



**EQUAÇÕES PARA CÁLCULO DE TRAÇÕES E CURVATURAS EXTREMAS NO TOPO
DE RISERS FLEXÍVEIS BASEADAS EM REGRESSÃO SIMBÓLICA**

Leandro Tibúrcio Gomes

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes de Sousa

Rio de Janeiro
Fevereiro de 2025

EQUAÇÕES PARA CÁLCULO DE TRAÇÕES E CURVATURAS EXTREMAS NO TOPO
DE RISERS FLEXÍVEIS BASEADAS EM REGRESSÃO SIMBÓLICA

Leandro Tibúrcio Gomes

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM
ENGENHARIA CIVIL.

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes de Sousa

Aprovada por: Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo

Prof. Fernando Jorge Mendes de Sousa

Prof. Daniel Alves Castello

Dr. George Carneiro Campello

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

FEVEREIRO DE 2025

Gomes, Leandro Tibúrcio

Equações para Cálculo de Trações e Curvaturas Extremas no Topo de Risers Flexíveis em Etapas Iniciais de Projeto / Leandro Tibúrcio Gomes. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2025.

XIII, 86 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes de Sousa

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2025.

Referências Bibliográficas: p. 87-91.

1. Dutos Flexíveis. 2. Análise Dinâmica. 3. Regressão Simbólica. I. Sagrilo, Luis Volnei Sudati *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

AGRADECIMENTOS

À minha mãe Maria Márcia que, além de ser a primeira pessoa da família a fazer curso superior, foi grande incentivadora dos estudos de seus irmãos, filhos e sobrinhos, mas faleceu durante o desenvolvimento desse trabalho.

À Cristiane e meu filho Gilberto, que nasceu durante esse período acadêmico e pandêmico, por estarem comigo durante esses anos.

Aos meus orientadores Fernando de Sousa e Luis Sagrilo pelo apoio no desenvolvimento da dissertação e ao George Campello por ter me ajudado, junto com o Fernando de Sousa, a definir o tema a ser desenvolvido.

Aos professores da UFMG e UFRJ que contribuíram para minha formação no ensino superior.

Aos colegas da Petrobras que contribuíram cotidianamente para o meu desenvolvimento profissional e, dessa forma, permitiram que eu conseguisse realizar uma dissertação em uma área distinta da minha graduação.

À Petrobras por incentivar os funcionários a fazerem pós-graduação e permitir que eu frequentasse as aulas em horários de trabalho.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

EQUAÇÕES PARA CÁLCULO DE TRAÇÕES E CURVATURAS EXTREMAS NO TOPO DE RISERS FLEXÍVEIS BASEADAS EM REGRESSÃO SIMBÓLICA

Leandro Tibúrcio Gomes

Fevereiro/2025

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes de Sousa

Programa: Engenharia Civil

Dutos flexíveis são compostos por diversas camadas sobrepostas de polímeros e metais. Eles apresentam um número considerável de possíveis modos de falha, que demandam elevado custo computacional para realização de análises dinâmicas requeridas no seu projeto. Esse custo pode tornar as fases iniciais de um projeto muito difíceis, especialmente quando se considera que informações definitivas necessárias para a realização de análises dinâmicas podem não estar totalmente disponíveis. A variação dos dados de entrada, consequente dessa incerteza ou até mesmo causada pelos próprios resultados de análises já realizadas, pode tornar mais vantajoso o uso de expressões que permitam uma análise rápida dos esforços de projeto, com certa margem de erro, ao invés de uma análise mais acurada e complexa.

A análise de cargas extremas é fundamental para avaliação de alguns modos de falha, sendo objetivo desse trabalho propor expressões analíticas simplificadas capazes de calcular duas grandezas importantes nessa análise, que são a tração máxima no topo do *riser* e o raio de curvatura mínimo na região do enrijecedor de curvatura. As expressões propostas foram obtidas por meio de regressão simbólica para *risers* flexíveis na configuração *lazy wave*, instalados em FPSOs com ancoragem distribuída (*spread mooring*) aprofundados entre as direções S e SSW, submetidos a condições ambientais em um local específico da costa brasileira.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

EQUATIONS FOR CALCULATING EXTREME TOP TENSIONS AND CURVATURES AT FLEXIBLE RISERS BASED IN SYMBOLIC REGRESSION

Leandro Tibúrcio Gomes

February/2025

Advisors: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes de Sousa

Department: Civil Engineering

Flexible risers are composed of several overlapping layers of polymers and metals. They present a considerable number of possible failure modes, which require high computational cost for conducting dynamic analyses necessary for their design. This cost can make the initial phases of a project very challenging, especially when considering that definitive information required for dynamic analyses may not be fully available. The variation in input data, resulting from this uncertainty or even caused by the results of analyses already conducted, may make it more advantageous to use expressions that allow for a quick analysis of the design loads, with some margin of error, rather than a more accurate and complex analysis.

Extreme loads analysis is essential for evaluating certain failure modes. This work objective is to propose simplified analytical expressions capable of calculating two quantities determined in this analysis: the maximum tension at the top of the riser and minimum curvature radius in bend stiffener region. The proposed expressions were obtained through symbolic regression for flexible risers in lazy wave configuration, installed on FPSOs with spread mooring systems oriented between the S and SSW directions, subjected to environmental conditions at a specific location off the Brazilian coast.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	IX
LISTA DE TABELAS	X
GLOSSÁRIO.....	XII
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO	1
1.2 MOTIVAÇÃO.....	3
1.3 METODOLOGIA.....	5
1.4 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO	6
2 DUTOS FLEXÍVEIS	8
2.1 SISTEMA MARÍTIMO DE PRODUÇÃO	8
2.2 CLASSIFICAÇÃO DE DUTOS	9
2.3 CAMADAS DE DUTOS FLEXÍVEIS	10
2.3.1 Carcaça Intertravada.....	11
2.3.2 Barreira de Pressão	11
2.3.3 Armadura de Pressão.....	12
2.3.4 Fita Anti-Desgaste	12
2.3.5 Armadura de Tração.....	13
2.3.6 Fita Anti-Flambagem	13
2.3.7 Capa externa	13
2.4 CONFIGURAÇÕES DE RISERS FLEXÍVEIS	13
2.5 ANÁLISE GLOBAL DE DUTOS FLEXÍVEIS	16
2.6 MÉTODO DO HARMÔNICO EQUIVALENTE.....	19
2.7 RAO DE TRAÇÃO	21
2.8 CÁLCULO DE CURVATURA	22
3 REGRESSÃO SIMBÓLICA	25
3.1 OTIMIZAÇÃO MULTIOBJETIVO	25
3.2 TÉCNICAS METAHEURÍSTICAS	28

3.3	SIMULATED ANNEALING.....	30
3.4	IMPLEMENTAÇÃO	32
3.5	TURINGBOT	33
4	METODOLOGIA DESENVOLVIDA	35
4.1	CÁLCULO DE TRAÇÃO NO TOPO DO RISER	35
4.1.1	Cálculo de RAOs de tração.....	35
4.1.2	Variáveis Independentes e Adimensionalização	37
4.1.3	Equação para Cálculo de Tração de Topo	40
4.2	CÁLCULO DE CURVATURA NA REGIÃO DO ENRIJECEDOR.....	48
4.2.1	Variação do Ângulo de Topo do Riser.....	48
4.2.2	Equação para Cálculo de Curvatura	56
5	ESTUDO DE CASO	60
5.1	ANÁLISE DE MOVIMENTOS DE FPSOS	62
5.2	TRAÇÃO E CURVATURA – MOVIMENTOS ENVOLTÓRIOS	64
5.2.1	Análise simplificada de Tração	64
5.2.2	Análise Simplificada de Raio de Curvatura.....	68
5.3	TRAÇÃO E CURVATURA – MOVIMENTOS ESPECÍFICOS.....	72
5.3.1	Análise Simplificada de Tração.....	73
5.3.2	Análise Simplificada de Raio de Curvatura.....	76
5.4	FATOR DE AJUSTE	80
6	CONCLUSÕES.....	84
6.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	85
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS	87

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1-1 – ESTRUTURA DO DUTO HAIS UTILIZADO NO PROJETO PLUTO [2].....	1
FIGURA 1-2 – SEÇÃO TRANSVERSAL DE UM DUTO FLEXÍVEL [5].....	2
FIGURA 2-1 – ESTRUTURA TÍPICA DE UM DUTO FLEXÍVEL (ADAPTADO DE LI <i>ET AL.</i> [15]).	10
FIGURA 2-2 – EXEMPLO DE PERFIL DE CARCAÇA [14].	11
FIGURA 2-3 – EXEMPLOS DE PERFIS DE ARMADURA DE PRESSÃO [14].....	12
FIGURA 2-4 – CONFIGURAÇÕES DE <i>RISERS</i> FLEXÍVEIS [14].....	14
FIGURA 2-5 – MOVIMENTOS DE UMA UNIDADE FLUTUANTE [16].	18
FIGURA 2-6 – CURVATURA – DEFINIÇÃO DO PROBLEMA [6].....	23
FIGURA 3-1 – EXEMPLO DE CONJUNTO DE SOLUÇÕES PARETO ÓTIMAS	27
FIGURA 3-2 – INTERFACE DO TURINGBOT	34
FIGURA 4-1 – CONFIGURAÇÕES DE <i>RISERS</i> UTILIZADOS	36
FIGURA 4-2 – EXEMPLO DE RAO DE TRAÇÃO.....	37
FIGURA 4-3 – DIMENSÕES PARA CÁLCULO DE CONICIDADE DO ENRIJECEDOR DE CURVATURA.....	40
FIGURA 4-4 – GRÁFICO DE DISPERSÃO - <i>RISER</i> DE GL 4”	43
FIGURA 4-5 – GRÁFICO DE DISPERSÃO - <i>RISER</i> DE IG 6”	43
FIGURA 4-6 – GRÁFICO DE DISPERSÃO - <i>RISER</i> DE PO 6”	43
FIGURA 4-7 – GRÁFICO DE DISPERSÃO - EQUAÇÃO PARA FAD DE 4 <i>RISERS</i>	44
FIGURA 4-8 – GRÁFICO DE DISPERSÃO - EQUAÇÃO PARA FAD DE 13 <i>RISERS</i>	45
FIGURA 4-9 – GRÁFICO DE DISPERSÃO - EQUAÇÃO (4-4).....	47
FIGURA 4-10 – HISTOGRAMA DA EQ. (4-4) X DISTRIBUIÇÃO NORMAL	48
FIGURA 4-11 – GRÁFICO DE DISPERSÃO - EQUAÇÕES (4-8) E (4-9).....	54
FIGURA 4-12 – HISTOGRAMA DAS EQUAÇÕES (4-8) E (4-9) X DISTRIBUIÇÃO NORMAL	55
FIGURA 4-13 – GRÁFICO DE DISPERSÃO - EQUAÇÕES (4-8) E (4-9) COM AJUSTE	56
FIGURA 4-14 – GRÁFICO DE DISPERSÃO DA EQUAÇÃO (4-10)	59
FIGURA 5-1 – FAD ANFLEX X FAD EQ. (4-4) – ENVOLTÓRIA– GL 4”.....	65
FIGURA 5-2 – FAD ANFLEX X FAD EQ. (4-4) – ENVOLTÓRIA – IG 6”	66
FIGURA 5-3 – FAD ANFLEX X FAD EQUAÇÃO (4-4) – ENVOLTÓRIA – IA 8”.....	67
FIGURA 5-4 – RC ANFLEX X RC EQ. (4-10) – ENVOLTÓRIA – GL 4”	68
FIGURA 5-5 – RC ANFLEX X RC EQ. (4-10) – ENVOLTÓRIA – IG 6”	69
FIGURA 5-6 – RC ANFLEX X RC EQUAÇÃO (4-10) – ENVOLTÓRIA – IA 8”.....	71
FIGURA 5-7 – FAD ANFLEX X FAD EQ. (4-4) – FPSO ESPECÍFICO – GL 4”	73
FIGURA 5-8 – FAD ANFLEX X FAD EQ. (4-4) – FPSO ESPECÍFICO – IG 6”	74
FIGURA 5-9 – FAD ANFLEX X FAD EQ. (4-4) – FPSO ESPECÍFICO – IA 8”.....	75
FIGURA 5-10 – RC ANFLEX X RC EQ. (4-10) – FPSO ESPECÍFICO – GL 4”	76
FIGURA 5-11 – RC ANFLEX X RC EQ. (4-10) – FPSO ESPECÍFICO – IG 6”	78
FIGURA 5-12 – RC ANFLEX X RC EQ. (4-10) – FPSO ESPECÍFICO – IA 8”	79

LISTA DE TABELAS

TABELA 4-1 – FAIXA DE VALORES DE CARACTERÍSTICAS DOS <i>RISERS</i> AVALIADOS	36
TABELA 4-2 – VARIÁVEIS UTILIZADAS NAS EQUAÇÕES ANALÍTICAS	39
TABELA 4-3 – CONJUNTO DE <i>RISERS</i> PARA CÁLCULO DE EQUAÇÃO DO FAD	40
TABELA 4-4 – CASOS PARA CÁLCULO DE TRAÇÃO DINÂMICA.....	41
TABELA 4-5 – CONSTANTES E MÉTRICAS DE QUALIDADE PARA <i>RISER</i> DE GL 4”	42
TABELA 4-6 – CONSTANTES E MÉTRICAS DE QUALIDADE PARA <i>RISERS</i> DE IG 6”.....	42
TABELA 4-7 – CONSTANTES E MÉTRICAS DE QUALIDADE PARA <i>RISER</i> DE PO 6”.....	42
TABELA 4-8 – MÉTRICAS DE QUALIDADE DA EQUAÇÃO PARA FAD DE 4 <i>RISERS</i>	44
TABELA 4-9 – MÉTRICAS DE QUALIDADE DA EQUAÇÃO PARA FAD DE 13 <i>RISERS</i>	45
TABELA 4-10 – VARIÁVEIS UTILIZADAS NA EQ. (4-4).....	46
TABELA 4-11 – CONSTANTES DA EQ. (4-4)	46
TABELA 4-12 – MÉTRICAS DE QUALIDADE DA EQ. (4-4)	47
TABELA 4-13 – CONJUNTO DE <i>RISERS</i> PARA CÁLCULO DE EQUAÇÃO DO ÂNGULO.....	51
TABELA 4-14 – VARIÁVEIS UTILIZADAS NA EQS. (4-8) E (4-9)	53
TABELA 4-15 – CONSTANTES DA EQ. (4-8)	53
TABELA 4-16 – CONSTANTES DA EQ. (4-9)	54
TABELA 4-17 – MÉTRICAS DE QUALIDADE DAS EQS. (4-8) E (4-9) COMBINADAS	55
TABELA 4-18 – CONJUNTO DE <i>RISERS</i> PARA CÁLCULO DE EQUAÇÃO DE CURVATURA	57
TABELA 4-19 – DADOS DE ENTRADA DO PREDIS.....	57
TABELA 4-20 – VARIÁVEIS UTILIZADAS NA EQ. (4-10).....	58
TABELA 4-21 – CONSTANTES DA EQ. (4-10)	58
TABELA 4-22 – ERRO DA EQUAÇÃO (4-10)	59
TABELA 5-1 – CARACTERÍSTICAS DOS FPSOS	60
TABELA 5-2 – DADOS DO <i>RISER</i> GL DE 4”	61
TABELA 5-3 – DADOS DO <i>RISER</i> IG DE 6”	61
TABELA 5-4 – DADOS DO <i>RISER</i> IA DE 8”	62
TABELA 5-5 – VALORES EXTREMOS DOS MOVIMENTOS DO CONJUNTO DE FPSOS	63
TABELA 5-6 – FAD – ENVOLTÓRIA DE MOVIMENTOS – GL 4”	65
TABELA 5-7 – FAD – ENVOLTÓRIA DE MOVIMENTOS – IG 6”	66
TABELA 5-8 – FAD – ENVOLTÓRIA DE MOVIMENTOS – IA 8”	67
TABELA 5-9 – RC GL DE 4” - ENVOLTÓRIA DE MOVIMENTOS	69
TABELA 5-10 – RC IG DE 6” – ENVOLTÓRIA DE MOVIMENTOS	70
TABELA 5-11 – RC IA DE 8” – ENVOLTÓRIA DE MOVIMENTOS	71
TABELA 5-12 – VALORES EXTREMOS DOS MOVIMENTOS DO FPSO DO <i>RISER</i> DE GL 4”	73
TABELA 5-13 – FAD – MOVIMENTO DA PLATAFORMA – GL 4”.....	74
TABELA 5-14 – FAD – MOVIMENTO DA PLATAFORMA – IG 6”.....	75
TABELA 5-15 – FAD – MOVIMENTO DA PLATAFORMA – IA 8”.....	76
TABELA 5-16 – RC GL DE 4” - MOVIMENTO DA PLATAFORMA.....	77
TABELA 5-17 – RC IG DE 6” - MOVIMENTO DA PLATAFORMA.....	78

TABELA 5-18 – RC IA DE 8” - MOVIMENTO DA PLATAFORMA.....	80
TABELA 5-19 – RESULTADOS – TRAÇÃO DINÂMICA MÁXIMA.....	81
TABELA 5-20 – RESULTADOS – RAIO DE CURVATURA	81
TABELA 5-21 – RESULTADOS TD – AJUSTE NA EQ. (4-4).....	81
TABELA 5-22 – RESULTADOS RC – AJUSTE NA EQ. (4-10).....	82
TABELA 5-23 – RESULTADOS RC – AJUSTE NAS EQUAÇÕES (4-8) E (4-9)	82

GLOSSÁRIO

ANM – Árvore de Natal Molhada

CRF – Conexão *riser-flowline*

E – *East*

ENE – *East-northeast*

ESE – *East-southeast*

FAD – Fator de Amplificação Dinâmica

FPSO – *Floating Production Storage and Offloading*

GL – *Gas Lift*

HAIS – Hartley-Anglo-Iranian-Siemens

HDPE – *High-density Polyethylene*

HIC – *Hydrogen Induced Cracking*

IA – Injeção de Água

IG – Injeção de Gás

N – *North*

NE – *Northeast*

NNE – *North-northeast*

NNW – *North-northwest*

NP – *Nondeterministic Polynomial Time*

NW – *Northwest*

PLSV – *Pipe Laying Support Vessel*

PLUTO – Pipeline Under The Ocean

PO – Produção de Óleo

PVDF – Polyvinylidene Fluoride

RAO – Response Amplitude Operator

RC – Raio de Curvatura

RMSE – Root Mean Squared Error

S – South

SE – Southeast

SS – Semissubmersível

SSE – South-southeast

SSW – South-southwest

SW – Southwest

SSC – Sulfide stress cracking

TDP – Touchdown Point

TDZ – Touchdown Zone

UEP – Unidade Estacionária de Produção

VIV – Vortex-Induced Vibration

W – West

WNW – West-northwest

WSW – West-southwest

XLPE – Cross-linked polyethylene

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

A utilização de dutos flexíveis para transporte de óleo e gás se inicia na operação PLUTO, que consiste em um projeto concebido em 1942 no contexto da Segunda Guerra Mundial, com o objetivo de transportar petróleo e/ou derivados através do Canal da Mancha [1]. Essa alternativa foi desenvolvida com o objetivo de dispensar o uso de navios tanque, que seriam altamente vulneráveis a ataques realizados pelos países do Eixo, em especial durante as operações de carga e descarga.

Para atender esse objetivo, foram propostos dois tipos distintos de dutos flexíveis. Um deles foi construído por meio de soldagem por centelhamento de tubos de aço (Hamel) conforme descrito por BLAIR [1], enquanto o outro partiu de um conceito mais próximo do que entendemos hoje como um duto flexível (HAIS) e, baseado em um cabo elétrico submarino, foi manufaturado utilizando camadas sobrepostas de metais, papel e fibras vegetais trabalhando solidariamente. A estrutura do tubo HAIS aplicado na operação PLUTO está apresentada na Figura 1-1.



Figura 1-1 – Estrutura do duto HAIS utilizado no projeto PLUTO [2].

A primeira instalação industrial de um duto flexível, por outro lado, foi realizada somente em 1971, no campo de Emeraude no Congo, com linhas de 3", 6" e 8", com pressões de operação variando entre 500 e 2000psi [3].

Atualmente, dutos flexíveis são utilizados amplamente na indústria *offshore*. Sua presença é ainda mais marcante no caso do cenário brasileiro, onde sua aplicação cresce em ritmo acelerado desde 1977 quando foram instaladas as primeiras linhas no campo de Garoupa [4]. Hoje se encontram milhares de quilômetros de dutos flexíveis em operação na indústria de petróleo brasileira.

Esse tipo de tubo apresenta algumas vantagens em relação aos dutos rígidos devido à composição de sua estrutura. O principal atrativo, que justifica sua nomenclatura, é o fato de sua combinação de camadas poliméricas e metálicas sobrepostas resultar em um duto que apresenta baixa rigidez à flexão em relação à rigidez axial, permitindo raios de curvatura muito menores do que os exequíveis para um duto rígido com mesma classe de pressão.

Essa característica permite que o duto seja mais facilmente transportado e instalado, ao possibilitar a armazenagem em bobinas sem a necessidade de deformação plástica do duto, ao mesmo tempo que comporta alterações de direção mais acentuadas, consequentemente facilitando sua reutilização, remanejamento e a acomodação de eventuais alterações de projeto.

Um exemplo de seção transversal de um duto flexível atual está apresentado na Figura 1-2.

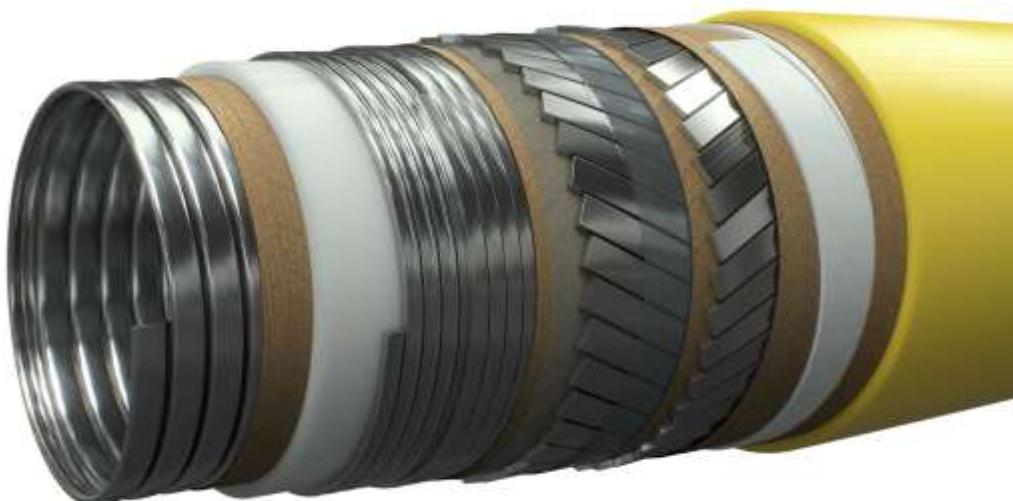


Figura 1-2 – Seção transversal de um duto flexível [5].

Por outro lado, os tubos flexíveis costumam apresentar um custo por metro mais elevado, ter maior limitação quanto à lâmina d'água de instalação, mais tipos de modo de falha para serem analisados devido à presença de camadas muito distintas entre si e, adicionalmente, as análises dinâmicas de *risers* flexíveis demandadas no projeto apresentam complexidade maior em comparação a de *risers* rígidos, dificultando a adoção de soluções analíticas que propiciem resultados rápidos e acurados para grandezas de interesse da indústria.

1.2 MOTIVAÇÃO

Diversas análises são realizadas durante o projeto de um *riser* flexível com o objetivo de garantir que estas estruturas possam operar com segurança durante toda a vida esperada de um empreendimento.

A análise dinâmica global, que inclui as análises de cargas extremas, fadiga, interferência e VIV, é utilizada para verificar diversos possíveis modos de falha do tubo e interfere no dimensionamento não só do duto flexível em si (incluindo sua configuração e acessórios) como também de suas interfaces (como a boca de sino, o balcão de *risers* de uma plataforma ou até mesmo em equipamentos submarinos nos quais o duto seja eventualmente instalado).

Estas análises são executadas diversas vezes ao longo do projeto, visto que as premissas inicialmente adotadas evoluem e, adicionalmente, os próprios resultados das análises executadas podem forçar mudanças. Pode-se citar, por exemplo, mudanças de configurações quando um *riser* não satisfaz critérios para interferência, obrigando a execução de novas análises de extremos. Porém, devido à necessidade de se avaliar grande quantidade de casos, o custo computacional de tais análises pode ser bastante elevado, resultando em um excessivo dispêndio de tempo.

A questão apresentada é mais crítica durante fases iniciais de um projeto de *riser/plataforma* devido à indisponibilidade de informações definitivas necessárias para realização das análises. A possibilidade de haver muita variação dos dados de entrada aumenta a atratividade do uso de expressões que permitam uma análise mais rápida, com uma determinada margem de erro, em detrimento de uma mais acurada e complexa.

Diversas causas para mudanças e incertezas quanto aos dados em fases iniciais de um projeto, que justificam o uso de métodos expeditos, podem ser citadas. Algumas delas estão descritas a seguir:

- É possível que as informações definitivas da UEP sejam definidas em um processo posterior ou paralelo à aquisição dos dutos, pois tanto o processo da construção de uma unidade flutuante quanto a fabricação de todos os dutos necessários para se atender um campo de petróleo necessitam de grande quantidade de tempo. Isso resulta na possibilidade de ocorrerem diversas modificações nas condições de contorno a serem consideradas no decorrer do projeto de um duto à medida que as informações se tornam mais consolidadas;
- Durante o projeto de uma plataforma de produção de petróleo, pode não haver informações específicas sobre os *risers* a serem efetivamente instalados, sendo necessário utilizar dados de *risers* presentes em campos nos quais as UEPs estão submetidas a condições ambientais semelhantes como referência. Caso não exista método capaz de realizar uma análise rápida, serão necessárias análises completas de *risers* para se obter um dado que necessariamente terá pouca acurácia devido à ausência de informações dos *risers* definitivos;
- A definição de configuração de instalação do tipo *lazy wave* envolve um processo de tentativa e erro, geralmente partindo de uma configuração conhecida que tenha tido resultados satisfatórios em condição semelhante. Uma análise rápida com resultados não tão acurados pode contribuir no processo de se encontrar uma configuração adequada, ao permitir descartar mais rapidamente uma determinada configuração ou verificar o impacto de pequenas alterações na mesma;
- No projeto de um enrijecedor de curvatura também se utiliza um processo de tentativa e erro partindo de enrijecedores de curvatura já conhecidos, com uma análise rápida tornando possível um descarte de possibilidades muito distantes de atender o *riser* sendo analisado ou que estejam demasiadamente superdimensionados.

Métodos simplificados com o objetivo de se obter análises rápidas e conservadoras já são utilizadas atualmente na indústria de óleo e gás, dado que esse conflito entre custo computacional e tempo disponível para realização de uma análise é comum. Em SOUSA *et al.* [6] foi apresentada uma metodologia simplificada para avaliar

a vida em fadiga na região do topo de um *riser* flexível que é utilizada na Petrobras em uma aplicação denominada WEBFLEX. Outros exemplos são RODRIGUES *et al.* [7], que utiliza redes neurais artificiais para se obter séries temporais de tensões axiais e momentos fletores de *risers* flexíveis com custos computacionais reduzidos, e ARAÚJO *et al.* [8], onde se utiliza regressão simbólica para prever séries temporais de tração e curvatura com base em simulações curtas obtidas pelo Método dos Elementos Finitos. Esses dois últimos se propõem a reduzir o custo computacional de análises de fadiga através dessa redução no esforço necessário para obtenção de séries temporais.

Na exploração do Pré-sal brasileiro, foram adotadas soluções muito semelhantes em uma grande quantidade de campos, com FPSOs *spread mooring*, aproamentos entre as direções S e SSW, lâminas d'água entre 1900m e 2300m e utilização de grande quantidade de *risers* na configuração *lazy wave* por plataforma. Dentro desse mesmo cenário, acabou-se adotando configurações semelhantes dentro de uma mesma função para evitar possíveis interferências entre *risers*, o que torna razoável a hipótese de que resultados de análises tenham similaridade suficiente para ser inferidos com base em um banco de dados de análises anteriores.

Cargas no topo do *riser* e curvatura máxima na região do enrijecedor de curvatura são duas grandezas relevantes que são objeto de avaliação em uma análise de cargas extremas, sendo importantes para o projeto tanto do duto flexível quanto de sua interface, por se tratar de regiões críticas. Devido a isso, foram escolhidas como objeto de estudo nessa dissertação.

A forma escolhida para encontrar essas expressões foi através do uso da regressão simbólica, que se utiliza dos dados de entrada e resposta de um banco de dados para encontrar um modelo analítico capaz de descrever um determinado sistema.

1.3 METODOLOGIA

O desenvolvimento de expressões analíticas através de métodos de regressão simbólica baseia-se na utilização de programas computacionais que utilizam os resultados de muitas análises, relacionando-os a valores correspondentes de dados de entrada que o usuário considere importantes para o problema ([8],[9]). Levando em conta que a tração no topo de um *riser* é fortemente influenciada por características da estrutura e pela aceleração de *heave* da unidade flutuante ([10],[11]) ao passo que as curvaturas dependem das trações, das variações angulares decorrentes da movimentação da plataforma e da

dinâmica do *riser*, além de características do enrijecedor de curvatura ([6],[12]), a metodologia adotada neste trabalho para obter expressões para trações e raios de curvatura extremos foi dividida em três etapas:

- 1) Avaliação de uma expressão analítica para um fator de amplificação dinâmica (DAF) que, multiplicado pela tração do *riser* em posição neutra, estime a tração de topo no mesmo. Esta expressão depende principalmente das características do *riser* e da aceleração de *heave* do flutuante no ponto de conexão;
- 2) Avaliação de uma expressão analítica para cálculo da variação do ângulo de topo do *riser* com base nos movimentos da plataforma, corrente, offset e características físicas do mesmo;
- 3) Avaliação de uma expressão analítica para o cálculo do raio de curvatura mínimo na região do enrijecedor de curvatura com base em dados relativos ao *riser*, ao enrijecedor de curvatura e aos pares tração x variações angulares.

Todas as análises globais de *risers* executadas neste trabalho foram efetuadas utilizando o programa ANFLEX [13], da Petrobras.

1.4 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

O texto desta dissertação é organizado em seis capítulos. A seguir apresenta-se uma breve descrição acerca de cada um deles:

- No Capítulo 1 é contextualizado o uso dos dutos flexíveis na indústria de petróleo, são apresentados os motivos que levaram à execução desse trabalho e a metodologia adotada para atender aquilo que essa dissertação se propõe.
- O Capítulo 2 descreve onde os dutos flexíveis se situam em um sistema marítimo de produção de petróleo e, após isso, é feita uma descrição mais detalhada de como esse tipo de tubo é composto, além de possíveis configurações de *risers*. Adicionalmente, o capítulo também trata sobre análise global de *risers* e métodos que auxiliam a se obter resultados de forma simplificada, como o Harmônico Equivalente, RAO de Tração e uma metodologia para cálculo de curvatura na região de um enrijecedor de curvatura.

- No Capítulo 3 é apresentado o problema da otimização multiobjetivo e as metaheurísticas utilizadas para resolver problemas desse tipo. Também se explica brevemente o conceito do *Simulated Annealing*, o problema da regressão simbólica e o software utilizado nesse trabalho para realizá-la (TuringBot).
- No Capítulo 4 a metodologia utilizada para se obter as expressões para cálculo da tração de topo do *riser* e curvatura na região do enrijecedor de curvatura é descrita de forma detalhada.
- No Capítulo 5 são apresentados estudos de caso para três *risers* distintos, como exemplos de aplicação da metodologia.
- Finalmente, no Capítulo 6, são apresentadas as conclusões do trabalho e sugestões para trabalhos futuros.

2 DUTOS FLEXÍVEIS

2.1 SISTEMA MARÍTIMO DE PRODUÇÃO

Um sistema marítimo de produção de petróleo pode ser dividido em três partes: a unidade estacionária de produção (UEP), o sistema submarino e o poço.

Existe grande variedade de tipos de UEPs, bastante distintos entre si, sendo uma possível forma de categorizar os tipos existentes a divisão entre plataformas fixas e móveis. As plataformas fixas não serão foco desse trabalho, mas normalmente são constituídas por estruturas modulares de aço fixadas ao solo marinho através de estacas. Plataformas móveis, por outro lado, podem ser feitas com base em diversos conceitos diferentes, sendo mais comuns no Brasil as plataformas dos tipos semissubmersível (SS) e FPSO.

Unidades flutuantes do tipo semissubmersível são compostas por um ou mais conveses apoiados por colunas em flutuadores submersos que podem aumentar ou diminuir de profundidade através do ingresso de água em seus tanques de lastro, enquanto FPSOs são normalmente plataformas convertidas a partir de cascos de navios petroleiros (apesar de existirem alguns FPSOs cujos cascos foram construídos já com esse objetivo).

Este trabalho trata de dutos instalados especialmente em FPSOs, que se tornaram amplamente disponíveis na indústria com o banimento progressivo do uso de navios de casco simples para transporte de petróleo em diversos países no decorrer do século XXI, disponibilizando grande quantidade de cascos para serem adaptados nesse tipo de unidade estacionária de produção.

Os FPSOs podem ser classificados em conforme sua ancoragem como *turret* ou *spread mooring*. FPSOs *turret* possuem uma estrutura fixa denominada *turret* que é ancorada no solo marinho, enquanto sua parte móvel da qual faz parte o casco do barco se movimenta conforme variação das condições ambientais. Nesse tipo de UEP, os *risers* são instalados nessa estrutura fixa.

Os FPSOs *spread mooring*, por outro lado, não possuem essa estrutura fixa e são ancorados ao leito marinho com linhas de ancoragem distribuídas em torno da plataforma, o que torna esta UEP mais sensível às condições ambientais devido à impossibilidade de alinhamento com a força ambiental predominante, característica esta que é permitida pelo

turret. Os *risers* nesse tipo de UEP são instalados em um *balcony* (balcão de *risers*) localizado no costado da unidade.

O poço diz respeito ao conjunto de equipamentos que tem como função escoar os fluidos produzidos a partir do reservatório até a Árvore de Natal Molhada (ANM) ou, no sentido inverso, escoar fluidos injetados da ANM até o reservatório. Os poços podem possuir funções diversas em um projeto de exploração de um campo de petróleo como por exemplo a produção de óleo e/ou gás natural e injeção de água e/ou gás, podendo inclusive um mesmo poço ser utilizado para mais de uma função durante sua existência.

O sistema submarino por outro lado é tudo aquilo que faz a interface entre a UEP e o poço, sendo os dutos flexíveis, objetos de estudo dessa dissertação, parte integrante desse sistema.

2.2 CLASSIFICAÇÃO DE DUTOS

As tubulações que realizam o transporte de fluidos entre poços, plataformas e equipamentos submarinos são uma parte importante do sistema submarino, sendo possível classificá-los de diversas formas. Uma das possíveis formas de realizar essa categorização é definindo esses dutos como rígidos, flexíveis ou híbridos.

Enquanto os dutos rígidos são essencialmente tubos metálicos (por mais que existam variações, como por exemplo: tubos cladeados e com isolamento térmico), dutos flexíveis possuem uma estrutura composta por diversas camadas metálicas e poliméricas trabalhando solidariamente, o que permite que o tubo seja submetido a raios de curvatura menores sem deformação plástica. Sistemas híbridos são aqueles que se utilizam de dutos rígidos para parte do comprimento da tubulação e dutos flexíveis para outra parte.

Dentro da categoria dos dutos flexíveis, é possível fazer uma subdivisão em duas categorias conforme seu processo construtivo: aqueles que possuem camadas aderentes (*bonded*) e os que possuem camadas não-adherentes (*unbonded*) [14].

Um tubo flexível com camadas aderentes típico consiste em várias camadas de elastômero que podem ser enroladas ou extrudadas individualmente e, em seguida, unidas através de adesivos ou aplicando calor e/ou pressão para fundir suas camadas em uma única construção [14]. Ao unir as camadas, se evita o deslocamento relativo entre elas, algo que ocorre com os dutos de flexíveis que possuem camadas não-adherentes.

Esse trabalho tem como foco os dutos flexíveis com camadas não-adherentes e, portanto, todos os itens desse e dos próximos capítulos se referem a tubos dessa categoria, apesar dessa questão não ser citada em nenhum outro momento da dissertação.

Outra possível classificação de uma tubulação submarina, é em relação ao trecho ao qual ela faz parte no sistema submarino, podendo ser um *riser*, *flowline* ou *jumper*. Os *risers* são a parte submetida a cargas dinâmicas devido ao movimento da unidade de produção e as condições ambientais, enquanto o *flowline* se refere ao trecho que repousa no leito marinho e os *jumpers* são pequenos trechos que normalmente interligam equipamentos submarinos entre si.

2.3 CAMADAS DE DUTOS FLEXÍVEIS

Uma estrutura típica de duto flexível está apresentada na Figura 2-1. Dentre essas camadas, somente a barreira de pressão e a capa externa tem a função de garantir estanqueidade, criando uma região entre elas denominada espaço anular, onde, dependendo do fluido transportado, podem se concentrar gases que ficam em contato com as camadas entre elas dado que a barreira de pressão não é capaz de impedir completamente a permeação de gases e vapor d'água do fluido interno. A seguir será apresentada suscintamente uma descrição de cada uma das camadas de um *riser* flexível.



Figura 2-1 – Estrutura típica de um duto flexível (Adaptado de LI *et al.* [15]).

2.3.1 Carcaça Intertravada

A camada mais interna da secção transversal do tubo flexível é a carcaça. Ela é comumente fabricada a partir de uma fita plana de aço inoxidável que é moldada em um perfil intertravado, conforme exemplo apresentado na Figura 2-2.

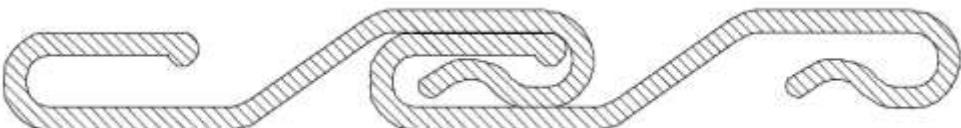


Figura 2-2 – Exemplo de perfil de carcaça [14].

O uso de aço inoxidável se justifica devido à necessidade de resistir à corrosão causada pelo fluido que é transportado pelo duto, dado que ele pode fluir livremente através do perfil da carcaça. Diferentes tipos de aço inoxidável são adotados para fabricação dessa camada conforme as características do fluido a ser transportado, sendo alguns dos materiais utilizados para esse fim os aços: 304, 316L, Lean Duplex, Duplex e Super Duplex.

A principal função da carcaça é prevenir o colapso do duto devido à pressão hidrostática ou outras cargas radiais, como por exemplo devido à carga de *crushing* durante a instalação do duto. Dutos que não transportam hidrocarbonetos podem ser construídos sem uma carcaça caso não exista possibilidade de haver uma pressão externa muito maior que a interna do duto, o que é uma possibilidade por exemplo em tubulações de injeção de água que permaneçam cheios de água durante toda sua operação.

2.3.2 Barreira de Pressão

A barreira de pressão é uma camada polimérica, extrudada diretamente sobre a carcaça, com o objetivo de garantir a estanqueidade do duto e evitar o vazamento do fluido transportado para camadas mais externas do duto flexível, ainda que moléculas de alguns gases e vapor d'água possam permear através da mesma. Alguns materiais utilizados para fabricação dessa camada são a poliamida, polietileno de alta densidade (HDPE), polietileno reticulado (XLPE) e o fluoreto de polivinilideno (PVDF), cuja escolha depende de características do fluido interno como a temperatura, pressão e seu pH.

2.3.3 Armadura de Pressão

A armadura de pressão é uma camada metálica composta por perfis enrolados em torno da barreira de pressão com o papel de suportar a pressão interna do duto, ao mesmo tempo que auxilia a carcaça interna a resistir às pressões externas. Há diversos possíveis perfis para construção dessa camada, com alguns exemplos sendo apresentados na Figura 2-3.

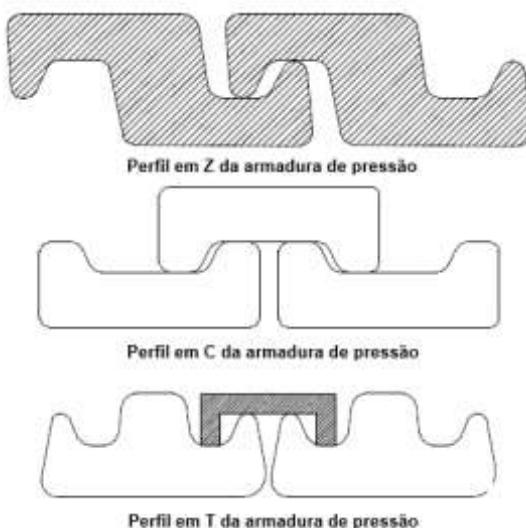


Figura 2-3 – Exemplos de perfis de armadura de pressão [14].

O material utilizado para os perfis da armadura de pressão é tipicamente aço carbono de alta resistência, porém, como aços de maior resistência são mais suscetíveis a trincas induzidas por hidrogênio (HIC) e estresse por sulfeto (SSC), pode ser necessário o uso de aços de resistência menor para aplicações que apresentam contaminantes no fluido transportado como por exemplo H₂S.

2.3.4 Fita Anti-Desgaste

A camada anti-desgaste se trata de uma camada não vedante que consiste em fitas anti-fricção enroladas em torno das camadas de armadura, cujo objetivo é reduzir a fricção e, portanto, o desgaste entre camadas metálicas quando elas se movimentam em contato umas contra as outras durante a operação e instalação do duto.

Dentre alguns possíveis materiais para essa camada estão o polietileno e a poliamida. No entanto, apesar de polimérica, essa camada não tem como função a vedação e permite a passagem de fluido através dela.

2.3.5 Armadura de Tração

Como o nome sugere, a armadura de tração tem como objetivo suportar as cargas de tração no duto flexível, suportando o peso de todas suas camadas e transferindo essa carga para o conector. Ela é tipicamente construída a partir de arames planos retangulares de aço carbono de alta resistência, contudo, da mesma forma que apontado no caso da armadura de pressão, o uso de aços de resistência menor pode ser necessário devido à sua menor suscetibilidade a trincas induzidas por hidrogênio (HIC) e estresse por sulfeto (SSC), uma situação possível devido à presença de contaminantes no fluido transportado como por exemplo H₂S.

2.3.6 Fita Anti-Flambagem

Quando o duto é submetido a uma compressão axial, os arames da armadura de tração tendem a se expandir radialmente, sendo necessária uma camada anti-flambagem pois a rigidez da capa externa é insuficiente para se conter esse fenômeno [15].

Com o objetivo de se evitar esse modo de falha, são utilizadas fitas de alta resistência cujo material normalmente é fibra de vidro ou aramida.

2.3.7 Capa externa

A capa externa garante a estanqueidade da linha, tendo como objetivo proteger camadas mais internas tanto da corrosão, ao evitar o contato das camadas metálicas com o ambiente marinho, como também de impactos durante o processo de instalação ou com outros dutos no período de operação no caso de *risers*.

Os materiais que podem ser utilizados nessa camada são os mesmos da barreira de pressão, como por exemplo poliamida, polietileno de alta densidade (HDPE), polietileno reticulado (XLPE) e fluoreto de polivinilideno (PVDF).

2.4 CONFIGURAÇÕES DE RISERS FLEXÍVEIS

Risers flexíveis podem ser instalados em unidades flutuantes em diversas configurações diferentes, algo que deve ser definido pelo projetista considerando as especificações técnicas do projeto assim como o custo da solução. Dentre as diversas questões técnicas relevantes para a definição de uma configuração tem-se, por exemplo,

as condições ambientais, o arranjo submarino, os requisitos de produção e as condições para instalação e recolhimento da linha.

Na Figura 2-4 se encontram as configurações mais comuns para *risers* flexíveis apresentadas na API RP 17B [14].

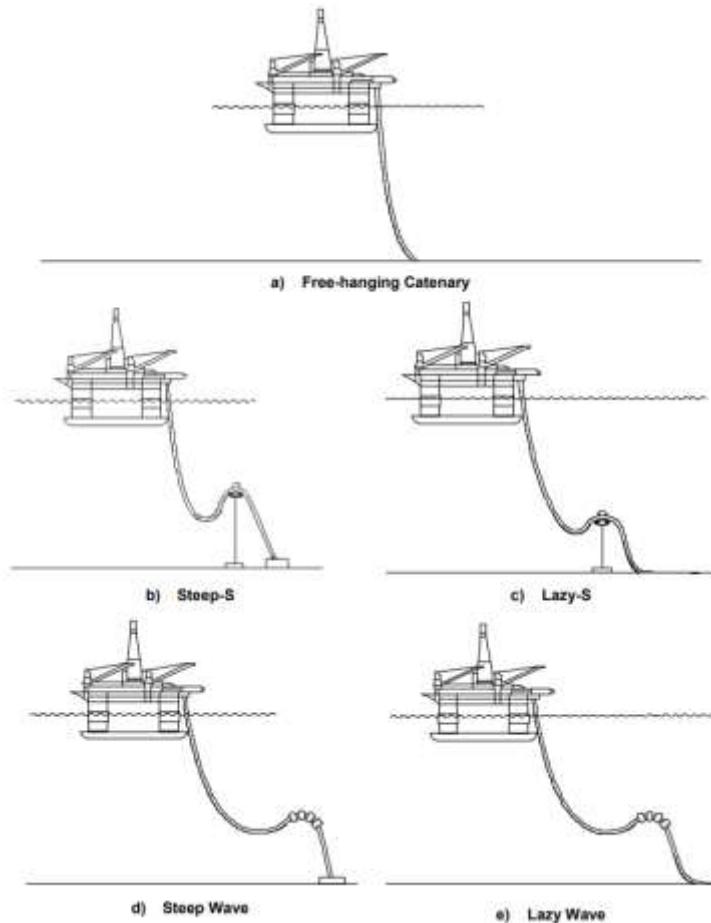


Figura 2-4 – Configurações de *risers* flexíveis [14].

A Catenária Livre (a) é a configuração mais simples para um *riser* flexível, apresentando menor custo e maior facilidade para instalação. Nessa configuração, porém, o duto está exposto a cargas severas devido aos movimentos da embarcação, com a região de contato do *riser* com o fundo do mar (TDZ) sendo bastante afetada por essa movimentação. Consequentemente, há maior probabilidade de ocorrência de compressão elevada, raios mínimos de curvatura infringidos e maior impacto com o solo marinho (que pode possuir corais ou outros itens potencialmente danosos para o *riser*). Apesar de seu apelo devido ao menor custo e facilidade de instalação, essa configuração acaba se mostrando inviável no caso de diversos *risers* instalados em lâminas d'água muito profundas, seja por não atender a vida útil na análise de fadiga, por apresentar compressão

excessiva no TDP ou algum outro modo de falha, sendo necessário a busca de configurações alternativas.

Todas as outras 4 configurações apresentadas na Figura 2-4 podem ser chamadas de complacentes, tendo como objetivo desacoplar os movimentos da unidade flutuante em relação à resposta do *riser* na região de contato do mesmo com o fundo do mar, porém, com algumas diferenças entre elas.

As configurações do tipo S – (b) e (c) – utilizam uma boia submarina em posição fixa em relação ao leito marinho suportando parte do peso do *riser*, podendo inclusive possuir mais de um *riser* em uma única boia dada a maior complexidade desse módulo de flutuação em relação aos utilizados nas configurações do tipo *Steep Wave* (d) e *Lazy Wave* (e). Essas últimas utilizam módulos de flutuação distribuídos ao longo do *riser* para formar a configuração desejada.

A diferença entre as configurações *Lazy Wave/S* – (e) e (c) – e *Steep Wave/S* – (d) e (b), por outro lado, está na forma que o *riser* chega ao leito marinho. Enquanto na configuração *Lazy* o duto desce até o solo e segue apoiado após o TDP, a configuração *Steep* possui uma conexão quase vertical na extremidade inferior do *riser*, eliminando a existência dessa região crítica.

A configuração *Lazy Wave*, que é a mais utilizada nos campos brasileiros dentre as complacentes, se caracteriza pela disposição ondulada com curvaturas mais suaves do *riser*, permitindo que o sistema se move de forma mais flexível em resposta às ondas e correntes. Faz uso de flutuadores distribuídos que podem variar de tamanho e forma, com o objetivo de se obter a curvatura desejada e distribuir melhor as cargas ao longo do *riser*. Isso resulta não só em menores cargas no topo, como também na TDZ, o que consequentemente tende a melhorar a vida em fadiga.

Os flutuadores são fabricados com materiais leves, como polímeros, compósitos ou espuma sintética, devendo ser resistentes a impactos ocasionais de baixa energia sem deformação ou grande perda de flutuabilidade. Devido à sua dificuldade de manutenção e substituição, devem ter vida útil compatível com o restante do sistema e serem capazes de manter uma configuração adequada com sua flutuabilidade no fim da vida (essa propriedade varia durante a operação do *riser*, especialmente devido ao provável ingresso de água dentro do flutuador no decorrer de sua operação).

Quanto à modelagem numérica, um tramo com flutuadores pode ser modelado em um software de análise de *risers* com cada um de seus flutuadores sendo modelado individualmente ou se construindo um modelo equivalente no qual os parâmetros

utilizados para caracterizar o trecho onde os flutuadores estão instalados tenha comportamento similar sem que seja necessária a modelagem específica de cada flutuador.

2.5 ANÁLISE GLOBAL DE DUTOS FLEXÍVEIS

O objetivo da análise global de um duto flexível é avaliar os efeitos das cargas exercidas sobre o duto durante a instalação, operação e recolhimento. São avaliados valores de tração, momento, força cortante, ângulo de topo e raio de curvatura em regiões críticas do tubo analisado que, além de serem utilizados diretamente para avaliação em relação aos limites não só do duto em questão de como suas interfaces, também são utilizados para realização da análise local do duto flexível, que permite determinar os valores de tensão e deformação de suas camadas estruturais e seus respectivos fatores de utilização, além de verificar alguns possíveis modos de falha. Devido ao comportamento das ações ambientais, estas análises são usualmente feitas através de simulações numéricas dinâmicas no domínio do tempo usando modelos baseados no método dos elementos finitos.

Análises globais são utilizadas para várias verificações de projeto relacionadas à fase de operação de um *riser* flexível:

- Verificação de Fadiga: Tem como principal função definir a vida útil do trecho submetido a cargas dinâmicas perante os ciclos de carregamento previstos no projeto do duto flexível.
- Verificação de cargas extremas: Possui o objetivo de verificar o comportamento do duto flexível em condições com alta severidade em detrimento de avaliações em situações recorrentes, com o intuito de se encontrar os valores extremos de tração, momento, força cortante, ângulo de topo e raio de curvatura aos quais a linha flexível sob análise será submetida.
- Avaliação de interferência: Verifica os possíveis contatos dos *risers* (que podem ser de tubos flexíveis, rígidos ou umbilicais) entre si ou com as linhas de ancoragem da plataforma.
- Análise de VIV: Avalia as possíveis vibrações induzidas por vórtices induzidas pela corrente marina e seu impacto na vida em fadiga dos dutos analisados.

Essa dissertação tem como objetivo tratar dois itens críticos que são avaliados na verificação de cargas extremas, que são a tração no topo do *riser* e o raio de curvatura na região do enrijecedor de curvatura, mas há diversos outros valores de interesse (não contemplados neste trabalho) em uma análise de extremos como por exemplo tração máxima na conexão *riser-flowline* (CRF), raio mínimo de curvatura na região do TDP, momento e cortante máximo no enrijecedor de curvatura.

A definição da configuração do *riser* escolhido depende dos resultados da análise global, dado que ela pode confirmar ou condenar uma configuração preliminar com base na comparação dos carregamentos esperados com os limites da estrutura e de suas interfaces, indicar possíveis interferências com dutos vizinhos ou apresentar vida em fadiga insuficiente para atendimento de um projeto.

Para se obter a resposta do *riser* durante sua operação, é feito um modelo numérico de todo o seu comprimento, da UEP até o leito marinho, simulando seu comportamento ao ser submetido às condições ambientais. No caso da instalação e recolhimento, no entanto, o modelo contempla o trecho desde a conexão com o barco de lançamento (PLSV) até o fundo do mar, considerando diversas fases da instalação para também simular seu comportamento submetido às condições ambientais.

Com relação a interação duto-flutuante é possível classificar as análises globais entre dois tipos: análise acoplada ou desacoplada. Enquanto na análise acoplada é utilizado um modelo numérico completo, com plataforma, *risers*, linhas de ancoragem e todas as interações entre esses componentes do sistema submarino sendo simuladas, no caso da análise desacoplada temos uma separação entre a simulação dos movimentos da unidade flutuante e a simulação da resposta dinâmica dos dutos que são realizadas individualmente. Nesta última análise, os movimentos do flutuante são simulados em uma primeira etapa e posteriormente impostos como movimentos prescritos no topo do *riser* em análise.

A Figura 2-5 indica os movimentos de uma unidade flutuante nos seis graus de liberdade que são considerados em sua análise de movimentos.

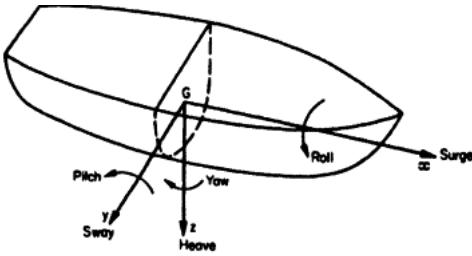


Figura 2-5 – Movimentos de uma unidade flutuante [16].

Apesar da análise acoplada representar mais fielmente o comportamento do sistema submarino, dado que a presença de outros *risers* interfere no próprio movimento da unidade flutuante, as análises desacopladas são aquelas mais adotadas na indústria devido ao seu custo computacional, expressivamente menor do que no caso de uma abordagem com análise acoplada, além da mesma historicamente ter apresentado resultados satisfatórios para dimensionamento do sistema submarino. O alto custo computacional acaba inviabilizando que os *risers* sejam modelados de forma mais detalhada na análise acoplada, limitando seu uso na fase de projeto dos dutos flexíveis.

Sendo a análise acoplada ou desacoplada, o *riser* é modelado em um software de elementos finitos no qual é submetido às condições ambientais, sendo consideradas diversas direções e períodos dado que a amplitude do movimento das ondas e correntes é insuficiente para se definir qual combinação resultaria em uma maior resposta para o *riser*.

Ao submeter o *riser* às condições ambientais em uma avaliação de cargas extremas (ou a qualquer outra análise global), a forma que melhor reflete o comportamento das ondas seria através um modelo de onda irregular (aleatória) conforme um determinado espectro de energia, como por exemplo, o Pierson-Moskowitz ou o JONSWAP [16].

Mesmo no caso de uma análise desacoplada, usualmente o custo computacional de uma simulação computacional no domínio do tempo de um *riser* é elevado devido ao tamanho do modelo e os efeitos não-lineares presentes no problema. Esse alto custo computacional da análise global, portanto, incentiva o desenvolvimento de metodologias alternativas capazes de entregar resultados semelhantes com uma redução do tempo execução.

Uma possível forma de reduzir o custo computacional é, ao invés de utilizar o modelo de onda irregular, adotar um método prático alternativo como o Harmônico Equivalente. No caso específico da determinação da tração dinâmica, uma alternativa é a

utilização de RAOs de tração. Para cálculo da curvatura na região do enrijecedor de curvatura, por outro lado, é possível de se obter resultados acurados através de métodos numéricos com base somente em valores de tração, variação angular, características do *riser* e do próprio enrijecedor. Essas três formas de se obter resultados de interesse da indústria com custo computacional reduzido são apresentadas nos itens subsequentes.

2.6 MÉTODO DO HARMÔNICO EQUIVALENTE

O processo de elevação da superfície do mar é de natureza aleatória. Por isso, para calcular respostas extremas, deve-se simular várias séries temporais longas de cada estado de mar relacionado a contornos ambientais decenários e centenários [17], considerando várias sementes. A partir destes resultados, se executa uma análise estatística das respostas obtidas para obter valores extremos. Este método, por conta da quantidade e do tempo de simulação de cada análise, apresenta custo computacional muito elevado.

Considerando que a resposta extrema de um *riser* depende diretamente dos movimentos impostos pelo flutuante (principalmente *heave*, *roll* e *pitch* [17]), o conceito de harmônico equivalente pode ser utilizado para acelerar e simplificar análises relacionadas à verificação de respostas extremas de *risers*. Para um dado estado de mar, a partir do RAO da plataforma e dados de altura significativa (H_s), período (T_p) e direção de onda (θ_w) conhecidos, escolhe-se como referência o movimento em um grau de liberdade (geralmente o *heave* da unidade flutuante). Através de um procedimento estatístico simplificado no domínio da frequência, calcula-se seu valor extremo (amplitude e período) e os demais movimentos associados, correspondentes aos demais graus de liberdade [17]. Estes movimentos passam a ser impostos diretamente ao topo do *riser*, através de uma análise dinâmica determinística.

O valor extremo mais provável do movimento de *heave* é calculado a partir do espectro de resposta de primeira ordem da unidade flutuante, utilizando o *RAO* da plataforma transferido para o ponto de conexão do *riser*. Assim, para um estado de mar representado por um espectro de energia (como por exemplo um espectro Pierson-Moskowitz ou JONSWAP), o espectro de resposta de primeira ordem para o i -ésimo grau de liberdade pode ser obtido através de uma solução no domínio da frequência:

$$S_i(\omega) = RAO_i^2(\omega)S_{Hs,Tp}(\omega) \quad (2-1)$$

onde $S_i(\omega)$ representa o espectro de resposta para o i -ésimo grau de liberdade, $S_{Hs,Tp}(\omega)$ é o espectro de onda com parâmetros de altura significativa Hs e período de pico Tp .

Considerando que a resposta de movimento da unidade flutuante pode ser representada satisfatoriamente como um processo aleatório Gaussiano estacionário, a distribuição de valores extremos de movimento seguirá uma distribuição de Gumbel (Tipo I). Desta maneira, o valor extremo mais provável do movimento de *heave* será dado por [17]:

$$\bar{X}_{heave} = \sqrt{m_{0,heave}} \cdot \sqrt{2 \cdot \ln(f_{0,heave} T)} \quad (2-2)$$

sendo \bar{X}_{heave} a amplitude do valor extremo mais provável do movimento de *heave*, T representa a duração do estado de mar (3-h neste trabalho), enquanto $f_{0,heave}(\omega)$ e $m_{n,heave}(\omega)$ são definidos por:

$$f_{0,heave} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_{2,heave}}{m_{0,heave}}} \quad (2-3)$$

$$m_{n,heave} = \int_0^{\infty} \omega^n S_{heave}(\omega) d\omega \quad (2-4)$$

sendo $S_{heave}(\omega)$ o espectro de resposta para o movimento de *heave* (calculado pela Eq. (2.1)).

Para definir o período do movimento harmônico, pode ser utilizado o período de cruzamento zero (inverso da frequência de cruzamento zero), dado por [18]:

$$T_{heave} = \frac{2\pi}{\sqrt{\frac{m_{2,heave}}{m_{0,heave}}}} \quad (2-5)$$

Através deste modelo, o valor extremo de um parâmetro de resposta é assumido como sendo igual ao valor máximo identificado na análise dinâmica determinística. Apesar do objetivo de que a amplitude do movimento de *heave* resultante da análise

dinâmica com aplicação do Harmônico Equivalente seja igual ao valor extremo mais provável previamente calculado através do espectro de energia do movimento de *heave*, podem existir diferenças na prática devido à consideração de que o movimento pode ser representado como um processo gaussiano estacionário, o que não necessariamente é verificado na prática devido a possíveis efeitos não-lineares que podem existir em uma análise dinâmica [17].

A possibilidade de se utilizar movimentos impostos para representar uma onda aleatória é o que possibilita a elaboração de RAOs de tração, que são utilizados nesse trabalho para evitar a necessidade de se realizar análises globais completas para se obter valores de tração no topo dos *risers*.

2.7 RAO DE TRAÇÃO

O RAO de tração aqui utilizado consiste em uma função de transferência capaz de determinar a amplitude da parcela dinâmica da tração gerada no topo de um *riser* quando submetido a uma excitação (movimento) de amplitude unitária e frequência ω aplicada no plano do próprio *riser*, na direção definida pelo seu ângulo de topo [19]. Este RAO é então utilizado para obter uma estimativa de tração dinâmica extrema:

$$T_{ext}^{dyn} = RAO \left(\frac{2\pi}{T_{heave}} \right) \bar{X}_{heave} \quad (2-6)$$

Considerando que os ângulos de topo de *risers* flexíveis são normalmente baixos (em torno de 7°), pode-se utilizar o movimento de *heave* como boa aproximação para o movimento na direção do ângulo de topo e essa consideração foi utilizada nesse trabalho.

Como as análises globais podem ser realizadas utilizando o método do harmônico equivalente, que consiste na aplicação de um movimento imposto no topo do *riser* caracterizado por uma altura (H_s) e período (T_p) para representar o espectro de energia, e, sendo os RAOs de tração também elaborados com base na aplicação de movimentos impostos no topo, os resultados de ambos os métodos são equivalentes caso se submeta o *riser* ao mesmo movimento. Isso faz com que o uso de RAOs de tração evite a necessidade da realização de uma grande quantidade de análises globais completas para se calcular os resultados de tração no topo de um *riser*.

2.8 CÁLCULO DE CURVATURA

A curvatura na região do enrijecedor de curvatura pode ser calculada numericamente sem a necessidade da execução de uma análise dinâmica global desde que conhecidos os dados do *riser*, do enrijecedor de curvatura e os pares tração/ângulo aos quais esse *riser* é submetido.

Apesar desse trabalho se propor a calcular também o raio de curvatura nessa região, é possível de se obter resultados com base em um procedimento analítico governado pelo seguinte sistema de equações diferenciais [6]:

$$\begin{aligned}\frac{\partial x}{\partial s} &= \cos\beta(s) \\ \frac{\partial y}{\partial s} &= \sin\beta(s) \\ \frac{\partial \beta}{\partial s} &= \frac{M}{EI(s)} \\ \frac{\partial M}{\partial s} &= -F\sin[\beta(L) + \alpha - \beta(s)]\end{aligned}\tag{2-7}$$

onde s indica o a posição no sistema de referência curvilíneo, F é a força total em $s = L$, M é o momento fletor, β é o ângulo entre o eixo do *riser* e a vertical, α é o ângulo entre a direção de F e o eixo do *riser*, x e y são os eixos vertical e horizontal do sistema de coordenadas fixo e $EI(s)$ é a resistência à flexão, que é considerada variável no decorrer do comprimento s (Figura 2-6).

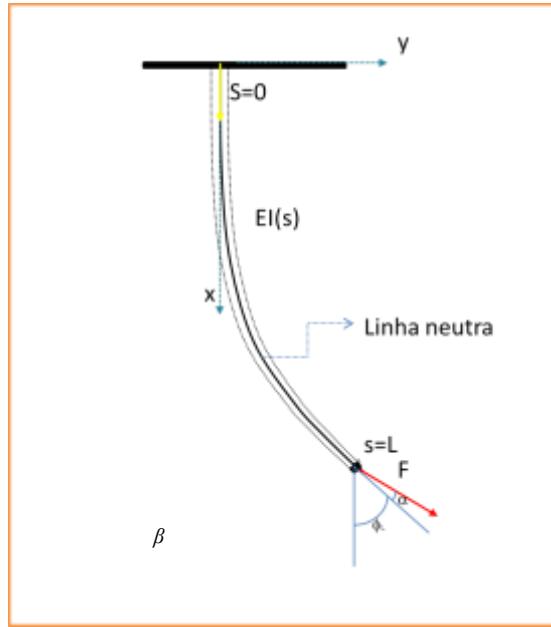


Figura 2-6 – Curvatura – Definição do problema [6]

A relação tensão-deformação pode ser definida pela lei de Hooke desde que seja considerado que o material do enrijecedor de curvatura possui comportamento elástico linear. Utilizando essa consideração, a rigidez à flexão $EI(s)$ pode ser calculada através de:

$$EI(s) = E \frac{\pi}{64} (de_b(s)^4 - de_r^4) + EI_r \quad (2-8)$$

Sendo EI_r é a rigidez à flexão do *riser* no ponto s , E é o modulo de Young do material do enrijecedor de curvatura, de_r é o diâmetro externo do *riser*, considerado como igual ao diâmetro interno do enrijecedor de curvatura e $de_b(s)$ é o diâmetro externo do enrijecedor de curvatura da seção transversal do ponto s .

Para resolver o sistema de equações diferenciais, são aplicadas as seguintes condições de contorno:

- Quando $s = 0, x = 0$ e $y = 0$;
- Quando $s = L, M = 0$ e $\beta = \beta(L)$.

Perante a impossibilidade de se obter uma solução analítica para esse problema de valor de contorno e considerando um sólido com o formato convencional de enrijecedor de curvatura (um segmento cônico seguido por um reto), é necessária a utilização de um

método numérico. Uma possibilidade é a utilização de uma variação do método Runge Kutta de 5^a ordem, da biblioteca do Apache [20].

Para se resolver o problema, deve-se partir de uma condição inicial conhecida e integrar as equações ao longo do domínio. A condição inicial desconhecida, nesse caso, é o momento fletor no topo e, após a determinação desse momento fletor, as outras variáveis podem ser determinadas. Para calcular o momento fletor é utilizado um método iterativo (bissecção). O momento fletor desejado é o que atende a condição de contorno $s = L$ ($\beta = \beta(L)$) com o menor erro residual.

Um ponto importante para se destacar é o comprimento do domínio de integração L . É necessário um valor suficientemente grande para garantir que $M = 0$ e $s = L$. Uma alternativa é considerar L como 50% do comprimento do *riser* e, consequentemente, $\alpha = 0$ [6].

Com base nessa metodologia, foi desenvolvido um software pela COPPE/UFRJ em parceria com a Petrobras denominado PREDIS para cálculo da curvatura na região do enrijecedor de curvatura.

3 REGRESSÃO SIMBÓLICA

A regressão simbólica é uma técnica numérica que busca encontrar um modelo analítico que possa descrever uma determinada relação matemática (regressão com várias variáveis) com base nos dados de entrada e resposta observados para um determinado problema. Existem atualmente vários programas computacionais disponíveis, tais como EUREQA [21] e TuringBot [22], que criam modelos matemáticos e testam buscando o modelo ótimo para o problema em análise. Basicamente, estes programas se baseiam em otimização e fazem uso de determinadas técnicas metaheurísticas descritas a seguir.

3.1 OTIMIZAÇÃO MULTIOBJETIVO

A otimização pode ser definida como o procedimento de encontrar e comparar soluções viáveis de um problema até que não seja possível se encontrar uma melhor. Essas soluções são classificadas como boas e ruins com base em um determinado objetivo, sendo parte significativa da pesquisa e aplicação nesse campo desenvolvida considerando um único objetivo, embora a maioria dos problemas do mundo real envolva mais de um objetivo simultâneo [23].

Um problema de otimização com objetivo único pode ser definido conforme apresentado por HORST e TUY [24]: dado um conjunto fechado e não vazio $D \subset \mathbb{R}^n$ e uma função contínua $f: A \rightarrow \mathbb{R}^n$, onde $A \subset \mathbb{R}^n$ é um conjunto adequado que contém D , encontre pelo menos um ponto $\mathbf{x}^* \in D$ que satisfaça $f(\mathbf{x}^*) \leq f(\mathbf{x})$ para todo $\mathbf{x} \in D$ ou demonstrar que esse ponto não existe.

A definição citada anteriormente diz respeito a um problema de minimização, sendo possível definir um caso em que se deseja maximizar uma função objetivo de maneira análoga.

Contudo, a presença de múltiplos objetivos conflitantes entre si (como, por exemplo, minimizar o custo de fabricação de um produto e maximizar sua confiabilidade ao mesmo tempo) pode fazer com que um resultado extremo no qual somente um dos objetivos é maximizado (ou minimizado) possa não ser adequado. Isso torna atrativo o desenvolvimento de métodos capazes de encontrar um conjunto de soluções no qual, ao favorecer um dos objetivos, necessariamente se prejudique o resultado de pelo menos um dos outros, permitindo a escolha de uma solução, dentre as melhores possíveis, que atenda

todos os objetivos de forma satisfatória. Métodos clássicos de otimização podem, na melhor das hipóteses, encontrar uma única solução em cada simulação, tornando-os inconvenientes para resolver problemas de otimização multiobjetivo [23].

Uma possível forma de definir um problema de otimização multiobjetivo é descrita por DEB [23]:

$$\begin{aligned}
 & \text{Minimizar / Maximizar} \quad f_m(\mathbf{x}), \quad m = 1, 2, \dots, M; \\
 & \text{sujeito a} \quad g_j(\mathbf{x}) \geq 0, \quad j = 1, 2, \dots, J; \\
 & \quad h_k(\mathbf{x}) = 0, \quad k = 1, 2, \dots, K; \\
 & \quad x_i^{(L)} \leq x_i \leq x_i^{(U)} \quad i = 1, 2, \dots, n.
 \end{aligned} \tag{3-1}$$

Sendo a solução \mathbf{x} um vetor de decisão com n variáveis $\mathbf{x} = (x_1, x_2, \dots, x_n)$. O último conjunto de restrições é o limite das variáveis, sendo $x_i^{(L)}$ um limite inferior e $x_i^{(U)}$ um limite superior. A junção de todos os limites $x_i^{(L)}$ e $x_i^{(U)}$ definem o espaço das variáveis de decisão D .

Também são apresentadas na Eq. (3-1) as restrições de igualdade J e desigualdade K, representadas pelas funções de restrição $g_j(\mathbf{x})$ e $h_k(\mathbf{x})$. As restrições de desigualdade representadas na Eq. (3-1) estão representadas como “maior ou igual”, mas a mesma formulação pode atender casos que tenham restrição do tipo “menor ou igual”, dado que a conversão de um tipo de restrição para o outro pode ser feita ao multiplicar a função de restrição por -1 [25].

Na formulação (3-1) são apresentadas M funções objetivo $f(\mathbf{x}) = (f_1(\mathbf{x}), f_2(\mathbf{x}), \dots, f_M(\mathbf{x}))$, podendo, em cada uma delas, se ter um objetivo tanto de maximização quanto de minimização. Pelo princípio de dualidade apresentado em DEB [25], é possível converter um problema de maximização em minimização ao multiplicar a função objetivo por -1, o que significa que um algoritmo de otimização pode ser elaborado considerando somente um dos dois tipos de problema (maximização ou minimização) e ainda assim ser capaz de atender a ambos.

Conforme dito anteriormente, é provável que não seja viável encontrar uma única solução ótima para múltiplas funções objetivo simultaneamente e não existe forma simples de se ordenar possíveis soluções quanto a sua qualidade. Por exemplo, podemos dizer que é possível afirmar, em um problema de minimização, que um vetor de objetivos

$\mathbf{x}_\alpha = (1,1)$ é melhor que um $\mathbf{x}_\beta = (3,3)$, mas não é possível dizer o mesmo quando se compara um vetor $\mathbf{x}_\gamma = (1,3)$ com outro $\mathbf{x}_\delta = (3,1)$.

Apesar da impossibilidade de se indicar um único vetor de objetivos como melhor nesse cenário de otimização multiobjetivo, existe um conjunto de vetores que podem ser considerados como candidatos a uma solução, que são aqueles cujo um objetivo não pode ser melhorado sem deteriorar o resultado de outro. Esse conjunto de vetores é denominado solução ótima de Pareto, em homenagem ao economista Vilfredo Pareto, e pode ser definido conforme descrito por MIETTINEN [26] para um problema de minimização: um vetor de decisão $\mathbf{x}^* \in \mathbf{S}$ é Pareto ótimo se não existe outro vetor de decisão $\mathbf{x} \in \mathbf{S}$ no qual $f_m(\mathbf{x}) \leq f_m(\mathbf{x}^*)$ para todo o $m = 1,2, \dots, M$ e $f_m(\mathbf{x}) < f_m(\mathbf{x}^*)$ para pelo menos um índice m .

Um vetor de objetivos $\mathbf{z}^* \in \mathbf{Z}$ é Pareto ótimo se não existe outro vetor de objetivos $\mathbf{z} \in \mathbf{Z}$ no qual $\mathbf{z}_m \leq \mathbf{z}_m^*$ para todo o $m = 1,2, \dots, M$ e $\mathbf{z}_m < \mathbf{z}_m^*$ para pelo menos um índice m , ou, de forma equivalente, \mathbf{z}^* é Pareto ótimo se o vetor de decisão associado a ele for Pareto ótimo; sendo \mathbf{S} o conjunto de valores possíveis para o vetor de decisão \mathbf{x} e \mathbf{Z} o conjunto dos resultados possíveis das funções objetivo $f(\mathbf{x})$.

Como usualmente há uma grande quantidade de soluções Pareto ótimas (podendo ser infinitas), pode-se dizer que elas formam um conjunto, que é denominado conjunto Pareto ótimo [26].

A Figura 3-1, adaptada de DEB [23], exemplifica o que é um conjunto de soluções Pareto ótimo em um problema de minimização.

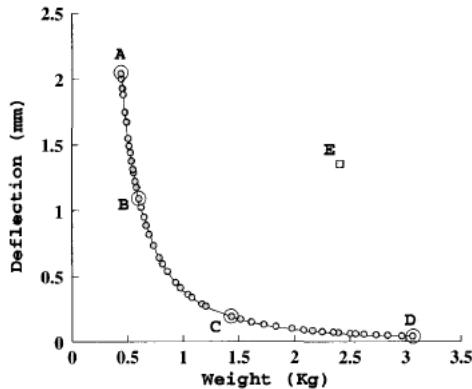


Figura 3-1 – Exemplo de conjunto de soluções pareto ótimas

Pode ser visto na Figura 3-1 que a solução E não faz parte do conjunto Pareto ótimo, dado que apresenta um resultado maior que as soluções B e C para os dois

objetivos, enquanto A, B, C e D fazem parte do conjunto Pareto ótimo dado que não existem soluções com resultados menores em ambos os objetivos simultaneamente.

Os métodos clássicos de otimização utilizam uma abordagem iterativa, onde uma solução em cada iteração é modificada para uma solução diferente (com o objetivo de que seja melhor que a anterior), tendo como resultado uma única solução otimizada [23]. Isso torna necessário converter a tarefa de se encontrar múltiplas soluções em um problema multiobjetivo em diversos problemas de otimização com um objetivo único transformado com base no objetivo original.

Essa limitação faz com que o uso de algoritmos não clássicos, não ortodoxos e estocásticos seja mais adequado para tratar problemas de otimização multiobjetivo. Sendo, portanto, comum o uso de metaheurísticas.

3.2 TÉCNICAS METAHEURÍSTICAS

Os problemas de otimização podem ser divididos entre contínuos, no qual podem ser assumidos valores sem descontinuidades, e discretos, onde há um conjunto bem definido de valores possíveis para serem assumidos. Um problema discreto clássico é o do caixeteiro viajante [27], onde se tenta minimizar o comprimento do percurso entre cidades com o objetivo de se visitar todas as cidades (as distâncias entre as cidades são bem definidas, só existindo como possíveis soluções combinações das distâncias existentes). No caso dos problemas contínuos pode ser usado como exemplo a minimização de qualquer função matemática contínua. É possível também a existência de problemas mistos, que envolvem simultaneamente variáveis contínuas e discretas.

Existem na literatura alguns problemas de otimização que são referidos como difíceis, ainda que esse nome não esteja estritamente definido [28]:

- Problemas de otimização discreta para os quais não há conhecimento de um algoritmo que possa resolvê-lo em tempo polinomial (ou seja, cujo tempo computacional é proporcional a N^n , onde N é o número de parâmetros desconhecidos do problema e n é uma constante inteira). Este é o caso, em particular, dos problemas conhecidos como "NP-difíceis", para os quais se conjectura que não existe um valor constante de n para o qual o tempo de solução seja limitado por um polinômio de grau n .
- Problemas de otimização com variáveis contínuas, para os quais não há conhecimento de um algoritmo que permita localizar definitivamente um

ótimo global (ou seja, a melhor solução possível) em um número limitado de cálculos.

Diversos esforços foram realizados ao longo do tempo para resolver separadamente esses dois tipos de problemas. No campo da otimização contínua, existe um arsenal significativo de métodos tradicionais usados para otimização global [29], mas essas técnicas frequentemente são ineficazes se a função objetivo não possuir uma propriedade estrutural particular, como, por exemplo, a convexidade. No campo da otimização discreta, por outro lado, foram desenvolvidas diversas heurísticas que produzem soluções próximas do ótimo, porém, a maioria delas foi concebida especificamente para um problema determinado [28].

As técnicas metaheurísticas, por outro lado, se aplicam a todos os tipos de problema, tanto os discretos quanto os contínuos, tendo algumas características em comum [28]:

- São, pelo menos em certa medida, estocásticos: essa abordagem permite contrabalançar a explosão combinatória das possibilidades.
- Geralmente de origem discreta, tem a vantagem de serem diretas, ou seja, não recorrem a cálculos frequentemente problemáticos dos gradientes/derivadas da função objetivo.
- São inspiradas por analogias, como por exemplo, com a física (caso do *Simulated Annealing* e *Simulated Diffusion*), a biologia (caso dos Algoritmos Genéticos) ou com a etologia (caso da Colônia de Formigas e Enxame de Partículas).
- Compartilham também algumas desvantagens: dificuldades no ajuste dos parâmetros do método utilizado e o grande tempo de computação.

Essas características fazem com que as técnicas metaheurísticas tenham comportamento bastante distinto dos métodos determinísticos clássicos de otimização. Esses últimos sempre encontram um mesmo resultado quando utilizados em uma mesma função e partem de um mesmo ponto inicial, além de dependerem fortemente do ponto de partida fornecido para encontrar ou não um ótimo global por tenderem a encontrar o ótimo local mais próximo desse ponto de partida. Técnicas metaheurísticas, diferentemente, devido ao uso de processos de solução aleatórios, realizam uma busca mais ampla no espaço de solução, não dependendo do ponto inicial para se chegar a um

resultado e não sendo possível prever de forma exata seu comportamento enquanto se busca uma solução.

Caso a função objetivo seja contínua e diferenciável, ainda é possível utilizar um modelo híbrido, que explore o espaço de possíveis soluções com uma técnica metaheurística e posteriormente se utilize de um método determinístico para se convergir para os ótimos locais mais próximos das melhores soluções encontradas pela técnica metaheurística.

O *Simulated Annealing* é a técnica metaheurística utilizada no programa empregado neste trabalho e será brevemente descrito a seguir.

3.3 SIMULATED ANNEALING

METROPOLIS *et al.* [30] apresentaram um algoritmo no qual o processo físico de recozimento de materiais foi modelado utilizando o método de integração conhecido como Simulação Monte Carlo e, com base nesse algoritmo, KIRKPATRICK *et al.* [31] faz uma analogia entre esse processo físico e um problema de otimização combinatória, relacionando a função objetivo do problema de otimização com a energia do sólido no processo de resfriamento em direção ao equilíbrio térmico. É dado a esse método de otimização apresentado por KIRKPATRICK *et al.* [31] o nome de *Simulated Annealing*.

Conforme descrito por VAN LAARHOVEN *et al.* [32], o recozimento consiste em um processo físico no qual um sólido é submetido a um banho térmico em que sua temperatura é elevada até um valor máximo e suas partículas se reorganizam aleatoriamente na fase líquida. Posteriormente, é realizado um resfriamento através da diminuição gradual da temperatura do banho térmico. Isso faz com que as partículas se reorganizem em um estado sólido de energia mínima, desde que a temperatura máxima seja suficientemente alta e o resfriamento realizado de forma suficientemente lenta. Caso o resfriamento não ocorra de forma suficientemente lenta, o resultado será uma estrutura metaestável e localmente ótima e não o estado de energia mínima, conforme apontado por KIRKPATRICK *et al.* [31].

Partindo do valor máximo da temperatura, a fase de resfriamento do processo de recozimento pode ser descrita da seguinte forma: para cada valor de temperatura T , é permitido ao sólido alcançar o equilíbrio térmico, caracterizado por uma probabilidade de estar em um estado ε com energia E dada pela distribuição de Boltzmann:

$$Pr\{\varepsilon = E\} = \frac{1}{Z(T)} \cdot e^{-\frac{E}{k_B T}} \quad (3-2)$$

sendo $Z(T)$ a função de partição, que depende da temperatura, enquanto k_B é a constante de Boltzmann.

METROPOLIS *et al.* [30] propôs o uso da Simulação Monte Carlo para gerar sequências de estados do sólido da seguinte maneira: partindo do estado atual do sólido, caracterizado pelas posições de suas partículas, um pequeno deslocamento aleatório é aplicado em uma partícula escolhida aleatoriamente. Se a diferença de energia, ΔE , entre o estado atual e o novo estado for negativa, ou seja, com uma energia mais baixa para o sólido, o processo continua com o novo estado. Se $\Delta E \geq 0$, a probabilidade de aceitação do estado perturbado é dada por $e^{\frac{-\Delta E}{kT}}$. Segundo VAN LAARHOVEN *et al.* [32], seguindo esse critério, o sistema eventualmente evolui para o equilíbrio térmico após grande número de perturbações e a distribuição de probabilidades dos estados se aproxima da distribuição de Boltzmann, dada pela Eq. (3-2). Em Mecânica Estatística, a Simulação Monte Carlo é bem conhecida e usada para estimar médias ou integrais por meio de técnicas de amostragem aleatória.

Para utilizar o algoritmo de Metropolis em problemas de otimização combinatória, as configurações assumem o papel dos estados de um sólido, enquanto a função de custo C e o parâmetro de controle c assumem os papéis de energia e temperatura, respectivamente. O algoritmo *Simulated Annealing* pode agora ser visto como uma sequência de algoritmos de Metropolis avaliados em uma sequência de valores decrescentes do parâmetro de controle onde inicialmente o parâmetro de controle recebe um valor alto e uma sequência de configurações do problema de otimização combinatória é gerada escolhendo aleatoriamente um novo parâmetro de controle j próximo do parâmetro de controle anterior i , correspondendo à pequena perturbação no algoritmo de Metropolis. Sendo $\Delta C_{ij} = C(j) - C(i)$, a probabilidade da nova configuração ς ser i será 1 se $\Delta C_{ii} \leq 0$, e, por outro lado, será $e^{\frac{-\Delta C_{ij}}{c}}$ se $\Delta C_{ii} > 0$ (conforme o critério de Metropolis apresentado anteriormente). Assim, existe uma probabilidade não nula de se adotar uma configuração de custo maior do que a configuração atual. Esse processo é continuado até que o equilíbrio seja alcançado, ou seja, até que a distribuição de probabilidades das configurações se aproxime da distribuição de Boltzmann, agora dada por:

$$Pr\{\zeta = i\} = \frac{1}{Q(c)} \cdot e^{-\frac{c(i)}{c}} \quad (3-3)$$

sendo $Q(c)$ uma constante de normalização dependente do parâmetro de controle c que exerce o mesmo papel da função de partição na distribuição de Boltzmann.

3.4 IMPLEMENTAÇÃO

A regressão simbólica tem como objetivo encontrar um modelo matemático analítico que possa descrever um determinado sistema com base nos dados de entrada e resposta observados, evitando a necessidade de se partir de um modelo matemático específico baseado na física do problema. Ela extrai um modelo apropriado de um espaço de todas as expressões possíveis definidas por um conjunto de operações binárias (por exemplo, $+$, $-$, \times , \div), funções matemáticas (por exemplo, seno e cosseno), constantes e variáveis. Novas equações são formadas através da recombinação de equações anteriores e variações probabilísticas, em uma tentativa de se encontrar novas expressões [33].

Devido à própria natureza do problema de regressão simbólica, onde se tem o objetivo encontrar a melhor hipótese de relação funcional envolvendo variáveis independentes e uma ou mais variáveis dependentes com base nos dados disponíveis formando novas equações através de variações probabilísticas e recombinação de equações anteriores, métodos estocásticos de otimização são utilizados para abordar esse problema.

A programação genética (*Genetic Programming*) é uma técnica meta-heurística comumente usada na literatura para atingir esse objetivo [34]. Ela é baseada nos Algoritmos Genéticos (*Genetic Algorithm*) que foram apresentados inicialmente por HOLLAND [35], consistindo em um método de otimização estocástico baseado em fenômenos da genética e de seleção natural (como por exemplo a mutação e o cruzamento entre populações) com o objetivo de se encontrar resultados menores (ou maiores) à cada geração definida com base na aplicação de operadores baseados nesses fenômenos naturais.

KOZA [36] desenvolveu a metodologia de aprendizagem de máquina com base nos Algoritmos Genéticos apresentados por HOLLAND [35] denominada Programação Genética e apresentou, já em 1992, algumas possíveis aplicações desse paradigma como controle ótimo, programação automática, descobrimento de estratégias de jogo,

integração simbólica e regressão simbólica [36]. Esse método foi utilizado para diversas aplicações comerciais (programas) hoje existentes, como por exemplo o EUREQA® cuja metodologia utilizada foi apresentada em SCHMIDT e LIPSON [33].

KANTOR *et al.* [34], por outro lado, recorreu ao *Simulated Annealing* para abordar o problema da regressão simbólica utilizando para tal a representação Interação-Transformação apresentada em DE FRANÇA [37] e ALDEIA e DE FRANÇA [38], devido a sua habilidade intrínseca de escapar de mínimos locais ruins, o que gerou resultados competitivos quando comparado com técnicas de Regressão Simbólica de última geração, que dependem de técnicas metaheurísticas baseadas em população (como a própria programação genética) e comitês de máquinas de aprendizado.

Neste trabalho, é utilizado o software de regressão simbólica TuringBot [22] que, conforme apresentado na documentação do programa, faz uso do *Simulated Annealing* para indicar possíveis soluções analíticas para o problema. O programa apresenta como resultado um conjunto de soluções Pareto ótimas, com uma das variáveis a ser otimizada sendo uma métrica de erro da equação proposta em relação aos resultados fornecidos como referência para o software, enquanto a outra variável a ser otimizada é a quantidade de variáveis e operações utilizadas para se obter essa equação.

3.5 TURINGBOT

O TuringBot, que possui esse nome em homenagem ao matemático e pioneiro da computação Alan Turing, é um software para regressão simbólica que utiliza um algoritmo baseado no *Simulated Annealing* para se obter fórmulas matemáticas capazes de relacionar um conjunto de dados de entrada com os respectivos resultados [22]. O conjunto de dados é lido a partir de arquivos .TXT ou .CSV. A interface do programa está apresentada na Figura 3-2.

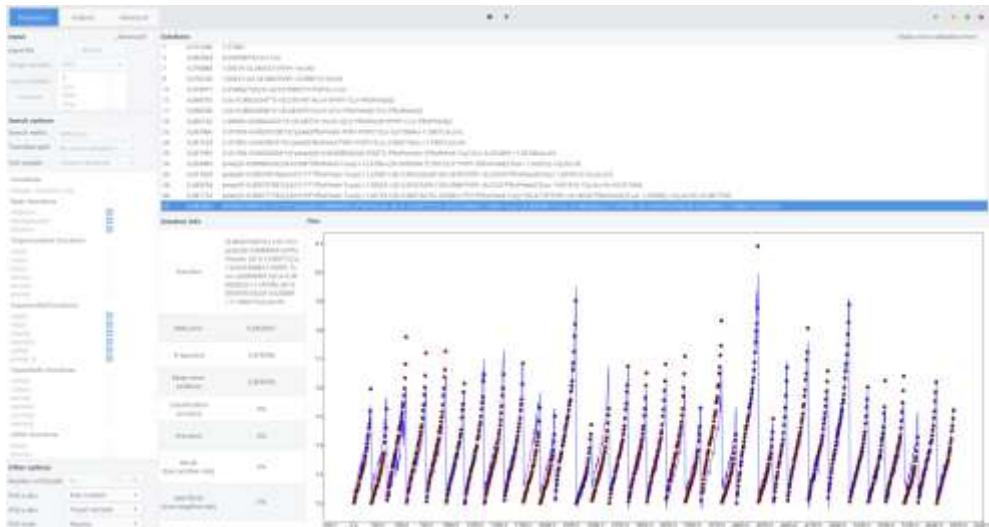


Figura 3-2 – Interface do TuringBot

O conjunto de possíveis soluções Pareto ótimas é apresentado no canto superior direito da Figura 3-2, ordenadas pelo menor número de variáveis/operações utilizadas. Na parte inferior direita, é apresentado um gráfico com pontos vermelhos para representar cada ponto utilizado para calibrar as expressões e uma linha azul é traçada para indicar o resultado da expressão selecionada. Ao lado desse gráfico são indicadas diversas métricas de erro para avaliar a qualidade das expressões.

O programa permite escolher quais das variáveis fornecidas no arquivo TXT/CSV podem ser utilizadas na expressão, também possibilita selecionar o conjunto funções e operações que pode ser utilizado (como, por exemplo, multiplicação, cosseno, exponencial e módulo), a escolha da métrica de erro a ser utilizada para definir o conjunto Pareto ótimo, dentre algumas outras funcionalidades.

4 METODOLOGIA DESENVOLVIDA

Para atender o propósito de se obter expressões simplificadas capazes de calcular tração no topo e curvatura na região do enrijecedor de curvatura do *riser*, conforme objetivo desse trabalho, o TuringBot recebeu como dados de entrada somente dados do *riser*, plataforma e condições ambientais, porém com muitas restrições dado que o propósito da dissertação é atender a fases iniciais do projeto, onde dados podem ser escassos. Como dados de saída (resposta), foram utilizados os resultados de tração no topo calculados a partir de RAOs de tração, variações do ângulo de topo provenientes de análises globais realizadas pelo ANFLEX [13] e, para curvatura na região do enrijecedor de curvatura, foram utilizados os resultados obtidos pelo programa PREDIS.

4.1 CÁLCULO DE TRAÇÃO NO TOPO DO RISER

4.1.1 Cálculo de RAOs de tração

Para a elaboração de uma expressão analítica capaz de calcular a tração de topo de um *riser* qualquer na configuração *lazy wave* conectado a um FPSO *spread mooring*, aprofado entre S e SSW e instalado numa lâmina d'água entre 1900m e 2300m, em uma determinada região da costa brasileira, foram calculados os RAOs de tração usando os resultados de análises dinâmicas no ANFLEX para um conjunto de 33 *risers* distintos.

Essa abordagem com o uso de RAOs de tração foi escolhida com o objetivo de reduzir os custos computacionais das análises necessárias para a avaliação de trações extremas, pois, caso contrário, seria necessária a realização de uma quantidade muito grande de análises globais para obter um número suficiente de pontos para viabilizar a obtenção de uma expressão para cálculo de tração de topo através de um software de regressão simbólica.

Uma imagem representando as configurações de 9 desses 33 *risers* está apresentada na Figura 4-1 para ilustrar o escopo do trabalho, com a Tabela 4-1 apresentando as faixas de valores de algumas características relevantes dos *risers* considerados.

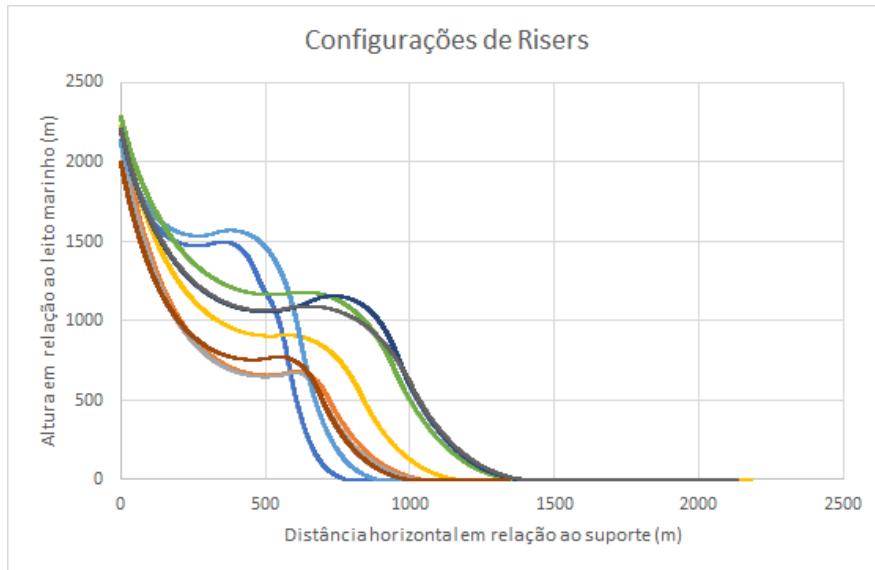


Figura 4-1 – Configurações de *risers* utilizados

Tabela 4-1 – Faixa de valores de características dos *risers* avaliados

Dado	Valor
Diâmetro Interno do Riser (mm)	106,3 - 244
Ângulo de Topo - Posição Neutra (°)	5 – 10,33
Peso do Fluido Interno (kN/m³)	2,452 - 10,055
Lâmina d'Água (m)	1980 - 2300
Comprimento Suspenso (m)	2463,3 – 3191,9
Altura do Cavado (m)	326,51 – 1517,55
Altura da Corcova (m)	408,42 – 1556,67
Tração Estática - Posição Neutra (kN)	651,46 – 2258,26

Para cada um dos 33 *risers*, foram gerados RAOs de tração distintos para offsets estáticos de 0%, 5% e 10% da lâmina d'água. Com o objetivo de contemplar um possível comportamento dinâmico não-linear dos dutos flexíveis, também foram calculados RAOs de tração considerando movimentos verticais de amplitude de 5m e 10m (dividindo o resultado obtido pela amplitude para ainda assim se obter o valor relativo a um movimento unitário) em adição aos elaborados para movimento com amplitude unitária propriamente dito.

Com os resultados para três amplitudes de *heave* diferentes, a resposta a valores intermediários é obtida por meio de interpolação linear, que utiliza os resultados dos casos já calculados para inferir a tensão correspondente.

A Figura 4-2 mostra um exemplo de RAO de tração considerando um determinado *offset*, com cada linha representando a tração dinâmica em função do período para uma amplitude de movimento vertical distinta (normalizada pela própria amplitude do movimento).

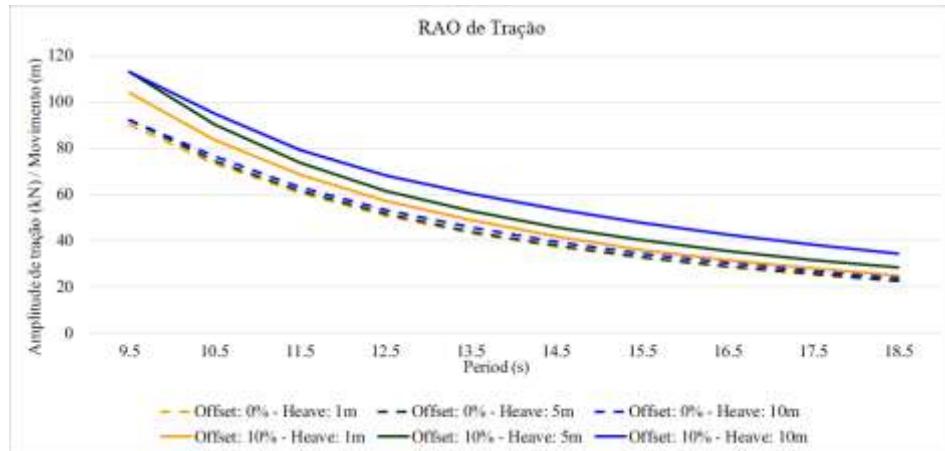


Figura 4-2 – Exemplo de RAO de Tração

Os RAOs de tração dos 33 *risers* foram utilizados para gerar os resultados de tração no topo para calibrar a expressão no TuringBot, em conjunto com dados de movimentos das plataformas e características dos *risers* em questão.

4.1.2 Variáveis Independentes e Adimensionalização

Após várias tentativas (processo de tentativa e erro) chegou-se a um conjunto de variáveis mais importantes para a definição das equações analíticas buscadas neste trabalho, ressaltando que somente poderiam ser escolhidas variáveis possíveis de se obter seus valores em fases iniciais de projeto:

- Lâmina d’água de operação do *riser* flexível
- Comprimento suspenso do *riser* flexível
- Altura do cavado da configuração *lazy wave* em relação ao leito marinho
- Altura da corcova da configuração *lazy wave* em relação ao leito marinho
- Peso do fluido interno do *riser*
- Peso médio do *riser*
- Diâmetro interno do *riser*
- Azimute de saída do *riser*
- Ângulo de topo do *riser* na posição neutra

- *Offset* da unidade flutuante
- Direção do *offset* (azimute)
- Ângulo entre a direção de propagação da onda e azimute de saída do *riser*
- Direção de propagação da onda (azimute)
- Direção da corrente superficial (azimute)
- Velocidade de corrente superficial
- Amplitude da aceleração do movimento de *heave* da unidade flutuante
- Amplitude de *roll* da unidade flutuante
- Amplitude de *pitch* da unidade flutuante
- Diâmetro externo do enrijecedor de curvatura
- Diâmetro interno do enrijecedor de curvatura
- Conicidade do enrijecedor de curvatura

A amplitude da aceleração do movimento de *heave* do flutuante no topo do *riser* pode ser obtida a partir da Eq. (2-1), resultando em:

$$Acc_{heave} = \bar{X}_{heave} \cdot \left(\frac{2\pi}{T_{heave}} \right)^2 \quad (4-1)$$

Na busca de equações mais objetivas e simples buscou-se adimensionalizar algumas variáveis. Isso foi feito para o máximo de dados de entrada possíveis, conforme recomendado por diversos autores ([8], [9], [33]), fazendo uso da possibilidade de substituir variáveis dimensionais por adimensionais conforme teorema π de Vaschy-Buckingham. O teorema π de Vaschy-Buckingham [39] estabelece que uma equação física envolvendo um número n de variáveis físicas dimensionais pode ser reescrita com π variáveis, sendo $\pi = n - r$, com r sendo o número de dimensões físicas fundamentais independentes.

No entanto, para o cálculo da tração de topo a aceleração de *heave* não foi adimensionalizada, com os valores sendo utilizados em m/s². Da mesma forma, para cálculo do raio de curvatura, o diâmetro interno do enrijecedor de curvatura (medido em metros) e tração de topo (medida em kN) também não foram adimensionalizados.

As variáveis finais utilizadas nas equações analíticas, a serem definidas mais adiante, são apresentadas na Tabela 4-2.

Tabela 4-2 – Variáveis utilizadas nas equações analíticas

Variáveis	
P ₁	Offset / Lâmina d'água
P ₂	Altura da corcova / Lâmina d'água
P ₃	Altura do cavado / Lâmina d'água
P ₄	Comprimento suspenso / Lâmina d'água
P ₅	Peso do fluido interno / Peso médio do <i>riser</i>
P ₆	Ângulo entre a direção de propagação da onda e azimute de saída do <i>riser</i>
P ₇	Amplitude de <i>roll</i> / Ângulo de topo na posição neutra
P ₈	Amplitude de <i>pitch</i> / Ângulo de topo na posição neutra
P ₉	Velocidade de corrente superficial / Maior velocidade de corrente utilizada (1,7 m/s)
P ₁₀	Diâmetro Interno / Maior diâmetro interno utilizado (8")
P ₁₁	Diâmetro externo do enrijecedor de curvatura / Diâmetro interno do enrijecedor de curvatura
P ₁₂	Comprimento do cone do enrijecedor de curvatura / Diâmetro interno do enrijecedor de curvatura
P ₁₃	Conicidade do enrijecedor de curvatura (Variação de diâmetro / Comprimento do cone)
Acc _{heave}	Amplitude da aceleração de <i>heave</i> da unidade flutuante (m/s ²)
α_{off}	Direção do offset (azimute) (°)
α_A	Azimute do <i>riser</i> (°)
α_C	Direção da corrente superficial (azimute) (°)
α_W	Direção de propagação da onda (azimute) (°)
D _i	Diâmetro interno do enrijecedor de curvatura (m)
T _t	Tração no topo (kN)

A conicidade do enrijecedor de curvatura é calculada com base nas dimensões indicadas na Figura 4-3, sendo $P_{13} = \frac{D_{max}-D_{min}}{L}$.

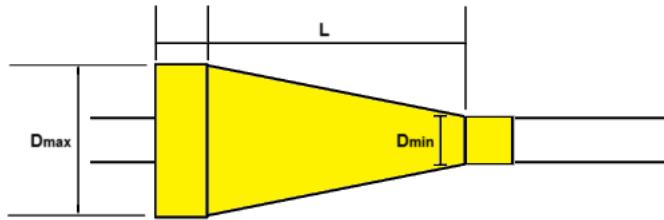


Figura 4-3 – Dimensões para cálculo de conicidade do enrijecedor de curvatura

4.1.3 Equação para Cálculo de Tração de Topo

A metodologia adotada para cálculo da tração de topo nessa dissertação consiste na elaboração de uma expressão analítica capaz de calcular um Fator de Amplificação Dinâmica (FAD) que, multiplicado pela tração do *riser* na posição neutra, estime a tração máxima no topo do *riser* considerando um determinado offset estático previamente definido.

Os 33 *risers* citados anteriormente foram modelados no ANFLEX, possuindo os diâmetros internos e funções apresentadas na Tabela 4-3.

Tabela 4-3 – Conjunto de *risers* para cálculo de equação do FAD

Função	Diâmetro	Qtd
Produção de Óleo	6"	15
Injeção de Gás	6"	8
Gas Lift	4"	3
Exportação de Gás	9,13"	4
Injeção de Água	8"	3

Os dados de entrada de cada um destes *risers* foram retirados dos modelos numéricos, exceto no caso da aceleração do movimento de *heave* do flutuante, que é obtida a partir do RAO de movimentos da plataforma e as correspondentes condições ambientais.

Com base nos RAOs de tração, foram calculados os FADs usando os movimentos envoltórios de várias plataformas, considerando ondas de diversas alturas, períodos e direções, além de diferentes *offsets*, conforme indicado na Tabela 4-4.

Tabela 4-4 – Casos para cálculo de Tração Dinâmica

Dado	Casos avaliados
Direções de Onda	16, com intervalos de 22.5°
Períodos (s)	9.5 a 17.5, com intervalos de 1s
Offsets (% LDA)	0, 5, 10

Com esses valores de amplitude de tração dinâmica T_{ext}^{dyn} , foram calculados valores de FAD relativos a cada uma dessas amplitudes, conforme a seguinte equação:

$$FAD_T = \frac{T_e + T_{ext}^{dyn}}{T_e} \quad (4-2)$$

onde FAD_T é o fator de amplificação dinâmica e T_e é a tração estática na posição neutra associada ao offset da análise.

Com todos os dados de entrada devidamente definidos e valores de FAD previamente calculados para cada um dos *risers*, esses dados foram inseridos no TuringBot e se procurou otimizar a expressão utilizando como métrica a raiz quadrada do erro quadrático médio (RMSE).

Inicialmente, buscou-se encontrar expressões para *risers* isoladamente, e, para todos os casos, foram encontradas entre as possíveis soluções expressões com o seguinte formato:

$$FAD = (A_1 \cdot P_1 \cdot \cos(P_6) + A_2) \cdot (A_3)^{Accheave} \quad (4-3)$$

sendo A_1 , A_2 e A_3 constantes definidas pelo TuringBot que variavam conforme o *riser* que estava sendo avaliado e as variáveis P_1 , P_6 e $Accheave$ definidas conforme apresentado na Tabela 4-2.

As Tabelas 4-5, 4-6 e 4-7, apresentam as constantes A_1 , A_2 e A_3 , assim como diversas métricas para avaliar a qualidade da expressão, para três *risers* distintos (um de IG, um de PO e outro de GL) exemplificando o fato da Eq. (4-3) ser capaz de atender *risers* diversos.

Tabela 4-5 – Constantes e métricas de qualidade para *riser* de GL 4”

GL 4”	Valores
A ₁	$3,8467552830 \times 10^{-1}$
A ₂	$9,9930068618 \times 10^{-1}$
A ₃	1,1797028395
Raiz do erro quadrático médio (RMSE)	$1,0944079 \times 10^{-2}$
Erro médio (relativo)	0,66%
Erro máximo (relativo)	2,99%
R ²	0,992774829

Tabela 4-6 – Constantes e métricas de qualidade para *risers* de IG 6”

IG 6”	Valores
A ₁	$4,1430772714 \times 10^{-1}$
A ₂	$9,8676867589 \times 10^{-1}$
A ₃	1,1631413903
Raiz do erro quadrático médio (RMSE)	$1,5430202 \times 10^{-2}$
Erro médio (relativo)	0,96%
Erro máximo (relativo)	4,08%
R ²	0,98203942

Tabela 4-7 – Constantes e métricas de qualidade para *riser* de PO 6”

PO 6”	Valores
A ₁	$4,1531157306 \times 10^{-1}$
A ₂	1,0005363117
A ₃	1,2279308624
Raiz do erro quadrático médio (RMSE)	$1,3282719 \times 10^{-2}$
Erro médio (relativo)	0,79%
Erro máximo (relativo)	3,11%
R ²	0,993826774

Nas Figuras 4-4, 4-5 e 4-6, são apresentados, respectivamente, os gráficos de dispersão para as expressões relativas aos *risers* GL 4”, IG 6” e PO 6”.

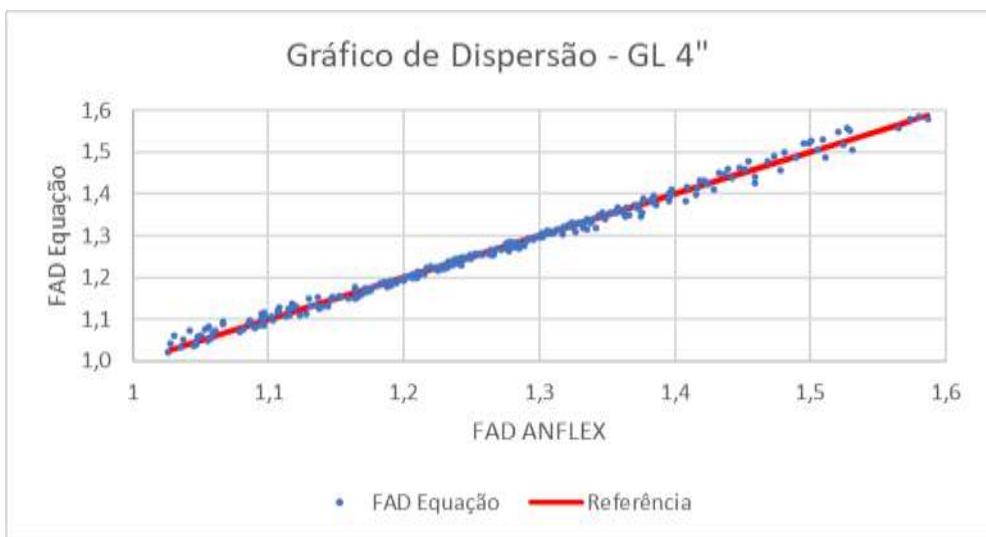


Figura 4-4 – Gráfico de dispersão - *Riser de GL 4"*

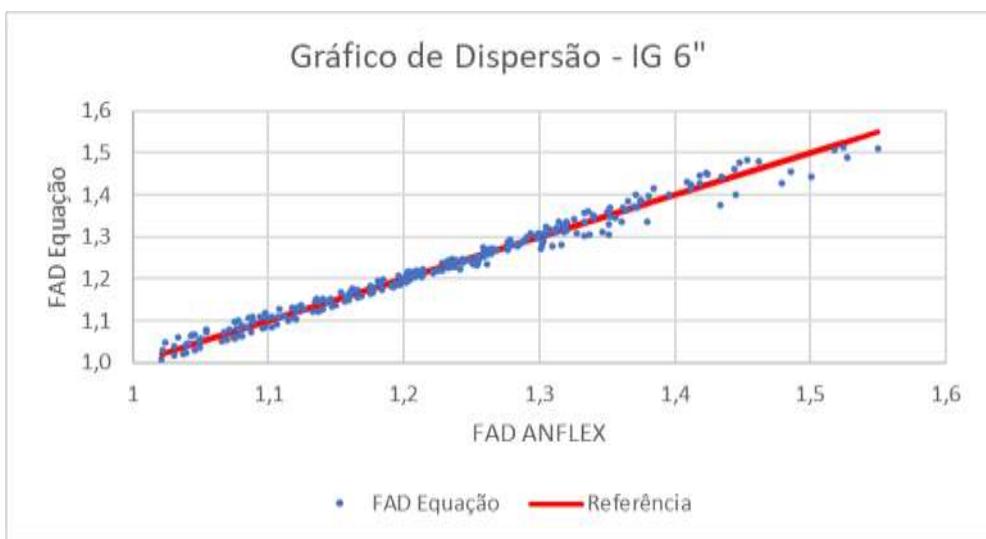


Figura 4-5 – Gráfico de dispersão - *Riser de IG 6"*

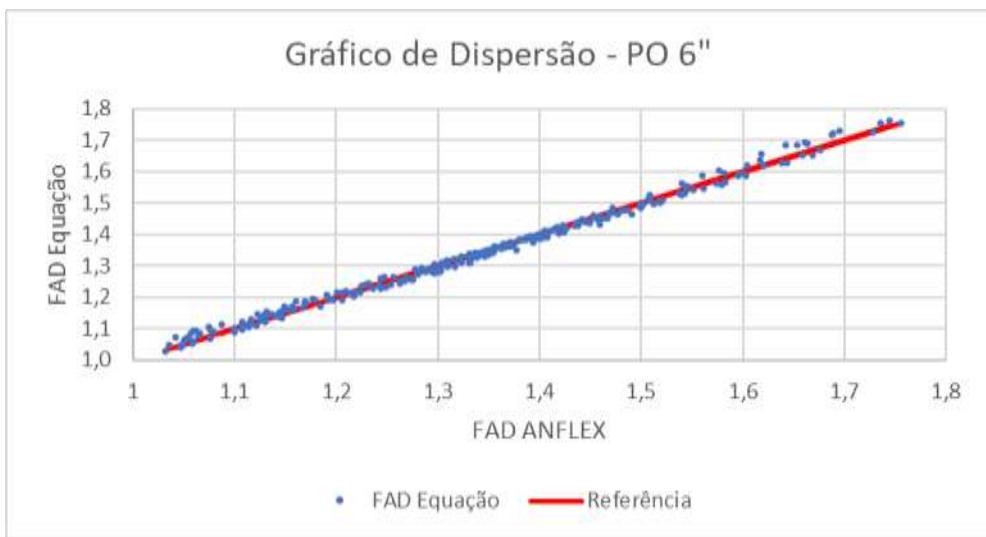


Figura 4-6 – Gráfico de dispersão - *Riser de PO 6"*

As Figuras 4-4, 4-5 e 4-6 demonstram uma boa acurácia, o que é um indicativo de que, substituindo as constantes A_1 , A_2 e A_3 por funções com variáveis capazes de representar as diferenças entre os *risers*, seria possível obter expressões adequadas para calcular o FAD de um dado *riser* qualquer.

Como os resultados para os *risers* isoladamente se mostraram adequados, tentou-se forçar o TuringBot a encontrar resultados semelhantes para um conjunto de 4 *risers* de PO de 6" distintos, mas sem variação muito grande na configuração da *Lazy Wave*.

Com esses 4 *risers*, foram encontradas algumas soluções com o formato da Eq. (4-3) mas indicando para o TuringBot que as constantes A_1 , A_2 e A_3 poderiam ser substituídas por funções com variáveis relacionadas às características dos *risers*. Seguindo esse método, foi obtida uma equação cuja qualidade, conforme diversas métricas, está apresentada na Tabela 4-8 e o gráfico de dispersão da equação está apresentado na Figura 4-7.

Tabela 4-8 – Métricas de qualidade da equação para FAD de 4 *risers*

Métrica	Valor
Raiz do erro quadrático médio (RMSE)	$1,5789719 \times 10^{-2}$
Erro médio (relativo)	0,92%
Erro máximo (relativo)	4,11%
R^2	0,990259312

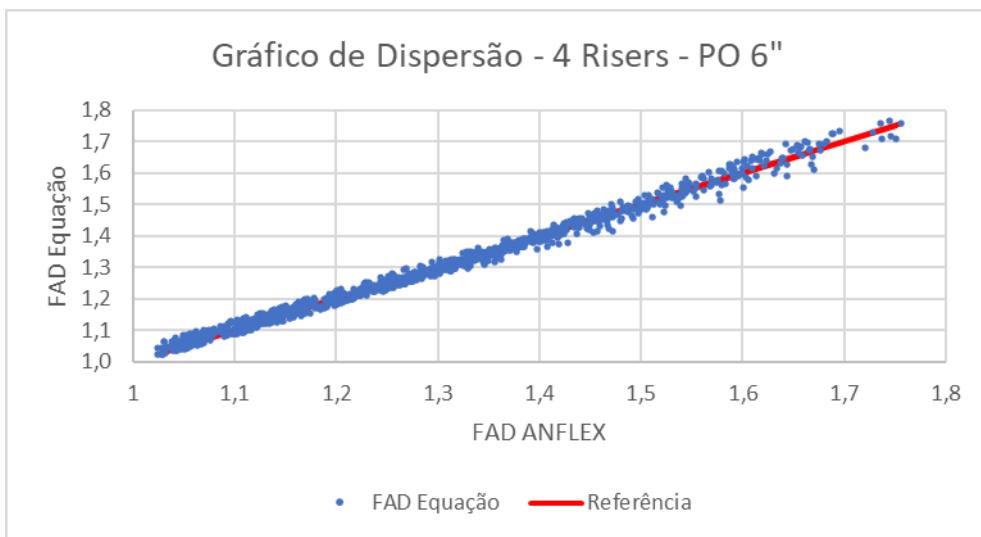


Figura 4-7 – Gráfico de dispersão - Equação para FAD de 4 *risers*

O mesmo método utilizado para 4 *risers* de PO foi aplicado novamente, dessa vez considerando 13 *risers* de PO de 6" distintos, sendo obtida uma equação cuja qualidade,

conforme diversas métricas, está apresentada na Tabela 4-9 e o gráfico de dispersão da equação está apresentado na Figura 4-8.

Tabela 4-9 – Métricas de qualidade da equação para FAD de 13 risers

Métrica	Valor
Raiz do erro quadrático médio (RMSE)	$2,7200317 \times 10^{-2}$
Erro médio (relativo)	1,49%
Erro máximo (relativo)	6,15%
R^2	0,98690144

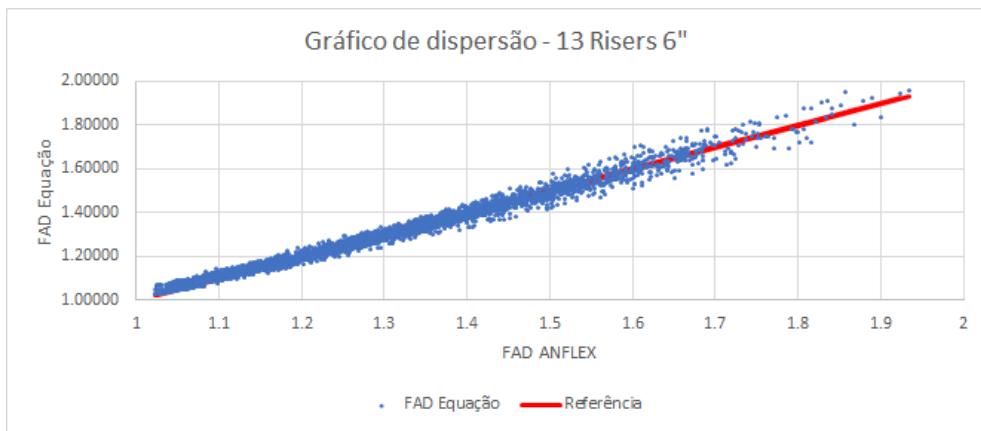


Figura 4-8 – Gráfico de dispersão - Equação para FAD de 13 risers

Como os resultados foram considerados satisfatórios, o mesmo procedimento foi adotado para se encontrar uma expressão para o conjunto de 33 risers, esses com funções, configurações e fluidos internos bem diferentes entre si.

O TuringBot foi forçado a encontrar uma expressão com o formato indicado na Eq. (4-3), considerando as variáveis definidas na Tabela 4-10 e indicando que a constante A_3 deveria ser substituída por uma função matemática a ser definida utilizando as variáveis P_2 , P_3 , P_4 e P_5 . Como resultado, foi obtido como um dos possíveis resultados a seguinte equação:

$$FAD_T = F_1 \cdot [B_1 \cdot P_1 \cdot \cos(P_6) + B_2] \cdot \left\{ \begin{array}{l} \frac{B_3}{P_5} + \left[B_4 + B_5 \cdot \left(P_3 + \right. \right. \\ \left. \left. \frac{B_6}{B_7 - P_4 + \frac{B_8}{P_3 - B_9}} \right) \right] + \left(\frac{B_{10}}{B_{11} \cdot P_2 - B_{12}} \right) \end{array} \right\}^{Accheave} \quad (4-4)$$

onde a variável F_1 é um fator para eliminar valores não conservadores, as variáveis são apresentadas na Tabela 4-10 e as constantes B_1 a B_{12} são apresentadas na Tabela 4-11.

Tabela 4-10 – Variáveis utilizadas na Eq. (4-4)

Variáveis	
P ₁	Offset / Lâmina d'água
P ₂	Altura da corcova / Lâmina d'água
P ₃	Altura do cavado / Lâmina d'água
P ₄	Comprimento suspenso / Lâmina d'água
P ₅	Peso do fluido interno / Peso médio do <i>riser</i>
P ₆	Ângulo entre a direção de propagação da onda e azimute de saída do <i>riser</i>
Acc _{heave}	Amplitude da aceleração de <i>heave</i> da unidade flutuante (m/s ²)

Tabela 4-11 – Constantes da Eq. (4-4)

Constantes	
B ₁	5,0774831669×10 ⁻¹
B ₂	1,0173092609
B ₃	-8,4256049773×10 ⁻³
B ₄	1,2478791762
B ₅	-1,3353944494×10 ⁻¹
B ₆	2,2276018623×10 ⁻²
B ₇	1,1087957522
B ₈	9,3484983459×10 ⁻⁴
B ₉	3,8703798588×10 ⁻¹
B ₁₀	1,0946354952×10 ⁻⁴
B ₁₁	1,1368238019
B ₁₂	6,2000861490×10 ⁻¹
F ₁	1 ou 1,14

O gráfico de dispersão dos valores calculados pela Eq. (4-4) comparados com o resultado exato (linha vermelha) estão representados na Figura 4-9 (considerando a variável F_1 igual a 1).

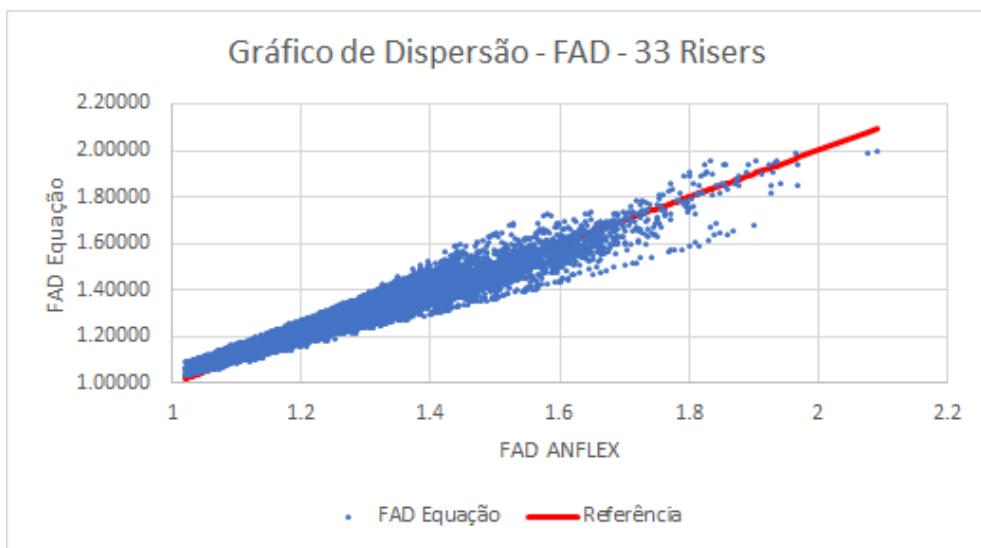


Figura 4-9 – Gráfico de dispersão - Equação (4-4)

Como se trata de um grupo mais heterogêneo de *risers* e esse trabalho se propõe a atender um projeto em fases iniciais, a limitação na quantidade de variáveis possíveis de serem utilizadas pode ter dificultado a obtenção de uma equação com a mesma acurácia em relação ao caso apresentado na Figura 4-8, não se podendo, portanto, descartar a possibilidade de se obter resultados melhores com a inclusão de variáveis adicionais.

De qualquer forma, a qualidade da expressão em relação aos pontos utilizados para calibrá-la, utilizando diferentes métricas, está apresentada na Tabela 4-12 (considerado a variável F_1 igual a 1).

Tabela 4-12 – Métricas de qualidade da Eq. (4-4)

Métrica	Valor
Raiz do erro quadrático médio (RMSE)	$4,2615 \times 10^{-2}$
Erro médio (relativo)	2,51%
Erro máximo (relativo)	12,34%
R^2	0,936211

Quanto ao fator de ajuste F_1 , foi definido por ser um valor que tornava todos os resultados conservadores. O histograma dos erros relativos comparado com a distribuição normal pode ser visto na Figura 4-10.

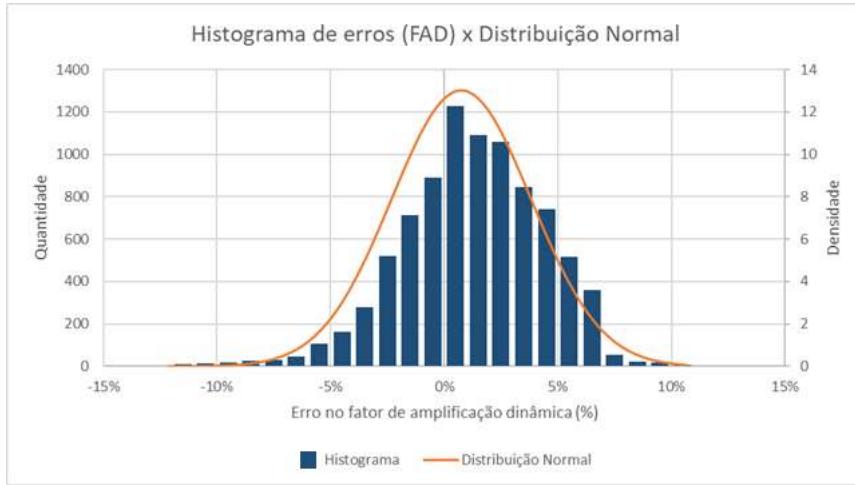


Figura 4-10 – Histograma da Eq. (4-4) x Distribuição Normal

A distribuição dos erros relativos não é muito distante da distribuição normal e um fator de 1,05 seria capaz de tornar conservadores 95% dos casos. Por outro lado, um fator de 1,11 tornaria conservador 99,7% dos casos. Foi escolhido utilizar 1,14, que tornaria todos os resultados conservadores, devido ao entendimento nesse trabalho de que há uma perda maior em ter resultados não conservadores do que um erro maior na tração de topo, cuja maior consequência seria a necessidade de um suporte mais robusto na plataforma para suportar uma carga mais elevada.

4.2 CÁLCULO DE CURVATURA NA REGIÃO DO ENRIJECEDOR

4.2.1 Variação do Ângulo de Topo do Riser

A distribuição da curvatura na região do topo de um *riser* flexível com um enrijecedor de curvatura de poliuretano com formato cônico pode ser calculado como uma função da tração e ângulo aplicados no topo [40]. Uma vez calculada a tração aplicada no topo através do FAD calculado na Eq. (4-4), é necessário também determinar a variação do ângulo de topo do *riser* devido às condições ambientais e os movimentos da plataforma.

Para obtenção dessa expressão analítica para a variação do ângulo de topo do *riser* ($\Delta\alpha_T$), o programa TuringBot foi alimentado com dados de variação angular gerados por diferentes *risers* flexíveis com diversas estruturas, *offsets*, correntes marinhas e movimentos de plataformas. Isto não pôde ser feito utilizando dados gerados de forma análoga ao caso da tração e, por isso, o conjunto de dados de entrada para o TuringBot teve que ser modificado.

A princípio, tentou-se obter essa variação do ângulo de topo através de uma composição dos fatores que mais influenciariam nessa variação, que seriam calculados separadamente e depois somados. Isso se aplicaria caso se tratasse de um sistema linear, onde a resposta total seria equivalente à soma da resposta de cada componente avaliada separadamente.

Foram identificados como principais componentes dessa variação no ângulo de topo os movimentos angulares de *roll* e *pitch* da plataforma, a mudança na configuração do *riser* devido ao *offset* estático da plataforma e a movimentação do *riser* por influência da corrente.

A rotação total da plataforma foi definida como a combinação dos movimentos de *roll* (R_P) e *pitch* (P_P), conforme a seguinte equação:

$$Rot_{plat} = \sqrt{R_P^2 + P_P^2} \quad (4-5)$$

Essa definição de rotação total tem como objetivo se aproximar do módulo do movimento angular resultante do *roll* e *pitch*, baseado em uma soma vetorial, apesar de se tratar de dois movimentos angulares e não um vetor.

As primeiras tentativas consideraram somente os movimentos de *roll*, *pitch* e devido ao *offset*, porém a soma de Rot_{plat} com a variação angular devido ao *offset* resultava em valores subestimados para muitos casos, inclusive com valores não conservadores para o caso de maior curvatura em diversos *risers*.

Na maior parte desses casos em que a inclusão do efeito *offset* foi insuficiente, foi identificado que a variação do ângulo de topo devido à corrente marítima era maior do que devido ao *offset* e, adicionalmente, percebeu-se que na maior parte dos casos presentes na análise global conforme API RP 17B [14] a variação do ângulo de topo devido à corrente ocorria no sentido contrário da variação do ângulo de topo devido ao *offset*.

Tentou-se desenvolver uma expressão para cálculo dessa variação angular devido à corrente marítima utilizando o TuringBot e somar com Rot_{plat} . Contudo, isso resultou em ângulos demasiadamente conservadores com grande frequência. Posteriormente, foi avaliada a possibilidade de subtrair a variação angular devido ao *offset* para reduzir esse conservadorismo, dado que os casos que ficaram demasiadamente conservadores

possuíam o *offset* alterando o ângulo de topo no sentido contrário da corrente. Essa alteração, no entanto, fez com que alguns resultados ficassem demasiadamente subestimados, ao mesmo tempo que outros permaneceram superestimados. Os casos mais críticos apresentavam resultados compatíveis com o esperado; entretanto, erros demasiadamente elevados foram encontrados em diversas direções, inclusive fazendo com que direções que não apresentavam curvaturas muito elevadas passassem a apresentar, o que gera incerteza quanto à efetividade dessa abordagem.

Após isso, verificou-se na própria análise global que a soma do resultado da variação angular causada de cada um desses três fatores avaliados isoladamente (aplicação de corrente, movimento da plataforma devido às ondas e aplicação do *offset* à plataforma) não era suficientemente próximo do resultado de se submeter o *riser* aos três fatores simultaneamente para se conseguir resultados adequados de curvatura.

Dessa forma, a premissa de que a soma dos resultados das componentes avaliadas separadamente seria o mesmo do resultado total não condizia com a realidade e, por mais que os resultados das três variações angulares que se estava calculando estivessem adequados, isso não resultaria em valores capazes de viabilizar um cálculo confiável de curvatura.

Dado o fracasso da abordagem inicialmente pensada, partiu-se para obtenção de uma expressão analítica para a variação do ângulo de topo do *riser*, utilizando o TuringBot, tendo como dados de entrada características do *riser*, condições ambientais e movimentos da plataforma.

Procurou-se adimensionalizar o máximo de dados de entrada possíveis, da mesma forma que feito no caso da tração. Dessa forma, o único parâmetro que não foi adimensionalizado foi a própria variação do ângulo de topo, que é o valor que se deseja encontrar.

Um total de 11 *risers* citados anteriormente foram modelados no ANFLEX para serem utilizados no processo de calibração da equação, possuindo os diâmetros e funções apresentadas na Tabela 4-13.

Tabela 4-13 – Conjunto de *risers* para cálculo de equação do ângulo

Função	Diâmetro	Qtd
Produção de Óleo	6”	2
Injeção de Gás	6”	3
Gas Lift	4”	4
Injeção de Água	8”	2

Os dados de entrada foram retirados dos modelos dos *risers*, das condições ambientais, e de análises de movimentos das plataformas conforme condições ambientais. Como os resultados de *roll*, *pitch*, *heave* e FAD foram baixos para as direções NW, NNW, N, NNE e NE, os ângulos foram calculados somente para 11 direções: NE, ENE, E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW, W e WNW.

Os resultados das variações angulares para cada caso foram calculados pelo ANFLEX para casos conforme indicado na API RB 17B [14], considerando 2 níveis de *offset* diferentes para cada *riser*.

Com todos os dados de entrada devidamente definidos e valores de variação angular previamente calculados para cada combinação de dados de entrada, esses dados foram inseridos no TuringBot. Otimizando pela raiz quadrada do erro quadrático médio (RMSE), percebeu-se grande dificuldade em se convergir em uma única expressão capaz de atender todos os casos.

A princípio, tentou-se obter uma equação única que conseguisse obter os ângulos de topo para todos os casos em todos os *risers* com um erro aceitável. Mas como houve insucesso em se convergir para um resultado suficientemente acurado através dessa abordagem, decidiu-se dividir em dois grupos com base no valor de Rot_{plat} . A razão de ter sido escolhida essa divisão é porque, quando os valores de *roll* e *pitch* eram menores, a influência da corrente na variação do ângulo de topo se tornava maior, chegando a ser superior à influência dos movimentos da plataforma. Como havia um comportamento visivelmente diferente em relação aos casos com movimentos maiores da plataforma, esse foi o critério utilizado para se dividir a equação em duas.

Usando essa lógica, os resultados foram divididos em 2 grupos, conforme as condições indicadas nas inequações:

$$3,5^\circ \leq Rot_{plat} < 7^\circ \quad (4-6)$$

$$Rot_{plat} \geq 7^\circ \quad (4-7)$$

Os casos com Rot_{plat} menor do que $3,5^\circ$ foram descartados na elaboração das expressões por se tratar de casos em que a variação do ângulo de topo total era baixa, não sendo relevantes para o objetivo do trabalho.

A Eq. (4-8) diz respeito aos casos englobados pela Ineq. (4-6), enquanto a Eq. (4-9) diz respeito aos casos englobados pela Ineq. (4-7).

$$\begin{aligned} \Delta\alpha_T = C_1 \cdot & \left\{ C_2 \cdot [sen(\alpha_{off} - \alpha_A) + log_2 P_8 + sen(\alpha_{off})] + P_9 \right\} \cdot \\ & \sqrt{P_7^2 + P_8^2} + \left\{ P_{10} + C_3 + \left[cos(\alpha_C) \cdot \left((cos(\alpha_A - \alpha_{off})) - C_4 \right) \cdot \right. \right. \\ & \left. \left. sen(\alpha_A - \alpha_C) + sen(\alpha_C) + C_5 \right) \cdot cos(\alpha_C) - sen(\alpha_C - \alpha_W) \right] \right\}^{P_8 - P_1 + P_3} \end{aligned} \quad (4-8)$$

$$\begin{aligned} \Delta\alpha_T = & [D_1 - D_2 \cdot cos(\alpha_W)] \cdot \left\{ P_5 + \left[(cos(\alpha_C) + (cos(\alpha_C - \alpha_A) \cdot \right. \right. \\ & (sen(\alpha_W - \alpha_{off}) + sen(\alpha_{off} - \alpha_C))) \left. \right) \cdot (sen(\alpha_{off}) - ((P_7 - cos(\alpha_A - \alpha_{off})) \cdot (P_3 - P_5))) \right\} + \left\{ (D_3 \cdot P_2 + D_4) \cdot \left[\sqrt{P_7^2 + P_8^2} - \left((D_5 + \right. \right. \right. \\ & \left. \left. \left. \left(\frac{(P_{10} - D_6)}{D_7 - cos \alpha_W} \right) \right) \cdot (P_1 + ((D_8 + D_9 \cdot cos(\alpha_W - \alpha_C)) \cdot sen(\alpha_W))) \right) \right] + D_{10} \right\} \end{aligned} \quad (4-9)$$

Na Tabela 4-14 são apresentadas as variáveis utilizadas nas Eqs. (4-8) e (4-9). Quanto às constantes, a Tabela 4-15 apresenta as constantes C_1 a C_5 da Eq. (4-8), enquanto as constantes D_1 a D_{10} da Eq. (4-9) estão apresentadas na Tabela 4-16.

Tabela 4-14 – Variáveis utilizadas na Eqs. (4-8) e (4-9)

Variáveis	
P ₁	Offset / Lâmina d'água
P ₂	Altura da corcova / Lâmina d'água
P ₃	Altura do cavado / Lâmina d'água
P ₅	Peso do fluido interno / Peso médio do <i>riser</i>
P ₇	Amplitude de <i>roll</i> / Ângulo de topo na posição neutra
P ₈	Amplitude de <i>pitch</i> / Ângulo de topo na posição neutra
P ₉	Velocidade de corrente superficial / Maior velocidade de corrente utilizada (1,7 m/s)
P ₁₀	Diâmetro Interno / Maior diâmetro interno utilizado (8")
α_{Off}	Direção do offset (azimute) (°)
α_A	Azimute do <i>riser</i> (°)
α_C	Direção da corrente superficial (azimute) (°)
α_W	Direção de propagação da onda (azimute) (°)

Tabela 4-15 – Constantes da Eq. (4-8)

Constantes	
C ₁	3,9074513558
C ₂	-1,4040424455×10 ⁻¹
C ₃	4,3688934146
C ₄	4,0324386706×10 ⁻¹
C ₅	1,9991856821

Tabela 4-16 – Constantes da Eq. (4-9)

Constantes	
D ₁	-5,2969610055×10 ⁻¹
D ₂	5,3898530896
D ₃	8,7507357165
D ₄	1,2119521981
D ₅	2,7582584218
D ₆	1,0235246602
D ₇	-5,4386130041×10 ⁻¹
D ₈	1,0055731745×10 ⁻¹
D ₉	1,4909953771×10 ⁻¹
D ₁₀	2,8164569069

A Eq. (4-8) foi utilizada para cálculo da variação do ângulo de topo nos casos em que $Rot_{plat} < 3,5^\circ$, apesar desses casos terem sido desprezados na definição da expressão.

O gráfico de dispersão dos valores calculados pelas Eqs. (4-8) e (4-9) comparados com o resultado exato (linha vermelha) estão representados na Figura 4-11.

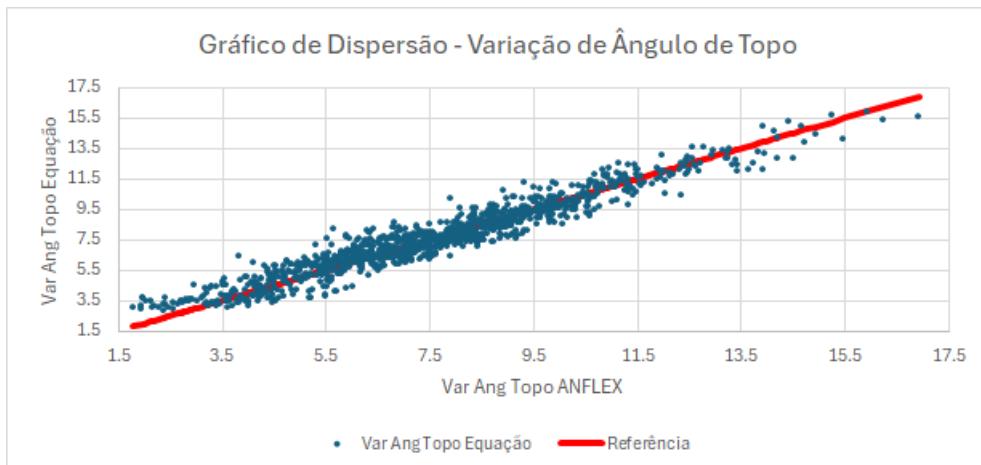


Figura 4-11 – Gráfico de dispersão - Equações (4-8) e (4-9)

A qualidade das expressões em relação aos pontos utilizados para calibrá-la, utilizando diferentes métricas, está apresentada na Tabela 4-17, ressaltando que o fato de terem sido desprezados os casos com $Rot_{plat} < 3,5^\circ$ na elaboração da Eq. (4-8) faz com que alguns casos isolados tenham erros demasiadamente elevados.

Tabela 4-17 – Métricas de qualidade das Eqs. (4-8) e (4-9) combinadas

Métrica	Erro
Raiz do erro quadrático médio (RMSE)	0,7045368
Erro médio (relativo)	8,75%
Erro máximo (relativo)	89,94%
R^2	0,922081

Para fazer com que os valores do ângulo de topo fossem conservadores, foi definido como ajuste a soma de um valor que tornaria os erros positivos para 95% dos casos, dado que a distribuição dos erros não se afasta muito de uma distribuição normal, sendo esse valor de $1,09^\circ$. Este valor é adicionado ao resultado dado pela Eq. (4.8) ou Eq. (4.9) dependendo do caso. O histograma dos erros comparado com a Distribuição Normal está apresentado na Figura 4-12.

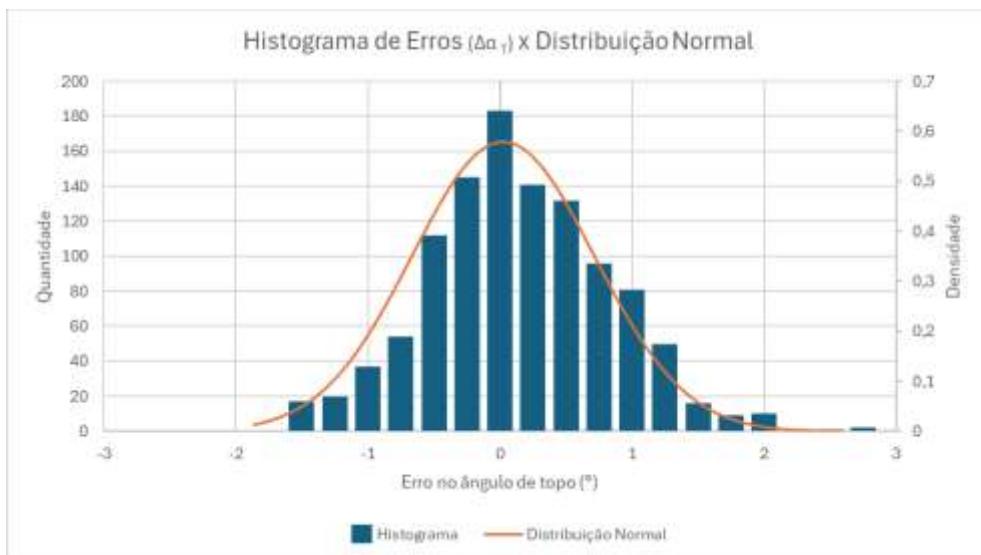


Figura 4-12 – Histograma das equações (4-8) e (4-9) x Distribuição Normal

O gráfico de dispersão considerando a soma desse valor adicional está apresentado na Figura 4-13.

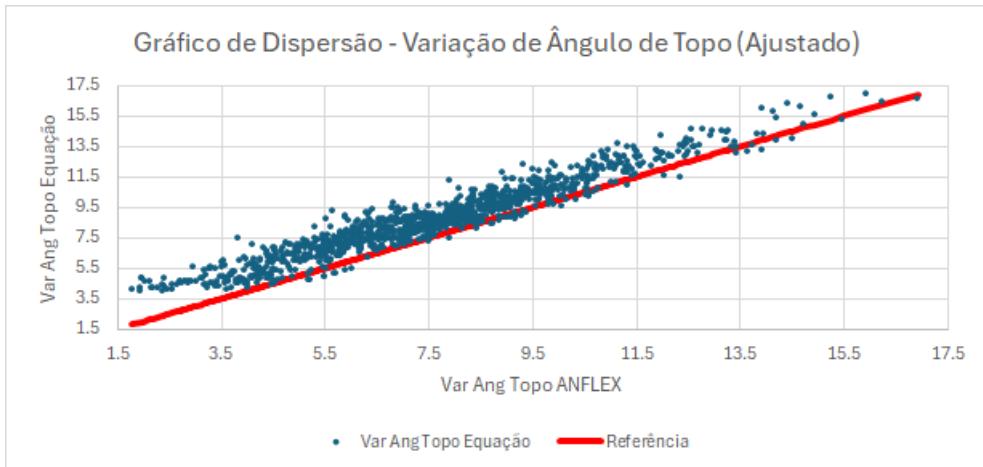


Figura 4-13 – Gráfico de dispersão - Equações (4-8) e (4-9) com ajuste

4.2.2 Equação para Cálculo de Curvatura

Foi desenvolvida uma expressão analítica para o cálculo da curvatura máxima na região do enrijecedor de curvatura com base em dados relativos ao *riser*, ao próprio enrijecedor, condições ambientais e a expressão para cálculo de tração de topo apresentada no item 4.1.3. Apesar de ser possível realizar cálculos rápidos e acurados da curvatura, desde que se possua informações detalhadas sobre os dados do *riser*, enrijecedor de curvatura e pares tração x ângulo, este cálculo foi incluído no trabalho com o objetivo de prover uma solução única para o problema analisado.

Para obtenção dessa expressão analítica, também foi feito uso do software de regressão simbólica TuringBot. Da mesma forma que no caso da tração de topo e do cálculo da variação do ângulo de topo, procurou-se adimensionalizar o máximo de dados de entrada possíveis. Sendo assim, somente o diâmetro interno do enrijecedor de curvatura (medido em metros) e tração de topo (medida em kN) não foram adimensionalizados.

Um dado relevante para o cálculo da curvatura da região do enrijecedor de curvatura que foi assumido como igual para todos os casos avaliados é o módulo de elasticidade do poliuretano, que foi assumido como 70 MPa para elaboração da Eq. (4-10), o que se justifica pois se trata de uma equação que se propõe a atender fases iniciais, quando não há um enrijecedor de curvatura definido. Vale ressaltar também que os enrijecedores de curvatura avaliados não apresentam grande variação no módulo de elasticidade ou na conicidade.

Foram modelados no ANFLEX um conjunto de 9 *risers* (com 7 variações de enrijecedores de curvatura dentro desse conjunto), possuindo os diâmetros e funções apresentadas na Tabela 4-18.

Tabela 4-18 – Conjunto de *risers* para cálculo de equação de curvatura

Função	Diâmetro	Qtd	Var
Produção de Óleo	6"	2	2
Injeção de Gás	6"	2	-
Gas Lift	4"	3	1
Exportação de Gás	9,13"	1	2
Injeção de Água	8"	1	2

Como a curvatura não depende diretamente da configuração do *riser* (apesar da configuração ter alguma influência nas variáveis relevantes), mas somente da tração, da variação angular, das características do enrijecedor de curvatura (sendo que as conicidades não variavam muito entre os enrijecedores de curvatura encontrados) e do *riser*, não foi necessário um número muito grande de *risers* para se obter uma equação com boa acurácia.

Dos modelos foram retirados os dados de entrada (exceto a tração dinâmica e a variação do ângulo de topo).

Para definir os valores de curvatura máxima na região do enrijecedor de curvatura, foi utilizado o programa PREDIS, que calcula a curvatura em toda a região do enrijecedor de curvatura com base nas propriedades do acessório, tração de topo do *riser* e variação do ângulo de topo. Para gerar a quantidade de resultados necessária foi considerada no PREDIS a faixa de valores de variação de ângulo de topo ($\Delta\alpha_T$) e tração de topo (T_t) apresentados na Tabela 4-19.

Tabela 4-19 – Dados de entrada do PREDIS

	Intervalo	Passo
Variação do Angulo de topo (°)	-15 a +15	1
Tração dinâmica (múltiplo da tração estática)	0,5 a 1,9	0,1

Com todos os dados de entrada devidamente definidos e valores de curvatura previamente calculados para cada combinação de dados de entrada pelo PREDIS, foi

utilizado o TuringBot que, otimizando pela raiz quadrada do erro quadrático médio (RMSE), apresentou, dentre outras possíveis soluções, a Eq. (4-10) para a curvatura κ .

$$\kappa = F_2 \cdot \operatorname{sen}(\Delta\alpha_T) / \left\{ E_1 \cdot \left[E_2 + \left(\left(T_t \cdot \left(\frac{E_3}{P_{11}} \right) - E_4 \right) \cdot \left(E_5 + \frac{P_{13}}{2} \right) \right) + P_{12} \right] \cdot (E_6 - E_7 \cdot T_t + D_i) \right\} \quad (4-10)$$

O parâmetro F_2 é um fator para eliminar valores não conservadores, sendo o valor de 1,13 escolhido por ser o necessário para atingir esse fim. As variáveis utilizadas na Eq. (4-10) estão apresentadas na Tabela 4-20, enquanto as constantes E_1 a E_7 se encontram na Tabela 4-21.

Tabela 4-20 – Variáveis utilizadas na Eq. (4-10)

Variáveis	
P_{11}	Diâmetro externo do enrijecedor de curvatura / Diâmetro interno do enrijecedor de curvatura
P_{12}	Comprimento do cone do enrijecedor de curvatura / Diâmetro interno do enrijecedor de curvatura
P_{13}	Conicidade do enrijecedor de curvatura (Variação de diâmetro / Comprimento do cone)
D_i	Diâmetro interno do enrijecedor de curvatura (m)
T_t	Tração no topo (kN)
F_2	1 ou 1,13

Tabela 4-21 – Constantes da Eq. (4-10)

Constantes	
E_1	$8,8577042947 \times 10^{-1}$
E_2	1,9103178957
E_3	$2,2490700547 \times 10^{-1}$
E_4	$3,9102483602 \times 10^1$
E_5	$-1,2394780728 \times 10^{-1}$
E_6	$-2,0979150326 \times 10^{-2}$
E_7	$3,5851045040 \times 10^{-5}$
F_2	1 ou 1,13

O gráfico de dispersão dos valores calculados pela Eq. (4-10) comparado com o resultado exato (linha vermelha) está representado na Figura 4-14 (considerado a variável F_2 igual a 1). O erro da expressão em relação aos pontos utilizados para calibrá-la, utilizando diferentes métricas, está apresentado na Tabela 4-22 (considerado a variável F_2 igual a 1).

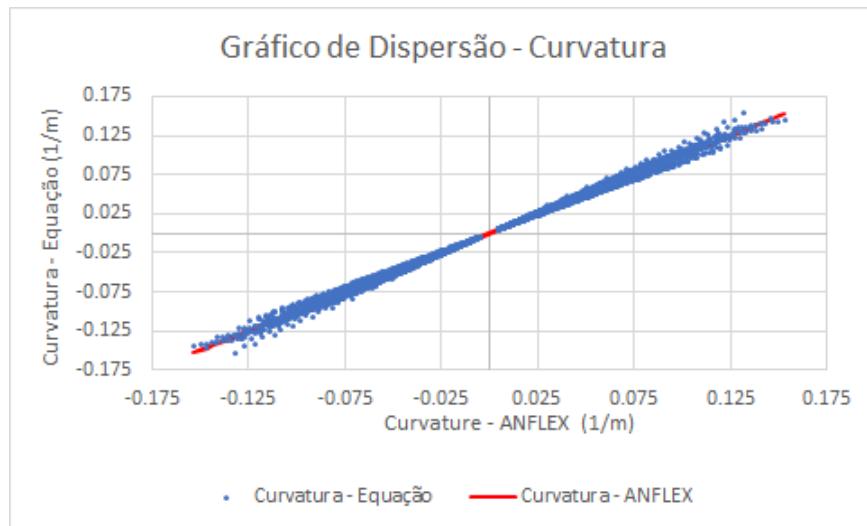


Figura 4-14 – Gráfico de dispersão da Equação (4-10)

Tabela 4-22 – Erro da equação (4-10)

Métrica de erro	Erro
Raiz do erro quadrático médio (RMSE)	0,0026215
Erro médio (relativo)	3,99%
Erro máximo (relativo)	10,54%
R^2	0,997887

5 ESTUDO DE CASO

Objetivando validar a metodologia aqui desenvolvida para cálculo de tração máxima no topo e curvatura mínima na região do enrijecedor de curvatura, foram analisados 3 *risers* distintos daqueles utilizados para calibrar as Eqs. (4-4), (4-8), (4-9) e (4-10), localizados na mesma região da costa brasileira considerada no estudo e instalados cada um em seu respectivo FPSO. As 3 unidades flutuantes foram modeladas com as dimensões e azimute (em relação ao norte verdadeiro) apresentados na Tabela 5-1, mas foram utilizados seus respectivos RAOs. Os *risers* considerados são um GL de 4”, um IG de 6” e um IA de 8”.

Tabela 5-1 – Características dos FPSOs

Característica	Valor
Comprimento (m)	320
Largura (m)	60
Altura (m)	32
Azimuth FPSO (°)	190°

Esses *risers* foram modelados com o ANFLEX e realizadas análises globais para determinação dos maiores valores de tração máxima no topo e curvatura máxima na região do enrijecedor de curvatura, para posterior comparação com os resultados das Eqs. (4-4), (4-8), (4-9) e (4-10). Dos mesmos modelos, sem necessidade, porém, da realização da análise global, foram retirados os dados necessários para utilização nas mesmas equações, apresentados nas Tabelas 5-2, 5-3 e 5-4.

Tabela 5-2 – Dados do *riser* GL de 4”

Dado	Valor
Ângulo de Topo - Posição Neutra (°)	5
Azimute de saída (N = 0°)	108
Peso do Fluido Interno (kN/m ³)	10,052
Lâmina d'Água (m)	2220
Comprimento Suspenso (m)	2707,7
Altura do Cavado (m)	663,0
Altura da Corcova (m)	685,8
Tração Estática - Posição Neutra (kN)	929,6
Offset (% LDA)	8,0
Diâmetro interno BS (mm)	227
Diâmetro externo mínimo BS (mm)	267
Diâmetro externo máximo BS (mm)	1066
Comprimento BS (mm)	3165

Tabela 5-3 – Dados do *riser* IG de 6”

Dado	Valor
Ângulo de Topo - Posição Neutra (°)	7,5
Azimute de saída (N = 0°)	87
Peso do Fluido Interno (kN/m ³)	7,850
Lâmina d'Água (m)	2150
Comprimento Suspenso (m)	2655,0
Altura do Cavado (m)	1481,3
Altura da Corcova (m)	1532,5
Tração Estática - Posição Neutra (kN)	929,2
Offset (% LDA)	8,0
Diâmetro interno BS (mm)	355
Diâmetro externo mínimo BS (mm)	405
Diâmetro externo máximo BS (mm)	1280
Comprimento BS (mm)	3500

Tabela 5-4 – Dados do *riser* IA de 8”

Dado	Valor
Ângulo de Topo - Posição Neutra (°)	7
Azimute de saída (N = 0°)	121,8
Peso do Fluido Interno (kN/m ³)	10,052
Lâmina d’Água (m)	2240
Comprimento Suspenso (m)	2738,5
Altura do Cavado (m)	910,0
Altura da Corcova (m)	914,7
Tração Estática - Posição Neutra (kN)	1928,2
Offset (% LDA)	8,4
Diâmetro interno BS (mm)	360
Diâmetro externo mínimo BS (mm)	410
Diâmetro externo máximo BS (mm)	1285
Comprimento BS (mm)	3500

O estudo de caso para esses 3 *risers* foi executado considerando 2 cenários possíveis, o primeiro deles considerando que o usuário não possuía informações detalhadas sobre a unidade flutuante. Neste cenário, os movimentos utilizados como referência foram obtidos através de uma composição dos movimentos de diversas plataformas. No segundo cenário se considera a execução de uma análise de movimentos da plataforma específica (FPSO) para determinar os seus movimentos nos pontos de suporte de cada *riser* avaliado.

5.1 ANÁLISE DE MOVIMENTOS DE FPSOS

As Eqs. (4-4), (4-8) e (4-9) utilizam movimentos da plataforma (*roll*, *pitch* e aceleração de *heave*) para calcular a tração de topo do *riser* e a variação do ângulo de topo. Dessa forma, para se obter um resultado mesmo com ausência de informações da plataforma, é necessário determinar uma resposta aproximada às condições ambientais a ser considerada para que seja possível realizar as estimativas desejadas. Com esse propósito, foi realizada a análise de movimentos de 7 FPSOs, instalados na mesma região e aprofundados entre as direções S e SSW, para determinar seus movimentos dinâmicos de *roll*, *pitch* e *heave*. A partir desse último, é calculada também a aceleração de *heave*.

Para esses FPSOs, foram considerados de 1 a 5 diferentes calados (conforme disponibilidade de modelos hidrodinâmicos existentes para cada um deles) e considerado que as linhas poderiam estar conectadas em 3 pontos diferentes do balcão de *risers*: no centro, a 40m e 80m avante da meia nau. As análises de movimentos foram realizadas pelo ANFLEX com base nos RAOs de movimentos de primeira ordem de cada um dos modelos.

Após o levantamento desses movimentos envoltórios, realizou-se o cálculo de tração e curvatura utilizando as Eqs. (4-4) e (4-10). Assim, mesmo sem os movimentos específicos da plataforma estarem disponíveis, foi possível verificar o conservadorismo da metodologia desenvolvida ao se comparar os seus resultados àqueles obtidos pelo ANFLEX.

Os resultados das análises de movimento foram divididos por direções (16 ao todo) e períodos de incidência de onda (12 períodos de 9,5s a 20,5s discretizados em 1s). Os seus valores máximos extremos mais prováveis por direção são apresentados na Tabela 5-5.

Tabela 5-5 – Valores extremos dos movimentos do conjunto de FPSOs

Direção	Roll (°)	Pitch (°)	Heave (m)
N	0,29	0,68	1,09
NNE	0,35	1,24	2,08
NE	2,26	2,20	3,39
ENE	5,19	3,43	6,44
E	8,79	3,42	10,37
ESE	10,64	2,47	13,36
SE	9,16	4,12	10,23
SSE	6,21	3,71	8,19
S	3,14	3,87	8,08
SSW	4,49	5,14	9,48
SW	9,64	5,38	9,25
WSW	7,18	4,48	7,82
W	7,74	3,13	5,78
WNW	3,89	1,98	3,87
NW	2,01	1,80	2,54
NNW	-	-	0,82

5.2 TRAÇÃO E CURVATURA – MOVIMENTOS ENVOLTÓRIOS

Com base na análise de movimentos envoltórios dos FPSOs apresentada na Tabela 5-5, foram calculados os maiores fatores de amplificação dinâmica através da Eq. (4-4) para 11 direções diferentes (ENE, E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW, W, WNW), pois as outras 5 direções restantes apresentavam movimentos relativamente pequenos e, portanto, não tenderiam a gerar valores mais críticos.

Uma vez calculados os FADs, é possível calcular a tração dinâmica e, com os valores máximos de tração dinâmica para cada direção, é viável se obter as curvaturas máximas na região do enrijecedor de curvatura para esses *risers*, considerando as mesmas 11 direções entre ENE e WNW, utilizando a Eq. (4-10).

Usualmente se utiliza os valores de raio de curvatura em análise de *risers* em detrimento da curvatura, pois trata-se de uma grandeza de mais fácil observação, sendo o raio de curvatura (RC) dado por:

$$RC = \frac{1}{\kappa} \quad (5-1)$$

A variação do ângulo de topo $\Delta\alpha_T$ utilizada na Eq. (4-10) foi calculada através das Eqs. (4-8) e (4-9), não sendo utilizado nesse estudo de caso o ajuste de $1,09^\circ$ no ângulo para deixar os resultados conservadores. Foi utilizado o fator $F1 = 1$ para a Eq. (4-4) e $F2 = 1$ para a Eq. (4-10).

5.2.1 Análise simplificada de Tração

Para a linha de GL de 4" apresentada na Tabela 5-2, o comparativo entre os resultados da Eq. (4-4) e os valores calculados pelo ANFLEX está apresentado na Figura 5-1.

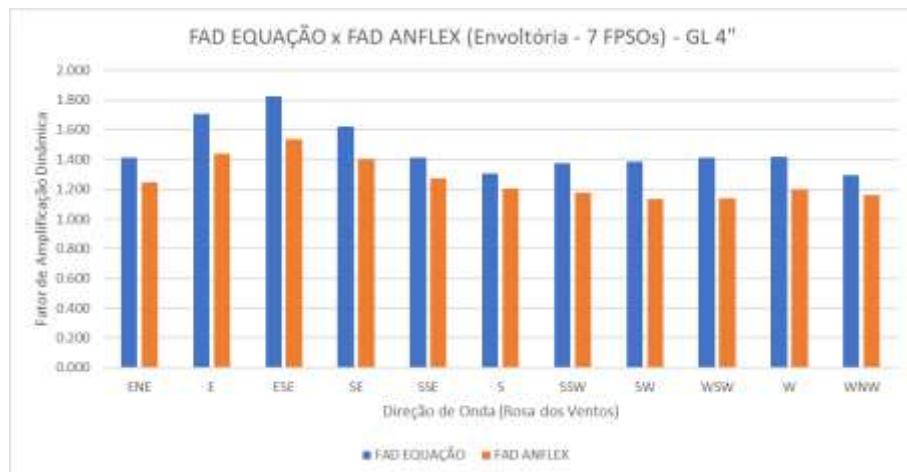


Figura 5-1 – FAD ANFLEX x FAD Eq. (4-4) – Envoltória– GL 4”

Na Figura 5-1 os resultados aparentam estar consideravelmente superestimados em muitas direções, o que é confirmado pela Tabela 5-6, sendo FAD EQ o fator de amplificação dinâmica calculado pela Eq. (4-4), FAD ANFLEX o fator de amplificação dinâmica calculado pelo ANFLEX e ERRO o erro relativo entre eles.

Tabela 5-6 – FAD – Envoltória de movimentos – GL 4”

Direção	FAD EQ	FAD ANFLEX	ERRO
ENE	1,411	1,244	13,4%
E	1,709	1,438	18,8%
ESE	1,825	1,537	18,7%
SE	1,621	1,401	15,7%
SSE	1,413	1,273	11,0%
S	1,303	1,204	8,2%
SSW	1,374	1,176	16,8%
SW	1,384	1,134	22,1%
WSW	1,410	1,139	23,8%
W	1,416	1,199	18,0%
WNW	1,294	1,158	11,7%

O mesmo comparativo pode ser feito com a linha de IG de 6” apresentada na Tabela 5-3, cujos resultados estão representados na Figura 5-2.

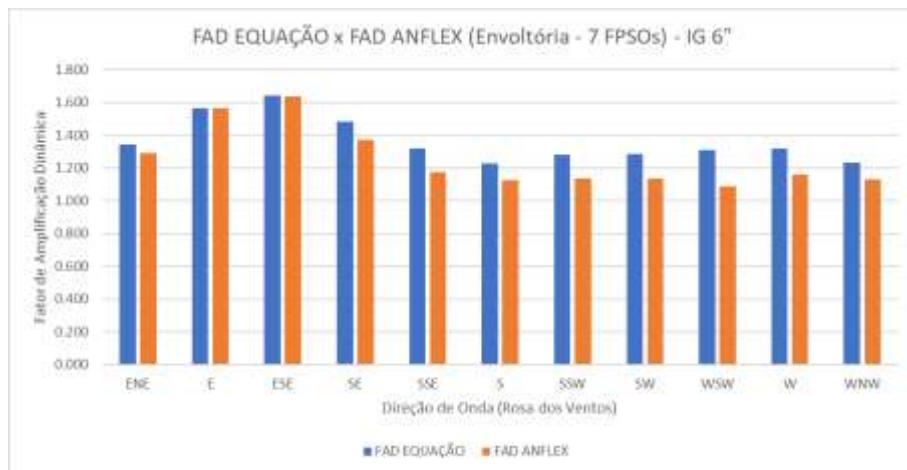


Figura 5-2 – FAD ANFLEX x FAD Eq. (4-4) – Envoltória – IG 6”

Na Figura 5-2 se observa uma consistência maior entre os resultados da equação e do ANFLEX, dado que os resultados não apresentam ter disparidade tão elevada. Os valores exatos com os respectivos erros estão apresentados na Tabela 5-7.

Tabela 5-7 – FAD – Envoltória de movimentos – IG 6”

Direção	FAD EQ	FAD ANFLEX	ERRO
ENE	1,343	1,293	3,9%
E	1,563	1,563	0,0%
ESE	1,640	1,638	0,1%
SE	1,482	1,374	7,8%
SSE	1,318	1,174	12,2%
S	1,228	1,128	8,9%
SSW	1,279	1,137	12,4%
SW	1,286	1,138	13,0%
WSW	1,308	1,087	20,3%
W	1,318	1,158	13,7%
WNW	1,232	1,132	8,8%

Já para a linha de IA de 8”, apresentada na Tabela 5-4, os resultados estão representados na Figura 5-3.

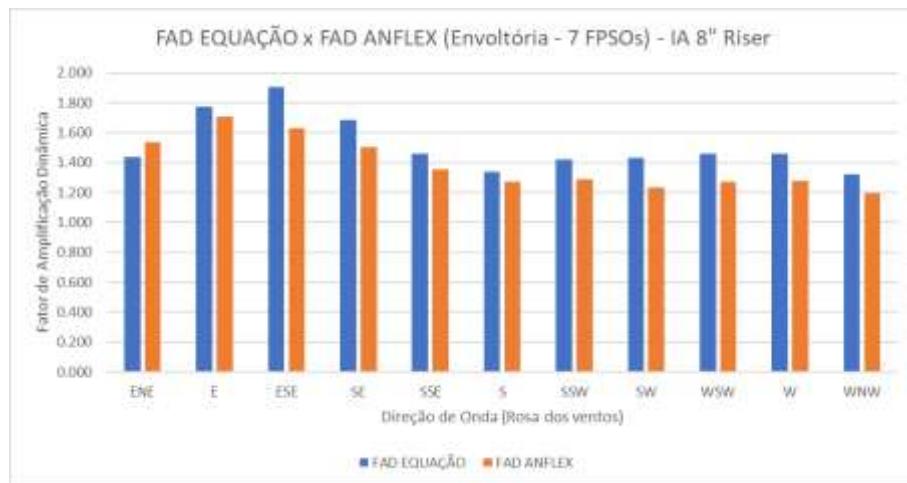


Figura 5-3 – FAD ANFLEX x FAD equação (4-4) – Envoltória – IA 8”

Na Figura 5-3 os resultados parecem um pouco menos consistentes do que no caso da linha de IG de 6”, dado que o resultado de maior FAD aparece na direção ESE pela equação analítica e na E pelo ANFLEX mas, conforme pode ser visto na Tabela 5-8, os erros não estão muito distantes dos observados nos outros *risers*.

Tabela 5-8 – FAD – Envoltória de movimentos – IA 8”

Direção	FAD EQ	FAD ANFLEX	ERRO
ENE	1,435	1,536	-6,6%
E	1,770	1,704	3,9%
ESE	1,907	1,628	17,1%
SE	1,685	1,501	12,3%
SSE	1,458	1,352	7,9%
S	1,340	1,272	5,3%
SSW	1,420	1,291	10,1%
SW	1,432	1,233	16,1%
WSW	1,459	1,272	14,6%
W	1,461	1,277	14,4%
WNW	1,321	1,196	10,4%

Considerando 3 *risers* analisados, os resultados apresentaram erros entre -6,6% e 23,8%, considerando individualmente cada direção. São erros maiores do que o máximo indicado na Tabela 4-12, mas isso é esperado pois ali não se considera a possibilidade de termos grandes incertezas nos movimentos da plataforma. Como foram utilizados

movimentos envoltórios apresentados na Tabela 5-5 com objetivo de se ter resultados conservadores, os erros em geral estão no sentido esperado, com superestimação do valor de tração para a maior parte dos casos.

5.2.2 Análise Simplificada de Raio de Curvatura

No caso da linha de GL de 4" apresentada na Tabela 5-2, o comparativo entre os raios de curvatura calculados por meio da Eq. (4-10) e os resultados da análise global estão apresentados na Figura 5-4. Nesta figura, deve-se observar que raios de curvatura menores representam valores mais conservadores (raios de curvatura menores são mais críticos).

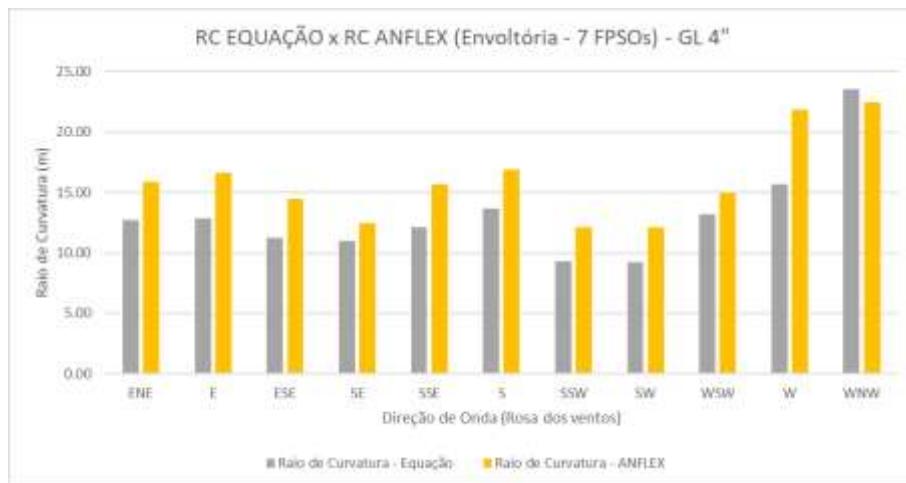


Figura 5-4 – RC ANFLEX x RC Eq. (4-10) – Envoltória – GL 4"

É perceptível que o gráfico apresenta diferenças elevadas em algumas direções. Isso pode também ser verificado em detalhes na Tabela 5-9, sendo $\Delta\alpha_T$ EQ a variação do ângulo de topo do *riser* calculada pelas Eqs. (4-8) e (4-9), $\Delta\alpha_T$ ANFLEX a variação do ângulo de topo do *riser* calculada pelo ANFLEX, RC EQ o raio de curvatura calculado pela Eq. (4-10), RC ANFLEX o raio de curvatura e ERRO o erro relativo entre RC EQ e RC ANFLEX.

Tabela 5-9 – RC GL de 4" - Envoltória de Movimentos

Direção	$\Delta\alpha_T$ EQ (°)	$\Delta\alpha_T$ ANFLEX (°)	RC EQ (m)	RC ANFLEX (m)	Erro
ENE	10,17	8,27	12,72	15,90	-20,0%
E	9,42	7,60	12,88	16,63	-22,6%
ESE	10,65	8,58	11,22	14,49	-22,6%
SE	11,71	10,34	10,96	12,42	-11,7%
SSE	10,72	8,31	12,14	15,69	-22,6%
S	9,68	7,78	13,69	16,86	-18,8%
SSW	14,15	10,73	9,41	12,15	-22,5%
SW	14,07	10,87	9,54	12,13	-21,4%
WSW	11,43	8,80	11,38	14,96	-23,9%
W	8,31	6,00	15,69	21,89	-28,3%
WNW	5,61	5,87	23,57	22,47	4,9%

Os resultados estão conservadores para praticamente todas as direções, com erros acima do indicado na Tabela 4-22 em todas as direções menos a WNW. Esse resultado é esperado, pois conforme pode ser visto na própria Tabela 5-9 os ângulos calculados pelas Eqs. (4-8) e (4-9) com base nos movimentos envoltórios informados na Tabela 5-5 se apresentam consideravelmente maiores do que os verificados no ANFLEX, podendo ter diferenças acima de 3°.

O mesmo comparativo pode ser feito com a linha de IG de 6" apresentada na Tabela 5-3, que está apresentado na Figura 5-5.

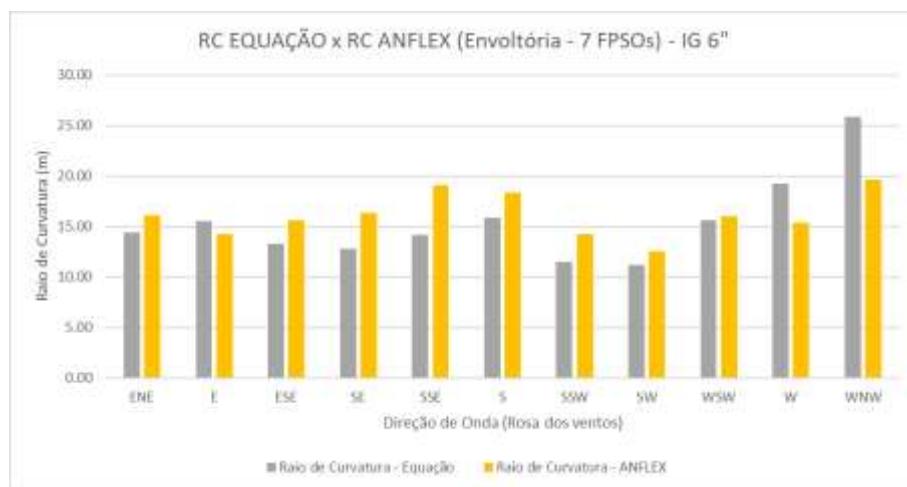


Figura 5-5 – RC ANFLEX x RC Eq. (4-10) – Envoltória – IG 6"

A Figura 5-5 em geral apresenta diferenças menores do que no caso do *riser* de GL analisado anteriormente, por outro lado apresenta uma diferença bastante acentuada na direção WNW. Isso pode ser verificado em detalhes na Tabela 5-10.

Tabela 5-10 – RC IG de 6” – Envoltória de Movimentos

Direção	$\Delta\alpha_T$ EQ (°)	$\Delta\alpha_T$ ANFLEX (°)	RC EQ (m)	RC ANFLEX (m)	Erro
ENE	12,17	11,26	14,37	16,07	-10,6%
E	10,95	12,87	15,56	14,20	9,5%
ESE	12,75	11,38	13,31	15,58	-14,6%
SE	13,69	10,75	12,77	16,36	-21,9%
SSE	12,44	9,31	14,14	19,08	-25,9%
S	11,19	9,81	15,82	18,32	-13,6%
SSW	15,53	12,68	11,48	14,20	-19,2%
SW	15,56	14,38	11,16	12,55	-11,1%
WSW	9,06	11,21	15,58	15,98	-2,5%
W	9,11	12,12	19,27	15,40	25,2%
WNW	6,82	9,55	25,86	19,62	31,9%

A Tabela 5-10, assim como nos casos do *riser* de GL, apresenta diferenças mais acentuadas nos casos em que há diferença maior entre os ângulos calculados pelas Eqs. (4-8) e (4-9) com base nos movimentos de plataforma informados na Tabela 5-5 e os verificados no ANFLEX.

Avaliação semelhante pode ser feita com a linha de IA de 8” apresentada na Tabela 5-4, cuja comparação de resultados está apresentada na Figura 5-6.

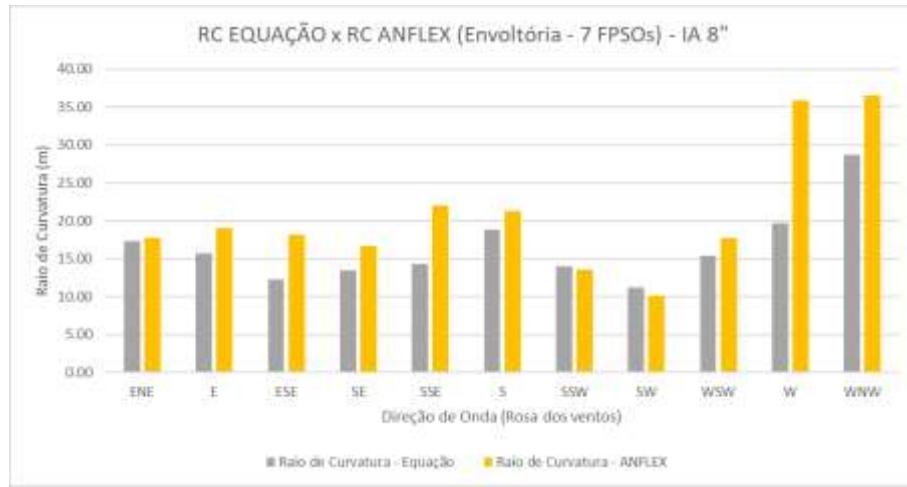


Figura 5-6 – RC ANFLEX x RC equação (4-10) – Envoltória – IA 8”

A Figura 5-6 apresenta diferenças muito elevadas em algumas direções, apesar de não ser algo tão sistemático como no caso da linha de GL. Isso pode também ser verificado em detalhes na Tabela 5-11.

Tabela 5-11 – RC IA de 8” – Envoltória de Movimentos

Direção	$\Delta\alpha_T$ EQ (°)	$\Delta\alpha_T$ ANFLEX (°)	RC EQ (m)	RC ANFLEX (m)	Erro
ENE	8,33	8,43	17,32	17,76	-2,5%
E	8,34	6,90	15,67	19,08	-17,9%
ESE	10,40	7,98	12,24	18,15	-32,6%
SE	10,37	8,92	13,49	16,69	-19,2%
SSE	10,30	6,83	14,36	22,00	-34,7%
S	7,91	7,07	18,82	21,30	-11,6%
SSW	10,63	10,83	13,96	13,60	2,6%
SW	13,04	14,60	11,17	10,12	10,3%
WSW	9,45	8,20	15,38	17,71	-13,2%
W	7,37	2,54	19,73	35,89	-45,0%
WNW	5,21	4,61	28,65	36,52	-21,5%

Da mesma forma que nos casos das linhas de GL e IG, verifica-se que os resultados muito díspares observados na Tabela 5-11 são os que possuem diferenças muito acentuadas entre os ângulos calculados pelas Eqs. (4-8) e (4-9) com base nos movimentos de plataforma informados na Tabela 5-5.

Em geral, os resultados foram bastante conservadores, o que já era esperado por conta da ideia de utilizar movimentos envoltórios. As exceções em sua maioria foram de casos com raios de curvatura elevados, com pouca relevância em situações práticas. Um resultado importante que não se demonstrou conservador foi o caso da direção SW da linha de IA, que se trata do caso de menor raio de curvatura. O erro, porém, não chega a estar fora do indicado na Tabela 4-22, não sendo, portanto, um resultado inesperado.

5.3 TRAÇÃO E CURVATURA – MOVIMENTOS ESPECÍFICOS

Com o próprio ANFLEX, foi feita análise de movimentos das plataformas específicas onde foram instalados os *risers* das Tabelas 5-2, 5-3 e 5-4 para se obter os movimentos no ponto de conexão de cada um deles. Com base nesses movimentos para as 11 direções diferentes (ENE, E, ESE, SE, SSE, S, SSW, SW, WSW, W, WNW) foram calculados os fatores de amplificação dinâmica através da Eq. (4-4).

Da mesma forma que no caso dos movimentos envoltórios, se obtém a tração dinâmica com os FADs calculados e, com os valores máximos de tração dinâmica para cada direção, se obtêm as curvaturas máximas na região do enrijecedor de curvatura através da Eq. (4-10). Com as curvaturas, se calcula o raio de curvatura mínimo através da Eq. (5-1).

Nesse caso também se calcula a variação do ângulo de topo $\Delta\alpha_T$ através das Eqs. (4-8) e (4-9), não sendo utilizado o ajuste de $1,09^\circ$ no ângulo para deixar os resultados conservadores. Foram utilizados os fatores $F_1 = 1$ para a Eq. (4-4) e $F_2 = 1$ para a equação (4-10).

Um exemplo dos valores máximos extremos mais prováveis por direção dos movimentos para a plataforma específica do *riser* de GL 4" utilizados está apresentado na Tabela 5-12.

Tabela 5-12 – Valores extremos dos movimentos do FPSO do *riser* de GL 4”

Direção	Roll (°)	Pitch (°)	Heave (m)
ENE	3,76	3,02	3,20
E	7,35	1,39	8,08
ESE	9,18	2,37	11,05
SE	8,54	3,14	8,99
SSE	5,66	3,18	6,41
S	3,17	3,62	5,42
SSW	2,27	4,82	4,94
SW	6,89	4,76	4,57
WSW	6,18	3,57	3,40
W	4,39	1,14	4,08
WNW	2,14	1,88	2,68

5.3.1 Análise Simplificada de Tração

Utilizando os movimentos da plataforma específica do *riser* de GL de 4”, tem-se os resultados apresentados na Figura 5-7.

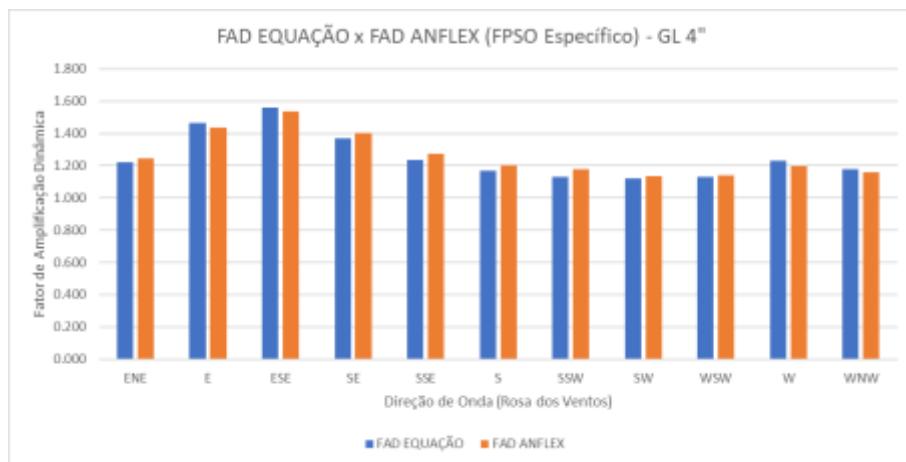


Figura 5-7 – FAD ANFLEX x FAD Eq. (4-4) – FPSO específico – GL 4”

A Figura 5-7 apresenta resultados muito próximos entre o ANFLEX e a Eq. (4-4), o que fica ainda mais claro na Tabela 5-13, sendo, conforme citado anteriormente, FAD EQ o fator de amplificação dinâmica calculado pela Eq. (4-4), FAD ANFLEX o fator de amplificação dinâmica calculado pelo ANFLEX e ERRO o erro relativo entre eles.

Tabela 5-13 – FAD – Movimento da plataforma – GL 4”

Direção	FAD EQ	FAD ANFLEX	ERRO
ENE	1,220	1,244	-2,0%
E	1,464	1,438	1,8%
ESE	1,561	1,537	1,6%
SE	1,367	1,401	-2,5%
SSE	1,235	1,273	-2,9%
S	1,167	1,204	-3,1%
SSW	1,130	1,176	-3,9%
SW	1,123	1,134	-1,0%
WSW	1,132	1,139	-0,6%
W	1,230	1,199	2,5%
WNW	1,179	1,158	1,7%

Os erros apresentados estão todos dentro do esperado conforme indicado na Tabela 4-12 a partir do momento em foram utilizados os movimentos da plataforma real ao invés de movimentos envoltórios.

No caso do *riser* de IG de 6”, ao usar os movimentos da plataforma específica, foram obtidos os resultados apresentados na Figura 5-8.

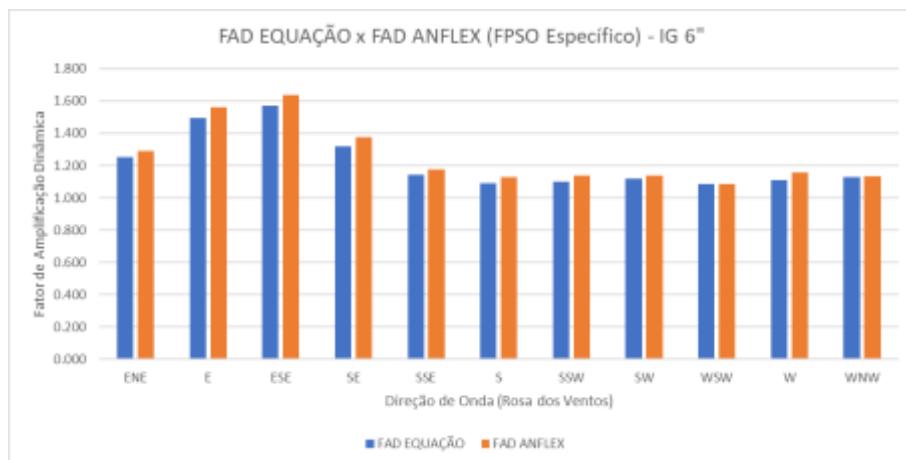


Figura 5-8 – FAD ANFLEX x FAD Eq. (4-4) – FPSO Específico – IG 6”

A Figura 5-8 também apresenta resultados muito próximos entre o ANFLEX e a Eq. (4-4), como pode também ser visto na Tabela 5-14.

Tabela 5-14 – FAD – Movimento da plataforma – IG 6”

Direção	FAD EQ	FAD ANFLEX	ERRO
ENE	1,254	1,293	-3,0%
E	1,496	1,563	-4,2%
ESE	1,573	1,638	-4,0%
SE	1,318	1,374	-4,1%
SSE	1,141	1,174	-2,9%
S	1,089	1,128	-3,4%
SSW	1,100	1,137	-3,3%
SW	1,118	1,138	-1,8%
WSW	1,085	1,087	-0,2%
W	1,111	1,158	-4,1%
WNW	1,131	1,132	-0,1%

Novamente, todos os erros estão dentro do esperado ao utilizar os movimentos específicos da plataforma.

Fazendo o mesmo exercício para o *riser* de IA de 8”, foram obtidos os resultados apresentados na Figura 5-9.

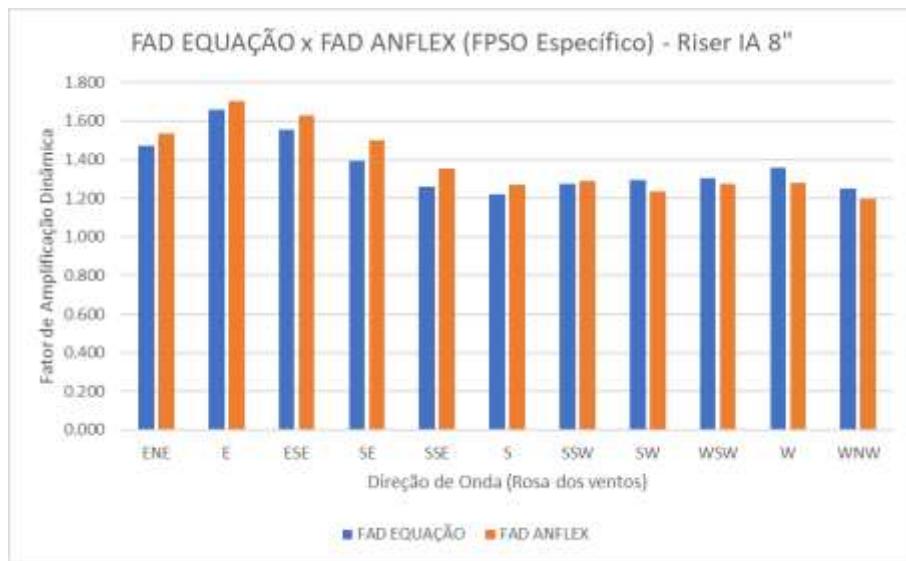


Figura 5-9 – FAD ANFLEX x FAD Eq. (4-4) – FPSO Específico – IA 8”

A Figura 5-9 apresenta resultados bem mais próximos entre ANFLEX e a Eq. (4-4) do que ao se utilizar movimentos envoltórios, o que fica mais evidente na Tabela 5-15.

Tabela 5-15 – FAD – Movimento da plataforma – IA 8"

Direção	FAD EQ	FAD ANFLEX	ERRO
N	1,093	1,109	-1,5%
NNE	1,181	1,203	-1,9%
NE	1,298	1,334	-2,7%
ENE	1,472	1,536	-4,2%
E	1,658	1,704	-2,7%
ESE	1,557	1,628	-4,4%
SE	1,395	1,501	-7,1%
SSE	1,262	1,352	-6,6%
S	1,220	1,272	-4,1%
SSW	1,272	1,291	-1,4%
SW	1,293	1,233	4,8%

Para todos os *risers* avaliados, os resultados estiveram dentro do esperado ao se utilizar os movimentos das plataformas específicas, com erros oscilando entre -7,1% e 2,5% considerando todas as direções e *risers* avaliados.

5.3.2 Análise Simplificada de Raio de Curvatura

Utilizando os movimentos da plataforma específica do *riser* de GL de 4", tem-se os resultados apresentados na Figura 5-10 para o raio mínimo de curvatura.

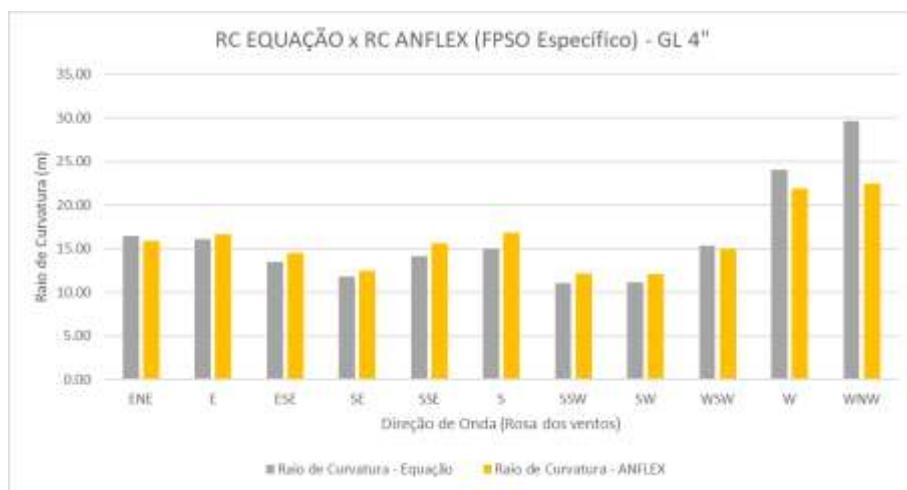


Figura 5-10 – RC ANFLEX x RC Eq. (4-10) – FPSO Específico – GL 4"

A Figura 5-8 apresenta resultados muito próximos entre o ANFLEX e a Eq. (4-10), exceto para a direção WNW. Isso pode também ser visto na Tabela 5-16, sendo, conforme citado anteriormente, $\Delta\alpha_T$ EQ a variação do ângulo de topo do *riser* calculada pelas Eqs. (4-8) e (4-9), $\Delta\alpha_T$ ANFLEX a variação do ângulo de topo do *riser* calculada pelo ANFLEX, RC EQ o raio de curvatura calculado pela Eq. (4-10), RC ANFLEX o raio de curvatura e ERRO o erro relativo entre RC EQ e RC ANFLEX.

Tabela 5-16 – RC GL de 4" - Movimento da Plataforma

Direção	$\Delta\alpha_T$ EQ (°)	$\Delta\alpha_T$ ANFLEX (°)	RC EQ (m)	RC ANFLEX (m)	Erro
ENE	8,12	8,27	16,47	15,90	3,6%
E	7,73	7,60	16,14	16,63	-3,0%
ESE	8,38	8,58	13,45	14,49	-7,2%
SE	9,75	10,34	11,78	12,42	-5,2%
SSE	8,90	8,31	14,12	15,69	-10,0%
S	9,03	7,78	14,98	16,86	-11,1%
SSW	12,34	10,73	11,09	12,15	-8,7%
SW	12,30	10,87	11,14	12,13	-8,2%
WSW	7,98	8,80	15,33	14,96	2,5%
W	4,52	6,00	24,10	21,89	10,1%
WNW	4,54	5,87	29,66	22,47	32,0%

Utilizando os movimentos da plataforma específica, os erros nas estimativas pela equação analítica foram dentro do esperado para a maior parte das direções de incidência de onda consideradas. As diferenças nos ângulos considerados, devido aos erros das Eqs. (4-8) e (4-9), por si só justificam os valores de erros um pouco mais elevados. Há um erro mais acentuado na direção WNW, que, por ter um raio de curvatura elevado, é considerada pouco relevante em situações práticas.

Para a linha de IG de 6", as diferenças encontradas entre os valores calculados pela Eq. (4-10) e o ANFLEX são bastante atenuadas com o uso dos movimentos da plataforma, como pode ser visto na Figura 5-11.

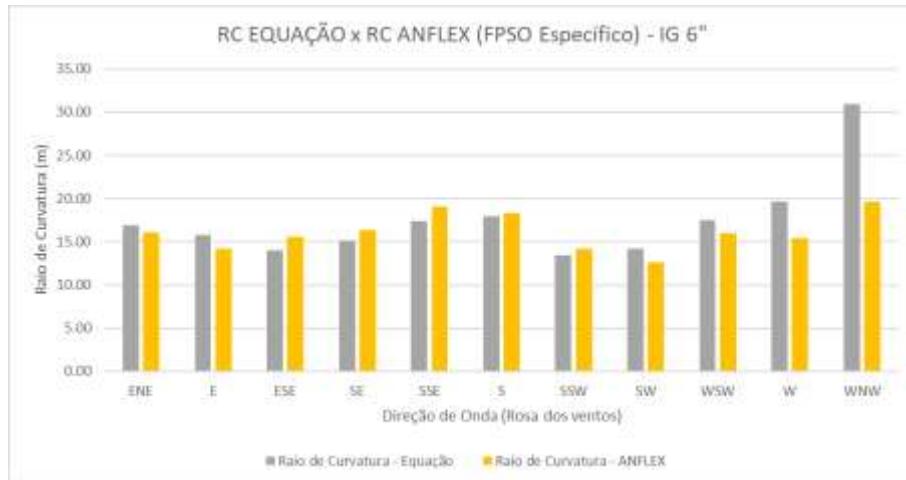


Figura 5-11 – RC ANFLEX x RC Eq. (4-10) – FPSO Específico – IG 6”

A Figura 5-11 apresenta resultados mais próximos para boa parte das direções de incidência de onda, apesar de outras seguirem apresentando resultados um pouco distantes. Isso pode ser observado detalhadamente na Tabela 5-17.

Tabela 5-17 – RC IG de 6” - Movimento da Plataforma

Direção	$\Delta\alpha_T$ EQ (°)	$\Delta\alpha_T$ ANFLEX (°)	RC EQ (m)	RC ANFLEX (m)	Erro
ENE	10,39	11,26	16,94	16,07	5,4%
E	10,92	12,87	15,76	14,20	11,0%
ESE	12,21	11,38	13,99	15,58	-10,2%
SE	11,55	10,75	15,16	16,36	-7,3%
SSE	10,19	9,31	17,39	19,08	-8,9%
S	9,96	9,81	17,99	18,32	-1,8%
SSW	13,40	12,68	13,41	14,20	-5,6%
SW	12,59	14,38	14,23	12,55	13,4%
WSW	10,28	11,21	17,44	15,98	9,1%
W	8,06	12,12	19,63	15,40	27,5%
WNW	5,75	9,55	30,95	19,62	57,8%

Utilizando os movimentos da plataforma específica, para a maior parte das direções de incidência de onda, a Eq. (4-10) apresentou erros de dentro do esperado conforme indicado na Tabela 4-22. Diferenças nos ângulos considerados devido aos erros das Eqs. (4-8) e (4-9) por si só justificam erros um pouco mais elevados, mas não aqueles

erros mais acentuados como na direção WNW e W. No caso da direção WNW, apesar do ângulo calculado pelo ANFLEX não ser tão inferior aos encontrados em outras direções, se trata da direção com maior raio de curvatura sendo, portanto, considerado pouco relevante na prática.

O pior caso da direção W, por outro lado, foi encontrado em um caso com onda anual, sendo que nesse estudo os casos de onda anual sequer foram considerados para desenvolvimento das equações, dado que o objetivo é encontrar o pior caso de forma geral e não obter os resultados mais críticos por direção. Porém, isso indica que dependendo do objetivo pode ser necessário considerar os casos com onda anual no desenvolvimento das equações.

Os resultados para a linha de IA de 8" com os movimentos da plataforma específica estão apresentados na Figura 5-12.

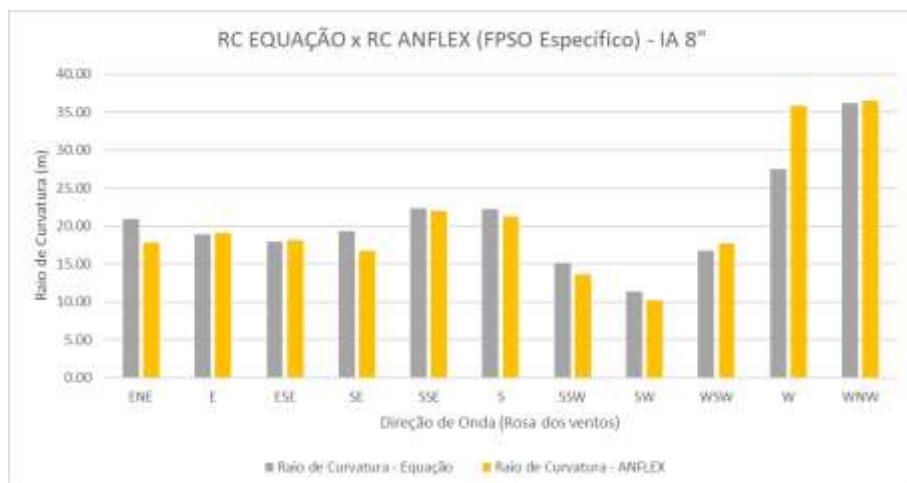


Figura 5-12 – RC ANFLEX x RC Eq. (4-10) – FPSO Específico – IA 8"

A Figura 5-12 apresenta resultados mais próximos em diversas direções de incidência de onda, mas ainda são identificadas algumas diferenças consideráveis. Isso aparece de forma mais evidente na Tabela 5-18.

Tabela 5-18 – RC IA de 8" - Movimento da Plataforma

Direção	$\Delta\alpha_T$ EQ (º)	$\Delta\alpha_T$ ANFLEX (º)	RC EQ (m)	RC ANFLEX (m)	Erro (%)
ENE	6,86	8,43	20,93	17,76	17,8
E	7,25	6,90	18,93	19,08	-0,8
ESE	7,85	7,98	17,86	18,15	-1,6
SE	7,54	8,92	19,36	16,69	16,0
SSE	6,74	6,83	22,32	22,00	1,4
S	6,86	7,07	22,18	21,30	4,1
SSW	9,93	10,83	15,10	13,60	11,0
SW	13,20	14,60	11,39	10,12	12,5
WSW	9,03	8,20	16,72	17,71	-5,6
W	5,35	2,54	27,54	35,89	-23,3
WNW	4,17	4,61	36,21	36,52	-0,8

Utilizando os movimentos da plataforma específica, alguns resultados apresentaram um erro acima do indicado na Tabela 4-22 para Eq. (4-10), especialmente em casos de variação angular baixa (direções ENE, W e SE) que possuem raios de curvatura maiores e, portanto, menos relevantes na prática. Porém, nesse exemplo específico o pior caso (direção SW) também apresentou erros elevados, o que é consequência de tanto a Eq. (4-10) como também as Eqs. (4-8) e (4-9) estimarem valores não conservadores em relação ao encontrado no ANFLEX.

Dessa forma, temos uma sobreposição dos erros das Eqs. (4-8) e (4-9) junto com a Eq. (4-10), resultando em um erro superior ao que foi calculado para a Eq. (4-10) na Tabela 4-22 devido ao fato do valor calculado para $\Delta\alpha_T$ ser utilizado para calcular a curvatura.

Essa questão da sobreposição de erros fica mais clara no item 5.4, onde são apresentados possíveis fatores de ajuste para as equações aqui desenvolvidas.

5.4 FATOR DE AJUSTE

Um resumo dos resultados que efetivamente são objetivo do trabalho, obtidos através das Eqs. (4-4) e (4-10), pode ser visto nas Tabelas 5-19 e 5-20.

Tabela 5-19 – Resultados – Tração Dinâmica Máxima

TD	Análise Global (kN)	Equação (4-4) – Envoltória (kN)	Erro (%)	Equação (4-4) – Plataforma (kN)	Erro (%)
GL 4”	1429,05	1696,09	18,7	1451,25	1,6
IG 6”	1522,29	1523,76	0,1	1461,30	-4,0
IA 8”	3285,62	3676,73	11,9	3197,68	-2,7

Tabela 5-20 – Resultados – Raio de Curvatura

RC	Análise Global (m)	Equação (4-10) – Envoltória (m)	Erro (%)	Equação (4-10) – Plataforma (m)	Erro (%)
GL 4”	12,13	9,23	-23,9	11,09	-8,6
IG 6”	12,55	11,16	-11,1	13,41	6,8
IA 8”	10,12	11,17	10,3	11,39	12,5

Conforme indicado nas Tabelas 5-19 e 5-20, os resultados em geral foram próximos do encontrado nas análises globais, especialmente ao considerar os movimentos da plataforma correta. Porém, alguns resultados não se mostraram conservadores, algo que já era esperado dados os erros observados nas Figuras 4-9 e 4-14.

Foram propostos no decorrer do trabalho fatores de correção $F_1 = 1.14$ e $F_2 = 1.13$ para as Eqs. (4-4) e (4-10), respectivamente, assim como um ajuste na variação do ângulo de topo calculada pelas Eqs. (4-8) e (4-9) com um acréscimo de $1,09^\circ$ como possíveis formas de se garantir resultados conservadores.

Os efeitos dos fatores de correção propostos são apresentados nas Tabelas 5-21, 5-22 e 5-23, não sendo aplicados fatores de correção no cálculo de tração ao utilizar a Eq. (4-4) no cálculo da Eq. (4-10), dado que isso resultaria em uma sobreposição de fatores de correção.

Tabela 5-21 – Resultados TD – Ajuste na Eq. (4-4)

TD	Análise Global (kN)	Equação (4-4) – Envoltória (kN)	Erro (%)	Equação (4-4) – Plataforma (kN)	Erro (%)
GL 4”	1429,05	1933,546	35,3	1654,427	15,8
IG 6”	1569,21	1737,75	14,2	1666,52	9,5
IA 8”	3285,62	4191,48	27,6	3645,36	10,9

A consideração do ajuste pelo fator $F_2 = 1,13$ na Eq. (4-10), tem seus resultados apresentados na Tabela 5-22, enquanto o ajuste do ângulo calculado pelas Eqs. (4-8) e (4-9), com uma soma de $1,09^\circ$ no ângulo calculado, tem os resultados apresentados na Tabela 5-23.

Tabela 5-22 – Resultados RC – Ajuste na Eq. (4-10)

RC	Análise Global (m)	Equação (4-10) – Envoltória (m)	Erro (%)	Equação (4-10) – Plataforma (m)	Erro (%)
GL 4"	12,13	8,17	-32,7	9,81	-19,2
IG 6"	12,55	9,87	-21,3	11,86	-5,4
IA 8"	10,12	9,88	-2,4	10,08	-0,4

Tabela 5-23 – Resultados RC – Ajuste nas Equações (4-8) e (4-9)

RC	Análise Global (m)	Equação (4-10) – Envoltória (m)	Erro (%)	Equação (4-10) – Plataforma (m)	Erro (%)
GL 4"	12,13	8,60	-29,1	10,20	-15,9
IG 6"	12,55	10,46	-16,6	12,42	-1,0
IA 8"	10,12	10,34	2,2	10,54	4,1

Os resultados da utilização dos ajustes na Eq. (4-4) (Tabela 5-21) e Eq. (4-10) (Tabela 5-22) atenderam à função de se obter resultados conservadores nos casos avaliados, o que já era esperado dado que foram propostos com esse objetivo e definidos com um valor que evitaria resultados não conservadores para todos os casos. Porém, é notável a possibilidade de se ter erros consideravelmente mais elevados dado que um resultado que já era conservador antes do ajuste se torna ainda mais conservador.

No caso do ajuste apresentado na Tabela 5-23, tem-se um resultado um pouco abaixo do esperado na linha de IA, pois nessa linha específica observa-se não só uma diferença de ângulo um pouco maior que $1,09^\circ$ como também que a Eq. (4-10) calcularia um curvatura um pouco menor (e consequentemente um raio de curvatura um pouco maior) do que o observado no ANFLEX. Essa sobreposição de erros é possível e pode gerar resultados não conservadores inclusive no caso do uso do ajuste de $F_2 = 1,13$ na Eq. (4-10).

Dessa forma, caso o projetista não tenha como aceitar resultados não conservadores, é possível tratar essa questão com fatores de correção, garantindo a obtenção de trações dinâmicas maiores e raios de curvatura menores do que os

encontrados nas análises dinâmicas. Porém, isso depende de quanto se está disposto a sacrificar a acurácia em nome dessa garantia de se obter resultados conservadores.

6 CONCLUSÕES

Este trabalho se propôs a desenvolver expressões analíticas capazes de calcular grandezas de interesse da indústria de óleo e gás em análises de *risers* flexíveis utilizando uma metodologia com base no uso de regressão simbólica e um banco de dados de *risers* com resultados já conhecidos e, com isso, calcular essas mesmas grandezas para outros *risers* flexíveis com características semelhantes àqueles que constavam no banco de dados.

No caso específico dessa dissertação, foram escolhidas para serem modeladas a tração no topo do *riser* e a curvatura na região do enrijecedor de curvatura, mas o uso dessa metodologia não se esgota nessas grandezas, podendo ser utilizada estratégia semelhante para outros parâmetros de resposta visando a busca de resultados rápidos e sem a necessidade (ou possibilidade) de grande acurácia.

Quanto aos resultados do cálculo de tração no topo do *riser*, percebe-se um perfil muito claro de que a expressão obtida é capaz de obter resultados acurados. Porém um objetivo amplo, de atender *risers* muito diferentes, pode acabar resultando em uma queda da acurácia, dado que é mais difícil de se obter uma expressão adequada para *risers* com características muito distintas. Isso pode ser solucionado tanto com a utilização de mais variáveis capazes de refletir melhor as diferenças entre os *risers* (o que não era possível no caso desse trabalho dado que o propósito dele é ser utilizado em fases iniciais onde há poucas informações) quanto também com a criação de expressões distintas com cada uma atendendo um grupo mais homogêneo ao invés de uma única equação para atender todos os dutos instalados em uma mesma região.

A respeito da acurácia dos resultados da análise de tração, nos exemplos apresentados foram observados erros abaixo de 20% sem necessidade de se conhecer a plataforma efetivamente utilizada e com poucas informações sobre o *riser* em questão, com um cálculo que pode ser realizado em segundos. Dependendo dos recursos computacionais disponíveis, uma análise global completa capaz de realizar esse cálculo pode demorar horas ou até mesmo dias. Mesmo se utilizando de um ajuste para garantir que os resultados sejam conservadores, ainda assim o erro no cálculo não ultrapassa 40% nos exemplos apresentados, o que ainda pode ser útil em um projeto de suporte de plataforma, por exemplo.

No caso da equação para cálculo curvatura, para os exemplos apresentados foram encontrados erros abaixo de 25% no raio de curvatura sem uso dos dados da plataforma exata a qual o *riser* está instalado. Esse resultado é obtido mesmo havendo uma composição de erros, pois a mesma depende de outras grandezas calculadas por duas equações desenvolvidas nessa dissertação (cálculo de tração de topo e de variação do ângulo de topo) que apresentam erros que se acumulam com o da expressão propriamente dita. Mesmo com uso de ajuste para se obter resultados conservadores, o erro não superou 35%, o que é um resultado bastante razoável com ausência de informações certeiras a respeito do duto flexível sob análise.

Em ambos os casos, o uso dos movimentos da embarcação real resultou em uma melhora significativa no uso das expressões analíticas, o que é um sinal de consistência da metodologia desenvolvida e indica que com um maior nível de conhecimento do projeto os resultados tendem a ser melhores.

Em linhas gerais, a dissertação atendeu seu propósito de obter expressões capazes de calcular essas duas grandezas com relativa acurácia para uma situação de escassez de informações, algo que pode auxiliar o desenvolvimento de projetos de linhas flexíveis em fases iniciais.

6.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Há diversas formas de se progredir com esse trabalho, sendo a mais evidente a possibilidade de se expandir o banco de dados de *risers* utilizados para cálculo das expressões, principalmente no caso do cálculo da variação angular.

Nesse caso de expansão do banco de dados, há pelo menos dois caminhos que se apresentam sem necessidade de maiores reflexões para se tratar uma possível piora da acurácia: (a) dividir os *risers* em grupos relativamente homogêneos ou (b) adotar um maior número de variáveis capazes de representar melhor a diferença entre eles. Essa última apresenta o problema de que um aumento demasiado no número de variáveis não só dificulta a convergência da regressão simbólica como também pode resultar no fato de que a expressão perca sua função de atender projetos em fases iniciais, dado que seriam necessários dados mais detalhados do projeto.

Outra possível forma de se expandir o trabalho é gerar expressões para outras grandezas relevantes para a indústria de petróleo, como força cortante e momento fletor na Boca de Sino, raio de curvatura na região do TDP ou força axial na conexão *riser*-

flowline, evitando a necessidade de realização de análises demoradas em situações cotidianas na indústria de óleo e gás que não necessitam de uma acurácia muito elevada.

Por último, há a possibilidade de se considerar plataformas com aproamentos mais variados ou gerar expressões semelhantes para outras regiões de interesse.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS

- [1] BLAIR, J. S., 1948, *Operation Pluto - The Hamel steel pipelines*; D.Sc. Thesis, University of Glasgow, Glasgow, Scotland, UK.
- [2] MUSEUMS VICTORIA COLLECTIONS, *Pipe Line Section - 'PLUTO', HAIS type, Lead, circa 1943*, Disponível em: <https://collections.museumsvictoria.com.au/items/1915729>, acessado em 08 de Agosto de 2024.
- [3] BEHAR, I., 1974, “Use of Coflexip Flexible Lines in the Oil Industry”. *Offshore Technology Conference*, OTC-1970-MS, Dallas, TX, USA, 5-8 May 1974.
- [4] BURNS, G. E., D'Amorim, G. C., “Buoyant Towers for Phase 1 Development of Garoupa Field”. *Offshore Technology Conference*, OTC-2828-MS, Houston, TX, USA, 2-5 May 1977.
- [5] LUKASSENA, T. V., GUNNARSSON, E., KRENK, et al., 2018, “Tension-bending analysis of flexible pipe by a repeated unit cell finite element model”, *Marine Structures*, v. 64, pp 401-420.
- [6] SOUSA, F.J.M., SOUSA, J.R.M., SIQUEIRA, M.Q., et al., “Analytical Methodology to Evaluate Flexible Risers Fatigue Lives at the Top Region”. *Proceedings of the 38th International Conference on Ocean, Offshore & Arctic Engineering*, OMAE2019-96372, Glasgow, Scotland, UK, 9-14 Jun 2019.
- [7] RODRIGUES, T., LACERDA, T.A.G., GONZALEZ, G.M., et al., “An Approach for Obtaining Dynamic Responses of Slender Marine Structures Assisted by Generalized Artificial Neural Networks”. *Proceedings of the 43rd International Conference on Ocean, Offshore & Arctic Engineering*, OMAE2024-122906, Singapore, Singapore, 9-14 Jun 2024.
- [8] ARAÚJO, L.P.S., 2024. *Riser Responses Prediction Through Symbolic Regression*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ/PEC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- [9] SOUSA, J.R.M., SANTOS, A.C., “Symbolic Regression Equations to Predict the Maximum Stress Concentration Factors in Flexible Pipes with Damaged Tensile Armors”. *Proceedings of the 43rd International Conference on Ocean, Offshore & Arctic Engineering*, OMAE2024-122906, Singapore, Singapore, 9-14 Jun 2024.
- [10] ARANHA, J.A.P., PINTO, M.O., 2001, “Dynamic Tension in Risers and Mooring Lines: An Algebraic Approximation for Harmonic Excitation”. *Applied Ocean Research*, v. 23, pp. 63-81.
- [11] SOUSA, F.J.M., SAGRILO, L.V.S., LIMA, E.C.P., et al., “Calibration of Design Conditions Based on Long Term Top Tension for Catenary Risers”. *Proceedings of the 31st International Conference on Ocean, Offshore & Arctic Engineering*, OMAE2012-83506, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1-6 July 2012.
- [12] BAZÁN, F. A. V., LIMA, E. C. P., SIQUEIRA, M. Q., et al., 2011, “Optimization of Stress Joints and Bend Stiffeners for Riser Design”. *International Journal of Modeling and Simulation for the Petroleum Industry (Online)*, v. 4, pp. 17-24.
- [13] PETROBRAS/CENPES/MC, 2024, *ANFLEX - Users Manual*. Rio de Janeiro, Brazil.
- [14] AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2014, *17B Recommended Practice for Flexible Pipe*, 5th ed., USA.
- [15] LI, X., VAZ, M. A., CUSTÓDIO, A. B., 2021, “High strength tape layer modeling for analysis of flexible pipe axisymmetric behavior and birdcaging limit”. *Ocean Engineering*, v. 234, 109273.
- [16] RAWSON, K. J., TUPPER, E. C., 2001, *Basic Ship Theory*, 5th ed., Oxford, Butterworth-Heinemann.
- [17] BRANDAO, C. S., 2016, *Geração de Estados de Mar Equivalentes para Análises Preliminares de Sistemas de Risers*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ/PEC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- [18] PEREIRA, V. M. S., 2011, *Análise da Resposta Dinâmica do Tubo Vertical do Sistema de Riser Suspenso e Ancorado por Amarras (RSAA)*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ/PEC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [19] SOUSA, F. J. M., 2011, *Calibração de Condições de Projeto Baseada na Tração de Longo-Prazo para Risers em Catenária*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ/PEC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [20] DORMAND, J. R., PRINCE, P. J., 1980. “A Family of Embedded Runge-Kutta Formulae”, *Journal of Computational and Applied Mathematics*, v. 6, i. 1, pp. 19-26.
- [21] EUREQA Reverse Engineering Dynamical Systems, Disponível em: <https://www.creativemachineslab.com/eureqa.html>, acessado em 21 de Janeiro de 2025.
- [22] TuringBot Documentation, Disponível em: <https://turingbotsoftware.com/documentation.html>, acessado em 08 de Agosto de 2024.
- [23] DEB, K., 2001, *Multi-Objective Optimization using Evolutionary Algorithms*, 1st ed., Chichester, John Wiley & Sons.
- [24] HORST, R., TUY, H., 1996, *Global Optimization: Deterministic Approaches*, 3rd ed., Berlin, Springer-Verlag.
- [25] DEB, K., 2012, *Optimization for Engineering Design: Algorithms and Examples*, 2nd ed., New Delhi, PHI Learning.
- [26] MIETTINEN, K., 1998, *Nonlinear Multiobjective Optimization*, 1st ed., New York, Springer Science+Business Media.
- [27] COOK, W. J., 2012, *In Pursuit of the Traveling Salesman: Mathematics at the Limits of Computation*, 1st ed., Princeton, Princeton University Press
- [28] DRÉO, J., SIARRY, P., PÉTROWSKI, A., et al., 2005, *Metaheuristics for Hard Optimization*, 1st ed., Berlin, Springer-Verlag.

- [29] HORST, R., PARDOLOS, P. M., 1995, *Handbook of Global Optimization*, 1st ed., New York, Springer Science+Business Media.
- [30] METROPOLIS, N., ROSENBLUTH, A. W., ROSENBLUTH, M. N., et al., 1953, “Equation of State Calculations by Fast Computing Machines”, *The Journal of Chemical Physics*, v. 21, pp. 1087-1092.
- [31] KIRKPATRICK, S., GELATT C. D., VECCHI, M. P., 1983, “Optimization by Simulated Annealing”, *Science*, v. 220, n. 4598, pp. 671-680.
- [32] VAN LAARHOVEN, P. J. M., AARTS, E. H. L., 1987, *Simulated Annealing: Theory and Applications*, Dordrecht, Springer Science+Business Media.
- [33] SCHMIDT, M., LIPSON, H., 2009, “Distilling Free-Form Natural Laws from Experimental Data”, *Science*, v. 324, n. 5923, pp. 81-85.
- [34] KANTOR D., VON ZUBEN, F. J., 2021, DE FRANÇA, F.O., “Simulated annealing for symbolic regression”, In: *GECCO’ 21 — 23rd Genetic and Evolutionary Computation Conference*, pp. 592–599, Lille, France, 10-14 Jul 2021.
- [35] HOLLAND, J. H., 1975, *Adaptation in Natural and Artificial System*, Cambridge, M.I.T Press.
- [36] KOZA J. R., 1992, *Genetic Programming—On the Programming of Computers by Means of Natural Selection*, Cambridge, MIT Press.
- [37] DE FRANÇA, F.O., 2018. “A greedy search tree heuristic for symbolic regression”, *Information Sciences*, v. 442-443, pp. 18–32.
- [38] ALDEIA, G. S. I., DE FRANÇA, “Lightweight Symbolic Regression with the Interaction - Transformation Representation”. In: *2018 IEEE Congress on Evolutionary Computation (CEC)*, pp. 1–8, Rio de Janeiro, 8-13 Jul 2018.
- [39] Buckingham, E., 1914, “On physically similar systems; illustrations of the use of dimensional equations”, *Physical Review Journals Archive*, v. 4, pp. 345-376.

- [40] BOEF, W. J. C., OUT J. M. M., “Analysis of a Flexible-Riser Top Connection With Bend Restrictor”, *Offshore Technology Conference*, OTC-6436-MS, Houston, TX, USA, 7-10 May 1990.