concentrada nas fases mais amplas do processo de descomissionamento, enquanto os aspectos estruturais e operacionais dessa operação ainda são pouco explorados.

Em uma perspectiva mais geral, o descomissionamento de instalações de exploração e produção de petróleo e gás tem sido tema de estudo de vários autores (Martins, 2015; Manouchehri, 2017; Madi, 2018; Burdon *et al.*, 2018; Fam *et al.*, 2018; Sommer *et al.*, 2019; Bull; Love, 2019; Lima; Gomes, 2021; Vidal *et al.*, 2022; Carneiro *et al.*, 2024), onde os temas tratados são, por exemplo, a regulamentação, os critérios e os desafios para seguir com o descomissionamento.

Como esta operação se trata de algo recente, há poucos trabalhos na literatura aberta que tratam do assunto em relação à modelagem estrutural e simulação computacional da operação. Carrara (2020) estudou uma metodologia de custeio para dimensionar os custos logísticos do descomissionamento de dutos flexíveis, comparando a opção de remoção total e abandono dos mesmos.

França (2021) estudou a atividade de descomissionamento e suas técnicas existentes para plataformas de produção de petróleo *offshore*, por meio de uma revisão bibliográfica sobre o assunto, onde analisou vários Planos de Descomissionamento de Instalações (PDIs) executivos de plataformas *Floating Production Storage and Offloading* (FPSO), como o PDI FPSO P-32, o PDI FPSO Capixaba e o PDI FPSO Polvo.

Os autores Orr *et al.* (2021) estudaram uma abordagem não convencional simplificada para a desativação de SCR. O método inovador empregou *Remotely Operated Vehicles*

(ROVs) e mergulhadores para instalar uma série de *clamps* para agarrar e segurar a coluna antes do corte e usou um *Multiservice Vessel* (MSV) para gerenciar a coluna desconectada para abandono no fundo do mar. A modelagem da operação foi realizada no OrcaFlex, e ao comparar as cargas dinâmicas reais monitoradas durante a operação com um deslizador de linha, foi confirmado que o modelo estava dentro de 5% das cargas esperadas. Com as simulações, avaliaram-se os prós e contras para minimizar o comportamento dinâmico do SCR antes, durante e após o corte. Os autores concluíram que, usando um MSV e ROVs, é possível realizar a remoção de risers de forma segura sem o uso de um navio de levantamento pesado.

Um problema correlato é a operação inversa do *pull-out*, sendo a instalação do riser (*pull-in*). No caso de risers flexíveis, a instalação é feita por navios *Pipe-Laying Support Vessels* (PLSVs), que utilizam cestas para armazenamento de dutos e tensionadores para o lançamento dos mesmos, além de possuírem os equipamentos necessários para a instalação dos equipamentos no leito marinho (Machado, 2016). Alguns autores já estudaram e modelaram um estudo de caso desse problema (Xavier, 2006; Machado, 2016; Orlando, 2019; Leal, 2023). De acordo com Johnston (1992), são as características do riser que governam os métodos de instalação, como comprimento, diâmetro, peso, entre outros.

2.6 Análise de risers

O software OrcaFlex usa um modelo de elementos finitos para uma linha, como mostrado na Figura 13. A linha é dividida em uma série de segmentos, que são então modelados por elementos retos e sem massa, com um nó em cada extremidade. Os segmentos do modelo representam apenas as propriedades axiais e torcionais da linha. As demais propriedades (massa, peso, empuxo, etc.) são todas concentradas nos nós.

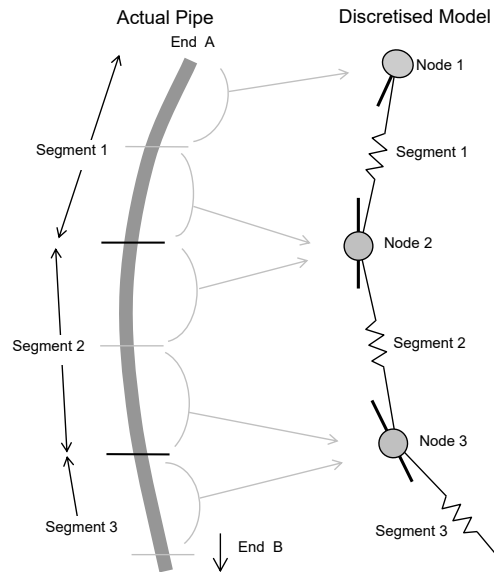
A Figura 14 detalha o modelo da linha, apresentando um nó intermediário e os segmentos adjacentes, bem como os sistemas de referência tridimensionais e os ângulos utilizados na formulação teórica. O modelo considera três tipos de mola-amortecedores, que representam as propriedades estruturais da linha (Orcina, 2024):

- Axial: A rigidez e o amortecimento axial são modelados por uma mola no centro de cada segmento, aplicando forças de tração iguais e opostas nos nós das extremidades;
- Flexão: Representada por molas rotacionais em ambos os lados de cada nó, conectando a direção axial do nó à do segmento, permitindo simular a resistência

à curvatura;

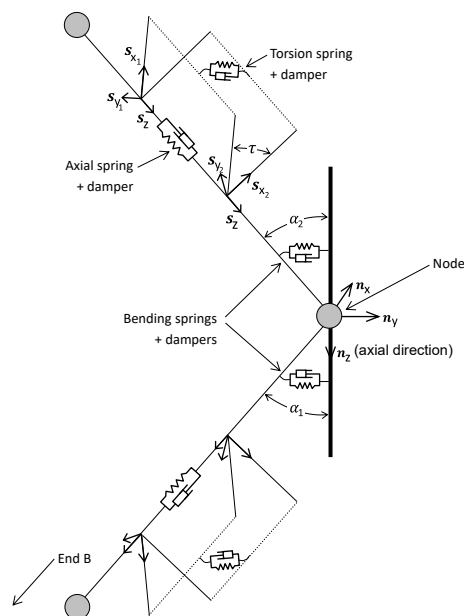
- Torção (opcional): Quando incluída, é representada por uma mola torcional no centro do segmento, que aplica momentos torcionais opostos aos nós. Na ausência desse componente, as metades do segmento são livres para girar entre si.

Figura 13 – Visão geral do modelo de linha



Fonte: Orcina (2024).

Figura 14 – Representação detalhada do modelo de linha



Fonte: Orcina (2024).

Essa modelagem segmentada permite representar de forma eficiente os comportamentos axial, flexional e torcional de linhas flexíveis em aplicações *offshore*.

2.6.1 Análise dinâmica

O OrcaFlex oferece duas abordagens para a análise dinâmica, podendo ser realizada no domínio da frequência ou no domínio do tempo (Orcina, 2024). A análise no domínio da frequência é linear, e utiliza o resultado da análise estática para gerar funções de transferência para calcular a resposta do sistema em cada frequência de interesse. Devido às restrições na linearidade e invariância no tempo do sistema, a análise no domínio da frequência possui aplicabilidade mais limitada.

A análise no domínio do tempo é não linear e considera a geometria variável no tempo, onde massa, amortecimento, rigidez, carga, etc. são avaliados em cada intervalo de tempo. No domínio do tempo, o software disponibiliza dois algoritmos de integração: implícito e explícito. Ambos os métodos usam algoritmos numéricos de passo de tempo com a análise estática sendo utilizada como configuração inicial para resolver as equações de movimento, dada por (Wilson; Muga; Reese, 2003):

$$\mathbf{M}\ddot{\xi} + \mathbf{C}\dot{\xi} + \mathbf{K}\xi = \mathbf{p} \quad (2.23)$$

onde \mathbf{M} é a matriz de massa do sistema, \mathbf{C} é a matriz de amortecimento viscoso do sistema, \mathbf{K} é a matriz de rigidez do sistema, \mathbf{p} é o vetor de carregamentos externos e ξ é o vetor de coordenadas.

O algoritmo explícito é o método de Euler semi-implícito com passo de tempo constante para a integração das equações locais de movimento de cada corpo livre e nó de linha. O passo de tempo deve ser suficientemente curto para garantir estabilidade. O algoritmo implícito é o α -Generalizado (Chung; Hulbert, 1993), que exige uma solução iterativa em cada passo de tempo e, portanto, maior custo computacional por passo. Apesar disso, o algoritmo implícito é tipicamente mais estável para intervalos de tempo maiores que no algoritmo explícito, tornando-o mais eficiente.

A simulação dinâmica no OrcaFlex é dividida em estágios, nos quais o período total é definido por estágios consecutivos com durações especificadas. Geralmente, antes dos estágios principais, há um estágio de *build-up*, no qual os movimentos das ondas e das embarcações são suavemente aumentados de zero para o seu tamanho total, ajudando a reduzir os transientes gerados pela mudança da posição estática para o movimento dinâmico completo.

3 METODOLOGIA

Este capítulo apresenta a metodologia proposta para o estudo do *pull-out* de risers flexíveis em configuração lazy-wave. A seguir, são descritas as principais etapas da metodologia proposta. Primeiramente, é exposto o exemplo escolhido a ser modelado, seguido da proposta da matriz de casos escolhida para analisar a influência dos parâmetros definidos para o estudo. Em seguida, é descrito o estudo estatístico para analisar a variação das respostas devidas a pequenas perturbações induzidas pelas ondas. Por fim, é mostrada a proposta de um modelo alternativo, onde o corte é realizado de maneira controlada.

3.1 Definição do riser

O modelo consiste em um riser flexível em configuração lazy-wave cujos parâmetros estão descritos na Tabela 1. O modelo foi proposto por Meneses *et al.* (2023), com a autora definindo os parâmetros com base nas experiências e práticas em vigor na indústria de exploração de petróleo e gás. O modelo foi desenvolvido pela autora para a análise do fenômeno de queda de risers em configuração lazy-wave após a ruptura.

A modelagem e a simulação dos casos a serem avaliados serão realizadas utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) usando o programa OrcaFlex, um software comercial amplamente utilizado na engenharia *offshore*. O programa oferece suporte ao processamento paralelo, o que possibilita a redução do tempo computacional das simulações.

Como descrito na Tabela 1, o modelo apresenta três trechos, o primeiro de 1300 m a partir da linha d'água, 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 localizada no solo.

O trecho do riser com flutuadores distribuídos foi gerado com a ferramenta “*Line Type Wizard*” do OrcaFlex (Orcina, 2024), na qual é possível modelar a seção flutuada escolhendo uma linha base (sem flutuadores) e inserindo os valores das propriedades dos flutuadores e obter uma linha equivalente sem precisar modelar e posicionar cada boia acoplada ao longo da linha.

A tensão no topo encontrada pela autora foi de 1317,3 kN, e com base nesse valor definiu-se o comprimento dos elementos como 0,6 m, de forma a respeitar o limite de Euler, para evitar a flambagem do elemento. Entretanto, o modelo escolhido está com um fluido interno

característico de produção, e para a remoção do riser é preciso que ele esteja preenchido com água do mar ($\gamma = 1,025 \text{ t/m}^3$). Portanto, no presente trabalho, os elementos do primeiro e segundo trecho foram definidos com o comprimento de 0,5 m. Para o terceiro trecho, por estar sofrendo menos solicitação de tensões, foram adotados elementos com comprimento de 1,0 m para o modelo base, visando uma diminuição no custo computacional.

O modelo selecionado adota um coeficiente de arrasto igual a 1,20. No entanto, como as velocidades podem variar significativamente ao longo da queda, foi considerado um coeficiente de arrasto dependente do número de Reynolds, conforme ilustrado na Figura 7.

Tabela 1 – Parâmetros gerais do modelo

Parâmetro	Valor
Comprimento total (m)	3200
Projeção horizontal (m)	1800
Distância do topo à seção flutuada (m)	1300
Comprimento da seção flutuada (m)	700
<i>Declination</i> End A	172,9
<i>Declination</i> End B	90
Peso específico do fluido interno (kN/m^3)	4
Diâmetro externo (m)	0,30
Diâmetro interno (m)	0,15
Massa por unidade de comprimento (kg/m)	180
Rigidez à flexão (kNm^2)	48
Rigidez axial (kN)	750000
Rigidez à torção (kNm^2)	10
Coefficiente de massa adicionada	1,0
Coefficiente de arrasto (Normal; Longitudinal)	1,2; $0,01/\pi$
Coefficiente de atrito lateral	1,07
Coefficiente de atrito axial	0,35
Diâmetro do flutuador (m)	1,6
Comprimento do flutuador (m)	3,0
Espaçamento dos flutuadores (m)	9,0
Densidade do flutuador (kN/m^3)	6,0
Coefficiente de arrasto normal do flutuador	1,2
Lâmina d'água (m)	2000
Rigidez normal do solo (kN/m/m^2)	100
Rigidez de cisalhamento do solo (kN/m/m^2)	100

Fonte: Meneses *et al.* (2023)

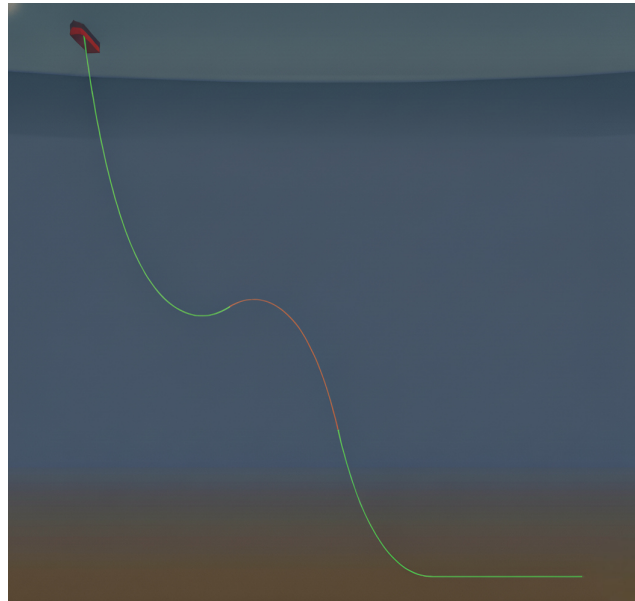
A embarcação utilizada no modelo corresponde ao padrão inicial *Vessel Type 1* da versão 11.6 do OrcaFlex, que inclui o conjunto de RAOs associado a um petroleiro de 103 m de comprimento. A embarcação foi modelada com aproamento de 180° orientado para Sul (positivo no sentido anti-horário). Para este estudo, o comprimento foi ajustado para 309 m, e todos os parâmetros dependentes foram recalculados por meio de um fator de escala. As coordenadas do centro de gravidade da embarcação e do ponto de conexão do riser são apresentadas na Tabela 2.

Tabela 2 – Coordenadas do centro de gravidade da embarcação e do ponto de conexão do riser

Coordenadas	X (m)	Y (m)	Z (m)
Centro de Gravidade	2,53	0,00	-1,97
Conexão	90,00	18,00	0,00

Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 15 – Riser em configuração lazy-wave

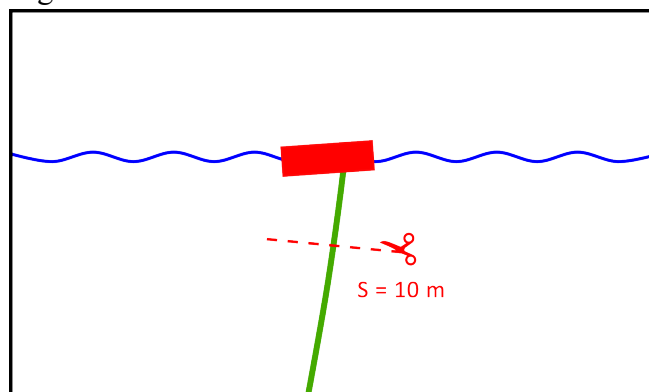


Fonte: elaborado pelo autor.

3.2 Cai-out

Para as simulações dinâmicas da queda livre, foi adotado um período total de 300 s, considerando o corte do riser localizado a 10 m do ponto de conexão com a embarcação, medidos ao longo do comprimento de arco, conforme ilustrado na Figura 16.

Figura 16 – Ponto de corte



Fonte: elaborado pelo autor.

Nas primeiras simulações dinâmicas do procedimento de *pull-out* do riser, serão ava-

liadas variações em parâmetros selecionados do modelo numérico, como a discretização da malha, o incremento de tempo, o coeficiente de arrasto longitudinal e a relação momento-curvatura. O objetivo dessa etapa é investigar a influência desses parâmetros tanto na estabilidade e eficiência numérica quanto na resposta estrutural do sistema.

Para viabilizar essa análise, faz-se necessária a definição prévia de uma matriz de casos, estruturada a partir dos parâmetros de interesse e de seus respectivos valores. Essa matriz constitui a base do estudo paramétrico e tem como finalidade a identificação de um modelo numérico adequado para a etapa posterior de análise estatística do riser.

Na matriz de casos adotada, serão investigados os efeitos do incremento de tempo, do tamanho dos elementos da malha, do coeficiente de arrasto longitudinal e da relação momento-curvatura. Ao final das simulações dinâmicas de *pull-out*, os diferentes casos serão comparados com base nas respostas de tração máxima (T_{\max}), tração mínima (T_{\min}), raio de curvatura mínimo (R_{\min}), comprimento violado (L_{viol}), tempo de queda (T_Q) e número médio de iterações (NMI). Adicionalmente, outros resultados relevantes serão analisados por meio de gráficos, tais como a energia cinética total, a tração efetiva e o raio de curvatura ao longo do riser.

3.2.1 Incremento de tempo

Nesta etapa, foi avaliado o incremento de tempo na estabilidade e na precisão numérica do algoritmo implícito utilizado nas simulações. Foram utilizados cinco valores de incremento de tempo variável, com limites máximos (Δt_{\max}) de 0,25 s, 0,05 s, 0,01 s, 0,0075 s e 0,005 s, sendo o primeiro de 0,25 s o *default* do OrcaFlex para incremento de tempo variável. Para as simulações foi considerada a malha definida no Item 3.1, de modo a isolar o efeito do passo de tempo sobre a resposta do modelo.

Tabela 3 – Incrementos de tempo utilizados nas simulações

Modelo	Malha	Δt_{\max} (s)	C_D	C_{DL}	EI (kNm ²)
M1-TS25	050	0,2500	Variável	$0,01/\pi$	48
M2-TS05	050	0,0500	Variável	$0,01/\pi$	48
M3-TS01	050	0,0100	Variável	$0,01/\pi$	48
M4-TS0075	050	0,0075	Variável	$0,01/\pi$	48
M5-TS005	050	0,0050	Variável	$0,01/\pi$	48

Fonte: elaborado pelo autor.

3.2.2 Influência da malha

Para avaliar o efeito que a malha possui nas respostas numéricas, foram realizadas quatro simulações com discretizações distintas. Nessas simulações foram consideradas o algoritmo implícito com $TS_{\max} = 0,0075$ s, sendo permitida a variação caso necessário durante a simulação. A Tabela 4 apresenta as discretizações utilizadas para essa etapa do estudo.

Tabela 4 – Configurações de malha utilizadas nas simulações

Malha	Trecho		
	Superior	Flutuadores	Inferior
025	0,25 m	0,25 m	0,50 m
050	0,50 m	0,50 m	1,00 m
100	1,00 m	1,00 m	2,00 m

Fonte: elaborado pelo autor.

Definidas as discretizações utilizadas, os modelos simulados para avaliar a influência da malha estão descritos na Tabela 5.

Tabela 5 – Modelos para avaliar a influência da malha

Modelo	Malha	Δt_{\max} (s)	C_D	C_{DL}	EI (kNm ²)
M6-L025	025	0,0075	Variável	$0,01/\pi$	48
M4-L050	050	0,0075	Variável	$0,01/\pi$	48
M7-L100	100	0,0075	Variável	$0,01/\pi$	48

Fonte: elaborado pelo autor.

3.2.3 Coeficiente de arrasto longitudinal

Para as simulações, foram adotadas as recomendações de Orcina (2024), que indica $C_{DL} = 0$ para fluxo supercrítico e $C_{DL} = 0,008$ para fluxo subcrítico. Além desses dois valores recomendados, foram também analisados valores intermediários, a fim de avaliar a influência do coeficiente de arrasto longitudinal. Os valores considerados são apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 – Coeficientes de arrasto longitudinal utilizados nas simulações

Modelo	Malha	Δt_{\max} (s)	C_D	C_{DL}	EI (kNm ²)
M8-CDL0	050	0,0075	Variável	0	48
M9-CDL002	050	0,0075	Variável	0,002	48
M4-CDL01pi	050	0,0075	Variável	$0,01/\pi$	48
M10-CDL004	050	0,0075	Variável	0,004	48
M11-CDL006	050	0,0075	Variável	0,006	48
M12-CDL008	050	0,0075	Variável	0,008	48

Fonte: elaborado pelo autor.

3.2.4 Influência da relação momento-curvatura

Nesta etapa foi avaliado o comportamento estrutural e as respostas numéricas do modelo com a utilização de relações momento-curvatura bilineares. A metodologia consistiu em variar apenas o valor da curvatura crítica (κ_{cr}), mantendo constante as outras propriedades. Os parâmetros de rigidez à flexão, antes e pós deslizamento, e os valores da curvatura crítica foram os mesmos utilizados por Meneses *et al.* (2023). Dessa forma, a rigidez à flexão pré deslizamento é de ($EI_{pré}$) 2400 kNm², e a pós deslizamento é de ($EI_{pós}$) 48 kNm².

Foram inicialmente considerados dois valores de curvatura crítica. O primeiro, $\kappa_{cr} = 0,01 \text{ m}^{-1}$, representa uma condição alagada do riser, enquanto o segundo, $\kappa_{cr} = 0,05 \text{ m}^{-1}$, corresponde à condição de operação normal. Adicionalmente, foi analisado um valor intermediário de $\kappa_{cr} = 0,03 \text{ m}^{-1}$, com o objetivo de avaliar a transição entre esses dois regimes.

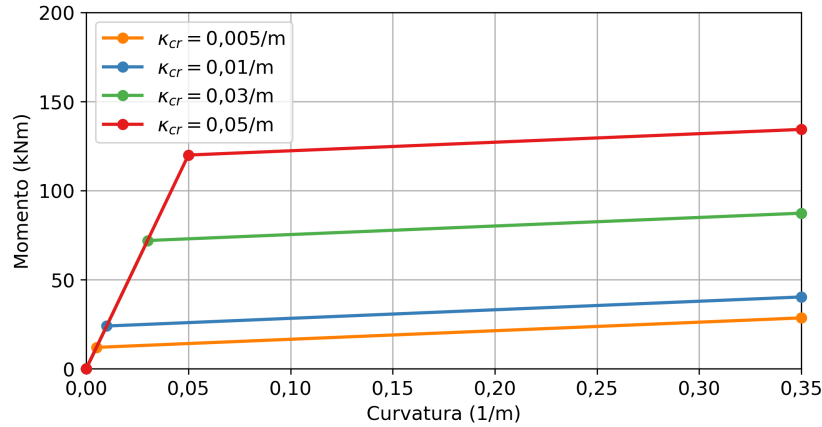
Além dessas três condições, foi incluído um valor adicional de curvatura crítica, $\kappa_{cr} = 0,005 \text{ m}^{-1}$, inferior aos valores originalmente considerados. Essa escolha foi motivada por estudos reportados na literatura, nos quais as curvaturas críticas apresentam valores da ordem de 10^{-3} m^{-1} (Zhang *et al.*, 2023). Entretanto, devido ao elevado custo computacional associado a curvaturas críticas muito reduzidas, optou-se por um valor intermediário, que permite representar esse regime com tempo de análise computacionalmente viável.

Tabela 7 – Rigidezes utilizadas nas simulações

Modelo	Malha	Δt_{\max} (s)	C_D	C_{DL}	κ_{cr} (m ⁻¹)
M11-Linear	050	0,0075	Variável	0,006	0
M13-K005	050	0,0050	Variável	0,006	0,005
M14-K01	050	0,0075	Variável	0,006	0,01
M15-K03	050	0,0075	Variável	0,006	0,03
M16-K05	050	0,0075	Variável	0,006	0,05

Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 17 – Relações momento-curvatura utilizadas



Fonte: elaborado pelo autor.

3.2.5 Resumo da matriz de casos

Após a definição de todos os casos de estudo, apresenta-se, na Tabela 8, um resumo dos modelos considerados nas simulações. A tabela reúne os principais parâmetros adotados em cada configuração, servindo como referência para as análises apresentadas nas seções seguintes.

Tabela 8 – Resumo das simulações

Modelo	Malha	Δt_{\max} (s)	C_D	C_{DL}	EI	Observação
M1	050	0,2500	Variável	$0,01/\pi$	48 kNm ²	Influência do Δt_{\max} <i>default</i>
M2	050	0,0500	Variável	$0,01/\pi$	48 kNm ²	Influência do $\Delta t_{\max} \div 5$
M3	050	0,0100	Variável	$0,01/\pi$	48 kNm ²	Influência do $\Delta t_{\max} \div 25$
M4	050	0,0075	Variável	$0,01/\pi$	48 kNm ²	Influência do $\Delta t_{\max} \div 33$
M5	050	0,0050	Variável	$0,01/\pi$	48 kNm ²	Influência do $\Delta t_{\max} \div 50$
M6	025	0,0075	Variável	$0,01/\pi$	48 kNm ²	Malha mais refinada $\div 2$
M7	100	0,0075	Variável	$0,01/\pi$	48 kNm ²	Malha mais grosseira $\times 2$
M8	050	0,0075	Variável	0	48 kNm ²	Influência do C_{DL} nulo
M9	050	0,0075	Variável	0,002	48 kNm ²	Influência do C_{DL}
M10	050	0,0075	Variável	0,004	48 kNm ²	Influência do C_{DL}
M11	050	0,0075	Variável	0,006	48 kNm ²	Influência do C_{DL}
M12	050	0,0075	Variável	0,008	48 kNm ²	Influência do C_{DL}
M13	050	0,0050	Variável	0,006	$\kappa_{cr} = 0,005 \text{ m}^{-1}$	Efeito da curvatura crítica do riser
M14	050	0,0075	Variável	0,006	$\kappa_{cr} = 0,01 \text{ m}^{-1}$	Efeito da curvatura crítica do riser na condição alagada
M15	050	0,0075	Variável	0,006	$\kappa_{cr} = 0,03 \text{ m}^{-1}$	Efeito da curvatura crítica do riser (valor intermediário)
M16	050	0,0075	Variável	0,006	$\kappa_{cr} = 0,05 \text{ m}^{-1}$	Efeito da curvatura crítica do riser na condição normal

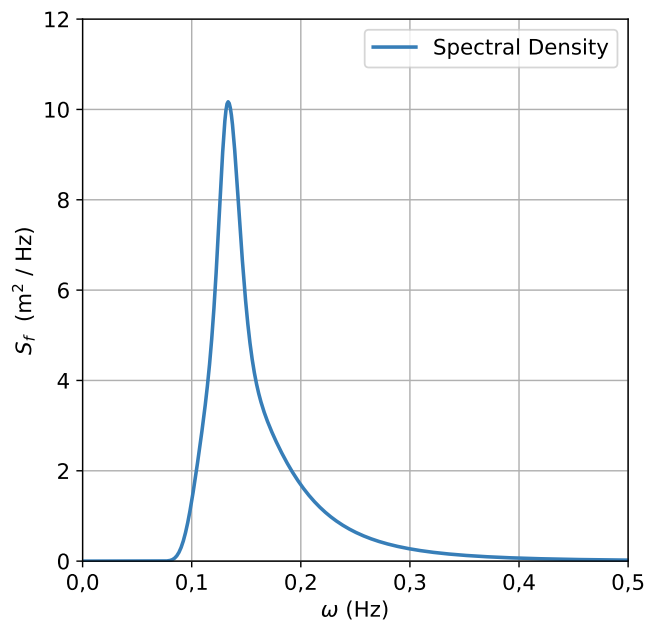
Fonte: elaborado pelo autor.

3.3 Estudo estatístico

Para avaliar os resultados de forma mais confiável, é fundamental a realização de uma análise estatística baseada na introdução de um pequeno ruído gerado por uma onda aleatória. Devido à natureza não linear do problema, pequenas alterações nas condições iniciais podem causar grandes efeitos na curvatura e na trajetória do riser, como já observado em análises de pós-falha (Meneses, 2021).

A onda adotada no modelo corresponde a um espectro do tipo JONSWAP, com altura significativa (H_s) de 3,00 m, período de pico (T_p) de 7,50 s e fator de pico (γ) igual a 2,16, calculado de acordo com a Equação (2.20) (Meneses *et al.*, 2023). O espectro de energia correspondente é apresentado na Figura 18. Para a adequada introdução da onda no domínio temporal, foi incluído um estágio inicial de *build-up* com duração de 7,5 s. A fim de conferir caráter pseudoaleatório às fases do espectro, cada simulação foi executada com uma semente (*seed*) distinta no software OrcaFlex, totalizando 128 simulações para cada modelo.

Figura 18 – Espectro de onda JONSWAP utilizado



Fonte: elaborado pelo autor.

O estudo estatístico foi realizado em duas etapas. Na primeira etapa foram selecionados os modelos M4, M10, M11 e M12 para uma análise do coeficiente de arrasto longitudinal e os modelos M11, M13, M14, M15 e M16 para analisar o efeito da curvatura crítica através de um estudo estatístico. A comparação dos resultados será feita em termos de métricas estatísticas descritivas básicas, como a média (μ), o desvio padrão (σ) e o coeficiente de variação (CV).

Para avaliar a influência de um determinado parâmetro, constrói-se um intervalo de confiança (IC) para a diferença entre as médias populacionais dos casos i e j ($\Delta = \mu_i - \mu_j$), estimado conforme (Morettin; Bussab, 2010):

$$IC = (\bar{y}_i - \bar{y}_j) \pm t_{\alpha} \sqrt{\frac{s_i^2}{N} + \frac{s_j^2}{N}} \quad (3.1)$$

onde \bar{y} e s^2 representam a média e a variância de N observações, e t_{α} é retirado da distribuição t de Student com $N - 1$ graus de liberdade e nível de significância $\alpha = 0,01$. Se o intervalo de confiança incluir o valor zero, conclui-se que não há evidências estatísticas de diferença entre as médias, indicando que o parâmetro analisado no caso i não exerce influência relevante para este estudo.

Na segunda etapa, foi selecionado um modelo para a avaliação dos valores característicos de tração (T_{\max} e T_{\min}), raio de curvatura mínimo (R_{\min}) e comprimento do trecho violado (L_{viol}). Este último é definido como o comprimento do segmento do riser que ultrapassa o raio de curvatura de armazenamento (*Minimum Bending Radius* (MBR)):

$$L_{\text{viol}} = \sum_{i=1}^N c_i l_i \quad \text{com} \quad c_i = \begin{cases} 1, & \text{se } R_i < MBR \\ 0, & \text{se } R_i \geq MBR \end{cases} \quad (3.2)$$

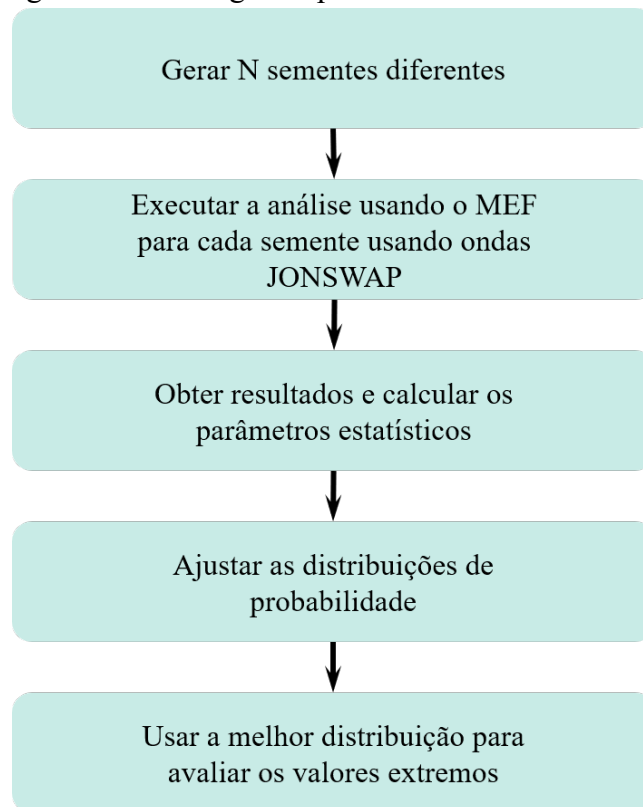
onde R_i é o raio de curvatura local do i -ésimo elemento, l_i é o comprimento do elemento, e c_i é um coeficiente que assume valor 1 quando $R_i < MBR$ e 0 caso contrário. Embora o MBR seja normalmente utilizado como parâmetro de controle durante a instalação do riser, neste estudo adotou-se, para fins de análise das simulações de queda livre, o valor de 2,0 m empregado em trabalhos anteriores (Malta, 2010; Almeida, 2024).

Além da comparação dos resultados por meio de métricas estatísticas, os dados obtidos foram ajustados a diferentes distribuições de probabilidade, de forma a representar adequadamente seu comportamento estatístico. As distribuições consideradas foram a Normal, Weibull, Gumbel e Lognormal (Goda, 2000).

Para a estimativa dos valores característicos, foi selecionada a distribuição mais adequada com base na combinação entre o teste de aderência de Kolmogorov-Smirnov (Morettin; Bussab, 2010) e o Método da Máxima Verossimilhança (Goda, 2000). Inicialmente, aplicou-se o teste de Kolmogorov-Smirnov, com nível de significância de 0,05, para identificar as distribuições que melhor representavam os dados. Em seguida, entre as distribuições aprovadas no teste, aquela com maior verossimilhança foi adotada para a análise final.

Os valores característicos correspondem aos valores extremos associados a uma probabilidade de ocorrência de 10^{-3} , conforme a classe de segurança baixa estabelecida pela DNV (2018). A Figura 19 apresenta um fluxograma que resume o procedimento adotado para a análise estatística.

Figura 19 – Fluxograma para análise estatística



Fonte: elaborado pelo autor.

3.4 *Pull-out* com queda controlada

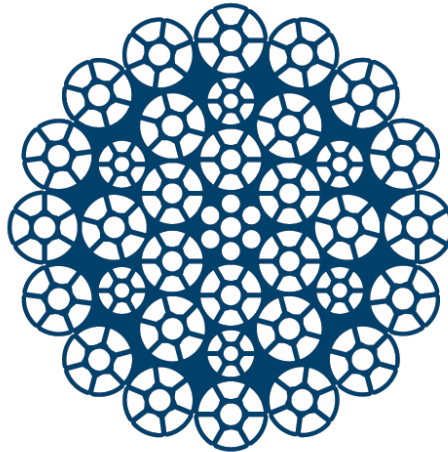
A operação de *pull-out* realizada de forma não controlada pode resultar em problemas com as curvaturas atingidas pelo riser, além da configuração final do solo ser difícil de prever. Uma maneira de evitar isso é a realização dessa operação de maneira controlada, com uso de embarcações e equipamentos auxiliares.

Neste trabalho, propõe-se uma abordagem alternativa, baseada na realização de uma queda controlada, utilizando uma embarcação do tipo PLSV. A introdução de uma embarcação auxiliar permite a redistribuição dos esforços ao longo do sistema e o controle mais preciso da taxa de descida.

Para a execução da queda controlada, propõe-se a utilização de um cabo de aço de

baixa rotação do tipo Dyform 34LR, conforme ilustrado na Figura 20, amplamente empregado em operações offshore de içamento (Bridon, 2015). O cabo selecionado possui 44 mm de diâmetro, com 9,68 kg/m, rigidez axial de 111 MN e *Minimum Breaking Force* (MBF) de 1776 kN.

Figura 20 – Cabo de aço Dyform 34LR



Fonte: Bridon (2015), p. 30.

A embarcação do tipo *Vessel Type 1*, disponível no software OrcaFlex, foi adotada para representar o PLSV, possuindo comprimento total de 103 m. O cabo de aço utilizado apresenta comprimento total de 400 m e é conectado ao riser a uma profundidade de 300 m, permitindo a realização da queda de forma controlada durante a operação de *pull-out*. As coordenadas do centro de gravidade da embarcação auxiliar e do ponto de conexão do cabo são apresentadas na Tabela 9.

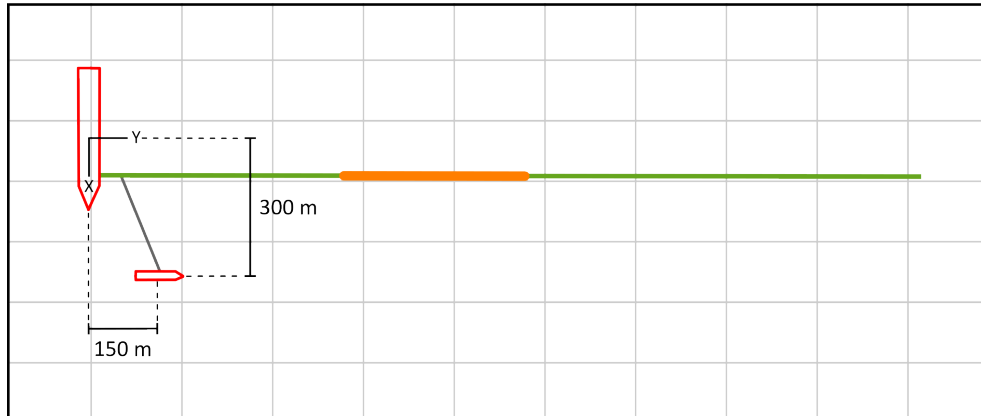
Tabela 9 – Coordenadas do centro de gravidade da embarcação auxiliar e do ponto de conexão do cabo

Coordenadas	X (m)	Y (m)	Z (m)
Centro de Gravidade	0,00	0,00	0,00
Conexão	0,00	0,00	0,00

Fonte: elaborado pelo autor.

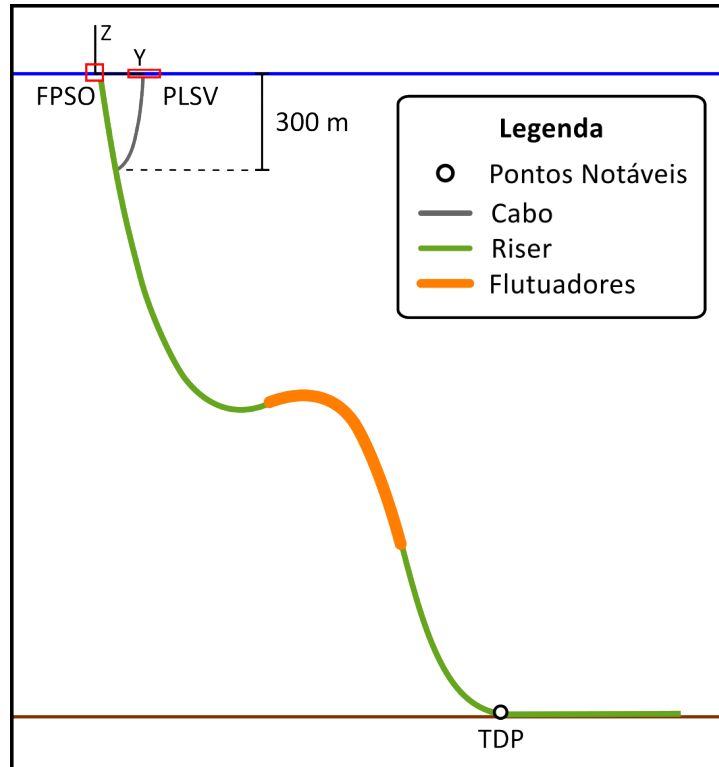
A vista superior da configuração da operação alternativa, com as distâncias entre as embarcações e a geometria do cabo durante a etapa de *pull-out*, é apresentada na Figura 21. A representação espacial completa do modelo, que inclui o uso da embarcação auxiliar, é mostrada na Figura 22.

Figura 21 – Representação da operação - vista superior



Fonte: elaborado pelo autor

Figura 22 – Representação da operação



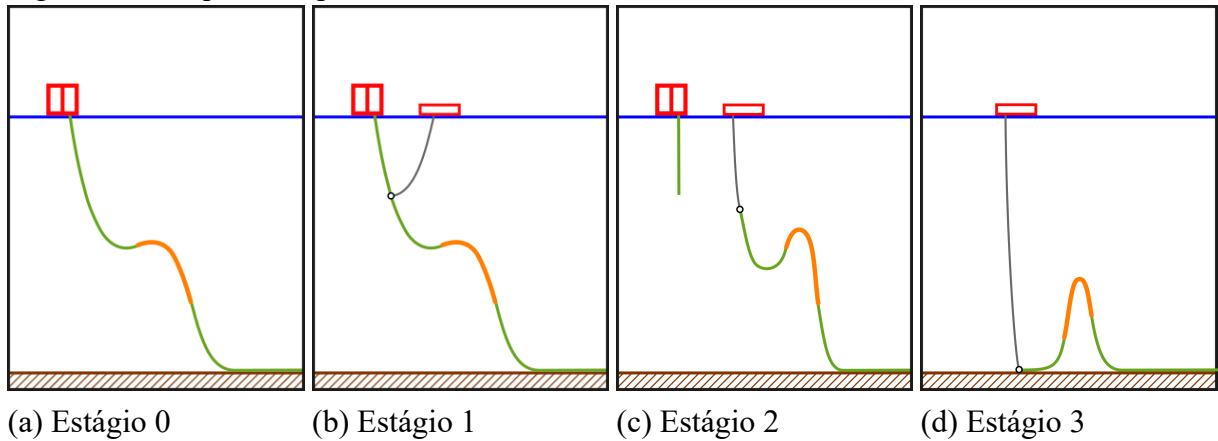
Fonte: elaborado pelo autor

A execução de um corte controlado requer um planejamento sequencial e seguro. O método alternativo proposto, ilustrado nas Figuras 21 e 22, representa a etapa central de extração (*pull-out*). Para contextualizar esse momento dentro do fluxo operacional completo, propõe-se um *storyboard* conceitual, conforme sumarizado na Figura 23, que descreve as fases desde a mobilização até a destinação final do riser.

O posicionamento dos navios de apoio, a instalação dos equipamentos de corte e conexão do cabo é realizado no Estágio 1. No Estágio 2, procede-se à execução do corte propriamente dito, enquanto a embarcação auxiliar traciona o segmento liberado do riser de forma

controlada. Após essas etapas, no Estágio 3, ocorre a destinação final do riser, que pode consistir em um abandono controlado do segmento no fundo do mar, em local pré-determinado, para possível recuperação futura. Outras estratégias, como o recolhimento integral para descarte em terra, também são alternativas viáveis para esta fase.

Figura 23 – Sequência operacional



Fonte: elaborado pelo autor.

O escopo desta análise limita-se à simulação da etapa de corte (Estágio 2), a qual foi selecionada por representar uma fase crítica do ponto de vista estrutural, caracterizada pela ocorrência de elevados esforços, velocidades e acelerações. Para isso, adotou-se um modelo numérico com os mesmos parâmetros do modelo M11, definido como caso de referência para a rigidez à flexão linear, cujas características estão detalhadas na Tabela 8.

4 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados dos estudos realizados para a avaliação da influência dos principais parâmetros do modelo, considerando o procedimento de *pull-out* por queda livre, bem como os resultados do estudo estatístico destinado à estimativa dos valores característicos. Por fim, são apresentados os resultados referentes à alternativa de *pull-out* com queda controlada.

4.1 Verificação do modelo

Inicialmente, para validar o modelo desenvolvido neste trabalho, são comparados os resultados estáticos encontrados por Meneses *et al.* (2023), como a configuração do riser, a tração efetiva no topo e a posição do TDP. Como mostrado na Tabela 10, a reprodução do modelo apresentou boa concordância com os resultados encontrados no modelo de referência utilizado.

Tabela 10 – Resultados da análise estática

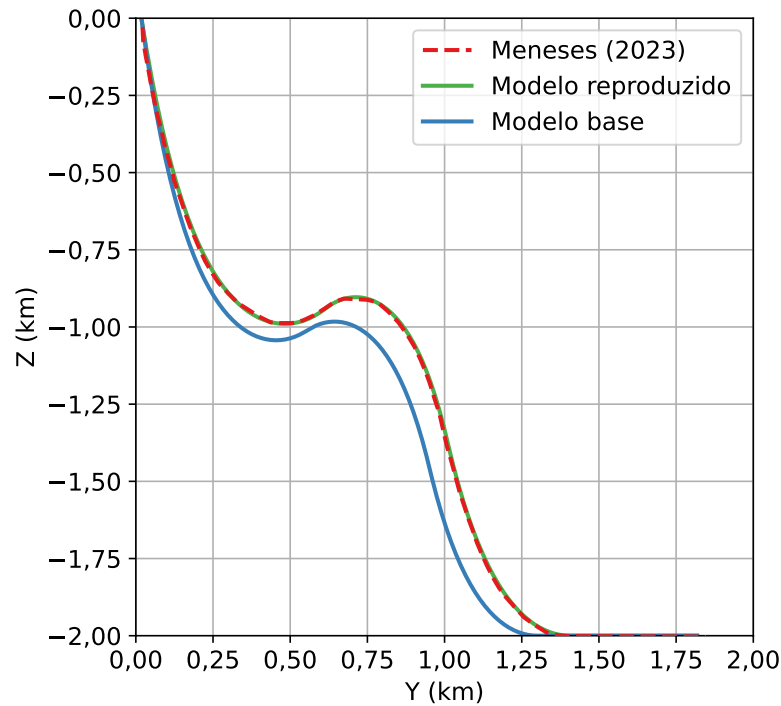
	Modelo reproduzido	Meneses <i>et al.</i> (2023)	Diferença
Tração de topo (kN)	1318,0	1317,3	0,06%
TDP (m)	2784	2785	0,04%

Fonte: elaborado pelo autor

Como comentado anteriormente, para realizar a operação de descomissionamento é necessário que o riser esteja preenchido com água do mar. Portanto, o modelo base para o estudo será preenchido com água do mar, o que causará algumas diferenças em relação à análise anterior. Com o riser preenchido com água, a tração efetiva no topo e a posição do TDP passaram a ser 1484,0 kN e 2669 m, respectivamente. O aumento da tração no topo ocorre porque o peso específico da água é maior que o do fluido considerado anteriormente. A Figura 24 apresenta a configuração estática do modelo de referência, o reproduzido e o modelo base.

A análise estatística apresentada por Meneses *et al.* (2023) foi baseada em 100 simulações do modelo, considerando um corte logo após os flutuadores para representar a falha da estrutura. Cada simulação teve duração de 60 s e o corte ocorreu aos 4 s. O Δt_{\max} utilizado foi de 0,01 s. Os resultados considerados foram a velocidade máxima ao longo da estrutura, desconsiderando os primeiros 4,5 m após o ponto de corte, o tempo de queda do primeiro ponto da estrutura em processo de queda, e o comprimento de queda (C_q) e da largura de queda (L_q).

Figura 24 – Comparação da configuração estática dos modelos



Fonte: elaborado pelo autor.

A definição do comprimento (C_q) e da largura (L_q) da configuração do riser no solo foi realizada por meio da metodologia do *bounding box*, proposta por Meneses *et al.* (2023). O método consiste na delimitação de um corredor de queda a partir das coordenadas horizontais do riser entre o ponto de TDP e o ponto de ruptura na configuração no solo após a queda. A Tabela 11 apresenta a comparação entre os resultados obtidos neste trabalho e os reportados por Meneses *et al.* (2023). Os resultados foram obtidos considerando o mesmo fluido adotado no modelo original, com peso específico de 4 kN/m^3 .

Tabela 11 – Resultados da análise estatística

Propriedade	Métrica	Modelo reproduzido	Meneses <i>et al.</i> (2023)	Diferença
Velocidade máxima (m/s)	Média	37,02	41,60	11,02%
	Desvio padrão	1,49	3,74	60,27%
Tempo de queda (s)	Média	39,90	39,86	-0,09%
	Desvio padrão	1,33	1,25	-6,19%
Comprimento de queda (m)	Média	223,6	223,0	-0,26%
	Desvio padrão	8,03	9,62	16,56%
Largura de queda (m)	Média	12,57	13,87	9,38%
	Desvio padrão	2,82	2,54	11,04%

Fonte: elaborado pelo autor

O modelo reproduzido apresentou boa concordância com o modelo de referência. As maiores variações ocorreram nos desvios padrão, o que pode ser atribuído ao fato de serem valores pequenos, assim, variações mínimas tendem a resultar em diferenças relativamente maiores. Em relação às médias, as propriedades que apresentaram uma diferença percentual maior foram a velocidade máxima e a largura de queda. Como a velocidade máxima foi coletada em uma região próxima ao ponto de ruptura, esse resultado pode ser sensível a ruídos numéricos, o que pode justificar essa diferença. Já a largura de queda está associada a um fenômeno caótico, o que pode resultar em variações entre diferentes simulações, mesmo sob condições semelhantes.

4.2 Estudo paramétrico

A influência do incremento de tempo, refinamento da malha, coeficiente de arrasto longitudinal e da relação momento-curvatura são discutidas nas seções seguintes.

4.2.1 Incremento de tempo

A Tabela 12 apresenta os principais resultados da análise da influência do incremento de tempo nas simulações. Observa-se que a redução do incremento promove maior eficiência numérica, resultando em um número menor de iterações para atingir a convergência. Os valores de tração máxima mostram tendência de estabilização com o refinamento temporal. Entretanto, essa tendência não é observada para a tração mínima e para o comprimento violado. O tempo de queda, por sua vez, apresenta baixa variabilidade entre os diferentes modelos.

Tabela 12 – Resultados da influência do incremento de tempo

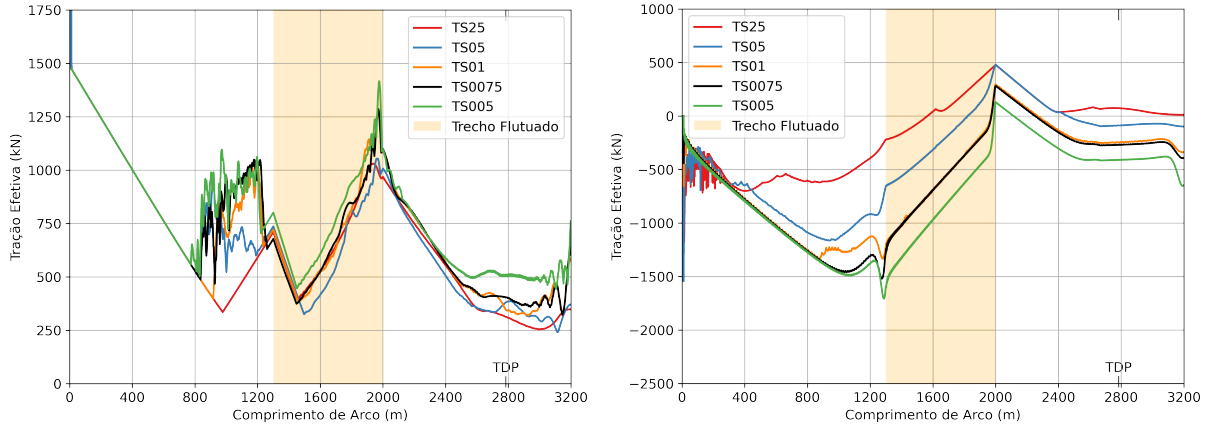
Modelo	Δt_{\max} (s)	T_{\max} (kN)	T_{\min} (kN)	R_{\min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)	NMI
TS25	0,2500	1509,78	-1176,39	0,58	1034,25	190,50	4,77
TS05	0,0500	2856,44	-1543,52	0,30	1101,25	189,70	3,41
TS01	0,0100	1476,28	-1335,50	0,37	1091,00	190,00	1,40
TS0075	0,0075	1476,28	-1519,43	0,45	1054,00	191,30	1,16
TS005	0,0050	1476,28	-1706,98	0,39	1060,25	190,80	1,05

Fonte: elaborado pelo autor.

Na Figura 25 são apresentadas as envoltórias de tração para os cinco modelos analisados. O modelo TS25 apresentou uma resposta estável para a tração máxima, porém a resposta da tração mínima exibiu ruído numérico significativo, possivelmente devido ao incremento de tempo insuficiente para representar adequadamente a propagação da onda de compressão. Com a redução do incremento, observou-se um aumento nos valores de tração próximos aos flutu-

adores e também um acréscimo na compressão ao longo da estrutura. As respostas tendem à convergência para valores semelhantes nos modelos TS01, TS0075 e TS005.

Figura 25 – Influência do incremento de tempo na tração efetiva



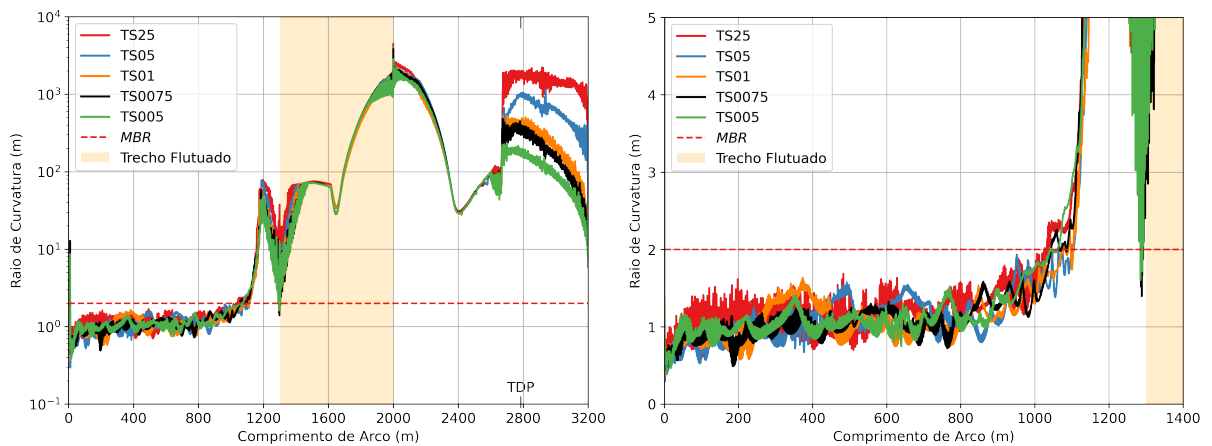
(a) Tração máxima

(b) Tração mínima

Fonte: elaborado pelo autor.

O refinamento temporal não apresentou impacto significativo nas respostas de raio de curvatura, conforme ilustrado na Figura 26.

Figura 26 – Influência do incremento de tempo no raio de curvatura



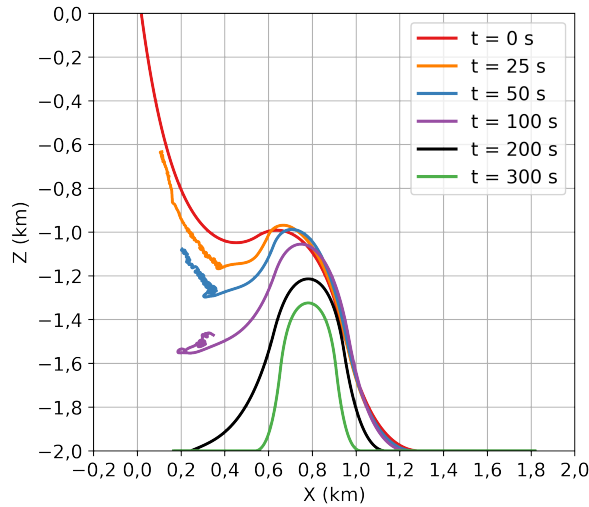
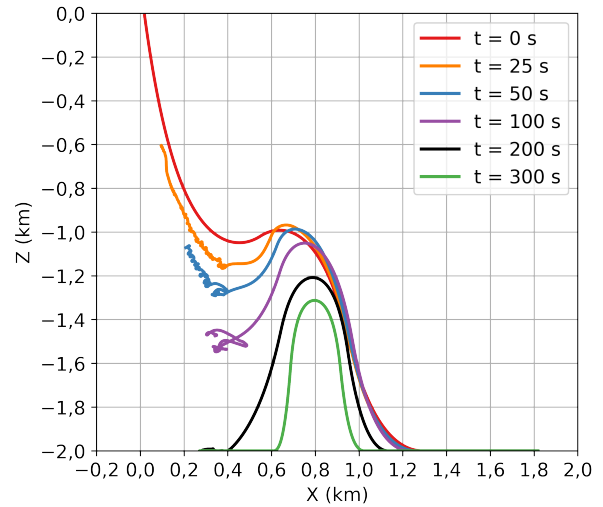
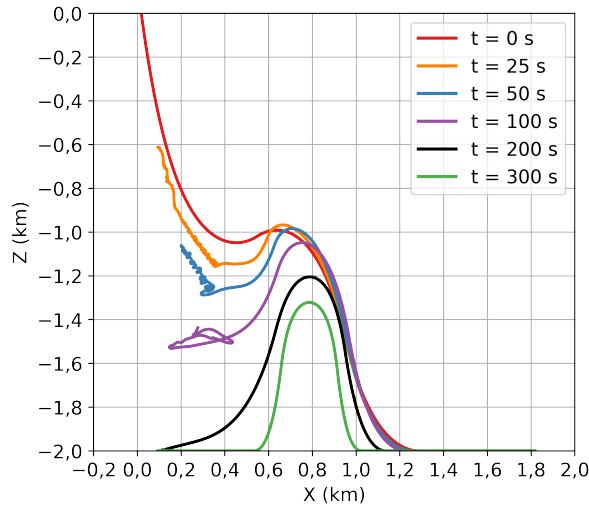
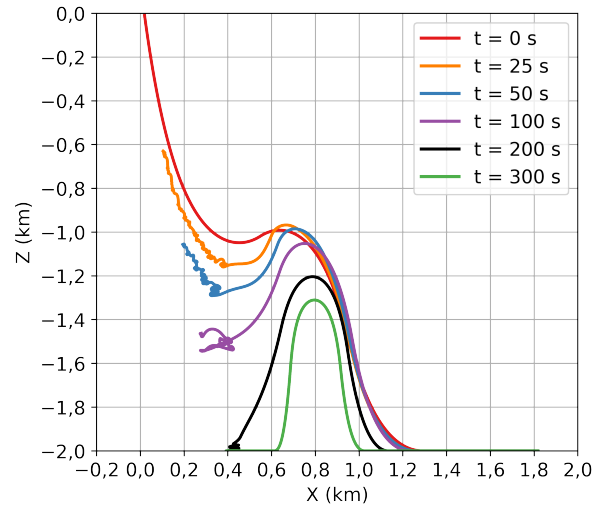
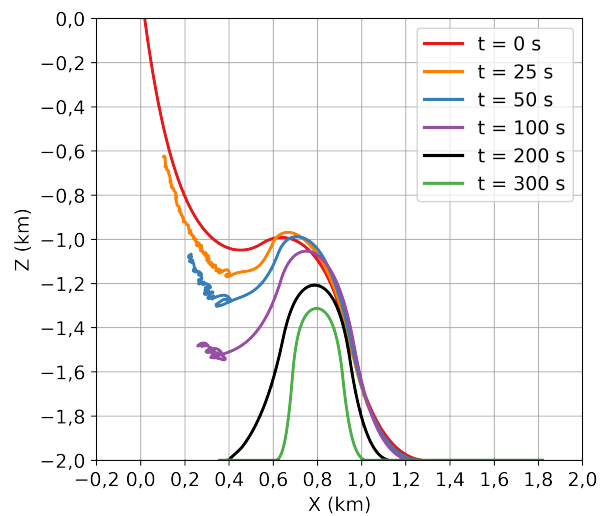
(a) Raio de curvatura mínimo

(b) Raio de curvatura mínimo - ampliado

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 27 ilustra a configuração do riser durante a queda livre para os cinco modelos analisados. Observa-se que a variação do incremento máximo de tempo não exerceu influência significativa sobre a configuração do riser ao longo da queda, uma vez que todos os modelos apresentam comportamentos semelhantes durante a simulação.

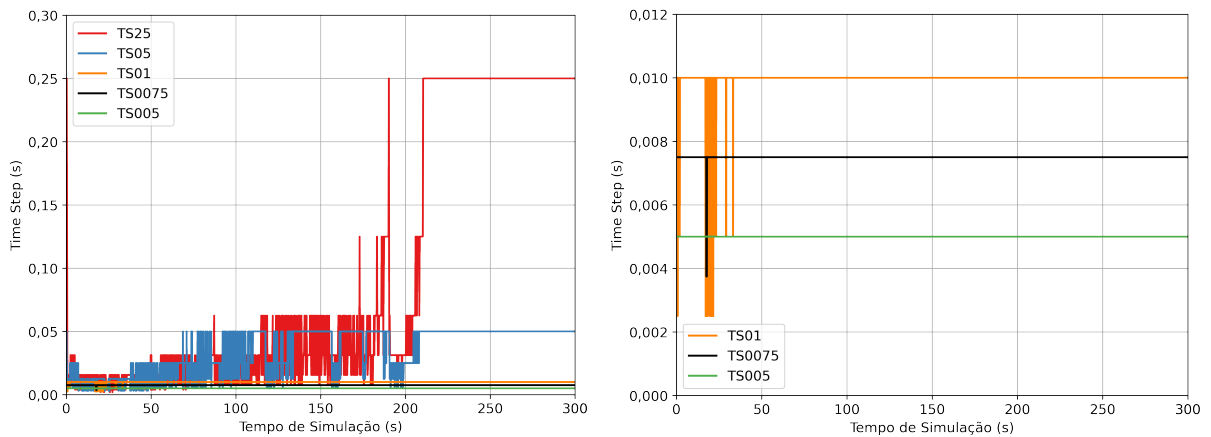
Figura 27 – Configuração do riser durante a queda

(a) $\Delta t_{\max} = 0,25$ s(b) $\Delta t_{\max} = 0,05$ s(c) $\Delta t_{\max} = 0,01$ s(d) $\Delta t_{\max} = 0,0075$ s(e) $\Delta t_{\max} = 0,005$ s

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 28 apresenta a evolução do incremento de tempo ao longo das simulações. Observa-se que os modelos com incrementos máximos mais elevados exibiram maior dificuldade numérica, resultando em variações mais frequentes do passo de tempo. Assim, os modelos com $\Delta t_{\max} = 0,25$ s e $0,05$ s foram os que demandaram maiores ajustes. Nos demais casos, a necessidade de variação foi significativamente menor, destacando-se o modelo com $\Delta t_{\max} = 0,005$ s, que manteve o passo de tempo constante durante toda a simulação. O modelo com $\Delta t_{\max} = 0,0075$ s apresentou apenas uma única variação ao longo do processo, indicando boa estabilidade numérica. Assim, esse valor foi adotado como incremento máximo de tempo nas demais simulações.

Figura 28 – Variação do incremento de tempo



(a) Incremento de tempo

(b) Incremento de tempo

Fonte: elaborado pelo autor.

4.2.2 Malha

A Tabela 13 apresenta os principais resultados da análise da influência da malha nas simulações. Observa-se que o aumento no tamanho dos elementos tornou a convergência mais rápida, resultando em um número menor de iterações. No entanto, para descobrir se é vantajoso utilizar essa malha com elementos maiores, é necessário analisar cuidadosamente os resultados.

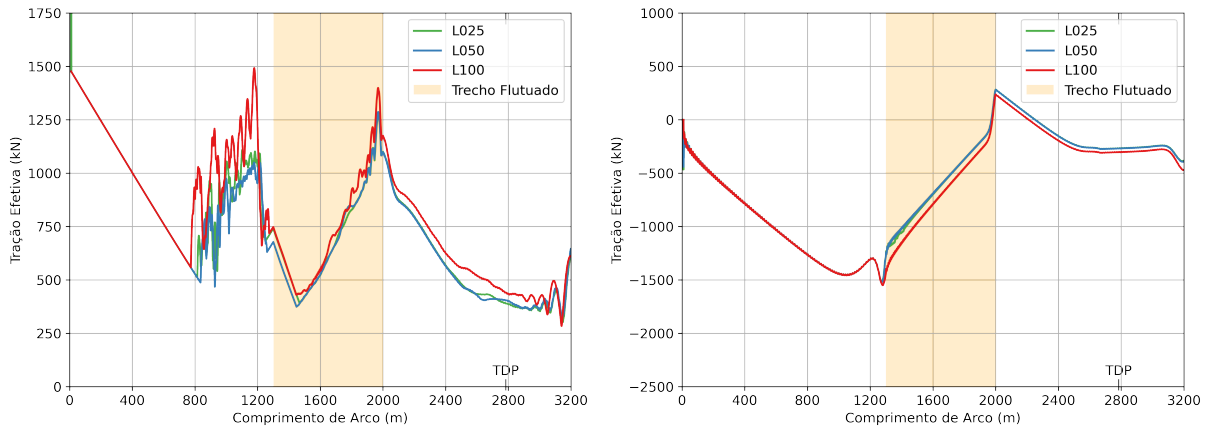
Tabela 13 – Resultados da influência da malha

Modelo	Malha	T_{\max} (kN)	T_{\min} (kN)	R_{\min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)	NMI
L025	025	2002,25	-1515,96	0,46	1053,25	185,74	1,24
L050	050	1476,28	-1519,43	0,45	1054,00	191,30	1,16
L100	100	1491,99	-1550,22	0,47	1039,50	184,37	1,11

Fonte: elaborado pelo autor.

Na Figura 29 são apresentadas as envoltórias de tração para os três modelos analisados. É perceptível que com o refinamento da malha as respostas apresentam uma tendência a serem mais estáveis. Com o aumento do tamanho do elemento, observou-se um aumento nas oscilações na envoltória de tração máxima na região próxima aos flutuadores, mostrando que usar elementos maiores pode não ser adequado para o modelo.

Figura 29 – Influência da malha na tração efetiva



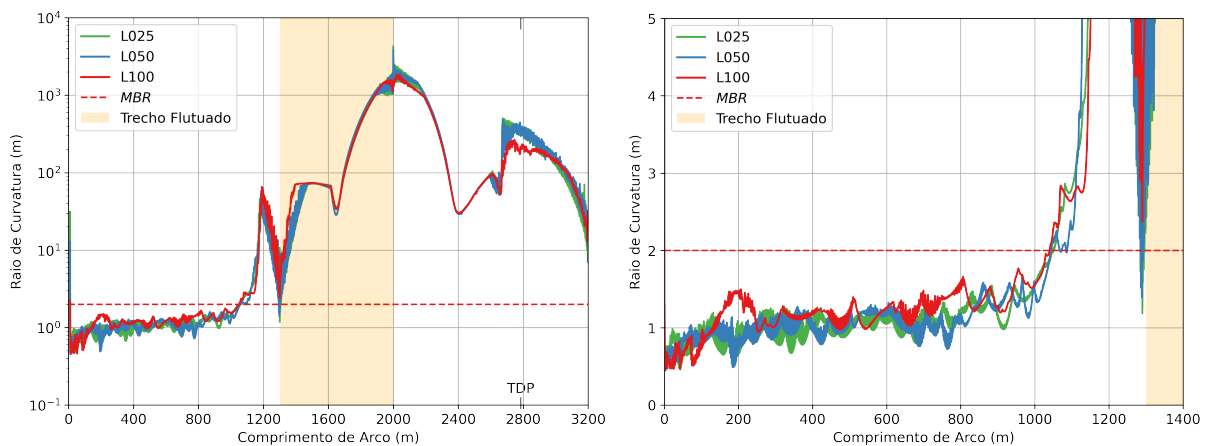
(a) Tração máxima

(b) Tração mínima

Fonte: elaborado pelo autor.

Conforme observado na Figura 30, o tamanho dos elementos não apresentou influência significativa nas respostas de raio de curvatura, com todos os três modelos seguindo praticamente a mesma tendência nos resultados.

Figura 30 – Influência da malha no raio de curvatura



(a) Raio de curvatura mínimo

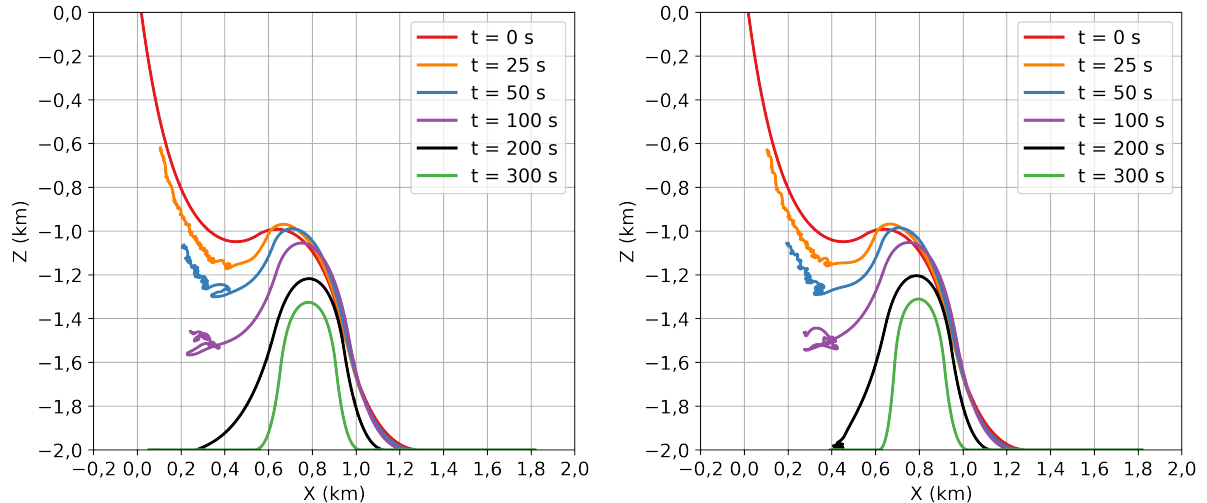
(b) Raio de curvatura mínimo - ampliado

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 27 mostra a configuração do riser ao longo da queda livre para os três modelos considerados para o estudo da malha. A análise comparativa das respostas evidencia

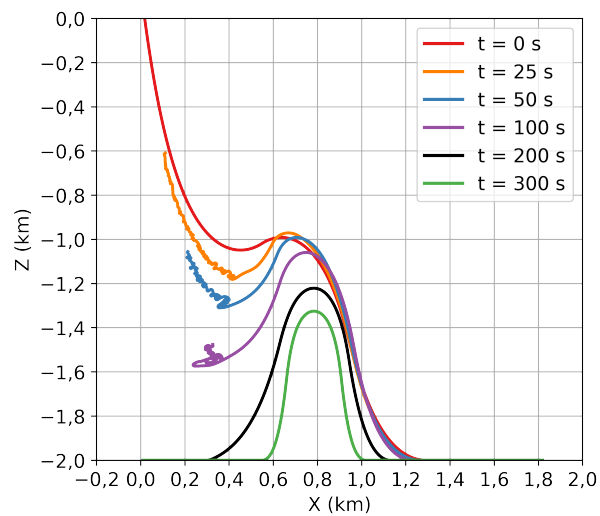
que a variação do tamanho dos elementos de malha não introduz diferenças perceptíveis no comportamento global do riser durante a simulação.

Figura 31 – Configuração do riser durante a queda



(a) M25

(b) M50



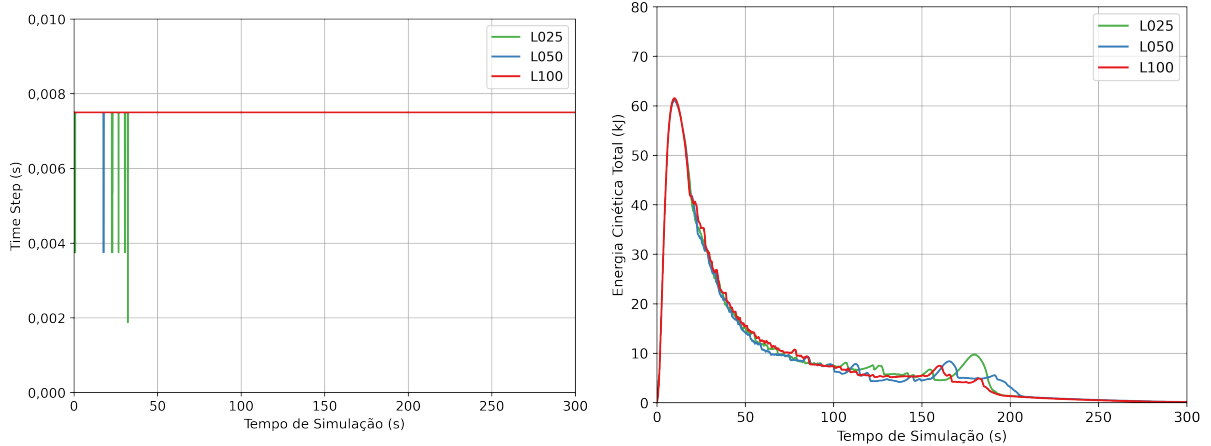
(c) M100

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 32a apresenta a evolução do incremento de tempo ao longo das três simulações. Observa-se que o modelo com a malha mais refinada apresentou maior dificuldade numérica, evidenciada por variações do incremento de tempo nos instantes iniciais da simulação. Em contraste, o modelo com a malha mais grosseira não apresentou variações no incremento de tempo, indicando maior facilidade de convergência do algoritmo numérico. Adicionalmente, a variação do tamanho dos elementos da malha não exerceu influência significativa sobre a energia cinética total do sistema, conforme ilustrado na Figura 32b. No geral, as malhas 025 e 050 apresentaram resultados semelhantes e mais estáveis em comparação com a malha 100. Entretanto,

a malha 050 foi adotada para os demais estudos por apresentar menor custo computacional.

Figura 32 – Variação do incremento de tempo e energia cinética total



(a) Incremento de tempo

(b) Energia cinética total

Fonte: elaborado pelo autor.

4.2.3 Coeficiente de arrasto longitudinal

A Tabela 14 apresenta os principais resultados do estudo da influência do coeficiente de arrasto longitudinal nas simulações. Observa-se que o aumento desse coeficiente melhora a eficiência numérica do processo, reduzindo o número de iterações necessárias para a convergência. Os resultados indicam uma tendência de estabilização das respostas com o aumento do coeficiente. Para C_{DL} igual a 0 e 0,002 as respostas apresentam maior variabilidade em relação aos demais modelos. Com o aumento do arrasto longitudinal, verifica-se um aumento no tempo necessário para o riser tocar o solo. Entretanto, essa tendência não se mostra claramente definida quando analisada sob uma abordagem determinística.

Tabela 14 – Resultados da influência do coeficiente de arrasto longitudinal

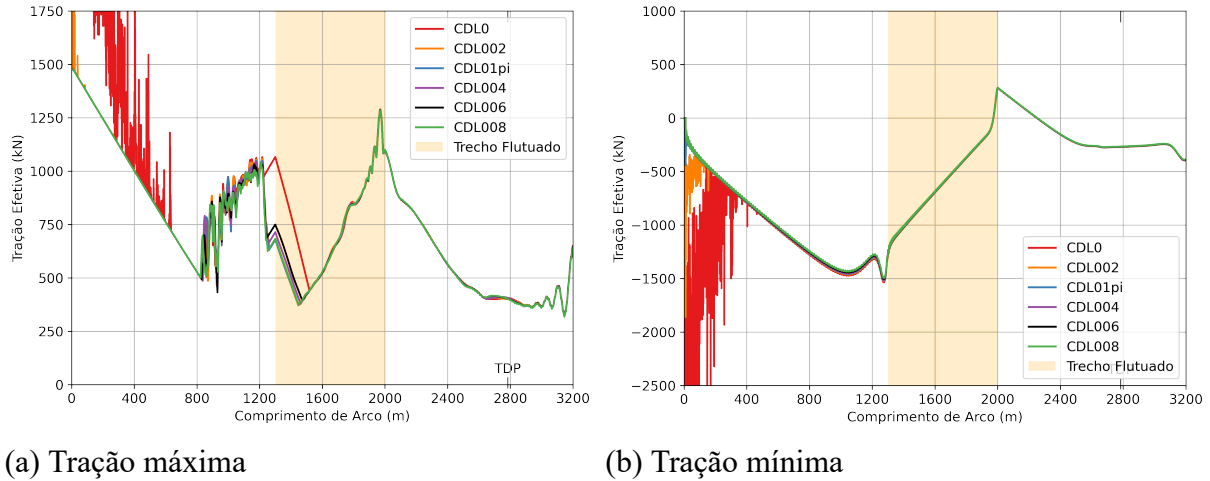
Modelo	C_{DL}	T_{max} (kN)	T_{min} (kN)	R_{min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)	NMI
CDL0	0,000	7358,69	-4888,64	0,20	1087,75	183,59	1,50
CDL002	0,002	2435,29	-1859,86	0,36	1089,25	174,92	1,31
CDL01pi	$0,01/\pi$	1476,28	-1519,43	0,45	1054,00	191,30	1,16
CDL004	0,004	1476,28	-1515,20	0,49	1065,50	186,71	1,10
CDL006	0,006	1476,28	-1504,95	0,69	1038,50	198,02	1,03
CDL008	0,008	1476,28	-1494,80	0,81	785,00	194,42	1,02

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 33 apresenta as envoltórias de tração efetiva dos seis modelos listados na Tabela 14. Os modelos com $C_{DL} = 0$ e 0,002 exibem maior variabilidade tanto nas envoltórias

de tração máxima quanto mínima, indicando menor estabilidade numérica e, conseqüentemente, menor confiabilidade dos resultados. Em contraste, os demais modelos apresentam respostas mais estáveis e com comportamento semelhante.

Figura 33 – Influência do coeficiente de arrasto longitudinal na tração efetiva



(a) Tração máxima

(b) Tração mínima

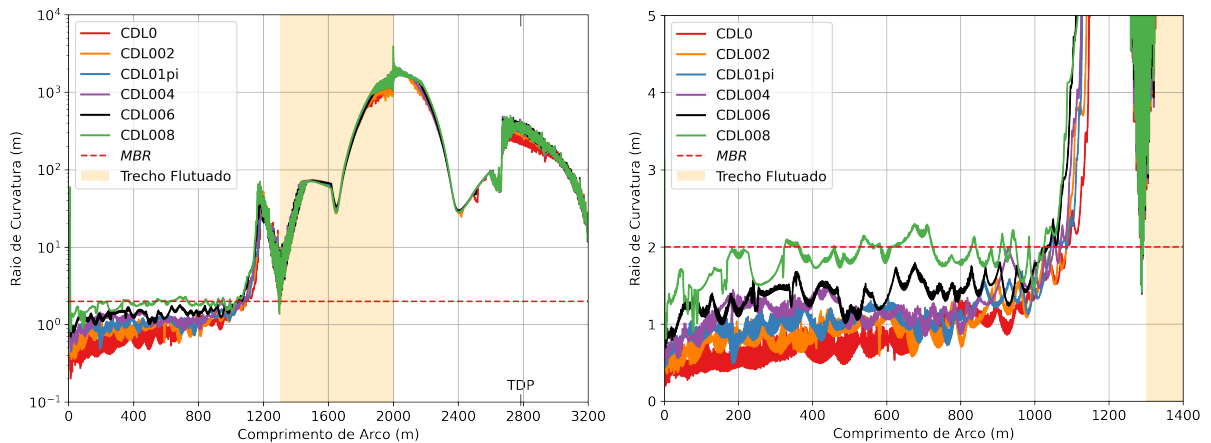
Fonte: elaborado pelo autor.

O aumento do arrasto longitudinal implica maior amortecimento hidrodinâmico do riser durante a queda. Como consequência, observam-se valores mais elevados de raio de curvatura, conforme ilustrado na Figura 34. Esse comportamento é fisicamente consistente, uma vez que o maior amortecimento conduz o riser a uma trajetória mais suave, com menores velocidades e menores picos de curvatura, reduzindo a probabilidade de violação do MBR. Contudo, valores elevados de C_{DL} podem levar a uma superestimação do amortecimento hidrodinâmico, afastando o modelo do comportamento físico real da estrutura, indicando a necessidade de cautela na sua definição.

A Figura 35a apresenta a evolução do incremento de tempo ao longo das simulações. Observa-se que os modelos com menor amortecimento exibiram maior dificuldade numérica, especialmente no início da simulação. A Figura 35b evidencia a evolução da energia cinética total, demonstrando que o aumento do amortecimento promove maior dissipação de energia, o que contribui diretamente para a estabilização da resposta dinâmica do sistema.

A Figura 36 ilustra a configuração do riser durante a queda livre para os seis modelos analisados. Observa-se que o aumento do coeficiente de arrasto longitudinal resulta em um aumento do tempo de queda do riser. No caso com $C_{DL} = 0$, após 25 s o início (topo) do riser atinge aproximadamente 900 m de profundidade, enquanto para o maior valor considerado, $C_{DL} = 0,008$, o topo encontra-se a cerca de 400 m de profundidade no mesmo instante. Para os

Figura 34 – Influência do coeficiente de arrasto longitudinal no raio de curvatura

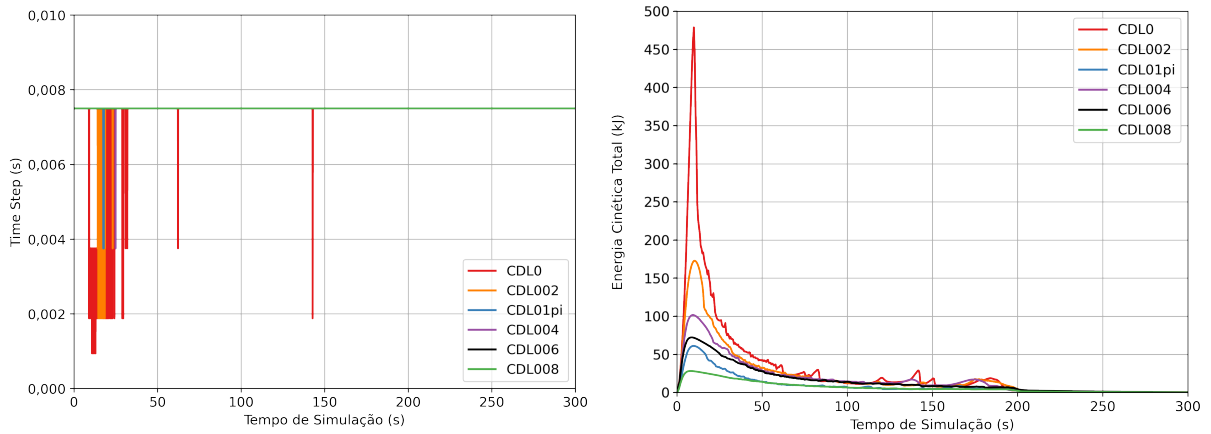


(a) Raio de curvatura mínimo

(b) Raio de curvatura mínimo - ampliado

Fonte: elaborado pelo autor.

Figura 35 – Variação do incremento de tempo e energia cinética total



(a) Incremento de tempo

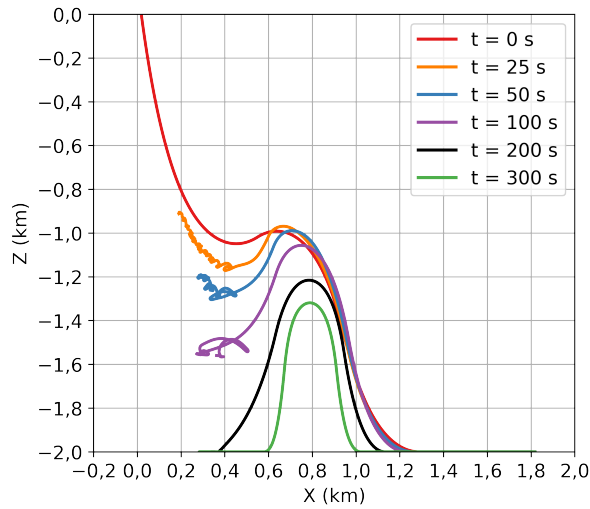
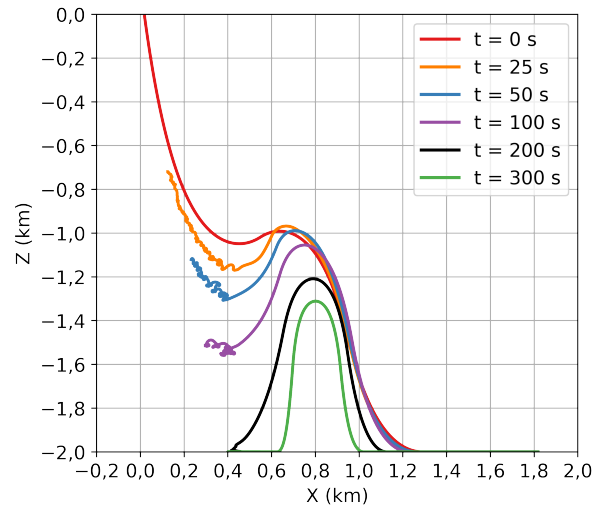
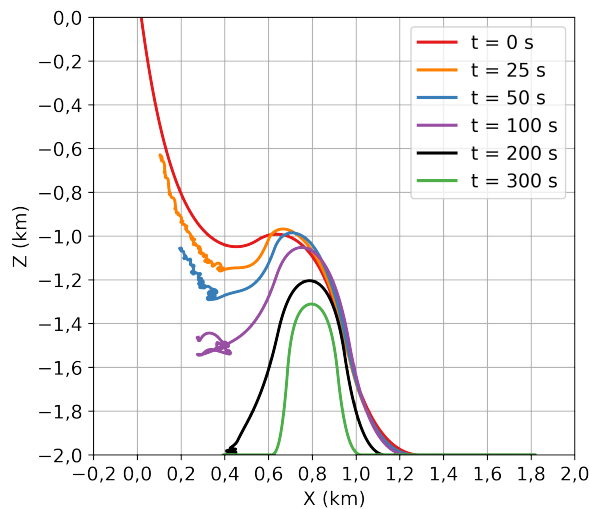
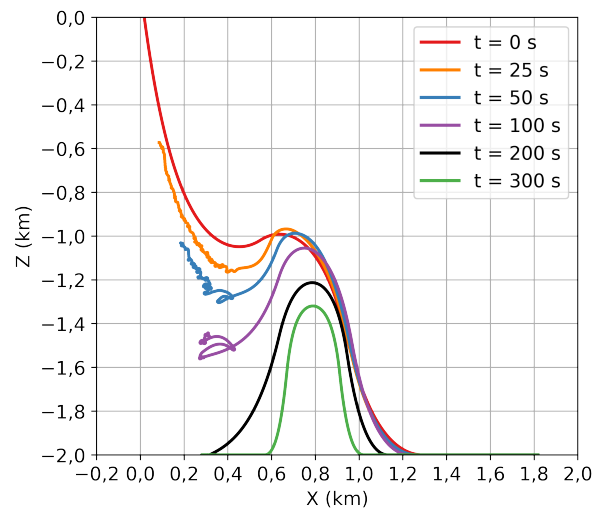
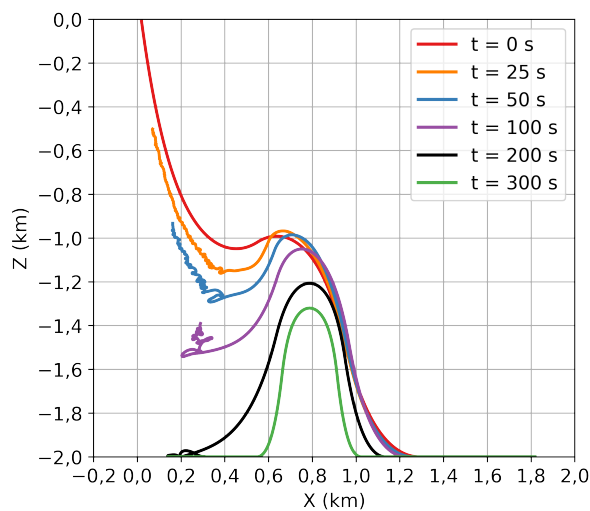
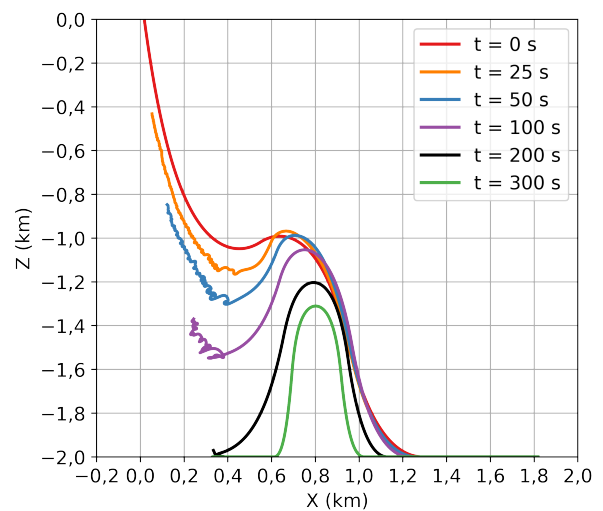
(b) Energia cinética total

Fonte: elaborado pelo autor.

valores intermediários de C_{DL} , o topo do riser atinge profundidades correspondentes intermediárias, conforme esperado.

Observou-se que o aumento do coeficiente de arrasto longitudinal (C_{DL}) contribui para a melhoria do comportamento estrutural do riser. Entretanto, a adoção de valores elevados de amortecimento pode não ser favorável do ponto de vista da segurança. Dessa forma, para os demais estudos, adotou-se o valor de $C_{DL} = 0,006$, por apresentar melhorias consistentes na resposta estrutural.

Figura 36 – Configuração do riser durante a queda

(a) $C_{DL} = 0$ (b) $C_{DL} = 0,002$ (c) $C_{DL} = 0,01/\pi$ (d) $C_{DL} = 0,004$ (e) $C_{DL} = 0,006$ (f) $C_{DL} = 0,008$

Fonte: elaborado pelo autor.

4.2.4 Relação momento-curvatura

A Tabela 15 apresenta os principais resultados da análise da influência da relação momento-curvatura nas simulações. Observa-se que a redução da curvatura crítica resulta em menor eficiência numérica, exigindo um número maior de iterações para a convergência. Conforme esperado, os resultados indicam valores mais elevados de raio de curvatura à medida que a curvatura crítica aumenta. Como consequência do aumento do raio de curvatura atingido durante a queda, o comprimento do trecho violado é progressivamente reduzido, tornando-se nulo nos modelos com curvatura crítica superior a $0,03 \text{ m}^{-1}$. Esses resultados evidenciam a forte influência da relação momento-curvatura no comportamento estrutural e na integridade do riser durante a queda.

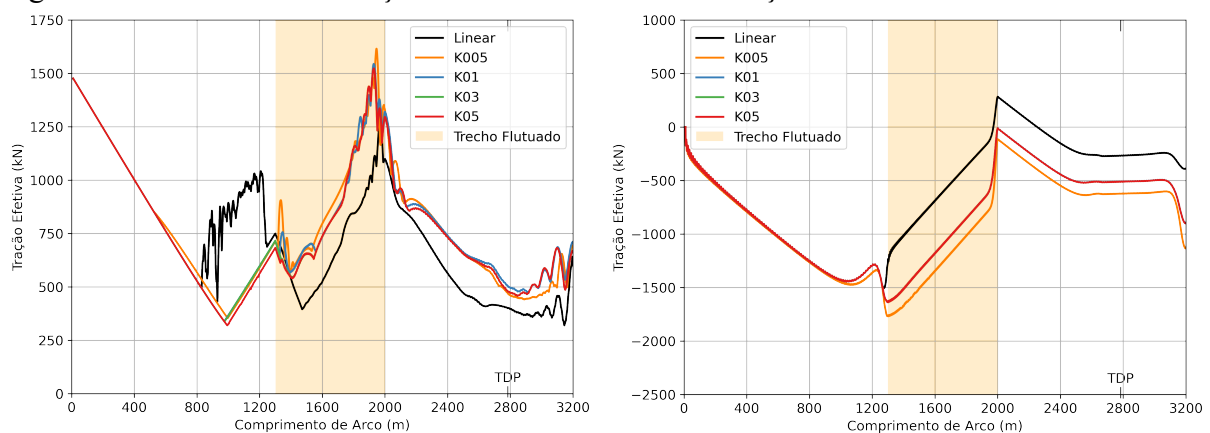
Tabela 15 – Resultados da influência da relação momento-curvatura

Modelo	$\kappa_{cr} \text{ (m}^{-1}\text{)}$	$T_{\max} \text{ (kN)}$	$T_{\min} \text{ (kN)}$	$R_{\min} \text{ (m)}$	$L_{\text{viol}} \text{ (m)}$	$T_Q \text{ (s)}$	NMI
Linear	0	1476,28	-1504,95	0,69	1038,50	198,02	1,03
K005	0,005	1615,59	-1768,14	0,73	198,00	177,20	2,71
K01	0,01	1544,25	-1637,47	1,63	15,50	172,58	2,70
K03	0,03	1523,08	-1637,74	2,02	0,00	179,89	1,84
K05	0,05	1523,08	-1637,74	2,59	0,00	183,99	1,40

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 37 apresenta as envoltórias de tração efetiva dos cinco modelos listados na Tabela 15. A principal divergência entre os modelos está associada à resposta de tração máxima.

Figura 37 – Influência da relação momento-curvatura na tração efetiva



(a) Tração máxima

(b) Tração mínima

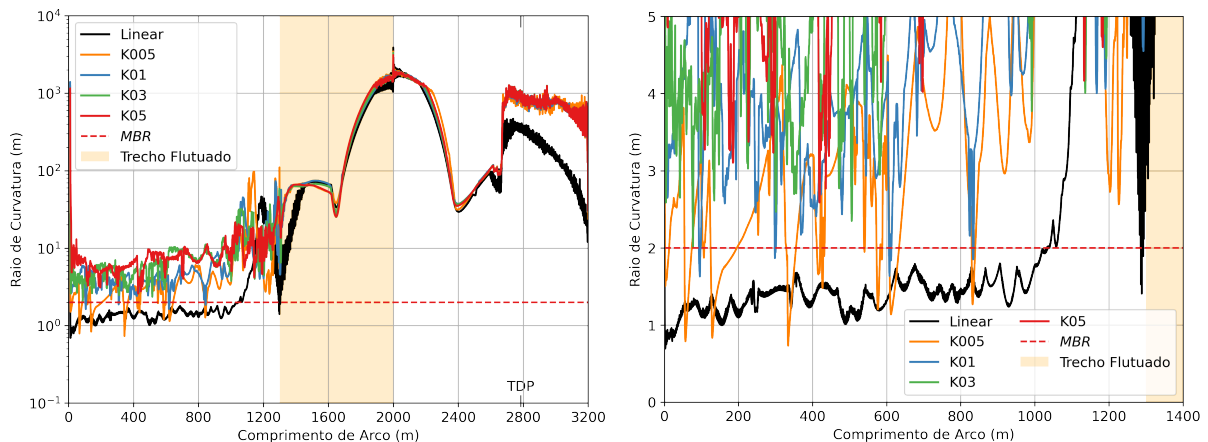
Fonte: elaborado pelo autor.

No modelo com rigidez à flexão linear, observa-se maior variabilidade nesses valores, provavelmente decorrente de ruídos numéricos na região anterior aos flutuadores. Por outro

lado, nos modelos que consideram a rigidez à flexão não linear, esse comportamento é atenuado, indicando maior estabilidade da resposta. Entretanto, nesses casos, verifica-se um aumento nos picos de tração máxima próximos ao término do trecho flutuado. Em relação à tração mínima, as respostas são semelhantes entre os modelos, embora o modelo linear apresente valores mínimos mais baixos após o início do trecho flutuado.

O aumento da curvatura crítica implica maior resistência do riser à flexão para raios menores. Como consequência, observam-se valores mais elevados de raio de curvatura, conforme ilustrado na Figura 38. Esse comportamento evidencia a importância da representação física da não linearidade momento-curvatura na resposta dinâmica do sistema. A Figura 38b destaca de forma clara a influência da curvatura crítica, mostrando que valores mais elevados desse parâmetro resultam em maiores raios mínimos de curvatura atingidos durante a queda do riser. O modelo com rigidez à flexão linear apresenta os menores valores de raio de curvatura, enquanto o modelo com $\kappa_{cr} = 0,05 \text{ m}^{-1}$ apresenta os maiores. Os modelos com valores intermediários de curvatura crítica exibem respostas situadas entre esses dois extremos.

Figura 38 – Influência da relação momento-curvatura no raio de curvatura



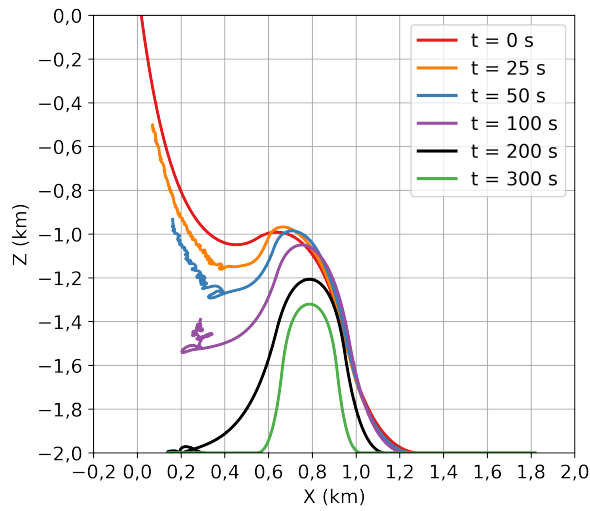
(a) Raio de curvatura mínimo

(b) Raio de curvatura mínimo - ampliado

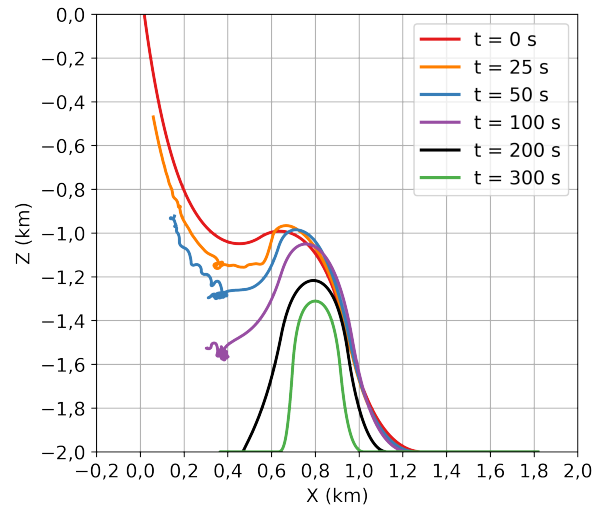
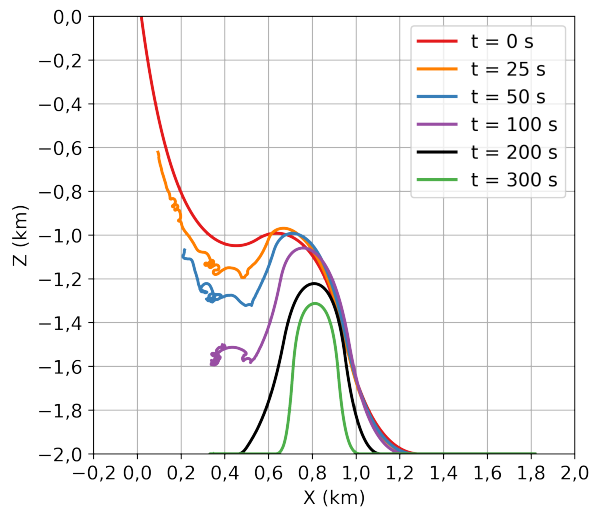
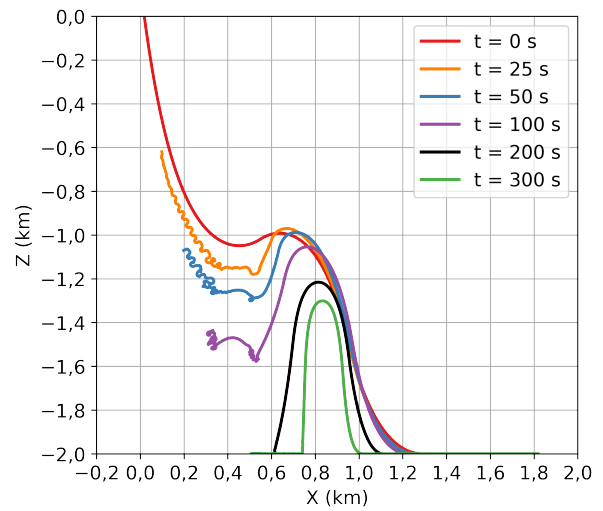
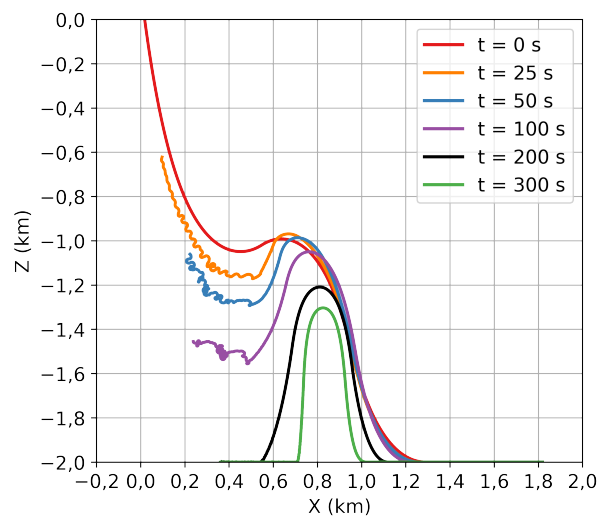
Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 39 ilustra a configuração do riser durante a queda livre para os cinco modelos analisados no estudo da relação momento-curvatura. Observa-se que o aumento da curvatura crítica resulta em uma configuração menos enrolada do riser, com a formação de *loops* de menor intensidade durante a queda. Esse comportamento é mais pronunciado no modelo com rigidez à flexão linear e no modelo com $\kappa_{cr} = 0,005 \text{ m}^{-1}$, nos quais o riser apresenta maior grau de enrolamento no instante $t = 100 \text{ s}$.

Figura 39 – Configuração do riser durante a queda



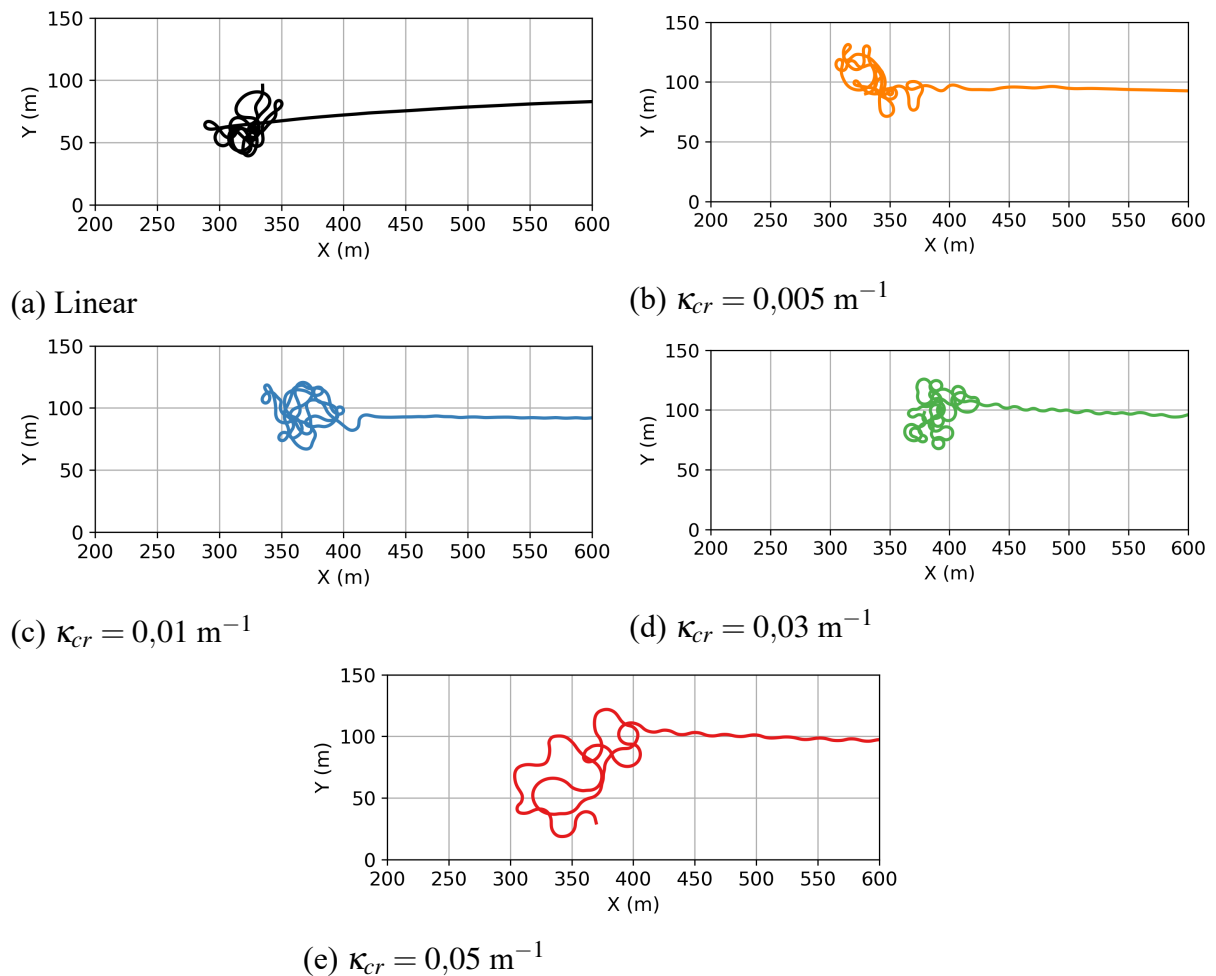
(a) Linear

(b) $\kappa_{cr} = 0,005 \text{ m}^{-1}$ (c) $\kappa_{cr} = 0,01 \text{ m}^{-1}$ (d) $\kappa_{cr} = 0,03 \text{ m}^{-1}$ (e) $\kappa_{cr} = 0,05 \text{ m}^{-1}$

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 40 ilustra a configuração final do riser no solo ao término da simulação. Observa-se que o modelo com rigidez à flexão linear e os modelos com $\kappa_{cr} = 0,005 \text{ m}^{-1}$ e $\kappa_{cr} = 0,01 \text{ m}^{-1}$ apresentam configurações no solo semelhantes. Em contrapartida, os modelos com $\kappa_{cr} = 0,03 \text{ m}^{-1}$ e $\kappa_{cr} = 0,05 \text{ m}^{-1}$ resultam em configurações caracterizadas pela formação de um menor número de *loops* com maior amplitude, além de curvaturas menores, resultando em uma largura de queda maior.

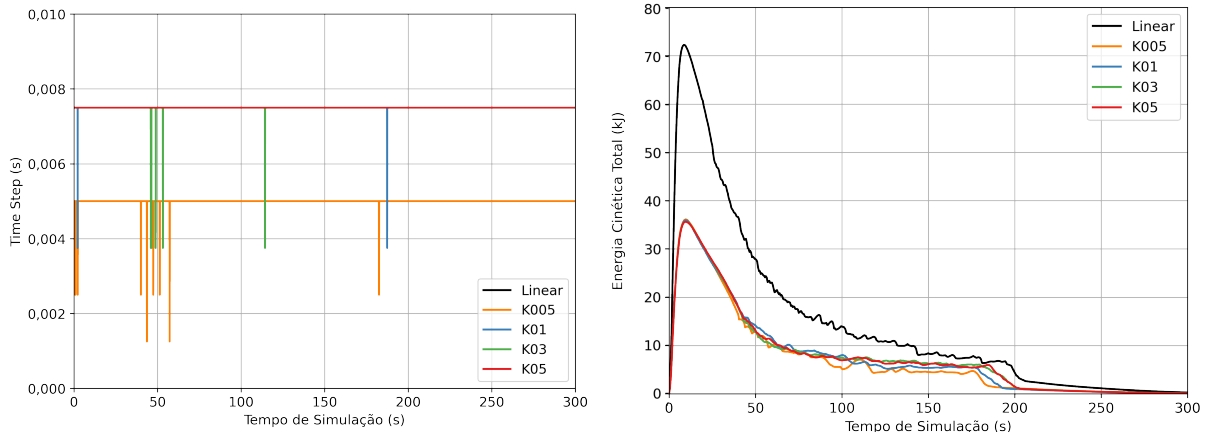
Figura 40 – Influência da relação momento-curvatura na configuração final no solo



Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 41a apresenta a evolução do incremento de tempo ao longo das simulações. Observa-se que o modelo com $\kappa_{cr} = 0,05 \text{ m}^{-1}$ manteve o incremento de tempo constante durante toda a simulação, enquanto os demais modelos apresentaram variações pontuais em determinados instantes. A Figura 41b mostra a evolução da energia cinética total, evidenciando que os modelos que incorporam a não linearidade momento-curvatura atingem níveis mais baixos de energia cinética. Esse comportamento indica maior dissipação de energia e está associado a uma resposta dinâmica mais estável do sistema.

Figura 41 – Variação do incremento de tempo e energia cinética total



(a) Incremento de tempo

(b) Energia cinética total

Fonte: elaborado pelo autor.

4.3 Estudo estatístico

O estudo estatístico desenvolvido neste trabalho foi dividido em duas etapas. Na primeira, realizou-se a análise da influência de parâmetros relevantes do modelo, uma vez que as simulações apresentadas no estudo paramétrico (Item 4.2) são de natureza determinística e pequenas variações nas condições iniciais podem provocar alterações significativas na resposta estrutural.

A segunda etapa consiste na estimativa dos valores extremos das variáveis de interesse, os quais representam estados críticos do sistema e servem como base para a avaliação da viabilidade operacional da configuração analisada

4.3.1 Influência dos parâmetros

A seguir são apresentados os resultados da influência do coeficiente de arrasto longitudinal e da relação momento-curvatura.

4.3.1.1 Coeficiente de arrasto longitudinal

A Tabela 16 apresenta os valores médios obtidos a partir de 128 simulações. Observa-se que o aumento do coeficiente de arrasto longitudinal impacta de forma mais significativa o raio de curvatura mínimo, cujos valores apresentam uma tendência clara de crescimento com o aumento do arrasto. Além disso, o comprimento violado diminui à medida que o coeficiente de arrasto aumenta.

O tempo de queda, por sua vez, apresenta uma tendência mais consistente, caracterizada pelo aumento progressivo à medida que o arrasto é elevado. Esse comportamento não havia sido claramente identificado nos resultados determinísticos discutidos no Item 4.2.3, evidenciando a importância da abordagem estocástica para a identificação de tendências globais.

Tabela 16 – Resultados do estudo estatístico do coeficiente de arrasto longitudinal

Média						
Modelo	C_{DL}	T_{\max} (kN)	T_{\min} (kN)	R_{\min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)
CDL01pi	$0,01/\pi$	1497,29	-1521,88	0,43	1040,87	191,33
CDL004	0,004	1473,96	-1512,88	0,49	1023,52	191,71
CDL006	0,006	1474,91	-1503,59	0,66	978,55	194,32
CDL008	0,008	1476,50	-1494,92	0,83	806,58	194,44

Fonte: elaborado pelo autor.

As Tabelas 17 e 18 apresentam, respectivamente, as métricas estatísticas de desvio padrão e coeficiente de variação. Observa-se que o modelo com $C_{DL} = 0,01/\pi$ apresenta coeficientes de variação mais elevados para as respostas de tração máxima e mínima, enquanto os demais modelos exibem valores de ordem semelhante. Adicionalmente, verifica-se que os valores de desvio padrão e de coeficiente de variação tendem a aumentar com o acréscimo do valor de C_{DL} , indicando maior dispersão relativa das respostas à medida que o amortecimento longitudinal é intensificado.

Tabela 17 – Resultados do estudo estatístico do coeficiente de arrasto longitudinal

Desvio padrão						
Modelo	C_{DL}	T_{\max} (kN)	T_{\min} (kN)	R_{\min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)
CDL01pi	$0,01/\pi$	141,27	20,37	0,07	26,49	5,79
CDL004	0,004	16,25	15,91	0,06	39,41	6,53
CDL006	0,006	14,54	14,14	0,10	54,91	4,56
CDL008	0,008	15,24	14,82	0,12	91,36	4,63

Fonte: elaborado pelo autor.

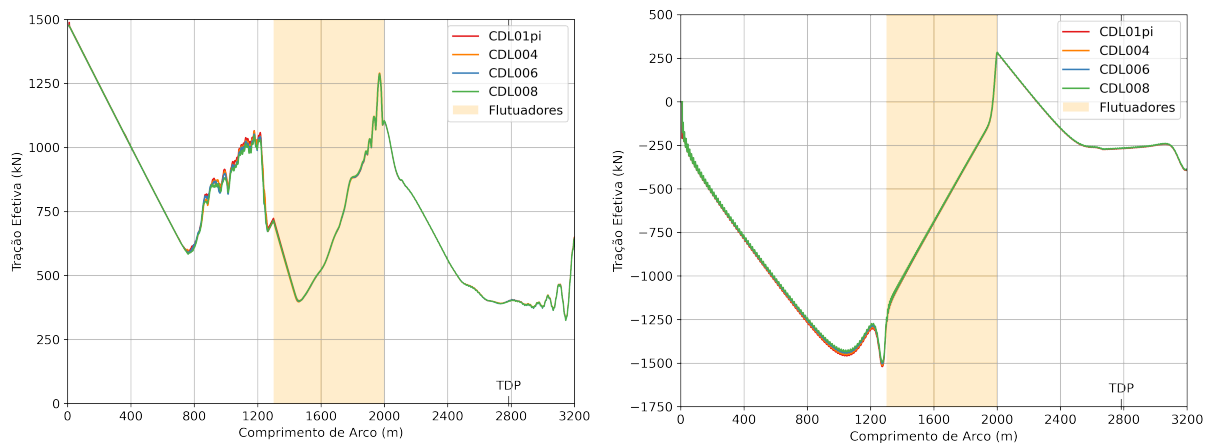
Tabela 18 – Resultados do estudo estatístico do coeficiente de arrasto longitudinal

Coeficiente de variação						
Modelo	C_{DL}	T_{\max} (kN)	T_{\min} (kN)	R_{\min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)
CDL01pi	$0,01/\pi$	9,44%	-1,34%	15,61%	2,54%	3,03%
CDL004	0,004	1,10%	-1,05%	12,33%	3,85%	3,40%
CDL006	0,006	0,99%	-0,94%	14,95%	5,61%	2,35%
CDL008	0,008	1,03%	-0,99%	14,51%	11,33%	2,38%

Fonte: elaborado pelo autor.

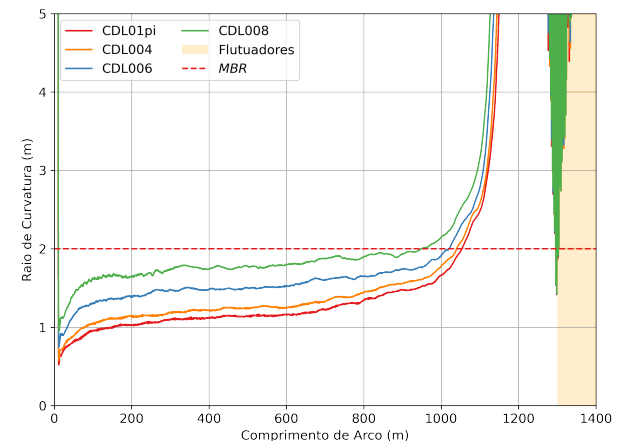
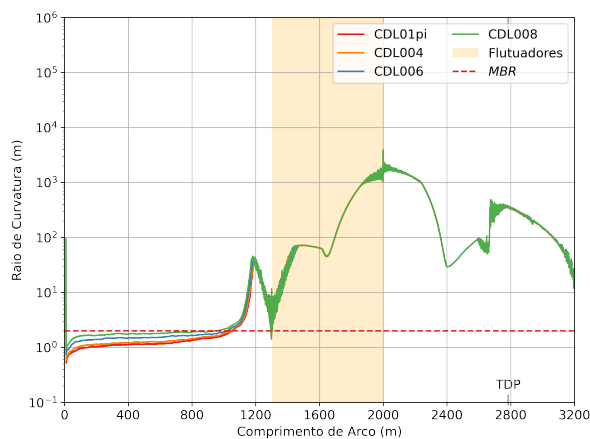
A Figura 42 apresenta os valores médios de tração máxima, tração mínima e raio de curvatura mínimo ao longo do riser para os diferentes valores de coeficiente de arrasto longitudinal. Observa-se que a variação de C_{DL} não produz alterações relevantes nas respostas médias de tração máxima e mínima, indicando baixa sensibilidade dessas grandezas ao aumento do arrasto. Por outro lado, o raio de curvatura apresenta influência direta do coeficiente de arrasto, com aumento progressivo de seus valores à medida que o amortecimento hidrodinâmico se intensifica. Esse comportamento é mais evidente na região anterior aos flutuadores, onde a dissipação de energia reduz as velocidades e suaviza a trajetória do riser durante a queda.

Figura 42 – Efeito do coeficiente de arrasto longitudinal sobre os valores médios



(a) Tração máxima

(b) Tração mínima



(c) Raio de curvatura mínimo

(d) Raio de curvatura mínimo - ampliado

Fonte: elaborado pelo autor.

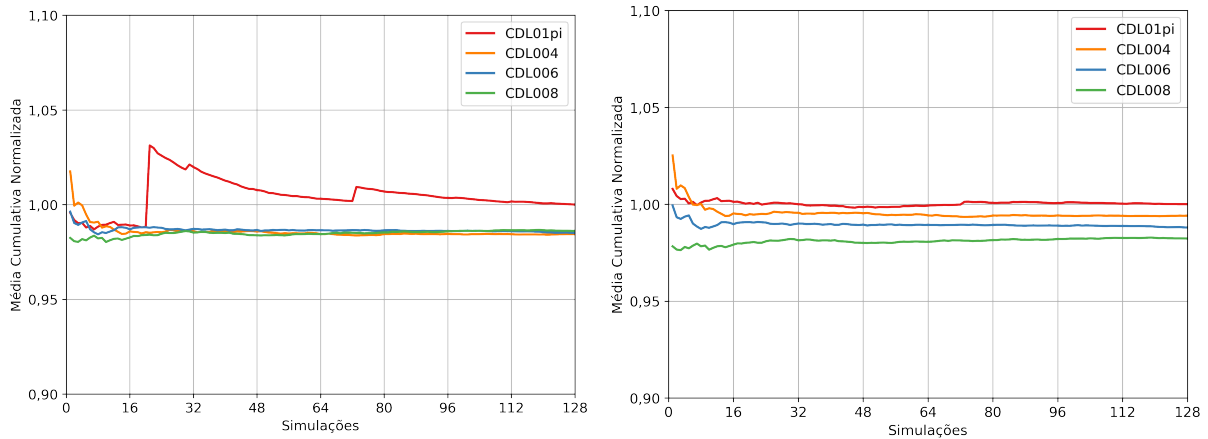
A Figura 43 apresenta a evolução da média cumulativa normalizada dos quatro modelos analisados, todas associadas à resposta física do sistema. Essa análise tem como finalidade avaliar a suficiência do tamanho amostral adotado, verificando a partir de quantas simulações as estimativas estatísticas passam a apresentar maior estabilidade. À medida que o número de

simulações aumenta, espera-se que a média cumulativa convirja para um valor assintótico, representativo do comportamento médio da variável. Dessa forma, a média cumulativa para um conjunto de N simulações, denotada por $\mu_{norm,i(N)}$, foi definida a partir da normalização conforme:

$$\mu_{norm,i(N)} = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \frac{y_{i,j}}{\mu_B} \quad (4.1)$$

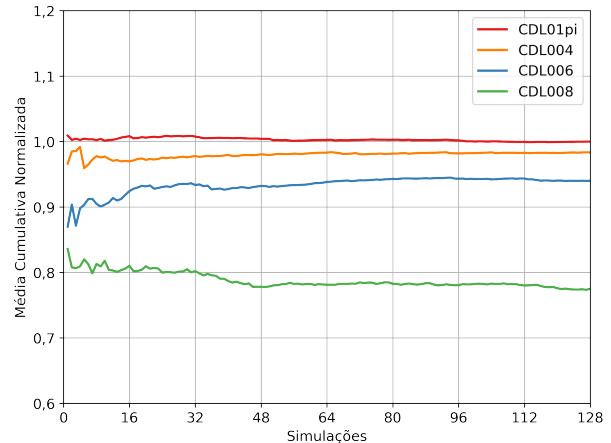
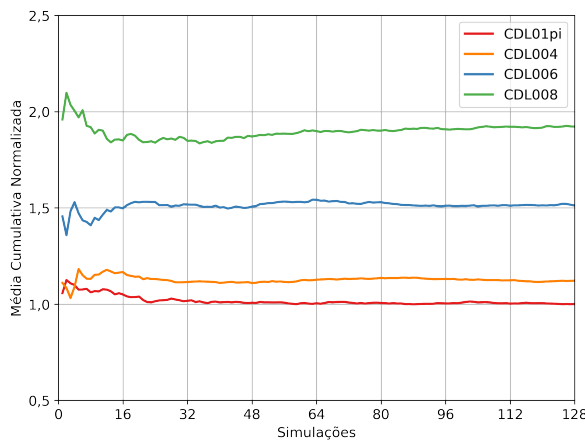
onde $y_{i,j}$ é o resultado encontrado na j -ésima simulação do modelo i e μ_B é o resultado da média do caso base para as 128 simulações. Para o estudo do coeficiente de arrasto longitudinal, o modelo com $C_{DL} = 0,01/\pi$ foi considerado como o caso base.

Figura 43 – Resultado da média cumulativa do coeficiente de arrasto longitudinal



(a) Tração máxima

(b) Tração mínima



(c) Raio de curvatura mínimo

(d) Comprimento violado

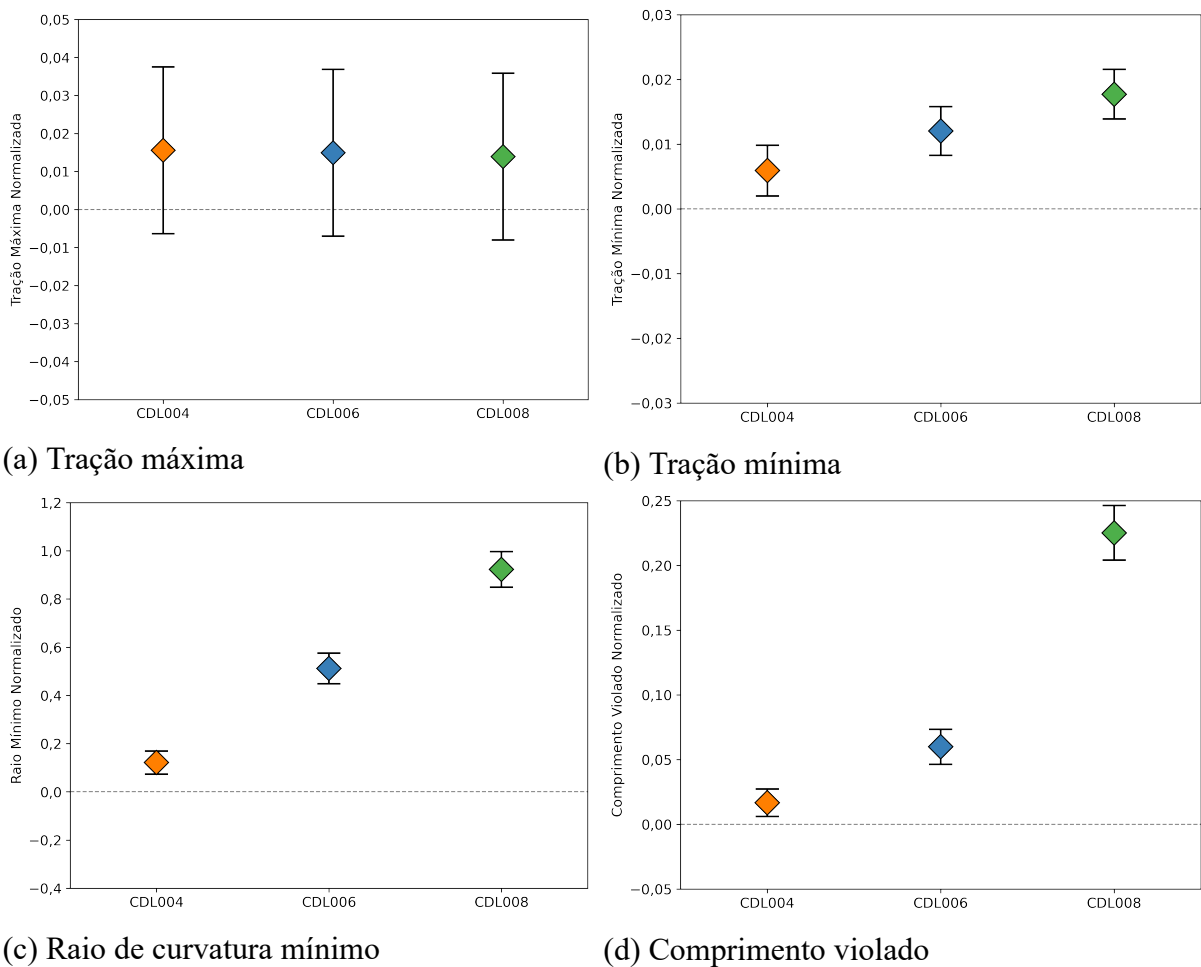
Fonte: elaborado pelo autor.

As médias das quatro respostas analisadas apresentam convergência após um número relativamente pequeno de simulações. A única exceção corresponde à evolução da média do comprimento violado para o modelo com $C_{DL} = 0,008$, cujo comportamento ainda não indica

estabilização. Além disso, a resposta de tração máxima do modelo com $C_{DL} = 0,01/\pi$ apresentou convergência mais lenta, o que é consistente com os elevados valores de desvio padrão e coeficiente de variação apresentados anteriormente.

A Figura 44 apresenta a influência do parâmetro analisado em relação ao caso base, por meio dos intervalos de confiança das diferenças entre as médias de cada modelo e as do modelo M4 ($C_{DL} = 0,01/\pi$). Observa-se que a variação do coeficiente de arrasto longitudinal não exerce influência significativa sobre a resposta de tração máxima, uma vez que os intervalos de confiança permanecem próximos de $y = 0$. Em contrapartida, as demais respostas mostram-se sensíveis a esse parâmetro, com os intervalos de confiança afastando-se progressivamente de $y = 0$ à medida que o coeficiente de arrasto longitudinal é aumentado.

Figura 44 – Intervalo de confiança para a diferença entre as médias do coeficiente de arrasto longitudinal



Fonte: elaborado pelo autor.

4.3.1.2 Relação momento-curvatura

A Tabela 19 apresenta os valores médios obtidos a partir de 128 simulações. Observa-se que o aumento da curvatura crítica influencia de forma mais significativa o raio de curvatura mínimo, cujos valores apresentam uma tendência clara de crescimento. Além disso o comprimento violado exibe uma tendência de redução à medida que a curvatura crítica aumenta.

Tabela 19 – Resultados do estudo estatístico da relação momento-curvatura

Média						
Modelo	κ_{cr} (m ⁻¹)	T_{max} (kN)	T_{min} (kN)	R_{min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)
Linear	0	1474,91	-1503,59	0,66	978,55	194,32
K005	0,005	1615,61	-1768,91	1,00	165,77	171,15
K01	0,01	1546,22	-1641,47	1,42	23,93	178,17
K03	0,03	1523,13	-1637,23	1,95	1,67	180,63
K05	0,05	1522,49	-1636,16	2,52	0,25	180,82

Fonte: elaborado pelo autor.

As Tabelas 20 e 21 apresentam, respectivamente, o desvio padrão e o coeficiente de variação das respostas. Os coeficientes de variação são similares entre as respostas, exceto para o comprimento violado, cuja variação aumenta progressivamente com a elevação da curvatura crítica. Além disso, esse comportamento do coeficiente de variação pode estar associado à redução do valor médio do comprimento violado, que tende a se aproximar de zero.

Tabela 20 – Resultados do estudo estatístico da relação momento-curvatura

Desvio padrão						
Modelo	κ_{cr} (m ⁻¹)	T_{max} (kN)	T_{min} (kN)	R_{min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)
Linear	0	14,54	14,14	0,10	54,91	4,56
K005	0,005	15,03	20,67	0,20	71,12	3,51
K01	0,01	8,62	20,87	0,26	15,37	3,85
K03	0,03	7,44	17,85	0,31	2,21	1,80
K05	0,05	7,00	17,39	0,43	0,83	1,82

Fonte: elaborado pelo autor.

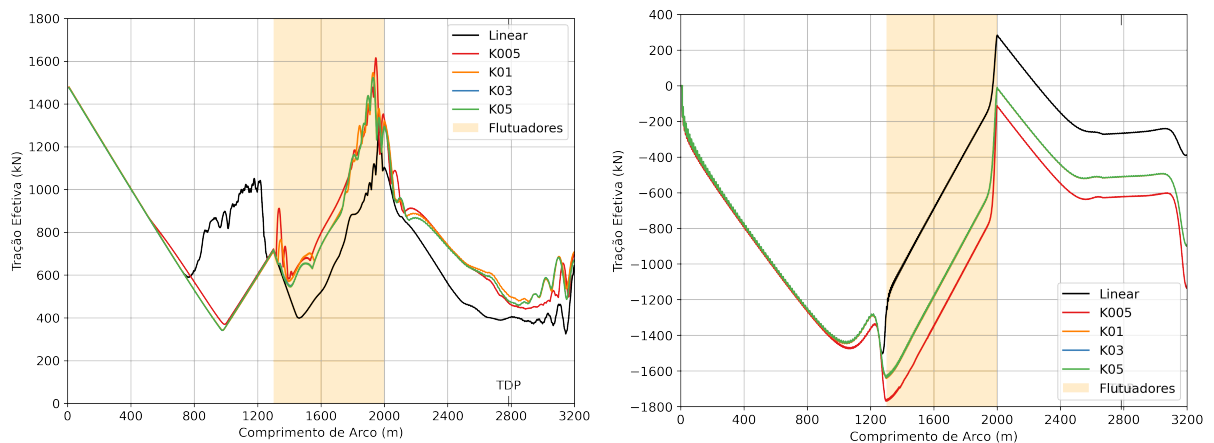
Tabela 21 – Resultados do estudo estatístico da relação momento-curvatura

Coeficiente de variação						
Modelo	κ_{cr} (m ⁻¹)	T_{max} (kN)	T_{min} (kN)	R_{min} (m)	L_{viol} (m)	T_Q (s)
Linear	0	0,99%	-0,94%	14,95%	5,61%	2,35%
K005	0,005	0,93%	-1,17%	19,74%	42,90%	2,05%
K01	0,01	0,56%	-1,27%	18,52%	64,24%	2,16%
K03	0,03	0,49%	-1,09%	16,12%	132,32%	1,00%
K05	0,05	0,46%	-1,06%	17,17%	327,84%	1,01%

Fonte: elaborado pelo autor.

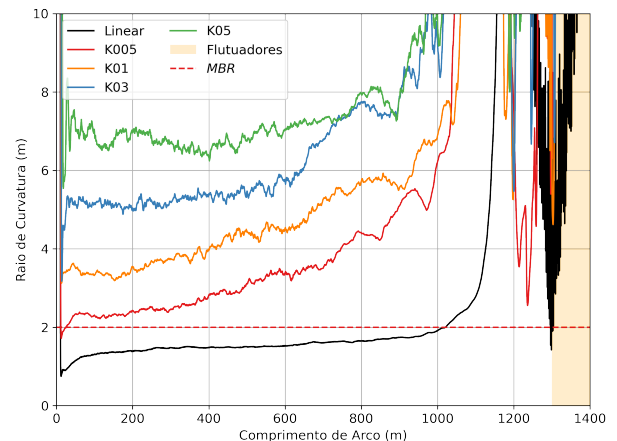
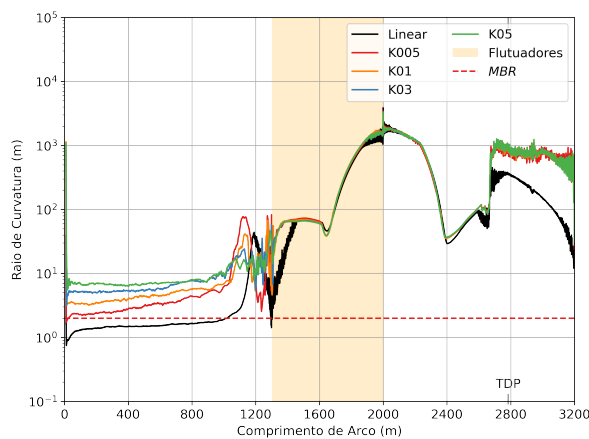
A Figura 45 apresenta os valores médios calculados para a tração máxima, tração mínima e raio de curvatura ao longo do comprimento do riser, considerando diferentes valores do parâmetro de curvatura crítica. A análise gráfica revela que o raio de curvatura exibe uma dependência direta em função desse parâmetro. Observa-se uma tendência bem definida, onde os valores médios do raio de curvatura aumentam progressivamente à medida que se elevam os valores da curvatura crítica adotados no modelo. Esta tendência de crescimento é particularmente nítida na região anterior aos flutuadores, indicando que a restrição geométrica imposta pela curvatura crítica é um fator preponderante no comportamento do riser nesse trecho.

Figura 45 – Efeito da relação momento-curvatura sobre os valores médios



(a) Tração máxima

(b) Tração mínima



(c) Raio de curvatura mínimo

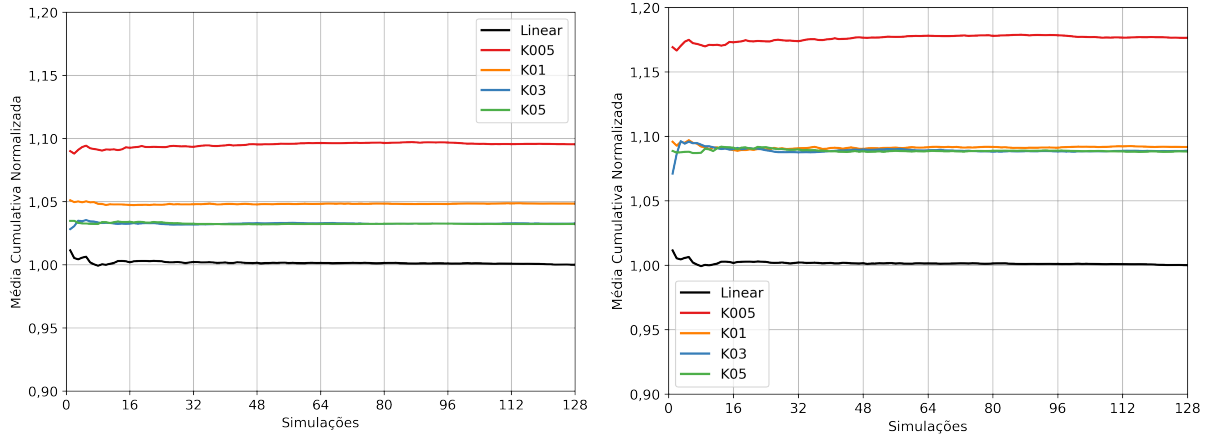
(d) Raio de curvatura mínimo - ampliado

Fonte: elaborado pelo autor.

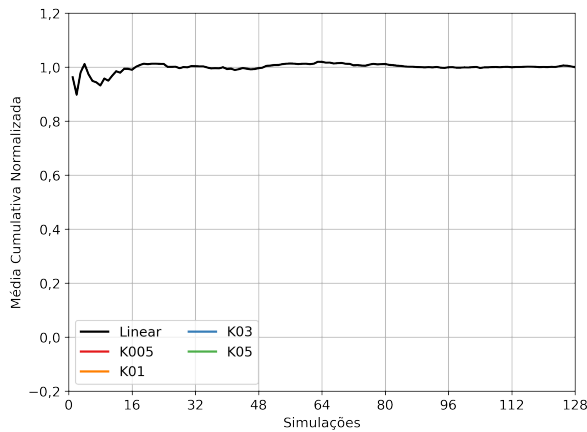
A Figura 46 apresenta a evolução da média cumulativa normalizada para os cinco modelos estudados. Observa-se que as quatro respostas analisadas convergem após um número reduzido de simulações. Dentre os resultados, destaca-se que o modelo com rigidez à flexão linear registra os menores valores de tração, tanto máxima quanto mínima. Quanto ao raio de

curvatura mínimo, confirma-se a tendência de aumento com a elevação da curvatura crítica, onde o modelo com $\kappa_{cr} = 0,05 \text{ m}^{-1}$ atinge um valor aproximadamente quatro vezes superior ao do modelo com rigidez à flexão linear.

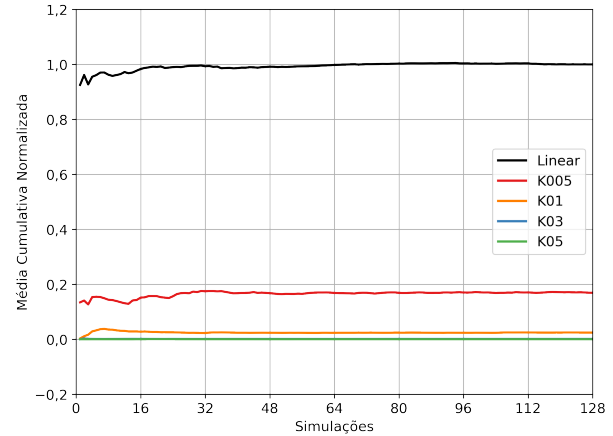
Figura 46 – Resultado da média cumulativa da relação momento-curvatura



(a) Tração máxima



(b) Tração mínima



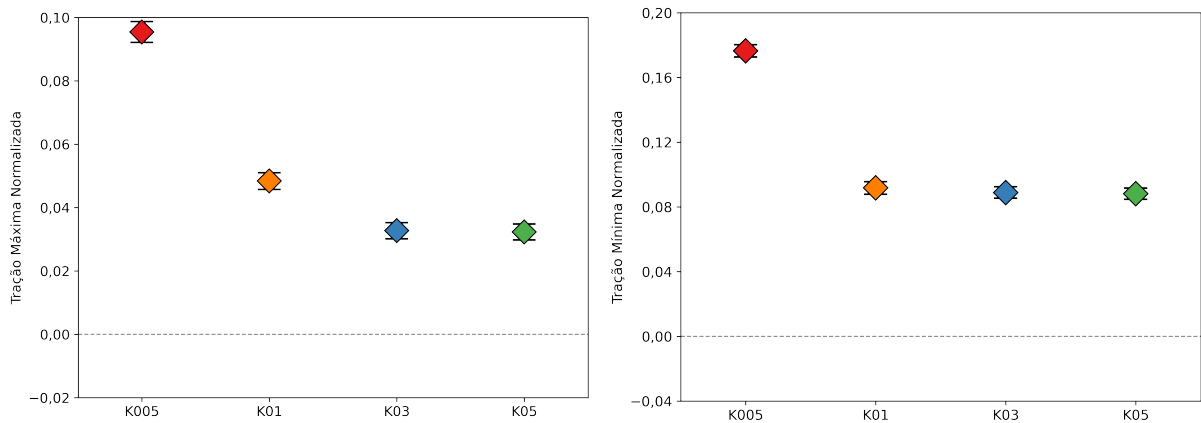
(c) Raio de curvatura mínimo

(d) Comprimento violado

Fonte: elaborado pelo autor.

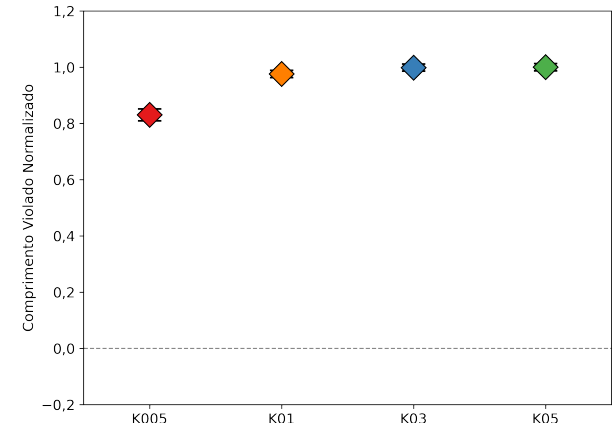
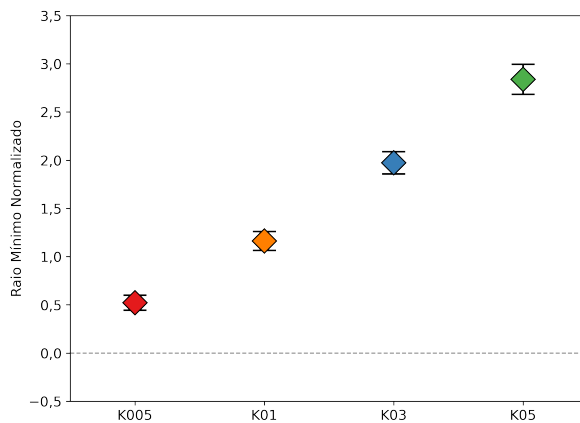
A Figura 47 apresenta a influência do parâmetro analisado em relação ao caso base, por meio dos intervalos de confiança das diferenças entre as médias de cada modelo e as do modelo M11 (EI linear). A análise dos intervalos revela que tanto a adoção de uma rigidez à flexão não linear quanto a variação da curvatura crítica exercem influência estatisticamente significativa sobre todas as respostas analisadas. Esta conclusão é suportada pelo fato de que nenhum dos intervalos de confiança se sobrepõe à linha de referência $y = 0$.

Figura 47 – Intervalo de confiança para a diferença entre as médias da relação momento-curvatura



(a) Tração máxima

(b) Tração mínima



(c) Raio de curvatura mínimo

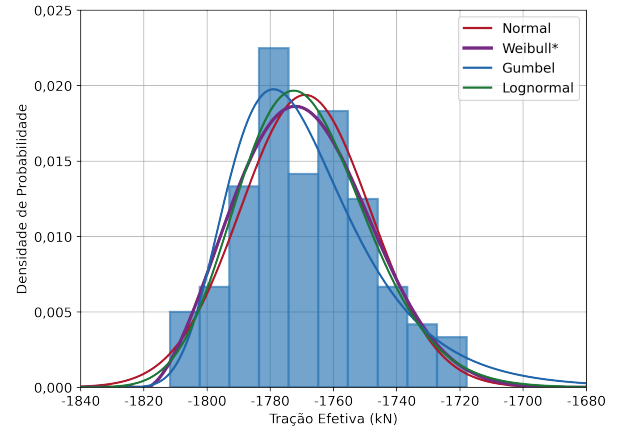
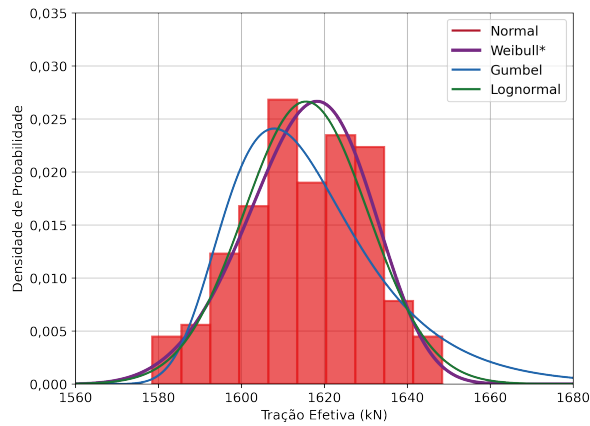
(d) Comprimento violado

Fonte: elaborado pelo autor.

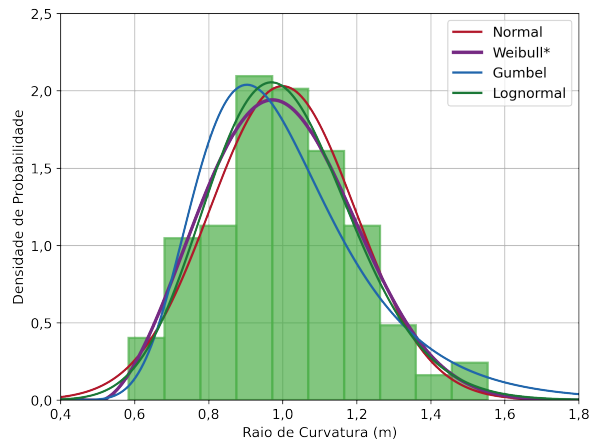
4.3.2 Estimativa dos valores característicos

O ajuste das distribuições de probabilidade às variáveis de resposta (tração máxima, tração mínima, raio de curvatura e comprimento violado) para o modelo M13 ($\kappa_{cr} = 0,005 \text{ m}^{-1}$) é apresentado na Figura 48. Essa etapa é fundamental para, posteriormente, aplicar a Função de Distribuição Cumulativa (FDC) e estimar os valores característicos associados à queda do riser, definidos aqui como os quantis correspondentes a uma probabilidade de ocorrência de 10^{-3} . A distribuição de Weibull foi a que melhor se ajustou aos dados em todos os casos. Contudo, uma análise visual sugere que outras distribuições também apresentam representatividade, indicando uma possível equivalência prática no ajuste para os fins deste estudo.

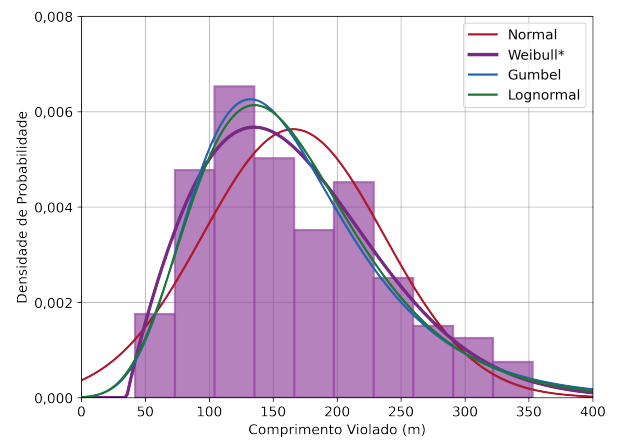
Figura 48 – Ajuste a diferentes distribuições



(a) Tração máxima



(b) Tração mínima



(c) Raio de curvatura mínimo

(d) Comprimento violado

Fonte: elaborado pelo autor.

A Tabela 22 resume os testes estatísticos aplicados para a seleção da melhor distribuição. Primeiramente, utilizou-se o teste de Kolmogorov-Smirnov com nível de significância de 0,05. Em seguida, entre as distribuições que não rejeitaram a hipótese nula (valor-p > 0,05), selecionou-se para a análise final aquela que apresentou o maior valor de verossimilhança, ou, equivalentemente, o menor logaritmo da verossimilhança (log-verossimilhança).

Os valores característicos obtidos a partir das distribuições de probabilidade previamente selecionadas com base nos testes de aderência e no critério da máxima verossimilhança são apresentados na Tabela 23. Para as respostas associadas a valores máximos admissíveis, adotou-se o quantil de 99,9% de não excedência ($x_{0,999}$). Para as respostas associadas a valores mínimos, adotou-se o quantil de 0,1% ($x_{0,001}$).

Tabela 22 – Resumo dos testes estatísticos para as variáveis analisadas

Resposta	Distribuição	Valor-p (KS)	Hipótese nula	Log-verossimilhança
Tração máxima	Normal	0,5531	Aceita	528,0
	Weibull	0,9067	Aceita	526,4
	Gumbel	0,1783	Aceita	541,2
	Lognormal	0,5531	Aceita	528,0
Tração mínima	Normal	0,3640	Aceita	568,8
	Weibull	0,7692	Aceita	566,8
	Gumbel	0,7429	Aceita	571,3
	Lognormal	0,6967	Aceita	567,8
Raio de curvatura mínimo	Normal	0,9886	Aceita	-26,6
	Weibull	0,9307	Aceita	-28,1
	Gumbel	0,4946	Aceita	-23,1
	Lognormal	0,9887	Aceita	-27,5
Comprimento violado	Normal	0,3190	Aceita	727,0
	Weibull	0,9873	Aceita	719,6
	Gumbel	0,7588	Aceita	722,5
	Lognormal	0,8487	Aceita	721,9

Fonte: elaborado pelo autor.

Tabela 23 – Valores característicos associados aos quantis extremos das respostas

Resposta	Distribuição adotada	Quantil	Valor	Unidade
Tração máxima	Weibull	$x_{0,999}$	1661,88	kN
Tração mínima	Weibull	$x_{0,001}$	-1832,52	kN
Raio de curvatura	Weibull	$x_{0,001}$	0,39	m
Comprimento violado	Weibull	$x_{0,999}$	384,69	m

Fonte: elaborado pelo autor.

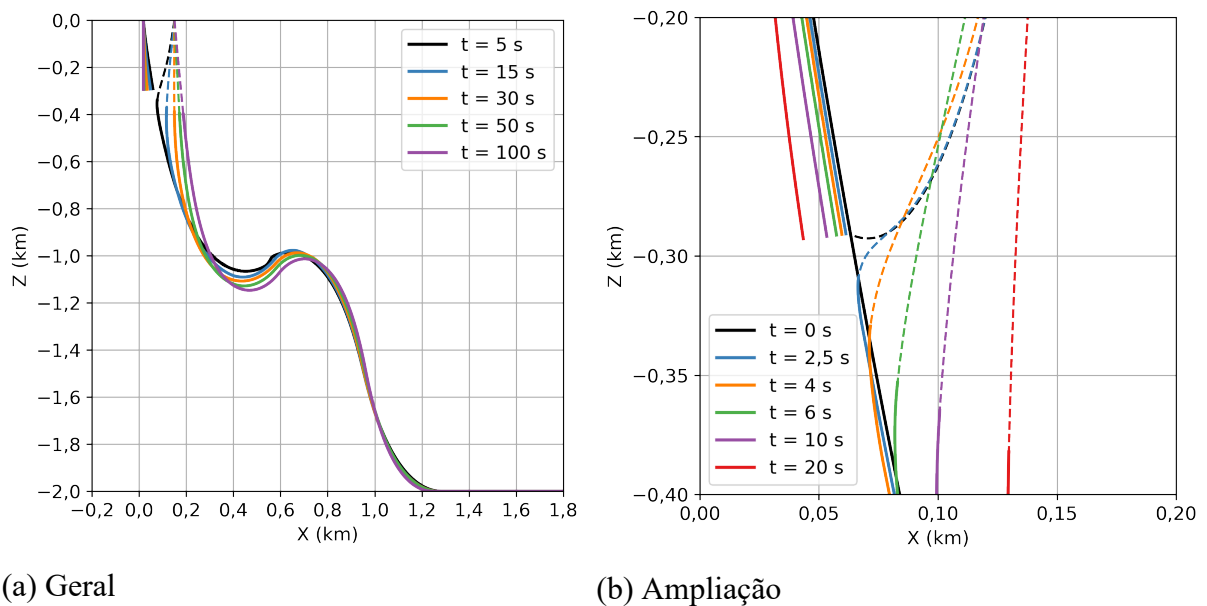
Os valores característicos de tração máxima e de tração mínima não apresentaram variações significativas ao se considerar uma probabilidade de ocorrência de 10^{-3} . Os valores extremos obtidos foram, respectivamente, 2,86% e 3,60% superiores às médias calculadas a partir das 128 simulações para a tração máxima e mínima. Em contrapartida, o raio de curvatura mínimo e o comprimento violado apresentaram maior sensibilidade à abordagem probabilística, com os valores característicos sendo, respectivamente, 61,00% inferiores e 132,06% superiores aos valores médios. Esses resultados evidenciam a relevância da consideração estocástica do fenômeno.

4.4 Pull-out com queda controlada

Neste modelo, o corte é realizado a uma profundidade de 300 m. Imediatamente após o corte, o trecho inferior do riser entra em queda livre por um curto intervalo de tempo. Em seguida, o cabo passa a ser tracionado, interrompendo a queda e promovendo a estabilização desse trecho. Após esse processo transitório, a estrutura atinge uma nova configuração de equilíbrio, passando a permanecer suspensa pelo cabo.

Por sua vez, o trecho superior do riser permanece conectado ao FPSO e apresenta um movimento predominantemente pendular, tendendo à posição vertical. A Figura 49 ilustra a evolução da configuração estrutural ao longo dos 100 s subsequentes ao corte. Na figura, a linha tracejada representa o cabo, enquanto a linha contínua representa o riser.

Figura 49 – Configuração da estrutura após o corte



Fonte: elaborado pelo autor.

A Tabela 24 apresenta as principais respostas obtidas. O trecho superior corresponde ao comprimento do riser anterior ao ponto de corte, caracterizando o segmento pendente. O trecho inferior refere-se ao segmento posterior ao corte, que permanece suportado pelo cabo. Observa-se que, mesmo com o controle do procedimento de corte, ainda ocorrem violações do limite de Raio de Curvatura de Armazenamento (MBR).

Tabela 24 – Resultados da operação com queda controlada

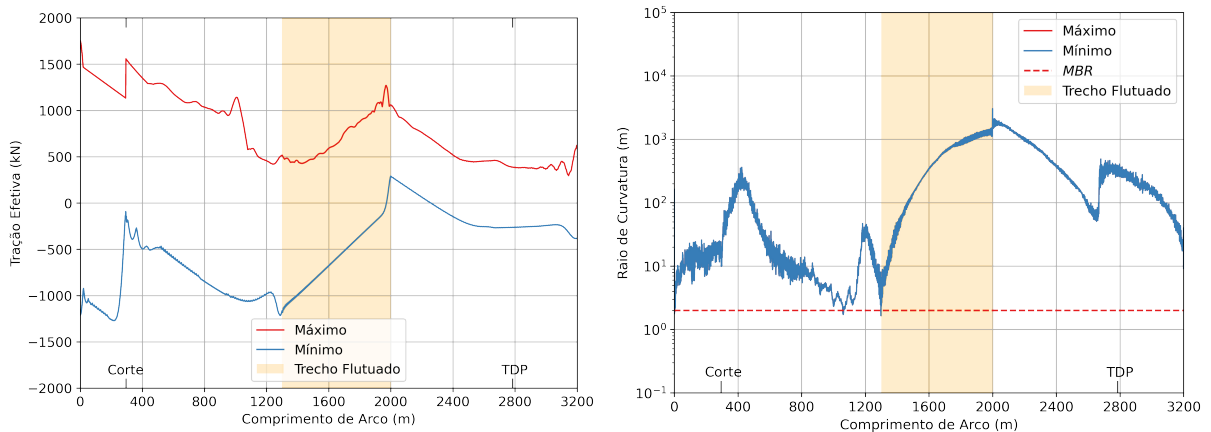
Trecho	T_{\max} (kN)	T_{\min} (kN)	R_{\min} (m)	L_{viol} (m)
Trecho superior	1755,42	-1272,14	1,77	2,00
Trecho inferior	1559,43	-1215,13	1,64	7,00
Cabo	1597,19	0,00	—	—

Fonte: elaborado pelo autor.

A tração máxima registrada no cabo foi próxima ao valor admissível de 1776 kN, atingindo 89,9% do MBF. Considerando que esse esforço corresponde a uma solicitação dinâmica aplicada de forma abrupta, os resultados indicam que a margem de segurança disponível é limitada, ressaltando a importância de uma avaliação criteriosa da capacidade resistente do cabo no contexto da operação analisada.

A Figura 50 apresenta as envoltórias de tração efetiva e de raio de curvatura ao longo do comprimento do riser. Observa-se que o pico de tração, de 1755,42 kN, ocorre no início do riser, assim como o pico de compressão, de -1272,14 kN. As violações do raio de curvatura concentram-se na região inicial do riser e nas proximidades do trecho flutuado. Ainda assim, verifica-se que as variações do raio de curvatura são mais suaves quando comparadas à alternativa de queda livre, indicando um comportamento estrutural menos severo.

Figura 50 – Envoltórias de tração efetiva e raio de curvatura no riser



(a) Envoltória de tração efetiva

(b) Envoltória de raio de curvatura

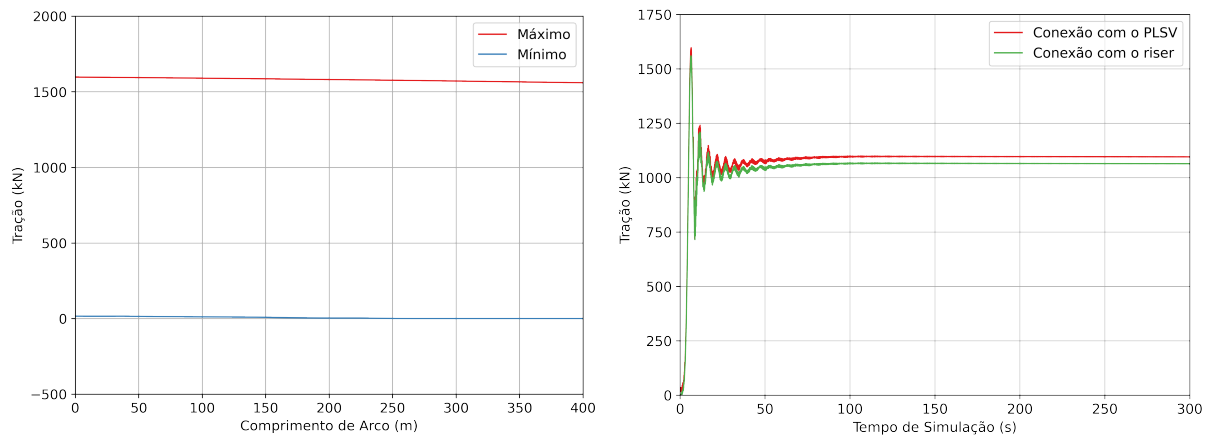
Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 51a apresenta a envoltória da força axial no cabo. Verifica-se que a força axial pouco varia ao longo do comprimento, devido ao pequeno peso efetivo do cabo. Para avaliar melhor esse comportamento, a Figura 51b apresenta a tração efetiva do cabo nas suas conexões com o PLSV e com o riser.

As forças nas conexões do cabo com o PLSV e com o riser apresentam valores

iniciais de 31,43 kN e 8,26 kN, respectivamente. No instante em que o cabo passa a restringir a queda do riser (instante do tranco), observa-se um aumento abrupto dessas forças. Após esse evento transitório, a tração no cabo passa a oscilar em torno de um novo estado de equilíbrio estático, com valores médios de 1095,54 kN na conexão com o PLSV e de 1063,68 kN na conexão com o riser. Verifica-se ainda que as amplitudes dessas oscilações são progressivamente reduzidas, em função do amortecimento hidrodinâmico imposto pelo fluido externo, neste caso a água do mar.

Figura 51 – Envoltória de tração axial e força axial nas conexões do cabo



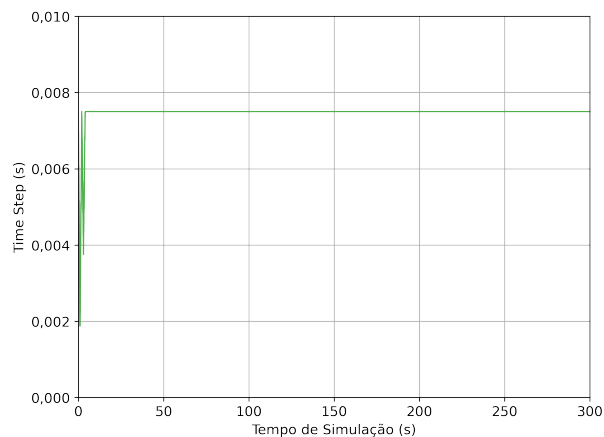
(a) Envoltória de força axial no cabo

(b) Força axial nas conexões do cabo

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 52 apresenta a evolução do incremento de tempo ao longo da simulação. Observa-se que o incremento sofre variações apenas nos instantes iniciais da simulação e, após esse período, permanece constante ao longo do restante da análise.

Figura 52 – Variação do incremento de tempo



Fonte: elaborado pelo autor.

5 CONCLUSÃO

No presente trabalho, foram realizadas a modelagem e a simulação do *pull-out* de um sistema de riser flexível em configuração *lazy-wave* no software OrcaFlex, com o objetivo de compreender a influência de parâmetros relevantes e aspectos importantes da modelagem numérica. Adicionalmente, foram utilizadas técnicas estatísticas com a finalidade de evidenciar a influência desses parâmetros nas respostas numéricas e estruturais do sistema.

Inicialmente, foi realizado um estudo acerca do incremento máximo de tempo adotado nas simulações. De modo geral, os resultados indicaram que o uso de incrementos de tempo menores foi mais adequado, por representar de forma mais confiável as respostas estruturais do modelo. Tal necessidade está associada à elevada complexidade do comportamento dinâmico durante a fase de queda livre do riser.

Para os demais modelos, foi proposto o uso de um incremento máximo de tempo de $\Delta t_{\max} = 0,0075$ s, por apresentar menores variações ao longo das simulações. Entretanto, para o modelo com curvatura crítica reduzida, foi necessário empregar um incremento de tempo ainda menor, a fim de garantir uma representação adequada do comportamento estrutural.

No que se refere às respostas estruturais, em grande parte dos casos não foi possível identificar tendências bem definidas, em função da elevada variabilidade do comportamento dinâmico. Ainda assim, mesmo neste estudo paramétrico inicial, observou-se que pequenas variações no coeficiente de arrasto longitudinal exercem influência significativa sobre a energia cinética da estrutura. Ademais, o uso de uma relação momento-curvatura não linear com comportamento histerético mostrou-se diretamente associado à formação de *loops* mais pronunciados durante a queda, bem como a maiores raios de curvatura.

Os resultados evidenciaram a natureza altamente sensível do problema, na qual pequenas variações nas condições iniciais podem conduzir a respostas estruturais substancialmente distintas. Diante disso, foi realizada uma análise estatística com o intuito de compreender de forma mais robusta a influência de alguns parâmetros nas variáveis de tração efetiva, raio de curvatura e comprimento de trecho violado. Tal análise foi viabilizada a partir de um número significativo de amostras, nas quais a aleatoriedade foi introduzida por meio da variação da fase das ondas do espectro JONSWAP, resultando em pequenas diferenças nas condições iniciais de cada simulação no instante do corte.

O estudo estocástico indicou que parâmetros como o coeficiente de arrasto longitudinal e a curvatura crítica da relação momento-curvatura exercem forte influência, principalmente,

sobre os raios de curvatura atingidos e, conseqüentemente, sobre o comprimento de trecho que viola o raio de curvatura admissível, definido neste trabalho como o MBR.

Na seqüência, foi conduzido um estudo mais aprofundado das distribuições de probabilidade para o caso com $\kappa_{cr} = 0,005 \text{ m}^{-1}$, por se tratar de uma condição considerada mais conservadora. A partir dessa análise, foi possível estimar os valores característicos das variáveis de tração efetiva, raio de curvatura e comprimento de trecho violado. Observou-se que os valores característicos de raio de curvatura mínimo e de comprimento de trecho violado diferiram significativamente de seus valores médios, evidenciando que uma abordagem puramente determinística não é suficiente para representar adequadamente o comportamento estrutural do riser durante a queda.

Por fim, com o objetivo de apresentar alternativas para a realização do *pull-out* de sistemas de riser flexível, foi proposto uma abordagem alternativa que considera o uso de uma embarcação auxiliar e equipamentos adicionais. De modo geral, os resultados obtidos indicaram uma melhoria no comportamento global da resposta estrutural quando comparados ao cenário de queda livre. No entanto, trata-se de uma alternativa que demanda estudos adicionais, uma vez que o emprego de embarcações auxiliares pode não ser uma prática usual para a solução dessa fase do descomissionamento.

Além disso, a avaliação da queda controlada foi realizada a partir de uma abordagem determinística. Dessa forma, os resultados devem ser interpretados com cautela, uma vez que a natureza altamente não linear e sensível do fenômeno analisado implica que pequenas variações nas condições iniciais ou nos parâmetros do modelo podem resultar em respostas significativamente distintas, não sendo apropriado extrair conclusões definitivas a partir de um conjunto limitado de simulações.

Dessa forma, conclui-se que a avaliação do *pull-out* de risers flexíveis requer, necessariamente, abordagens que considerem a variabilidade inerente do fenômeno, sendo análises estatísticas fundamentais para uma caracterização mais robusta e segura do comportamento estrutural.

REFERÊNCIAS

- AGUIAR, L.L.; ALMEIDA, C.A.; PAULINO, G.H. Dynamic analysis of risers using a novel multilayered pipe beam element model. **Marine Structures**, Elsevier BV, v. 44, p. 211–231, dez. 2015. ISSN 0951-8339. DOI: 10.1016/j.marstruc.2015.08.004.
- AIRD, Peter. **Deepwater drilling: Well planning, design, engineering, operations, and Technology Application**. [S. l.]: Gulf Professional Publishing, 2019. ISBN 9780081022825. DOI: 10.1016/c2016-0-00499-0.
- ALMEIDA, Raquel Duarte de. **Análise de dutos flexíveis durante a instalação de linhas em configuração lazy-wave**. [S. l.: s. n.], 2024. 106 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Civil) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2024.
- ANP. **Painéis Dinâmicos da ANP**. [S. l.]: Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis, 2025. Disponível em: <https://www.gov.br/anp/pt-br/centrais-de-conteudo/paineis-dinamicos-da-anp>.
- ANP. **Resolução ANP N° 817, de 24 de abril de 2020**. [S. l.]: Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis, 2020. Disponível em: <https://atosoficiais.com.br/anp/resolucao-n-817-2020>.
- BAI, Yong; BAI, Qiang. **Subsea Structural Engineering Handbook**. 1. ed. [S. l.]: Elsevier Inc, maio 2010. ISBN 978-1-85617-689-7.
- BRIDON. **Offshore Oil and Gas Exploration: High Performance Rope Solutions**. 9. ed. United Kingdom, 2015. Catálogo técnico.
- BULL, Ann Scarborough; LOVE, Milton S. **Worldwide oil and gas platform decommissioning: A review of practices and reefing options**. v. 168. [S. l.]: Elsevier Ltd, fev. 2019. p. 274–306. DOI: 10.1016/j.ocecoaman.2018.10.024.
- BURDON, D. *et al.* Oil and gas infrastructure decommissioning in marine protected areas: System complexity, analysis and challenges. **Marine Pollution Bulletin**, Elsevier Ltd, v. 135, p. 739–758, out. 2018. ISSN 18793363. DOI: 10.1016/j.marpolbul.2018.07.077.
- CARNEIRO, Paulo R.F. *et al.* A methodological approach for an objective environmental impact assessment to support the decision-making in the decommissioning of oil and gas subsea installations in Brazil. **Journal for Nature Conservation**, Elsevier GmbH, v. 79, jun. 2024. ISSN 16171381. DOI: 10.1016/j.jnc.2024.126619.
- CARRARA, Joice Fernandes. **A Logística reversa do Descomissionamento de Dutos Flexíveis do Campo de Marlim**. [S. l.: s. n.], 2020. 97 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2020.
- CHUNG, J.; HULBERT, G. M. A Time Integration Algorithm for Structural Dynamics With Improved Numerical Dissipation: The Generalized- α Method. **Journal of Applied Mechanics**,

ASME International, v. 60, n. 2, p. 371–375, jun. 1993. ISSN 1528-9036. DOI: 10.1115/1.2900803.

DNV. **DNVGL-RP-205: Environmental Conditions and Environmental Loads**. [S. l.], 2017. Recommended Practice.

DNV. **DNVGL-ST-201: Dynamics risers**. [S. l.], 2018. Standard.

FALTINSEN, O. **Cambridge ocean technology series: Sea loads on ships and offshore structures series number 1**. Cambridge, England: Cambridge University Press, out. 1990.

FAM, M.L. *et al.* A review of offshore decommissioning regulations in five countries – Strengths and weaknesses. **Ocean Engineering**, Elsevier BV, v. 160, p. 244–263, jul. 2018. ISSN 0029-8018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2018.04.001.

FÉRET, J. J.; BOURNAZEL, C. L. Calculation of Stresses and Slip in Structural Layers of Unbonded Flexible Pipes. **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, ASME International, v. 109, n. 3, p. 263–269, ago. 1987. ISSN 1528-896X. DOI: 10.1115/1.3257019.

FGV. **Descomissionamento offshore no Brasil: oportunidades, desafios e soluções**. Rio de Janeiro: FGV Energia, 2021. Caderno FGV Energia. Disponível em: <https://fgvenergia.fgv.br/publicacao/descomissionamento-offshore-no-brasil>.

FRANÇA, Morgana Lima. **Descomissionamento de Plataformas de Produção de Petróleo**. [S. l.: s. n.], 2021. 47 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia de Petróleo), Universidade Federal de Alagoas, Maceió, 2021.

GODA, Yoshima. **Random Seas and Design of Maritime Structures**. 2. ed. [S. l.]: WORLD SCIENTIFIC, 2000. p. 433. (Advanced series on ocean engineering). ISBN 981-02-3256-X.

HASSELMANN, Klaus *et al.* Measurements of wind-wave growth and swell decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP). **Deut. Hydrogr. Z.**, v. 8, p. 1–95, jan. 1973.

ISHERWOOD, R.M. Technical note: A revised parameterisation of the Jonswap spectrum. **Applied Ocean Research**, v. 9, n. 1, p. 47–50, 1987. ISSN 0141-1187. DOI: 10.1016/0141-1187(87)90030-7.

JOHNSTON, Douglas R A. Flexible Riser Installation. **Marine Structures**, v. 5, p. 151–164, 1992.

KRAINCANIC, I; KEBADZE, E. Slip initiation and progression in helical armouring layers of unbonded flexible pipes and its effect on pipe bending behaviour. **The Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, SAGE Publications, v. 36, n. 3, p. 265–275, abr. 2001. ISSN 2041-3130. DOI: 10.1243/0309324011514458.

LEAL, Ana Luiza Ferreira. **Análise da operação de pull in na instalação de linhas flexíveis e umbilicais.** [S. l.: s. n.], 2023. 51 f. Monografia (Graduação em Engenharia Mecânica), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023.

LI, Chao *et al.* Analysis of mechanical behavior of deep-sea unbonded flexible risers under localized corrosion conditions. **Ocean Engineering**, Elsevier BV, v. 331, p. 121345, jul. 2025. ISSN 0029-8018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2025.121345.

LIMA, Yarly Queiroz de; GOMES, Luiz Flávio Autran Monteiro. Identificação e valoração dos critérios de decisão em projetos de descomissionamento offshore. **Revista de Gestão e Projetos**, University Nove de Julho, v. 12, n. 2, p. 9–27, jun. 2021. ISSN 2236-0972. DOI: 10.5585/gep.v12i2.19781.

MA, Weilin *et al.* Influence of structural parameters of unbonded flexible pipes on bending performance. **Ocean Engineering**, Elsevier BV, v. 266, p. 113109, dez. 2022. ISSN 0029-8018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2022.113109.

MACHADO, Ian Cals Capuchi. **Análise da instalação de Riser Flexível com Configuração Lazy Wave.** [S. l.: s. n.], 2016. 74 f. Monografia (Graduação em Engenharia Naval e Oceânica), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2016.

MADI, Juliana Ferreira de Freitas. **Descomissionamento de Sistemas de Produção Offshore de Petróleo e Gás – Critérios Ambientais para Avaliação de Alternativas.** [S. l.: s. n.], 2018. 124 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Ambiental), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2018.

MALTA, Eduardo Ribeiro. **Projeto de um riser flexível para águas ultraprofundas.** [S. l.: s. n.], 2010. 92 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

MANOUCHEHRI, Soheil. Subsea Pipelines and Flowlines Decommissioning: What We Should Know for a Rational Approach. *In*: VOLUME 5B: Pipelines, Risers, and Subsea Systems. [S. l.]: American Society of Mechanical Engineers, jun. 2017. (OMAE2017). DOI: 10.1115/omae2017-61239.

MARTINS, Cecília Freitas. **O Descomissionamento de Estruturas de Produção Offshore no Brasil.** [S. l.: s. n.], 2015. 42 f. Monografia (Especialização em Engenharia Ambiental), Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2015.

MENESES, Beatriz Matos. **Modelagem de queda de risers em configuração lazy-wave.** [S. l.: s. n.], 2021. 126 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Civil) - Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2021. Disponível em: <http://www.repositorio.ufc.br/handle/riufc/60367>.

MENESES, Beatriz Matos *et al.* Post-failure behavior of lazy-wave risers. **Ocean Engineering**, Elsevier Ltd, v. 280, jul. 2023. ISSN 00298018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2023.114777.

MORETTIN, Pedro A. Morettin; BUSSAB, Wilton O. **Estatística Básica**. 6. ed. [S. l.]: Editora Saraiva, 2010. p. 540. ISBN 978-85-02-08177-2.

ORCINA. **OrcaFlex documentation**. [S. l.: s. n.], ago. 2024. Disponível em: <https://www.orcina.com/resources/documentation/>.

ORLANDO, Felipe de Oliveira. **Análise de Instalação de Risers Lazy Wave em Águas Ultraprofundas**. [S. l.: s. n.], 2019. 75 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2019.

ORR, Ansel *et al.* Unconventional Approach Simplifies Steel Catenary Riser Decommissioning. *In*: OFFSHORE Technology Conference. [S. l.]: OTC, ago. 2021. (21OTC). DOI: 10.4043/31029-ms.

PIERSON, Willard J.; MOSKOWITZ, Lionel. A proposed spectral form for fully developed wind seas based on the similarity theory of S. A. Kitaigorodskii. **Journal of Geophysical Research**, American Geophysical Union (AGU), v. 69, n. 24, p. 5181–5190, dez. 1964. ISSN 0148-0227. DOI: 10.1029/jz069i024p05181.

SARPKAYA, Turgut 'Sarp'; ISAACSON, Michael S.; WEHAUSEN, John V. Mechanics of wave forces on offshore structures, 1981. Disponível em: <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:123085038>.

SINTEF. **Handbook on design and operation of flexible pipes**. 1. ed. [S. l.]: SINTEF Ocean AS, dez. 2017. ISBN 3257227892. Disponível em: <https://hdl.handle.net/11250/3123266>.

SMITH, Russell; CARR, Tommie; LANE, Michael. Computational Tool for the Dynamic Analysis of Flexible Risers Incorporating Bending Hysteresis. *ASME*, p. 241–248, jan. 2007. DOI: 10.1115/omae2007-29276.

SOMMER, Brigitte *et al.* Decommissioning of offshore oil and gas structures – Environmental opportunities and challenges. **Science of The Total Environment**, Elsevier BV, v. 658, p. 973–981, mar. 2019. ISSN 0048-9697. DOI: 10.1016/j.scitotenv.2018.12.193.

SPARKS, P. Charles. **Fundamentals of marine riser mechanics : basic principles and simplified analyses**. 1. ed. Tulsa, Oklahoma: PennWell Corporation, 2007. ISBN 978-1-59370-070-6.

VIDAL, Priscila da Cunha Jácome *et al.* Decommissioning of offshore oil and gas platforms: A systematic literature review of factors involved in the process. **Ocean Engineering**, Elsevier Ltd, v. 255, p. 111428, jul. 2022. ISSN 00298018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2022.111428.

WILSON, James F.; MUGA, Bruce J.; REESE, Lymon C. **Dynamics of Offshore Structures**. Edição: James F Wilson. 2. ed. [S. l.]: John Wiley & Sons, set. 2003. p. 325. ISBN 0-471-26467-9.

WITZ, J.A.; TAN, Z. On the flexural structural behaviour of flexible pipes, umbilicals and marine cables. **Marine Structures**, Elsevier BV, v. 5, n. 2–3, p. 229–249, jan. 1992. ISSN 0951-8339. DOI: 10.1016/0951-8339(92)90030-s.

XAVIER, Marcelo Lopes. **Instalação de Dutos Flexível em Águas Ultraprofundas**. [S. l.: s. n.], 2006. 82 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.

YE, Weihao *et al.* Finite element study on the wet collapse mechanism of a flexible pipe with eroded carcass. **Ocean Engineering**, Elsevier BV, v. 329, p. 121–124, jun. 2025. ISSN 0029-8018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2025.121124.

ZHANG, Xiansheng *et al.* Study on the influence of bending curvature on the bending characteristics of unbonded flexible pipes. **Ocean Engineering**, Elsevier BV, v. 281, p. 114730, ago. 2023. ISSN 0029-8018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2023.114730.

ZOU, Jun. Semisubmersible platforms with steel catenary risers for western Australia and gulf of Mexico. **Ocean Systems Engineering**, Techno-Press, v. 2, n. 2, p. 99–113, jun. 2012. ISSN 0029-8018. DOI: 10.12989/ose.2012.2.2.099.