



FERRAMENTAS NUMÉRICAS PARA ANÁLISE DE OPERAÇÕES DE LANÇAMENTO DE DUTOS OFFSHORE

Bruno Martins Jacovazzo

Tese de Doutorado 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 Doutor em Engenharia Civil.

Orientador: Breno Pinheiro Jacob

Rio de Janeiro

Abril de 2012

FERRAMENTAS NUMÉRICAS PARA ANÁLISE DE OPERAÇÕES DE
LANÇAMENTO DE DUTOS OFFSHORE

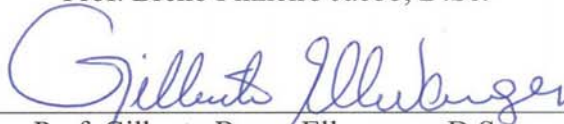
Bruno Martins Jacovazzo

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

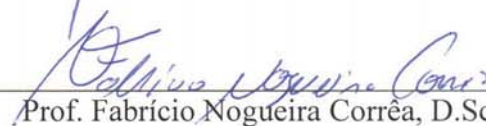
Examinada por:



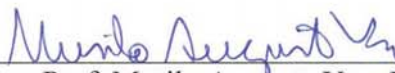
Prof. Breno Pinheiro Jacob, D.Sc.



Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.



Prof. Fabricio Nogueira Corrêa, D.Sc.



Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.



Eng. Carlos de Oliveira Cardoso, D.Sc.



Prof. Paulo Batista Gonçalves, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 2012

Jacovazzo, Bruno Martins

Ferramentas Numéricas para Análise de Operações de Lançamento de Dutos Offshore / Bruno Martins Jacovazzo. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2012.

XIII, 184 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Breno Pinheiro Jacob

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2011.

Referências Bibliográficas: p. 160-170.

1. Dutos Submarinos. 2. Lançamento. 3. Criação de Elementos Finitos. I. Jacob, Breno Pinheiro. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

*À minha esposa Roselaine,
aos meus pais, José e Gilcéa
e à minha irmã Lívia.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço principalmente a Deus, pela saúde que me foi dada para que eu tivesse forças para concluir mais uma etapa em minha vida.

Dedico este trabalho à minha família: minha esposa Roselaine, que esteve ao meu lado durante todo este tempo e conhece melhor que ninguém as dificuldades que surgiram ao longo deste caminho, apoiando-me nos momentos mais delicados; meus pais José e Gilcéa, que sempre incentivaram e investiram na minha educação; minha irmã Lívia, que sempre torceu pelas minhas conquistas.

Agradeço imensamente ao meu orientador Breno, pelo tempo dedicado a orientar este trabalho com grande empenho, além de procurar durante todo este tempo o melhor para minha carreira profissional.

Agradeço a todos os meus amigos do LAMCSO, que me ajudaram com dúvidas e incentivaram este trabalho. O ambiente de grande amizade construído por nós foi de extrema importância para que eu me mantivesse motivado frente às dificuldades encontradas.

Agradeço ao CNPQ, pelo fundo de amparo concedido durante os dois primeiros anos de desenvolvimento deste trabalho. Agradeço à FAPERJ, pelo fundo de amparo concedido durante o restante do desenvolvimento deste trabalho, após ter sido contemplado com a premiação de “Bolsista Nota 10”.

Enfim, agradeço a todos que contribuíram direta ou indiretamente para que este trabalho pudesse tornar-se realidade.

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

FERRAMENTAS NUMÉRICAS PARA ANÁLISE DE OPERAÇÕES DE LANÇAMENTO DE DUTOS OFFSHORE

Bruno Martins Jacovazzo

Abril/2012

Orientador: Breno Pinheiro Jacob

Programa: Engenharia Civil

Este trabalho apresenta o desenvolvimento de uma ferramenta numérica, baseada no Método dos Elementos Finitos, orientada à simulação de operações de lançamento de dutos submarinos. A ferramenta é focada na obtenção das configurações de equilíbrio finais do duto apoiado no leito marinho, em batimetria irregular, independentemente do método de lançamento a ser empregado em campo. Para isso, foi desenvolvido um algoritmo que simula o lançamento do duto através do aumento progressivo do comprimento indeformado do elemento ligado ao ponto de lançamento. Ao atingir um comprimento limite, o elemento é subdividido, dando origem a novos elementos na malha, criados durante a realização da simulação. A ferramenta numérica pode ser associada a um programa de otimização de rotas de dutos, de modo a fornecer subsídios para avaliar critérios para a escolha da melhor rota. Foram realizados três estudos de casos: dois deles envolvendo situações mais simples que permitem avaliar a ferramenta implementada através de considerações analíticas; e um estudo mais complexo, considerando um lançamento sobre uma batimetria de fundo acidentada em uma rota proposta pelo programa de otimização.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

NUMERICAL TOOLS FOR THE ANALYSIS
OF OFFSHORE PIPE LAYING OPERATIONS

Bruno Martins Jacovazzo

April/2012

Advisor: Breno Pinheiro Jacob

Department: Civil Engineering

This work presents the development of a numerical tool, based on the Finite Elements Method, oriented towards the simulation of submarine pipe laying operations. The tool is focused on obtaining the final equilibrium configurations of the pipeline on the seabed with an irregular bathymetry, regardless of the pipe laying method to be employed in field. For this, it was developed an algorithm that simulates the pipe launching by the progressive increase of the undeformed element length linked to the launch point. When this element reaches a length limit, it is then divided, creating new elements in the mesh during the simulation execution. The numerical tool can be associated with a submarine pipeline route optimization program in order to provide information to assess criteria that influence the choice of the best route. Three case studies have been carried through: two of them involved simpler situations in order to evaluate the numerical tool by analytical considerations; and a more complex study case considering a pipe laying simulation on a rugged bathymetry at a route proposed by the optimization program.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Contexto e Motivação.....	1
1.2	Objetivos.....	2
1.3	Resumo da Metodologia para o Desenvolvimento das Ferramentas Numéricas.....	3
	<i>O Sistema SITUA-Prosim</i>	<i>3</i>
1.4	Avaliação de Rotas	5
	<i>Vãos Livres</i>	<i>5</i>
	<i>Raios de Curvatura Mínimos em Função da Tração Residual de Lançamento</i>	<i>6</i>
1.5	Histórico e Revisão Bibliográfica	8
1.5.1	Procedimentos de Introdução e Remoção de Elementos Finitos	8
	<i>Procedimento dos Elementos Ativados / Desativados</i>	<i>8</i>
	<i>Procedimento dos Elementos Criados/Eliminados.....</i>	<i>9</i>
	<i>Seleção do Procedimento Mais Adequado</i>	<i>10</i>
1.5.2	Simulação de Estruturas Esbeltas Offshore: Risers, Linhas de Ancoragem e Dutos.....	10
1.6	Estruturação do Texto	14
2	MÉTODOS DE LANÇAMENTO DE DUTOS.....	15
2.1	Método S-Lay.....	15
2.2	Método J-Lay	18
2.3	Método Reel-Lay	20
2.4	Tipos de Simulação de Lançamento de Dutos	22
2.4.1	Simulação Dinâmica.....	22
2.4.2	Simulação Quasi-Estática	23
3	FORMULAÇÃO DO PROBLEMA ESTRUTURAL E PROCEDIMENTOS DE SOLUÇÃO.....	24
3.1	Introdução.....	24
3.2	Formulação do Problema Estrutural	25

3.2.1	Formulação Diferencial do Problema Elástico Linear	25
	<i>Variáveis do Problema</i>	25
	<i>Formulação das Equações</i>	26
	<i>Aplicação das Condições de Contorno</i>	28
3.2.2	Formulação Integral do Problema Elástico Linear	29
3.2.3	Generalização para Problemas Não-Lineares	30
3.3	Métodos Numéricos de Discretização no Espaço e no Tempo.....	32
3.4	Discretização Espacial: o Método dos Elementos Finitos.....	33
3.4.1	Representação do Duto em Análises Locais e Globais.....	33
3.4.2	Elemento de Pórtico Não-Linear	34
	<i>Hipóteses Básicas</i>	36
	<i>Sistemas de Referência</i>	36
	<i>Campo de Deslocamentos</i>	37
	<i>Equações Constitutivas</i>	39
	<i>Relação Deformações x Deslocamentos</i>	40
	<i>Matrizes de Rigidez</i>	41
	<i>Tratamento de Grandes Rotações</i>	43
	<i>Sistemas de Referência para a Formulação Corrotacionada</i>	45
	<i>Atualização dos Sistemas de Referência</i>	47
	<i>Cálculo de Deformações</i>	48
	<i>Cálculo dos Esforços</i>	50
3.5	Discretização no Tempo: Problemas Dinâmicos Lineares	51
3.5.1	Formulação do Problema Dinâmico Linear	51
3.5.2	Procedimento de Solução do Problema Dinâmico.....	52
	<i>Implementação por Deslocamentos</i>	53
	<i>Implementação por Acelerações</i>	54
3.5.3	O Algoritmo α B-Newmark	55
3.6	Tratamento dos Problemas Não-Lineares com Algoritmos Implícitos	58
	<i>Formulação Incremental</i>	59
	<i>Formulação Incremental-Iterativa</i>	60
4	PROCEDIMENTO DE SIMULAÇÃO DE LANÇAMENTO	62
4.1	Introdução.....	62
4.2	Comparação entre os Tipos de Procedimento de Introdução e Remoção de Elementos Finitos	63

4.2.1	Facilidade de Implementação	63
4.2.2	Custo Computacional.....	63
4.2.3	Identificação da Necessidade de Introdução de um Novo Elemento.....	64
	<i>Identificação Predefinida pelo Usuário</i>	64
	<i>Recurso de “Save-Restart”</i>	64
	<i>Identificação Automática pelo Programa</i>	65
4.3	Procedimento Adotado.....	66
4.4	Características do Procedimento Proposto.....	68
4.4.1	Tipo de Simulação	68
4.4.2	Consideração de Carregamentos Ambientais	68
4.5	Características do Modelo do Duto	70
4.5.1	Definição das Principais Regiões do Duto.....	70
4.5.2	Truncamento do Modelo.....	71
4.5.3	Altura do Ponto de Truncamento.....	72
4.5.4	Forças Equivalentes Atuantes no Ponto de Truncamento.....	75
4.6	Resumo do Procedimento de Simulação do Lançamento Progressivo do Duto.....	77
4.6.1	Aplicação de Deslocamentos Prescritos	77
4.6.2	Aumento Progressivo do Comprimento do Elemento de Topo	77
4.6.3	Subdivisão do elemento de topo / Introdução de Novos Elementos.....	78
5	AUMENTO PROGRESSIVO DO COMPRIMENTO DO ELEMENTO DE TOPO	79
5.1	Introdução.....	79
5.2	Controle do Comprimento do Elemento	80
5.2.1	Fundamentos.....	80
5.2.2	Formulação	80
5.3	Comprimento Limite.....	82
6	SUBDIVISÃO DO ELEMENTO DE TOPO / INTRODUÇÃO DE NOVOS ELEMENTOS	84
6.1	Configuração da Malha Antes da Subdivisão.....	84

6.2	Configuração da Malha Após a Subdivisão; Considerações sobre o Posicionamento dos Novos Nós	86
6.2.1	Alocação do Novo Nó entre os Nós do Elemento Subdividido	87
6.2.2	Alocação do Novo Nó na Extremidade da Malha	88
6.3	Procedimento de Criação do Novo Elemento Mantendo a Ordenação da Malha.....	89
6.4	Definição dos Sistemas de Referência para os Novos Elementos.....	93
6.4.1	Sistemas Referência dos Pontos Nodais	93
6.4.2	Sistemas de Referência dos Nós dos Elementos.....	95
6.4.3	Sistemas de Referência dos Elementos.....	96
6.5	Mudanças na Topologia da Malha.....	97
7	INTEGRAÇÃO COM A FERRAMENTA DE OTIMIZAÇÃO	98
7.1	Otimização de Rotas de Dutos.....	98
7.2	A Ferramenta <i>OtimRota</i>.....	99
7.3	Fluxo de Processamento.....	101
7.4	Geração de Rotas Candidatas	102
7.5	Transferência dos Parâmetros das Rotas para o Prosim	103
7.6	Execução da Simulação de Lançamento pelo Prosim	104
7.7	Avaliação de Critérios de Projeto	105
7.7.1	Trações Residuais	105
7.7.2	Vãos Livres.....	106
8	ESTUDOS DE CASOS	107
8.1	Introdução.....	107
8.2	Fundo Plano Horizontal.....	108
8.2.1	Características.....	108
8.2.2	Tração Horizontal de Lançamento.....	109
8.2.3	Altura do Ponto de Truncamento.....	109
8.2.4	Estudos Paramétricos.....	112
	<i>Simulações Considerando Ponto de Truncamento a 50m de Altura</i>	<i>112</i>
	<i>Simulações Considerando Ponto de Truncamento a 100m de Altura</i>	<i>115</i>

	<i>Simulações Considerando Ponto de Truncamento a 200m de Altura</i>	116
8.2.5	Avaliação dos Resultados	117
8.2.6	Comparação entre Custos Computacionais	119
8.3	Fundo Irregular: Identificação de Vãos Livres	122
8.3.1	Introdução	122
8.3.2	Características do Modelo	122
8.3.3	Resultados Obtidos com a Simulação de Lançamento	123
	<i>Configuração Final</i>	123
	<i>Trações Residuais</i>	126
	<i>Vãos Livres</i>	126
8.3.4	Avaliação Qualitativa dos Resultados	127
8.4	Análise de Rota Candidata Gerada pelo OtimRota	133
8.4.1	Introdução	133
8.4.2	Batimetria	133
8.4.3	Rota Candidata Gerada pelo OtimRota	134
8.4.4	Dados do Solo	136
8.4.5	Modelos dos Dutos	136
8.4.6	Resultados	138
	<i>Configuração Final: Perfil das Deformadas ao Longo da Rota</i>	138
	<i>Deformadas do Duto de 8 polegadas</i>	140
	<i>Deformadas do Duto de 16 polegadas</i>	143
	<i>Pontos Relevantes</i>	146
	<i>Trações Residuais</i>	147
	<i>Tensões de Von Mises</i>	148
	<i>Identificação de Vãos Livres</i>	149
8.4.7	Avaliação dos Resultados	150
9	COMENTÁRIOS FINAIS	151
9.1	Conclusões	151
9.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	154
9.2.1	Ferramenta de Criação e Eliminação de Elementos para Aplicações Diversas	154
	<i>Lançamentos de Equipamentos Submarinos</i>	154
	<i>Operações de Pull-In de Risers</i>	154
	<i>Operações de Tie-In de Dutos</i>	155

9.2.2	Eliminação de Elementos Finitos	155
	<i>União de Elementos</i>	155
	<i>Elementos Estabilizados</i>	156
9.2.3	Simulações Dinâmicas de Lançamento de Dutos	156
9.2.4	Outros Tipos de Critério de Controle de Lançamento	157
	<i>Comprimento Indeformado Calculado pela Teoria da Elasticidade</i>	157
	<i>Ajuste Considerando Máquina de Tração</i>	158
	<i>Controle por Raio de Curvatura no TDP</i>	159
10	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	160
	APÊNDICE A - AVALIAÇÃO DE FADIGA OCASIONADA POR VIV.....	171
A.1	Ciclo de Projeto	171
A.2	Direções do Movimento de Vibração.....	172
A.3	Fluxo Dominante	173
A.4	Critério Screening	174
A.4.1	Direção In-Line.....	174
A.4.2	Direção Cross-Flow	176
A.5	Critério de Fadiga Completo.....	178
A.5.1	Características.....	178
A.5.2	Capacidade de Vida em Fadiga Marginal contra VIV para a Direção Cross-Flow	180
A.5.3	Capacidade de Vida em Fadiga Marginal contra VIV para a Direção In-Line.....	181

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contexto e Motivação

Durante os últimos anos da História mundial o petróleo tem sido, direta ou indiretamente, uma das principais fontes de energia a sustentar as mais diversas criações tecnológicas da humanidade. Novas tecnologias para a geração de energia são propostas constantemente, já que o petróleo é um recurso não renovável; entretanto sua influência no cenário mundial ainda é muito significativa, e sua utilização ainda é mais economicamente viável que muitas das novas tecnologias recém-desenvolvidas.

Além disso, o petróleo é matéria-prima principal de muitos dos produtos fabricados pela indústria nos dias de hoje. Com a demanda crescendo notavelmente, sua produção tornou-se economicamente muito lucrativa. Isto estimula a pesquisa de soluções técnicas para os mais diversos problemas encontrados para aumentar a produção, de modo a viabilizar a exploração e exploração em regiões anteriormente consideradas como economicamente inviáveis.

Nesse contexto, o Brasil tem grande parte de suas reservas naturais localizadas no mar, em lâminas d'água consideradas profundas e ultraprofundas. De modo a encarar o grande desafio tecnológico de viabilizar a produção nesses cenários de difícil acesso, o país vem se transformando, ao longo dos anos, em um dos maiores pesquisadores de tecnologia de exploração de petróleo *offshore*, que requer soluções de grande complexidade e mão-de-obra especializada, tanto na elaboração dos projetos como na execução das mais diversas operações de instalação e intervenção envolvidas.

Uma área de grande importância no processo de exploração de petróleo *offshore* envolve o desenvolvimento de soluções para o escoamento da produção das plataformas em alto mar. Por vezes este procedimento é realizado com o auxílio de navios aliviadores, mas na maioria dos casos este procedimento é realizado através de oleodutos e gasodutos de exportação repousando no leito marinho.

Embora em princípio os dutos possam não ser excessivamente caros quando comparados com outros componentes de um sistema de produção *offshore* (como por exemplo: as plataformas flutuantes, linhas de ancoragem e, principalmente, os *risers*), eles podem ter um custo relativamente elevado devido aos tratamentos especiais que

recebem, incluindo tratamentos anticorrosivos e revestimentos térmicos. Além disso, o projeto deve considerar que, durante e após a instalação, os dutos podem ser submetidos a carregamentos ambientais severos, variáveis e difíceis de serem previstos.

A instalação de dutos submarinos envolve métodos caros e de alta complexidade tecnológica [1], requerendo embarcações especiais cujo custo diário é extremamente elevado, além de maquinários diversos que auxiliam no processo (incluindo rampas de lançamento, tracionadores, etc). Outros fatores também encarecem muito o processo, incluindo intervenções de engenharia em leitos marinhos com batimetria muito acidentada com o objetivo de evitar vãos livres dos dutos [2], e a necessidade de procedimentos especiais nos pontos de ligação dos dutos com a costa, conhecidos como “*shore approaching*”.

Todos esses fatores tornam-se economicamente mais severos se levarmos em conta que dutos de exportação podem ser instalados em rotas quilométricas. Portanto, para empresas produtoras como a Petrobras é essencial pesquisar e desenvolver novas tecnologias e equipamentos mais eficazes de modo a minimizar os custos de instalação. Novas técnicas que agilizam o processo, mesmo que um pouco mais caras do que técnicas tradicionais, podem levar a custos globais muito menores, já que podem reduzir o tempo de contratação das embarcações de lançamento; e podem gerar uma margem de lucro maior para a empresa com o aumento da produção sendo atingido mais rapidamente.

1.2 Objetivos

Nesse contexto, o principal objetivo deste trabalho é o desenvolvimento de ferramentas numéricas, baseadas no Método dos Elementos Finitos [3,4,5], capazes de simular adequadamente operações de lançamento de dutos submarinos. As ferramentas são definidas por rotinas que simulam o lançamento progressivo do duto (ou “pagamento”), criando novos elementos na malha ao longo da simulação. Estas rotinas são incorporadas em um programa de simulação numérica, de modo a torná-lo capaz de obter as configurações de equilíbrio finais do duto apoiado no leito marinho ao longo de uma rota predefinida, independentemente do método de lançamento a ser empregado em campo.

O programa de análise no qual as rotinas são incorporadas pode ser integrado a um programa de síntese e otimização de rotas de dutos submarinos, de modo a fornecer

subsídios para avaliar aspectos que influenciam na escolha da melhor rota (incluindo os descritos resumidamente mais adiante na Seção 1.4, relacionados aos vãos livres e aos raios de curvatura horizontais da rota).

1.3 Resumo da Metodologia para o Desenvolvimento das Ferramentas Numéricas

Para o desenvolvimento das ferramentas de simulação da operação de lançamento do duto e determinação da sua configuração de equilíbrio final apoiada no leito marinho, foram tratados os seguintes aspectos:

- A definição do tipo de simulação mais apropriada (estática ou dinâmica);
- A definição do modelo para o duto, considerando seu truncamento de modo a tornar a simulação independente do método de lançamento;
- A imposição de movimentos para representar a trajetória de lançamento do duto ao longo de uma determinada rota;
- A simulação do pagamento progressivo do duto de modo a obter sua configuração final apoiada no leito marinho ao longo da rota predefinida. Para isso foram desenvolvidas estratégias e algoritmos para proceder ao aumento progressivo do comprimento do elemento de topo, e a sua subdivisão quando esse comprimento exceder certo limite, levando à introdução de novos elementos finitos na malha (considerando elementos de pórtico não-linear com formulação co-rotacionada).

Esses novos desenvolvimentos foram implementados no sistema SITUA-Prosim [6,7], cujas principais características encontram-se descritas resumidamente a seguir.

O Sistema SITUA-Prosim

O sistema SITUA-Prosim [6,7] vem sendo desenvolvido pelo LAMCSO-COPPE-UFRJ em colaboração com o CENPES-Petrobras. Desde 1999 é utilizado em diversos projetos da Petrobras. Originalmente, é orientado para a análise de unidades flutuantes ancoradas considerando o acoplamento do casco com as linhas de ancoragem e *risers*; presentemente inclui recursos especiais para análise de diferentes situações de instalação e avaria (incluindo instalação de dutos), permitindo, em todos os casos, obter simultaneamente os movimentos da unidade flutuante e a resposta estrutural das linhas.

A plataforma SITUA compõe a interface gráfica para entrada de dados, geração de modelos complexos e visualização de resultados. O SITUA incorpora alguns recursos específicos para a geração de modelos para a simulação de procedimentos de instalação de dutos *offshore*, incluindo um módulo para a simulação de lançamentos de dutos pelo Método do Caracol Flutuante [8,9], e o módulo PETROPIPE [10]. Este módulo permite uma representação rigorosa dos dispositivos da balsa de lançamento onde o duto se apoia ao ser lançado, para diferentes métodos de lançamento (descritos mais adiante no Capítulo 2), incluindo os berços de roletes na rampa da balsa e no *stinger* (estrutura treliçada que se conecta ao final da rampa), representando o contato entre estes elementos e o duto [11,12].

Os módulos de análise propriamente ditos estão incorporados no programa Prosim. A formulação do Prosim acopla modelos hidrodinâmicos (para representar o casco de sistemas flutuantes) a modelos de Elementos Finitos para representar o comportamento estrutural das linhas de ancoragem e risers. Com isso o programa é capaz de fornecer os movimentos da unidade flutuante levando em conta a resposta estrutural e hidrodinâmica das linhas, apresentando ganhos significativos em termos de precisão, já que considera implicitamente e automaticamente todos os efeitos não-lineares e dinâmicos decorrentes da interação entre o casco e as linhas. Uma descrição detalhada das formulações do Prosim encontra-se detalhada em [6].

Para a representação das linhas empregam-se elementos finitos de treliça e de pórtico. A integração no tempo da dinâmica das linhas emprega diferentes algoritmos, dentre eles o algoritmo implícito α B-Newmark (descrito no Item 3.5.3), com propriedades de dissipação numérica, além de algoritmos explícitos apropriados para a análise de situações transientes.

1.4 Avaliação de Rotas

Como mencionado anteriormente, o programa Prosim será integrado a um programa de síntese e otimização de rotas de dutos submarinos – o programa *OtimRota* [13,14,15], descrito mais adiante na Seção 7.2. Tomando os resultados fornecidos pelo Prosim (incorporando as ferramentas numéricas obtidas a partir dos desenvolvimentos apresentados neste trabalho), o *OtimRota* poderá avaliar as rotas candidatas tomando critérios de projeto associados a aspectos que dependem da configuração de equilíbrio do duto apoiado no leito marinho (após seu lançamento por diferentes métodos como os descritos no Capítulo 2), incluindo a fadiga em vãos livres gerada por Vibrações Induzidas por Vórtices, e a estabilidade lateral do duto em trechos curvos (função das trações residuais após o lançamento, que determinam os raios de curvatura mínimos). Estes aspectos serão descritos resumidamente a seguir.

Vãos Livres

Após o lançamento de dutos em regiões com batimetria irregular podem surgir trechos em vão livre (Figura 1.1). Com o escoamento de fluido devido à correnteza nesses trechos, pode ocorrer o desprendimento de vórtices (Figura 1.2) gerando vibrações no duto, caracterizando o fenômeno conhecido como Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV) que pode levar a danos de fadiga.

Dessa forma, a ferramenta numérica desenvolvida deve ser capaz de identificar automaticamente vãos livres em determinadas rotas consideradas para o duto, em função de diversos fatores envolvidos no procedimento de instalação, como a tração de lançamento da embarcação, batimetria da região e rigidez do duto. Tomando os vãos livres identificados pela ferramenta numérica, o programa de otimização de rotas poderá avaliar o comportamento do duto, por exemplo empregando os critérios apresentados na recomendação prática DNV-RP-F105 [2].

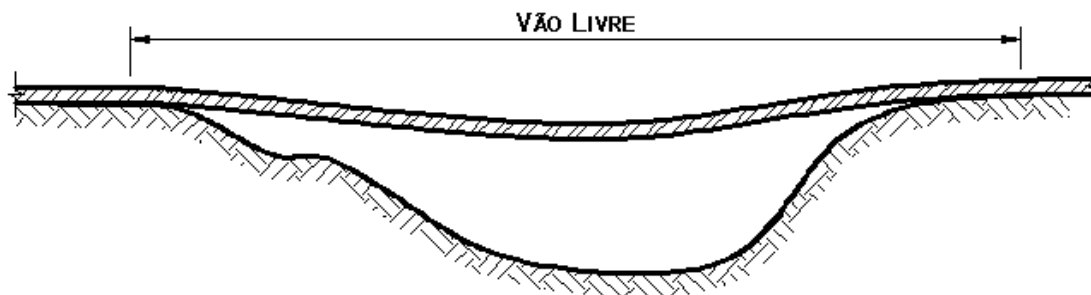


Figura 1.1 – Duto submarino em vão livre

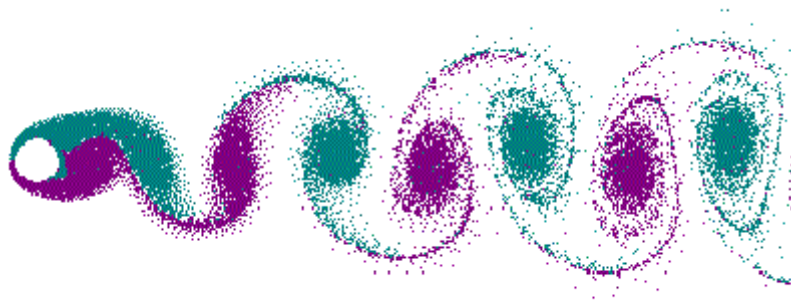


Figura 1.2 – Desprendimento de vórtices [16]

Raios de Curvatura Mínimos em Função da Tração Residual de Lançamento

Após a conclusão do lançamento do duto e da sua acomodação no leito marinho, o atrito com o solo faz com que o duto ainda mantenha valores de tração residual, que podem variar ao longo de seu comprimento. Para uma determinada rota, a força de atrito lateral entre o solo e o duto nos trechos em curva deve ser capaz de manter o equilíbrio do duto tracionado, como indicado na Figura 1.3. Para isto, é necessário que o raio de curvatura horizontal da rota seja superior a um determinado valor de raio mínimo, definido em função da tração residual, do coeficiente de atrito e do peso submerso do duto.

Dessa forma, os valores de tração residual do duto em sua configuração de equilíbrio após o lançamento, fornecidos pela ferramenta numérica desenvolvida, podem ser transferidos para o programa de otimização de modo que este avalie se os raios de curvatura das rotas geradas atendem ao critério de raio mínimo.

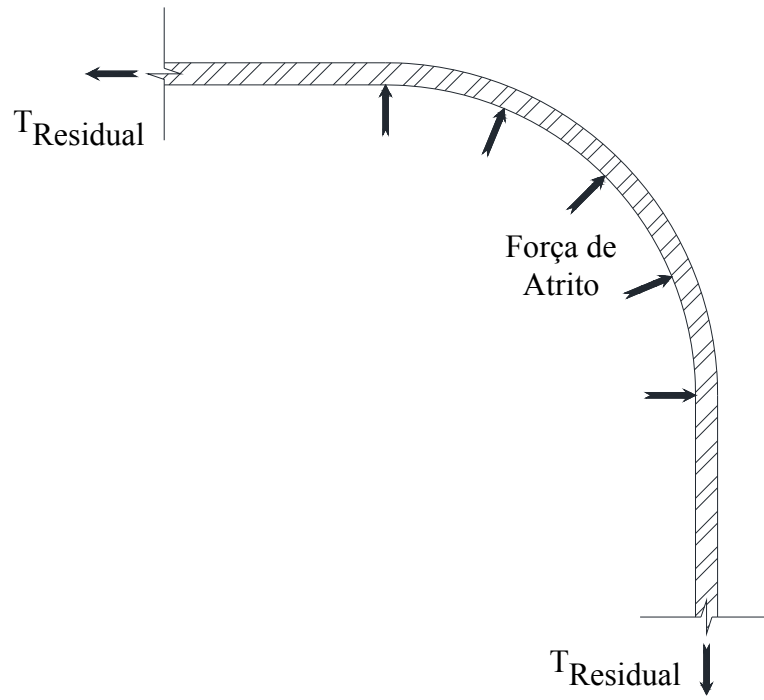


Figura 1.3 – Equilíbrio de duto tracionado no solo marinho

1.5 Histórico e Revisão Bibliográfica

1.5.1 Procedimentos de Introdução e Remoção de Elementos Finitos

Na literatura encontram-se algumas referências a procedimentos para a introdução e remoção de elementos finitos no decorrer de uma simulação numérica estática ou dinâmica, para alguns tipos particulares de aplicação. A seguir apresenta-se um histórico e referências a alguns destes procedimentos.

Procedimento dos Elementos Ativados / Desativados

O procedimento aqui referido como Procedimento dos Elementos Ativados/Desativados requer que todos os elementos finitos que venham a participar da simulação numérica tenham sido predefinidos pelo usuário. Enquanto estes elementos estão inativos, não se acrescentam suas contribuições locais (de rigidez, massa, amortecimento e forças externas) ao modelo global da estrutura, que se comporta como se estes elementos não existissem, apesar de estarem presentes no modelo.

Neste procedimento, para representar a criação de novos elementos finitos ao longo de uma simulação, basta passar a considerar suas contribuições locais nas matrizes e vetores do modelo global da estrutura. Sendo assim, diz-se que estes elementos finitos são ativados durante a simulação numérica e não criados, pois estes elementos e seus nós são preexistentes na simulação; apenas se encontravam em um estado inativo. Da mesma maneira, um elemento inicialmente ativado pode ser desativado, apenas passando-se a ignorar suas contribuições locais no modelo global.

Desta maneira, o comportamento desta estrutura durante a simulação reflete as opções de ativação definidas pelo usuário, ou seja, um elemento desativado não exerce qualquer influência nos resultados de deslocamentos e esforços da malha a qual ele pertence. A partir do instante em que ele é ativado, a malha passa a considerar suas contribuições, como se este elemento tivesse sido criado durante a execução da simulação.

Procedimentos deste tipo, referidos como “*Quiet Elements Approach*” e “*Born-Dead Elements Technique*”, foram empregados nos trabalhos de RYBICKI *et al.* [17,18,19], TROIVE & JONSSON [20], BRICKSTAD & JOSEFSON [21], LINDGREN & HEDBLUM [22] e CHIUMENTI *et al.* [23]. Estes trabalhos trataram da

simulação de operações de soldagem multipasse. Os elementos finitos que representavam as diversas camadas de solda a serem aplicadas no material base eram definidos desde o início da simulação, porém ficavam temporariamente desativados. No decorrer da simulação, estes elementos eram ativados gradativamente, simulando o procedimento de soldagem do material.

O *Procedimento dos Elementos Desativados* foi implementado no programa SITUA-Prosim como resultado da dissertação de Mestrado de JACOVAZZO [24], para uso em aplicações diversas. Como destacado no trabalho em questão, a implementação deste procedimento de ativação de novos elementos no programa SITUA-Prosim foi facilitada pelo fato de que o cálculo das contribuições de cada elemento finito é realizado a nível local, e atualizado a cada passo da análise (de modo a levar em conta a atualização dessas contribuições devido aos efeitos não-lineares). As matrizes dos elementos são calculadas e em seguida espalhadas nas respectivas matrizes globais. Portanto, fica mais simples ativar ou desativar os elementos, bastando intervir nas respectivas rotinas para ativar ou desativar o trecho de código que efetua o espalhamento das matrizes locais nas matrizes globais, a partir do instante definido pelo usuário.

Procedimento dos Elementos Criados/Eliminados

No procedimento aqui referido como procedimento dos Elementos Criados/Eliminados, o projetista não precisa predefinir todos os elementos que possam vir a ser adicionados à malha ao longo da simulação para ativá-los ou desativá-los de acordo com a necessidade da análise. Quando um novo elemento é acrescentado ao modelo, o programa reorganiza a topologia da malha da estrutura que está sendo analisada, alocando o novo elemento. O mesmo acontece quando um elemento existente é retirado da simulação.

Como os elementos não estão presentes no início da simulação, pode-se dizer que eles não são ativados, e sim criados. Ao serem retirados da simulação, também não contribuem para os processos de resolução do sistema de matrizes globais. Portanto, também se pode dizer que eles não são desativados, e sim eliminados.

O fato de mudar a incidência dos elementos e a topologia da malha durante a realização da simulação numérica gera a necessidade de recalcular os apontadores que correlacionam as matrizes dos elementos com as matrizes globais a cada vez que um

elemento for criado ou eliminado. Além disso, as rotinas numéricas implementadas também devem ser capazes de lidar com a definição dos novos nós e suas respectivas condições de contorno.

Procedimentos deste tipo, na ocasião referidos como “*Inactive Elements Approach*”, foram empregados para tratar o mesmo problema descrito no subitem anterior (simulação de operações de soldagem multipasse) nos trabalhos de LOBITZ *et al.* [25], FREE & GOFF [26] e MICHALERIS [27]. Nestes problemas os elementos que representavam as diversas camadas de solda foram acrescentados ao modelo através do recálculo dos perfis das matrizes do problema.

Seleção do Procedimento Mais Adequado

A adoção de um dos procedimentos descritos acima depende de alguns fatores, dentre eles a estrutura do programa de análise utilizado como base para a inclusão desta funcionalidade, e a finalidade a que esta implementação é destinada. Mais adiante, na Seção 4.2, esses procedimentos serão comparados em termos de facilidade de implementação e custo computacional; essa comparação servirá como base para, na Seção 4.3, apresentar as propostas deste trabalho voltadas especificamente para a simulação do lançamento de dutos.

1.5.2 Simulação de Estruturas Esbeltas Offshore: Risers, Linhas de Ancoragem e Dutos

Na literatura encontram-se referências a diversos programas orientados à simulação numérica de diferentes tipos de estruturas esbeltas *offshore*, dentre as quais se incluem não somente dutos, mas também risers e linhas de ancoragem. SENRA [28], em sua Tese de Doutorado, apresenta um histórico com uma descrição resumida de alguns desses programas desenvolvidos ao longo dos últimos anos.

Alguns programas se encontram disponíveis comercialmente no mercado, e outros são desenvolvidos para uso próprio, como no caso do sistema SITUA/Prosim já descrito acima na Seção 1.3. No histórico apresentado em [28] distinguem-se também três classes de programas: os focados primordialmente na análise hidrodinâmica e de movimentos da unidade flutuante; os focados na representação detalhada do comportamento estrutural das linhas e risers; e os programas que incorporam recursos

para efetuar análises considerando o acoplamento de modelos hidrodinâmicos do casco de plataformas flutuantes com modelos de Elementos Finitos do conjunto de linhas (incluindo-se nesta categoria o sistema SITUA/Prosim).

A seguir apresenta-se uma compilação e atualização da relação de programas apresentada em [28]:

- DYNASIM [29], desenvolvido pela Petrobras em conjunto com pesquisadores da USP, é orientado para o projeto de sistemas de ancoragem, focando na análise hidrodinâmica e de movimentos de unidades flutuantes tais como navios.
- ANFLEX [30], desenvolvido pela Petrobras em parceria com a COPPE/UFRJ desde 1991, com foco na análise estrutural não-linear estática e dinâmica de estruturas esbeltas tais como *risers* e linhas de ancoragem.
- ORCAFLEX [31], desenvolvido pela empresa ORCINA, é voltado para o projeto e análise não-linear estática e dinâmica no domínio do tempo de *risers* flexíveis e sistemas de ancoragem 3D.
- FLEXCOM [32], desenvolvido pela empresa MCS para análise de linhas. Capaz de executar simulações estáticas, dinâmicas no domínio do tempo de materiais com propriedades lineares e não-lineares.
- RIFLEX [33], desenvolvido pelas empresas MARINTEK e SINTEF em cooperação com a Universidade de Ciência e Tecnologia da Noruega (NTNU) para análise não-linear estática e dinâmica no domínio do tempo dos movimentos e esforços dos *risers*, podendo ser fornecidas as propriedades não-lineares da seção transversal.
- TPN – Tanque de Provas Numérico [34], baseado no uso intensivo de recursos de processamento paralelo e realidade virtual; trata-se de um projeto colaborativo entre a Petrobras e diversas universidades brasileiras, combinando recursos de outros programas de análise hidrodinâmica de corpos flutuantes e análise estrutural de linhas (como o DYNASIM e ANFLEX) para efetuar análises acopladas.
- DEEPC [35], desenvolvido pela DNV e MARINTEK para realizar análises acopladas de plataformas flutuantes com seus sistemas de ancoragem e *risers*, também agrupando em um mesmo programa os módulos SIMO [36] e RIFLEX

(respectivamente para análise hidrodinâmica e análise estrutural de linhas), além de módulos auxiliares como MIMOSA e XTRACT.

- PIPELAY [37], desenvolvido pela MCS Kenny, orientado à análise de diversas operações de lançamento e movimentação de dutos, com recursos de representação de tracionadores, *stingers* e berços de roletes adotados em diversos métodos de lançamento.
- SIMLA [38], desenvolvido pelo MARINTEK, também orientado à simulação do lançamento de dutos, permitindo a visualização 3D da configuração de equilíbrio final do duto apoiado.
- SAGE PROFILE 3D [39], desenvolvido pela FUGRO, é destinado a analisar os diferentes ciclos de vida de um duto submarino após seu lançamento no leito marinho, dentre eles situações de teste hidrostático, térmico e comportamento durante a fase de operação.

Alguns dos programas citados são orientados especificamente para a análise de dutos submarinos, e/ou possuem módulos com recursos específicos de análise de dutos, incluindo, por exemplo, o próprio SITUA-Prosim (com o módulo PetroPipe já mencionado na Seção 1.3); ANFLEX, PIPELAY, SIMLA, e o SAGE PROFILE 3D. No entanto, todos esses programas apresentam algum tipo de limitação. Por exemplo, o ANFLEX e o SITUA-Prosim/PetroPipe, ambos desenvolvidos em parceria pela COPPE/UFRJ e Petrobras, não dispõem de recursos para introdução e eliminação de elementos finitos ao longo da simulação, de modo a representar a evolução do lançamento progressivo (ou “pagamento”) do duto. A documentação dos programas comerciais PIPELAY e SIMLA não deixa claro se estes dispõem de recursos para simular o lançamento progressivo do duto através da introdução de novos elementos durante a simulação. Por outro lado, a documentação do SAGE PROFILE 3D indica que tais recursos estariam disponíveis, de modo a obter a configuração de equilíbrio apoiada no leito marinho, porém a descrição desses recursos é apresentada de maneira bastante resumida.

Tendo em vista essas considerações, justificam-se os novos desenvolvimentos apresentados neste trabalho, visando incorporar, ao sistema SITUA/Prosim, algoritmos e ferramentas numéricas capazes de tratar de forma rigorosa e eficiente a simulação do lançamento progressivo de dutos e obter as configurações de equilíbrio finais do duto

apoiado no leito marinho, independentemente do método de lançamento a ser empregado. Estas ferramentas devem ser implementadas de forma a obter resultados com baixo custo computacional, de forma a viabilizar a integração do programa de análise com o programa de otimização *OtimRota*.

1.6 Estruturação do Texto

O Capítulo 2 a seguir apresenta uma descrição dos principais métodos empregados para o lançamento de dutos, e descreve os métodos de simulação (estática ou dinâmica) que podem ser considerados, de acordo com o tipo de resultado desejado.

Em seguida, o Capítulo 3 apresenta uma breve descrição dos principais conceitos em que se baseia a formulação geral do Método dos Elementos Finitos para a análise de problemas estruturais; menciona rapidamente os principais procedimentos de solução para problemas não-lineares estáticos e dinâmicos. Neste capítulo, merece atenção especial o Item 3.4.2 que descreve a formulação co-rotacionada do elemento de pórtico não-linear empregado na modelação do duto, onde se apresentam as diversas matrizes de transformação de coordenadas que devem ser geradas para os novos elementos introduzidos durante a simulação que representam o lançamento progressivo do duto.

Os capítulos 4, 5 e 6 compõem as principais contribuições deste trabalho. Inicialmente, o Capítulo 4 descreve as principais características do procedimento de introdução de novos elementos adotado neste trabalho, particularizado para a simulação de lançamento com foco na obtenção da configuração final apoiada do duto. Em seguida, os capítulos 5 e 6 descrevem em mais detalhes alguns dos aspectos deste procedimento: respectivamente, a formulação para a simulação do pagamento progressivo do duto, e para a subdivisão do elemento de topo de forma a criar novos elementos na malha.

Em seguida, o Capítulo 7 descreve como é feita a integração entre o programa SITUA/Prosim (incorporando os desenvolvimentos apresentados para a simulação de lançamento) com o programa *OtimRota* de síntese e otimização de rotas de dutos.

Finalmente, o Capítulo 8 apresenta três estudos de casos que permitem avaliar e ilustrar a aplicação das ferramentas numéricas implementadas, e o Capítulo 9 apresenta alguns comentários finais sobre o trabalho realizado e sugestões para trabalhos futuros.

2 MÉTODOS DE LANÇAMENTO DE DUTOS

Ao longo das últimas décadas, alguns métodos para a realização de operações de lançamento de dutos submarinos vêm sendo desenvolvidos. Dentre os mais comuns podem ser citados os procedimentos *S-Lay*, *J-Lay* e *Reel-Lay*, descritos resumidamente nos itens a seguir.

2.1 Método S-Lay

O método de lançamento de dutos conhecido como *S-Lay* é assim chamado devido à configuração assumida pelo duto durante o processo de lançamento, que se assemelha a um “S” alongado, como pode ser observado na Figura 2.1.

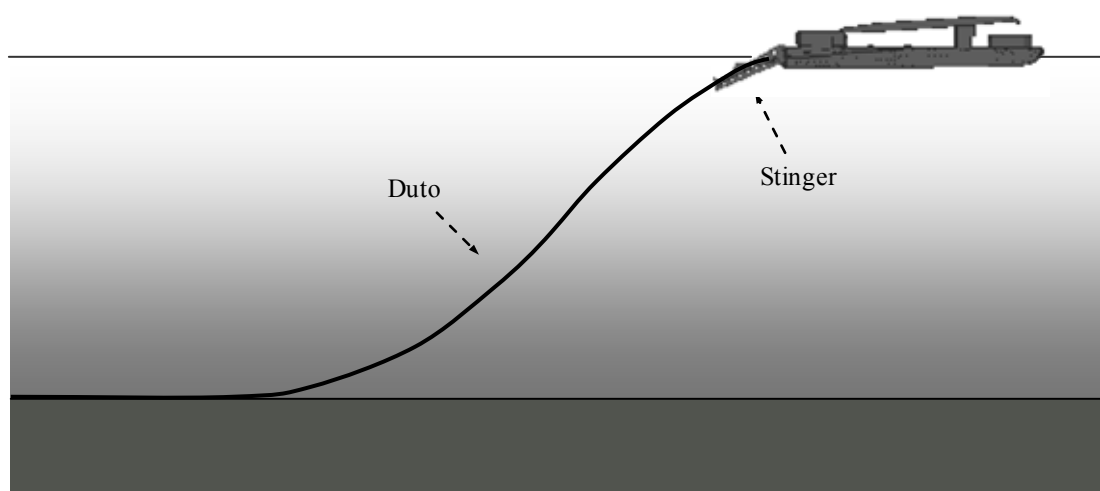


Figura 2.1 – Desenho esquemático de um lançamento pelo método S-Lay

Neste método, o duto é fabricado à medida que vai sendo lançado, através de um processo contínuo de soldagem de tubos ao longo de diversas estações presentes na embarcação de lançamento. Estas estações são dispostas em série e cada uma delas é responsável por realizar uma etapa no processo de soldagem do duto (passe de raiz, passe quente, passes de preenchimento e o passe de cobertura). As duas últimas estações de trabalho são responsáveis por inspecionar as soldas realizadas e aplicar os revestimentos das juntas soldadas especificadas em projeto, respectivamente. Todo este processo encontra-se ilustrado na Figura 2.2.

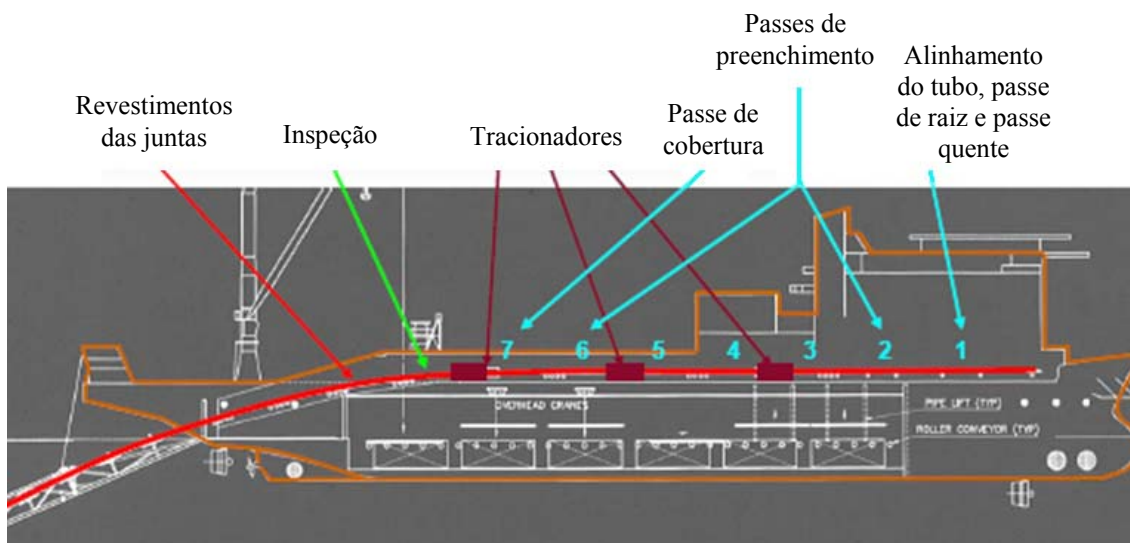


Figura 2.2 – Exemplo de processo de fabricação do duto na embarcação de lançamento

A configuração em “S” alongado proposta por este método de lançamento tem como objetivo não deixar que o raio de curvatura mínimo do duto seja violado durante o procedimento de lançamento, evitando que sua seção venha a sofrer com problemas de flambagem e plastificação localizadas.

Para manter esta configuração em “S” alongado durante todo o procedimento de lançamento, a embarcação deve ser capaz de controlar a tração de topo do duto. Para isso, são utilizadas máquinas tracionadoras ao longo das estações de trabalho da embarcação que identificam a tração atuante no duto em tempo real, pagando-o ou recolhendo-o de maneira a diminuir ou aumentar a tração de topo, respectivamente.

Estes tracionadores, ilustrados na Figura 2.3, estão em constante trabalho, já que a tração de topo do duto durante o lançamento muda constantemente devido, principalmente, à atuação dos carregamentos ambientais de onda na embarcação.

Antes de ser lançado na água, o duto ainda é conduzido por uma estrutura treliçada, conhecida como “*stinger*”, apoiado sobre roletes. Esta estrutura, representada esquematicamente na Figura 2.1, tem como finalidade controlar a curvatura do duto no ponto de saída da embarcação, fazendo com que prevaleçam as tensões axiais sobre as tensões de flexão.

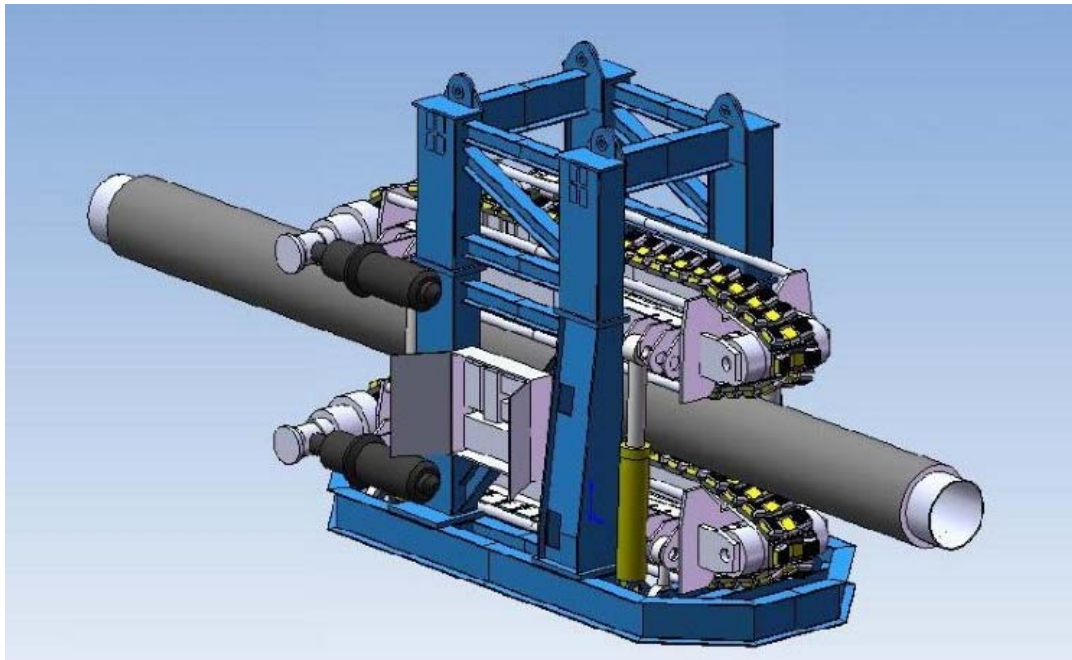


Figura 2.3 – Representação esquemática dos tracionadores da embarcação de lançamento

O método *S-Lay* foi desenvolvido inicialmente para ser empregado em operações de lançamento em águas rasas, pois quando executado em grandes profundidades, demanda um ângulo de saída do duto muito próximo da vertical, sendo necessário um *stinger* maior e mais robusto. Além disso, nesta ocasião, ocorre um aumento considerável da carga de sustentação do duto, já que, para manter seu nível de deformação dentro do limite aceitável, usualmente é necessário manter um grande comprimento suspenso do duto.

A sustentação desta carga, geralmente realizada pelos tracionadores, requer um aumento de forças radiais aplicadas na parede do duto. Grandes cargas desta natureza podem induzir seu colapso, levando a um dimensionamento da parede do duto governado pelas cargas induzidas pelos tracionadores, ao invés das cargas de operação.

Entretanto, este método de lançamento foi sendo adaptado para ser realizado em regiões de grande profundidade, adotando-se algumas medidas. Uma delas é a permissão de um nível controlado de plastificação do duto, através de um *stinger* de grande curvatura, com um ângulo de saída quase vertical. Isto permite a redução do comprimento suspenso do duto e, conseqüentemente, a redução do esforço de sustentação desenvolvido pelos tracionadores.

2.2 Método J-Lay

O nome dado a este método de lançamento provém da configuração assumida pelo duto durante o processo de lançamento, que se assemelha a um “J”, como pode ser observado na Figura 2.4.

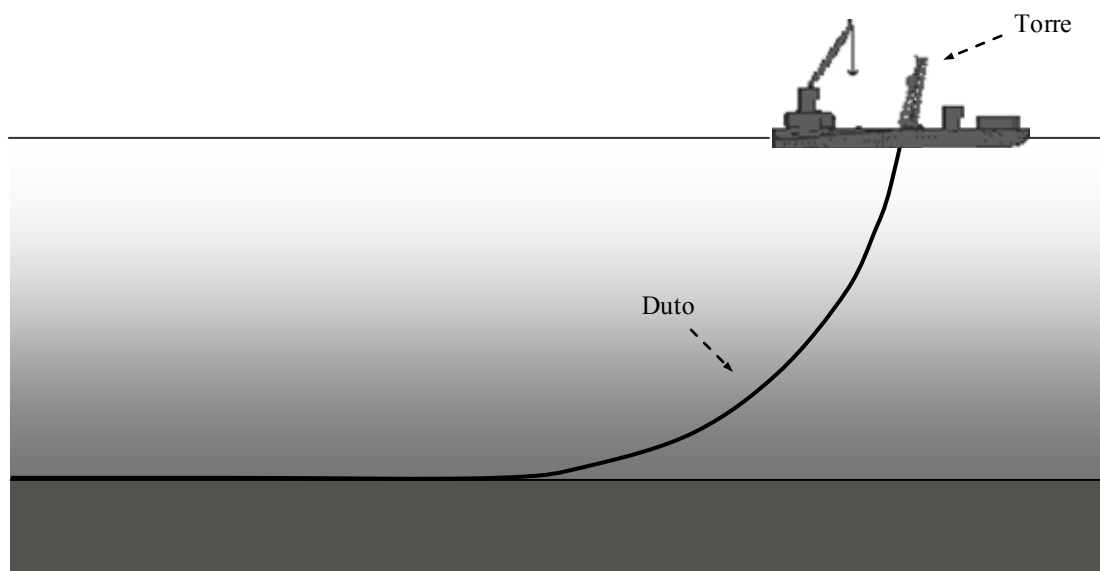


Figura 2.4 – Desenho esquemático de um lançamento pelo método J-Lay

O método *J-Lay* tem um conceito muito semelhante ao *S-Lay*. O duto é fabricado durante o procedimento de lançamento ao longo de estações de trabalho presentes na embarcação, sendo que o pagamento do duto é controlado por tracionadores. Entretanto, estas estações de trabalho são agora dispostas verticalmente, ao longo de uma torre de lançamento.

Portanto, a principal característica do método *J-Lay* é o pequeno ângulo de saída do duto com a vertical. A embarcação de lançamento passa a sustentar principalmente a carga vertical do duto e uma pequena parcela de carga horizontal, o que diminui os problemas de lançamento em águas profundas e ultraprofundas apresentados pelo método *S-Lay* e descritos na Seção 2.1.

Além disso, o fato das estações de trabalho estarem dispostas verticalmente na embarcação facilita o emprego de procedimentos de soldagem automatizados, melhorando a qualidade do duto, como pode ser observado na Figura 2.5. Entretanto, a disposição vertical das estações de trabalho faz com que o número de estações presentes na embarcação de lançamento seja inferior comparando-se com o método *S-Lay*.

Portanto, a taxa de produção da embarcação com o método *J-Lay* fica reduzida, o que é uma desvantagem.

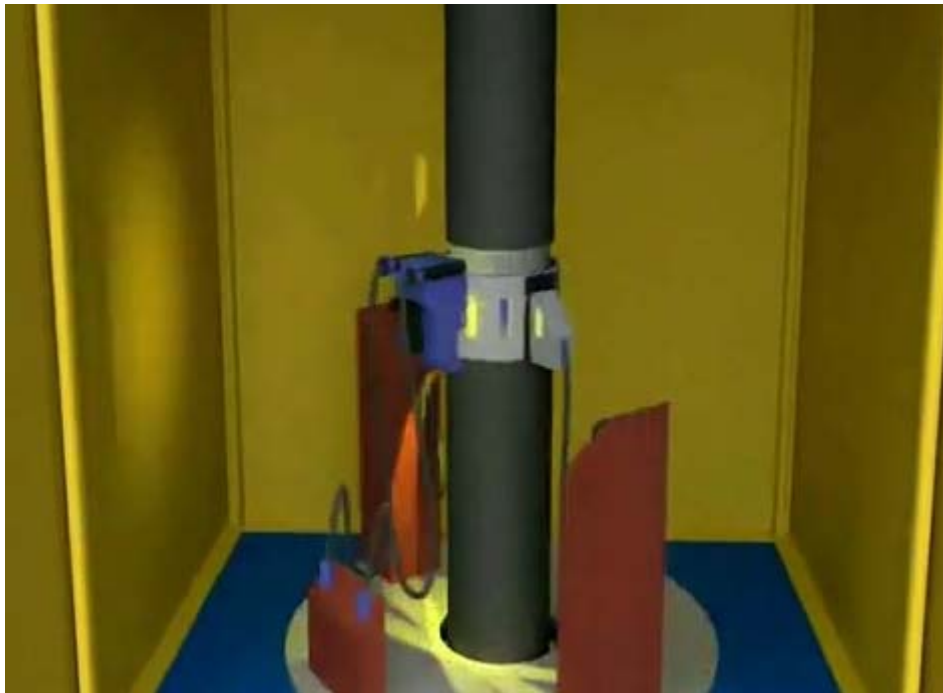


Figura 2.5 – Soldagem automatizada de um duto em uma estação de trabalho [40]

2.3 Método Reel-Lay

O Método do Carretel, ou *Reel-Lay*, consiste basicamente em fabricar o duto em terra, enrolá-lo em um carretel e desenrolá-lo no campo de instalação à medida que vai sendo lançado na água.

Como este carretel possui um raio menor que o raio mínimo de curvatura para a plastificação do duto, durante o procedimento de lançamento o duto trabalha em um regime plástico controlado. Portanto, no campo de instalação torna-se necessário retificar o duto antes de lançá-lo na água.

As embarcações de lançamento que trabalham com o método *Reel-Lay* dividem-se em dois tipos: as de carretel horizontal e as de carretel vertical, representadas esquematicamente nas figuras 2.6 e 2.7, respectivamente. No primeiro caso, faz-se necessário o uso do *stinger*, assim como para o método *S-Lay*. Já no segundo caso, a utilização do *stinger* é limitada a uma faixa reduzida de ângulos de saída do duto.

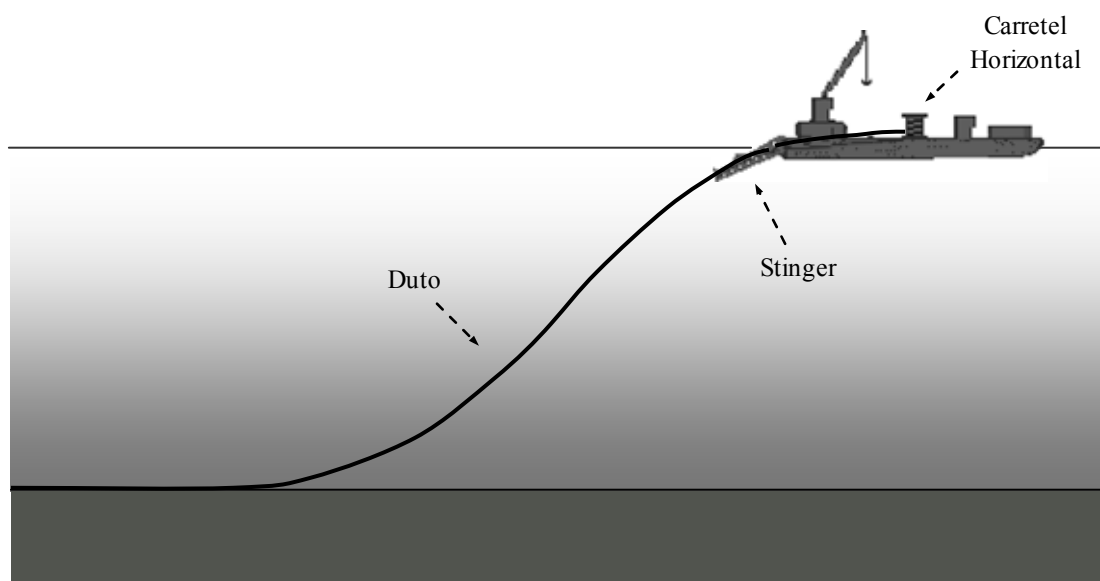


Figura 2.6 – Desenho esquemático de um lançamento pelo método Reel-Lay com carretel horizontal

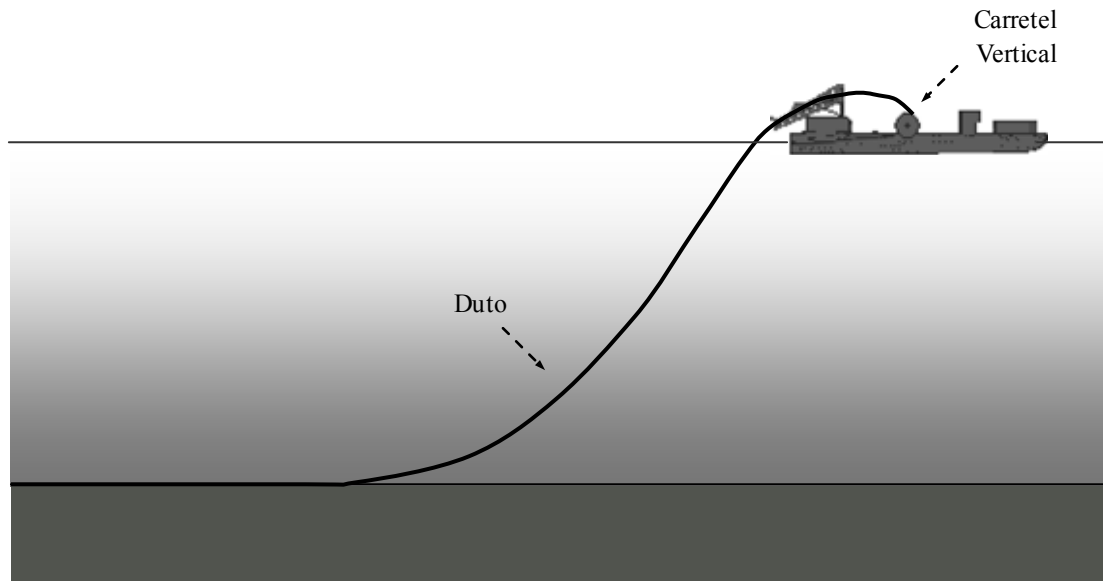


Figura 2.7 – Desenho esquemático de um lançamento pelo método Reel-Lay com carretel vertical

As principais vantagens deste método de lançamento podem ser listadas a seguir:

- Grande velocidade de lançamento;
- Fabricação do duto inteiramente em terra, permitindo um melhor controle de qualidade na execução e inspeção das soldas e na aplicação dos revestimentos.

As principais desvantagens deste método de lançamento podem ser listadas a seguir:

- Possibilidade de ocorrer uma ovalização da seção transversal em decorrência da plastificação, levando a uma redução da resistência do duto ao colapso hidrostático;
- Ocorrência de plastificação do duto em duas ocasiões: no enrolamento e na retificação. Este efeito pode afetar a resistência à fadiga do duto;
- Os ciclos de enrolamento e retificação podem ter planos distintos de aplicação de carga. Então, o duto passa a ter a tendência de formar uma espiral, no caso de uma redução da carga de tração;
- Impossibilidade de lançar dutos com revestimento para ganho de peso, como o concreto, pois estes materiais não suportam o enrolamento no carretel.

2.4 Tipos de Simulação de Lançamento de Dutos

Seja qual for o método de lançamento adotado, em sua simulação devem ser considerados os efeitos não lineares devido aos grandes deslocamentos sofridos pelo duto.

Quanto ao uso de simulações estáticas ou dinâmicas, a escolha irá depender do tipo de resultado desejado, como será comentado a seguir.

2.4.1 Simulação Dinâmica

Lançamentos de dutos submarinos são realizados em localidades com condições ambientais e batimetrias de fundo bastante distintas, sendo que cada procedimento a ser realizado é um novo desafio para os projetistas. Além disso, o desenvolvimento de novas técnicas de lançamento e o aprimoramento das técnicas existentes é de extrema importância para a indústria.

Nestes casos, quando o foco principal é avaliar o comportamento global do duto durante o procedimento de lançamento propriamente dito, é essencial empregar simulações dinâmicas capazes de considerar os inúmeros fatores dinâmicos presentes nestas situações:

- Carregamentos ambientais de natureza dinâmica, como ondas;
- Movimentos que a embarcação transmite ao duto submarino;
- As diferentes configurações aplicadas à máquina de tração, determinando a velocidade de lançamento do duto.

Como um exemplo de ferramenta computacional que emprega este enfoque baseado em análises dinâmicas para a simulação do lançamento de dutos, pode-se mencionar o próprio programa SITUA/Prosim, que dispõe de um módulo denominado PetroPipe [10] como já mencionado na Seção 1.3.

2.4.2 Simulação Quasi-Estática

Em algumas etapas do projeto de dutos submarinos, o projetista pode estar interessado, por exemplo, em analisar os critérios de estabilidade do duto apoiado no fundo, ou em identificar a presença de vãos livres que possam ocasionar falha por fadiga gerada por desprendimento de vórtices.

Nestes casos, o foco da simulação não está na determinação do comportamento dinâmico do duto durante o procedimento de lançamento propriamente dito, e sim na correta identificação da configuração final de equilíbrio estático do duto apoiado no leito marinho.

Para estas situações, o emprego de simulações quasi-estáticas é o mais indicado. Não há necessidade de considerar os efeitos dinâmicos de inércia e amortecimento e as forças resultantes da atuação dos carregamentos de onda durante o procedimento de lançamento. Nas simulações, o movimento da embarcação de lançamento ao longo de sua trajetória pode ser aplicado de forma incremental sobre o modelo do duto, correspondendo a uma série de análises estáticas a cada nova posição.

Nestes casos o emprego de simulações quasi-estáticas é vantajoso em termos de custo computacional por dois motivos principais:

- Simulações estáticas requerem um número menor de operações numéricas a serem resolvidas em comparação com as simulações dinâmicas;
- O incremento dado ao movimento da embarcação de lançamento ao longo da rota entre sucessivas análises estáticas deve atender apenas à convergência do procedimento de análise não-linear. No caso das simulações dinâmicas, como os efeitos de inércia e amortecimento também estão sendo considerados, a velocidade embarcação ao longo da rota de lançamento deve ser coerente com a realidade que, em geral, é muito lenta.

Como um exemplo de ferramenta computacional que emprega este enfoque baseado em análises quasi-estáticas, pode-se mencionar o programa SAGE PROFILE 3D [39].

3 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA ESTRUTURAL E PROCEDIMENTOS DE SOLUÇÃO

3.1 Introdução

Neste capítulo, inicialmente apresenta-se um resumo da formulação dos modelos matemáticos que representam problemas estruturais em geral, em termos de conceitos básicos da Teoria da Elasticidade. A Teoria da Elasticidade é responsável pelo estudo do comportamento dos corpos de natureza elástica mediante solicitações externas, que geram deformações.

Para aplicações a estruturas *offshore* como na simulação das operações de lançamento descritas no capítulo anterior, pode-se assumir que as deformações são pequenas, existindo relações lineares entre tensões e deformações. No entanto, os dutos sofrem grandes deslocamentos, caracterizando sistemas com comportamento significativamente não-linear. Assim, neste capítulo inicia-se apresentando a formulação teórica de problemas estruturais lineares, que em seguida pode ser estendida para problemas não-lineares; mais detalhes podem ser encontrados em [41,42,43,44].

Mais adiante, este capítulo prossegue com a descrição das principais características dos métodos numéricos empregados para a solução dos modelos matemáticos.

3.2 Formulação do Problema Estrutural

3.2.1 Formulação Diferencial do Problema Elástico Linear

Variáveis do Problema

Seja um corpo tridimensional submetido a cargas externas, considerando um sistema de eixos cartesianos globais xyz , apresentado na Figura 3.1. Pode-se dividir a superfície de contorno deste corpo em duas regiões distintas:

- S_u – Região de deslocamentos conhecidos. Estas regiões localizam-se geralmente nos apoios do corpo (onde os deslocamentos são nulos), e também podem ser regiões com deslocamentos prescritos conhecidos.
- S_σ – Região de forças conhecidas, correspondentes a cargas de superfície, representadas por “ f_s ” na Figura 3.1.

Deve-se considerar ainda a presença de forças de volume atuando neste corpo, representadas por “ f_v ” na Figura 3.1.

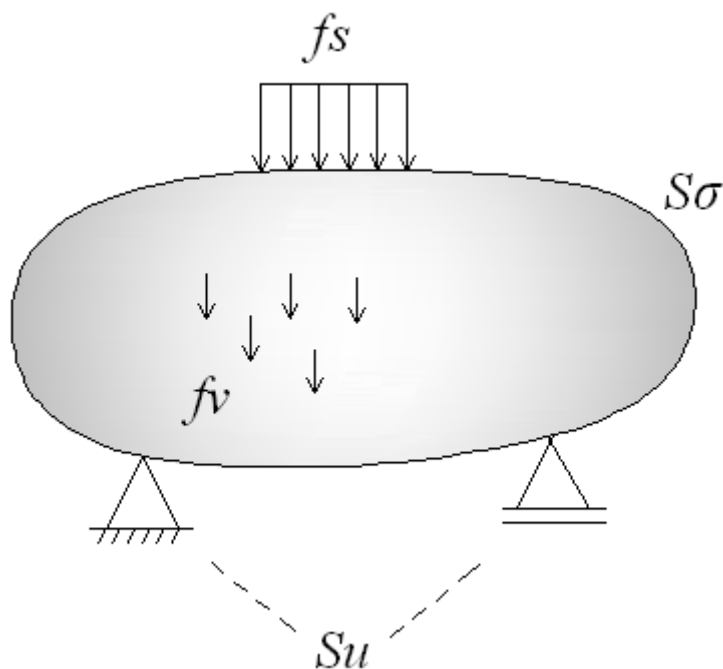


Figura 3.1 – Corpo tridimensional submetido a cargas externas

As forças “ f_s ” e “ f_v ” podem ser decompostas nos eixos cartesianos de acordo com os vetores das equações 3.1.

$$\mathbf{f}^s = \begin{Bmatrix} f_x^s \\ f_y^s \\ f_z^s \end{Bmatrix} \quad (3.1a)$$

$$\mathbf{f}^v = \begin{Bmatrix} f_x^v \\ f_y^v \\ f_z^v \end{Bmatrix} \quad (3.1b)$$

Para equilibrar estas forças externas, cada ponto do interior deste corpo fica submetido a um estado de tensões, definido por componentes de tensão normal (σ_x , σ_y , σ_z) e componentes de tensão cisalhante (τ_{xy} , τ_{xz} , τ_{yz}). Este estado de tensões pode ser representado por um vetor, como na equação 3.2.

$$\boldsymbol{\sigma} = \{\sigma_x \ \sigma_y \ \sigma_z \ \tau_{xy} \ \tau_{xz} \ \tau_{yz}\}^T \quad (3.2)$$

Como resultado destas solicitações, cada ponto passa de sua posição original para uma nova posição (correspondente à configuração deformada do corpo), sofrendo, portanto, deslocamentos representados pela equação 3.3.

$$\mathbf{u} = \{u \ v \ w\}^T \quad (3.3)$$

Os deslocamentos relativos entre cada ponto do corpo resultam em um estado de deformação, representado pela equação 3.4.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \{\varepsilon_x \ \varepsilon_y \ \varepsilon_z \ \gamma_{xy} \ \gamma_{xz} \ \gamma_{yz}\}^T \quad (3.4)$$

Formulação das Equações

Observa-se que este problema é composto por quinze incógnitas a serem definidas. Para resolver este problema, faz-se necessário recorrer a quinze equações básicas que definem o modelo matemático para o problema elástico:

- Equações de equilíbrio entre as cargas externas e as tensões, apresentadas nas equações 3.5. Estas equações são deduzidas com respeito à configuração indeformada do corpo, hipótese válida quando se assumem pequenos deslocamentos; já em problemas com grandes deslocamentos (não-linearidade

geométrica), é necessário estabelecer as equações de equilíbrio com relação à configuração deformada. Para problemas dinâmicos, deve-se considerar também a parcela de inércia, nos termos do lado direito das equações 3.5, onde o coeficiente μ representa a massa específica do corpo e o vetor $\ddot{\mathbf{u}}$ representa suas acelerações:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + f_x^V = \mu \ddot{u}_x \quad (3.5a)$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + f_y^V = \mu \ddot{u}_y \quad (3.5b)$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + f_z^V = \mu \ddot{u}_z \quad (3.5c)$$

- Relações deformação x deslocamento, representadas pelas equações 3.6. Essas são expressões lineares que consideram a hipótese de pequenos deslocamentos e pequenas deformações no corpo. Em problemas com grandes deformações ou grandes deslocamentos, associados a efeitos de não-linearidade geométrica, devem ser considerados termos de ordem superior, como será comentado mais adiante no Item 3.2.3.

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.6a)$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad (3.6b)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (3.6c)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \quad (3.6d)$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \quad (3.6e)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \quad (3.6f)$$

- Equações constitutivas que relacionam tensões e deformações, apresentadas em 3.7. A matriz D é dependente do tipo de material utilizado. Para materiais anisotrópicos, onde suas propriedades variam com a direção, a matriz constitutiva tem 21 coeficientes independentes. Para materiais ortotrópicos, onde existem três direções principais em torno das quais as propriedades são simétricas, a matriz constitutiva tem 9 coeficientes independentes. Para materiais isotrópicos, onde suas propriedades não variam com a direção, a matriz constitutiva assume a forma descrita na equação 3.8, onde E é o módulo de elasticidade do material e ν , seu coeficiente de Poisson.

$$\sigma = \mathbf{D} \cdot \varepsilon \quad (3.7)$$

$$\mathbf{D} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

Aplicação das Condições de Contorno

O modelo matemático deve considerar também as condições de contorno, apresentadas a seguir:

- Condições de contorno na região $S\sigma$ que equivalem ao equilíbrio entre as cargas de superfície e as tensões em cada ponto de $S\sigma$. Estas condições são apresentadas nas equações 3.9, onde n_x , n_y e n_z são as componentes de um vetor unitário normal à superfície.

$$\sigma_x n_x + \tau_{yx} n_y + \tau_{zx} n_z = f_x^S \quad (3.9a)$$

$$\tau_{xy} n_x + \sigma_y n_y + \tau_{zy} n_z = f_y^S \quad (3.9b)$$

$$\tau_{xz} n_x + \tau_{yz} n_y + \sigma_z n_z = f_z^S \quad (3.9c)$$

- Condições de contorno na região S_u , que exprimem os valores de deslocamento conhecidos em cada ponto de S_u . Estas condições de contorno são exemplificadas pelas equações 3.10.

$$u = u^* \quad (3.10a)$$

$$v = v^* \quad (3.10b)$$

$$w = w^* \quad (3.10c)$$

3.2.2 Formulação Integral do Problema Elástico Linear

O modelo matemático diferencial apresentado na Seção 3.2 está baseado em conceitos da Mecânica do Contínuo e da Teoria da Elasticidade. Usualmente, no procedimento de solução do problema estrutural o modelo matemático é reescrito em uma formulação integral, baseada em princípios variacionais. Esta formulação integral pode ser obtida de diversas maneiras: através de princípios de energia, como o Princípio dos Trabalhos Virtuais ou o Princípio da Energia Potencial Estacionária; ou através do método de Galerkin, baseado na técnica de resíduos ponderados.

O Princípio dos Trabalhos Virtuais consiste em adicionar um campo de deslocamentos virtuais $\delta \mathbf{u}$ arbitrário à configuração deformada de um sistema em equilíbrio. $\delta \mathbf{u}$ deve ser contínuo e respeitar as condições de contorno na região S_u , ou seja, $\delta \mathbf{u} = 0$ em S_u . Este campo de deslocamentos faz com que a estrutura trabalhe. Para que o sistema esteja em equilíbrio, o trabalho desenvolvido pelas cargas externas deve ser igual ao trabalho desenvolvido pelas cargas internas, como pode ser observado na equação 3.11. Após algumas operações algébricas, a formulação apresentada na equação 3.12 é estabelecida.

$$\delta w^i = \delta w^e \quad (3.11)$$

$$\int_V \delta \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\sigma} dV = \int_V \delta \mathbf{u}^T \mathbf{f}^V dV + \int_{S_\sigma} \delta \mathbf{u}^T \mathbf{f}^S dS \quad (3.12)$$

Já o Princípio da Energia Potencial Total Estacionária estabelece que dentre as configurações admissíveis de um sistema conservativo, aquelas que satisfazem as equações de equilíbrio fazem com que a energia potencial total seja estacionária, com

respeito a pequenas variações admissíveis dos deslocamentos. Em configurações de equilíbrio estável, o ponto estacionário é um mínimo. Este princípio estabelece, portanto, que a solução do problema equivale a determinar o ponto estacionário do funcional de energia.

Uma configuração admissível é obtida para o problema quando o campo de deslocamentos que a gerou é contínuo e atende as condições de contorno em Su . Um sistema é considerado conservativo quando a quantidade de trabalho interno e externo independe do trajeto que o sistema percorre entre a configuração indeformada e uma configuração deformada.

A equação 3.13 apresenta a formulação descrita, onde π representa a energia potencial total, U representa a energia interna de deformação e w o trabalho das cargas externas. Desenvolvendo-se a equação 3.13, obtém-se a mesma expressão 3.12 apresentada para o princípio anterior.

$$\pi = U + w \quad (3.13)$$

Pode-se demonstrar que, tomando a primeira variação do funcional de energia estabelecido na equação 3.13 e igualando-o a zero (o que equivale a determinar seu ponto estacionário), obtém-se a mesma expressão 3.12 apresentada para o princípio dos trabalhos virtuais.

3.2.3 Generalização para Problemas Não-Lineares

As formulações apresentadas nos itens anteriores podem ser generalizadas para problemas não-lineares, mais especificamente para tratar os efeitos não-lineares geométricos gerados pelos grandes deslocamentos sofridos por linhas, *risers* e dutos em aplicações *offshore*.

Em termos gerais, isto requer inicialmente a definição de uma forma para a descrição do movimento de cada partícula do corpo, desde a configuração original até a configuração final de equilíbrio sob a ação das cargas. Para isso, na mecânica dos sólidos o mais usual é empregar a *Descrição Lagrangeana*, que concentra a atenção nas partículas do corpo. Em cada configuração que o corpo assume, a posição que cada partícula ocupa no espaço é medida com relação a uma certa *configuração de referência* anterior, à qual está associado um sistema de coordenadas. Se esta configuração de

referência for a configuração original, tem-se a *Formulação Lagrangeana Total*; por outro lado, se a configuração de referência for uma configuração deformada anterior, tem-se a *Formulação Lagrangeana Atualizada*.

Em seguida, devem-se definir novas formas para os tensores de deformação e tensão, válidas para grandes deslocamentos. No caso das deformações, no lugar das componentes lineares apresentadas nas equações 3.6, devem ser consideradas as componentes do tensor de deformações de *Green-Lagrange*, que incluem termos de ordem superior.

No caso das tensões, ao invés das componentes do tensor de tensões de *Cauchy* semelhante às apresentadas na equação 3.2 (lembrando que a hipótese de pequenos deslocamentos adotada na análise linear assume que o equilíbrio pode ser expresso na na configuração original, e portanto as tensões representam forças por unidade de área medida na configuração deformada assumida igual à original), agora usualmente considera-se o *2º tensor de tensões de Piola-Kirchhoff*, no qual as tensões representam forças por unidade de área medida em uma configuração de referência anterior. Como será visto mais adiante no Item 3.4.2, em formulações que consideram pequenas deformações e associadas à abordagem corrotacional pode-se continuar empregando o tensor de Cauchy, agora expresso em um sistema local móvel.

Tomando essas novas formas para os tensores de deformação e tensão, uma expressão integral semelhante à 3.12 pode ser escrita, e posteriormente associada a um procedimento de solução incremental-iterativo, como o Método de Newton-Raphson que será descrito adiante no Item 3.5.3 .

Uma descrição detalhada de todo esse procedimento de formulação para problemas não-lineares pode ser encontrada em diversos textos [4,45].

3.3 Métodos Numéricos de Discretização no Espaço e no Tempo

Para problemas complexos de engenharia em geral, não é viável obter soluções fechadas para os modelos matemáticos representados pelas formulações apresentadas na Seção 3.2 através de métodos analíticos. Portanto, ao longo das últimas décadas foram desenvolvidos métodos numéricos de solução, auxiliados pelo rápido desenvolvimento da computação, que aumentou muito a capacidade de processamento dos computadores.

Os métodos numéricos transformam o modelo matemático contínuo em modelos discretizados no espaço e no tempo. O processo usual consiste em efetuar as discretizações de forma independente (*semi-discretização*), em duas etapas:

- Em uma primeira etapa, utiliza-se uma técnica para a discretização *espacial* do domínio. O método numérico empregado para realizar esta discretização é o Método dos Elementos Finitos, descrito brevemente na Seção 3.4, com foco especial na apresentação da formulação do elemento de pórtico não-linear empregado para a representação global dos dutos;
- Em uma segunda etapa, efetua-se a discretização no *tempo*, obtendo-se a resposta através de um algoritmo de integração. O procedimento adotado encontra-se descrito no Item 3.5.3.

3.4 Discretização Espacial: o Método dos Elementos Finitos

No Método dos Elementos Finitos, o contínuo é representado por um conjunto de *elementos* conectados a um número finito de pontos nodais ou *nós*. Pode-se então avaliar individualmente para cada elemento uma expressão de energia potencial total estacionária, e em seguida escrever a expressão global para o sistema estrutural como um todo, somando as contribuições de cada elemento.

A formulação do Método dos Elementos Finitos tem sido extensivamente estudada ao longo das três últimas décadas, e não será descrita neste texto; recomenda-se a leitura de referências clássicas da literatura, tais como [3,4,5]. No restante desta seção, apresenta-se um resumo dos principais conceitos envolvidos na representação espacial de dutos por Elementos Finitos, que são implementados na ferramenta computacional desenvolvida.

3.4.1 Representação do Duto em Análises Locais e Globais

Dependendo da finalidade da análise a ser realizada, um duto pode ser representado por diferentes tipos de elementos. Em uma análise a nível local, onde o foco é verificar tensões localizadas em pequenos trechos específicos de um duto em situações particulares, costuma-se empregar elementos tridimensionais sólidos (como ilustrado na Figura 3.2) ou de casca.

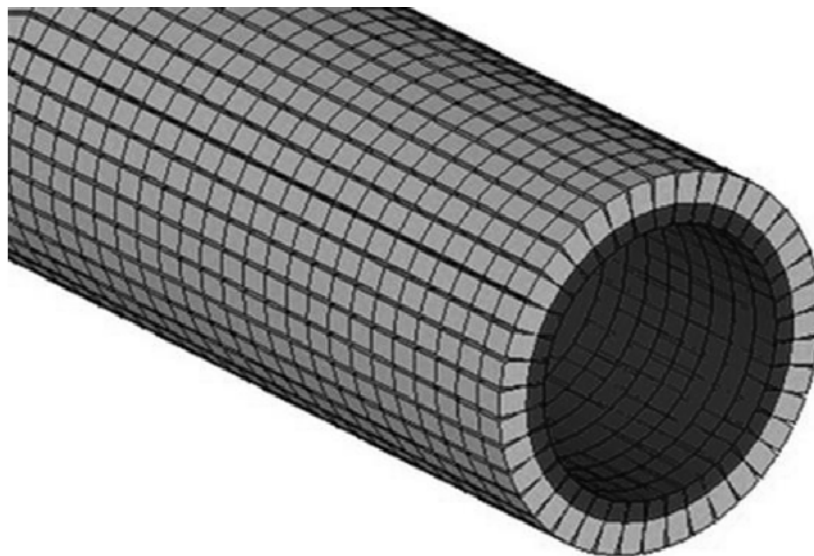


Figura 3.2 – Representação de dutos com elementos sólidos tridimensionais

Já em uma análise a nível global, onde se deseja estudar os esforços em grandes trechos de duto com comprimento muito maior que as dimensões da seção transversal, costumam-se empregar elementos unifilares de pórtico, que podem ser bidimensionais ou tridimensionais, dependendo do tipo de análise empregada. Os resultados de análises globais podem posteriormente ser empregados como condições de contorno em análises locais, para estudar detalhes do comportamento local do duto.

3.4.2 Elemento de Pórtico Não-Linear

Como já mencionado, a representação do comportamento global de *risers* e dutos *offshore*, especialmente durante as operações de lançamento e instalação, deve levar em conta a elevada não-linearidade geométrica associada a grandes deslocamentos. Portanto, o elemento de pórtico deve se basear em uma formulação capaz de levar em consideração esses grandes deslocamentos, de modo a compor uma ferramenta numérica mais precisa, robusta e menos sensível à magnitude das rotações incrementais.

Para isto, este trabalho emprega um elemento de pórtico baseado em uma formulação *corrotacionada* semelhante à originalmente apresentado por WEMPNER [46] e estudada por diversos autores (BELYTSCHKO & HSIEH [47], ORAN [48], ORAN & KASSIMALI [49], BELYTSCHKO & SCHWER [50], BELYTSCHKO & GLAUM [51], MOLLESTAD [52], RANKIN & BROGAN [53], HSIAO *et al.* [54], KANI & MCCONNELL [55], HSIAO & HOU [56], CRISFIELD [57] e NOUR-OMID & RANKIN [58], entre outros).

O termo *corrotacional* refere-se às formulações que, para um melhor tratamento das rotações finitas, utilizam uma série de sistemas de eixos ortogonais associados a cada nó, rigidamente ligados a um corpo rígido imaginário que se desloca e gira juntamente com cada nó. Com isso, pode-se separar os movimentos de corpo rígido daqueles que efetivamente geram deformações e tensões. Como havia sido mencionado no Item 3.2.3, este procedimento, associado à hipótese de pequenas deformações (que é perfeitamente aplicada para as aplicações de dutos e *risers offshore* consideradas neste trabalho), leva a custos computacionais relativamente baixos já que permite calcular diretamente as tensões de Cauchy no sistema de referência atualizado.

Além dos trabalhos citados, diversos outros estudos também enfocam as formulações corrotacionais (CRISFIELD [45], HSIAO [59], PENG & CRISFIELD [60], MOITA & CRISFIELD [61], IURA [62], ALVES [63], SOKOL [64], CRISFIELD & MOITA [65], CRISFIELD [66], PACOSTE & ERIKSSON [67]), podendo-se citar em especial os trabalhos de ENGSETH [68], MOLLESTAD [69], MATHISEN [70], MOURELLE [71] e RODRIGUES [72] que focaram aplicações na análise de sistemas *offshore*).

De acordo com HSIAO [54], a abordagem corrotacional poderia ser vista de duas formas: **1)** Como uma terceira categoria de formulações para a descrição do movimento em análises não-lineares, somando-se às formulações Lagrangeana Atualizada (LA) e Lagrangeana Total (LT) descritas no Item 3.2.3; ou **2)** Como um procedimento de transformação de coordenadas que pode ser associado tanto com formulação LA como com a formulação LT.

Nesse contexto, a formulação corrotacional considerada neste trabalho apresenta semelhanças tanto com a formulação LA quanto com a LT. Como na formulação LA, as quantidades de interesse (deformações, tensões, esforços) referem-se a uma configuração de referência atualizada; por outro lado, de forma semelhante à formulação LT, essas quantidades são calculadas não por um processo de soma de valores incrementais, mas sim determinando diretamente valores totais [73]¹. Talvez por esta razão, a presente abordagem foi referida em [71] como uma “Formulação Lagrangeana Total Co-Rotacionada”. De qualquer forma, a principal característica dessa formulação corrotacional consiste em determinar as rotações finais totais através de transformações de rotações, e não por um processo de soma; assim, pode ser aplicada até mesmo no campo das grandes rotações [74].

A seguir, tomando como base as referências [71,72], no restante deste item descreve-se a formulação do elemento de pórtico corrotacionado empregado neste trabalho. O elemento é adaptado a partir do elemento de pórtico espacial formulado por BENJAMIN [75,76], que utiliza a formulação LA. Possui dois nós e seis graus de

¹ É interessante observar que, embora as implementações mais usuais das formulações LA e LT envolvam respectivamente o cálculo de quantidades incrementais e totais, também é possível implementar a formulação LA de uma forma “total” (ou seja, calculando diretamente deformações e tensões totais, em problemas elásticos e com pequenas deformações), e por outro lado também é possível implementar a formulação LT de uma forma “incremental” (ou seja, calculando incrementos de deformação, o que é necessário em problemas que envolvem plasticidade).

liberdade por nó. Os deslocamentos axiais e de torção são interpolados linearmente, e os deslocamentos transversais são obtidos através de funções cúbicas.

Hipóteses Básicas

As hipóteses básicas consideradas na formulação do elemento são as seguintes:

- Grandes deslocamentos, porém pequenas deformações;
- As seções transversais do elemento, inicialmente planas, continuam planas após as deformações;
- Não há variação de volume e área com as deformações;
- Ausência de empenamento na presença de esforços de torção.

Sistemas de Referência

A Figura 3.3 agrupa todos os sistemas de referência empregados na formulação do elemento de pórtico corrotacionado. Dentre esses sistemas, o seguinte subconjunto também é utilizado pelo elemento de pórtico baseado na formulação LA de [75,76]:

- Sistema Global Fixo, representado na Figura 3.3 como I contendo os eixos X , Y e Z . Nos desenvolvimentos apresentados a seguir, que levam à dedução da expressão das matrizes de rigidez, esses eixos serão referidos alternativamente como X_1 , X_2 e X_3 .
- Sistema Local Fixo do Elemento. O eixo x corresponde à reta ligando os dois nós do elemento em sua configuração original; os eixos y e z correspondem às direções principais da seção transversal do elemento.
- Sistema Local Móvel do Elemento, representado na Figura 3.3 como i_i contendo os eixos x , y e z . Antes do início da análise, este sistema coincide com o sistema local fixo. O eixo x corresponde à reta ligando os dois nós do elemento na configuração de referência (indeformada) do passo n da análise incremental. Nos desenvolvimentos apresentados a seguir, que levam à dedução da expressão das matrizes de rigidez, esses eixos serão referidos alternativamente como y_1 , y_2 e y_3 , ou ainda r , s e t .

Observa-se que a relação entre o sistema local do elemento e o sistema fixo global é dada pela seguinte expressão, em termos da matriz de transformação T_{ij} :

$$\underline{\mathbf{i}}_i = \mathbf{T}_{ij} \mathbf{I} \quad (3.14)$$

Além desses sistemas, a Figura 3.3 representa ainda outros três sistemas de referência que são característicos da formulação corrotacionada: um sistema móvel nodal $\bar{\mathbf{i}}_i$, e dois sistemas associados respectivamente aos nós inicial e final de cada elemento (\mathbf{i}_i^{oa} e \mathbf{i}_i^{ob}). Esses sistemas serão descritos mais adiante, ao se abordar os aspectos específicos a esta formulação, relacionados ao tratamento de grandes rotações.

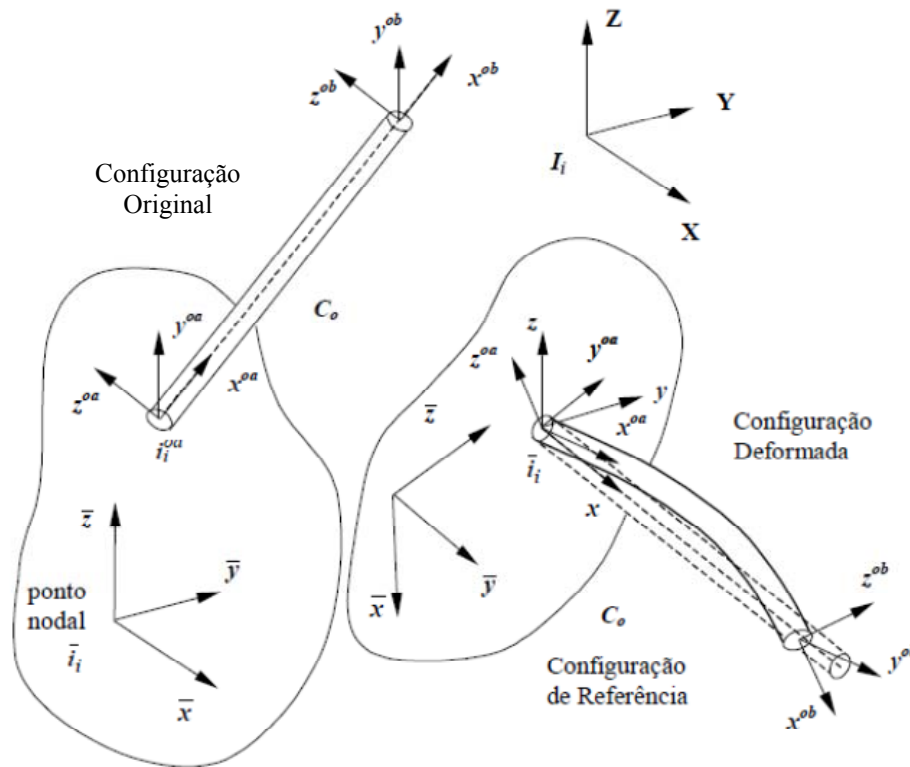


Figura 3.3 – Conjunto de sistemas de referência [72]

Campo de Deslocamentos

Os graus de liberdade do elemento (referidos no sistema local móvel, em termos das doze componentes do vetor de deslocamentos/rotações incrementais $\Delta \mathbf{u}^k$, seis por nó) estão indicados na Figura 3.4 .

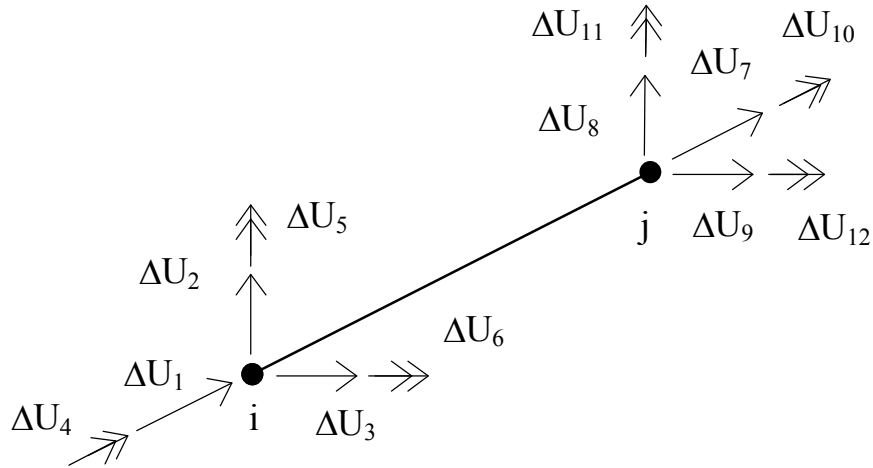


Figura 3.4 – Graus de liberdade do elemento de pórtico espacial [72]

Os deslocamentos incrementais $\Delta \mathbf{u}$ num ponto qualquer do elemento são fornecidos pela seguinte expressão vetorial em função dos deslocamentos nodais $\Delta \mathbf{u}^k$ e de uma matriz com funções de interpolação \mathbf{H} :

$$\Delta \mathbf{u} = \mathbf{H} \Delta \mathbf{u}^k \quad (3.15)$$

Para a determinação das componentes do vetor de deslocamentos \mathbf{u} , empregam-se os seguintes polinômios, envolvidos na montagem da matriz de interpolação \mathbf{H} :

$$u = a_1 + a_2 r \quad (3.16a)$$

$$v = a_3 + a_4 r + a_5 r^2 + a_6 r^3 \quad (3.16b)$$

$$w = a_7 + a_8 r + a_9 r^2 + a_{10} r^3 \quad (3.16c)$$

$$\theta_r = a_{11} + a_{12} r \quad (3.16d)$$

$$\theta_s = - (dw/dr) = - (a_8 + 2 a_9 r + 3 a_{10} r^2) \quad (3.16e)$$

$$\theta_t = (dv/dr) = a_4 + 2 a_5 r + 3 a_6 r^2 \quad (3.16f)$$

onde u , v e w são as componentes de deslocamento de um ponto sobre o eixo do elemento (onde $s = t = 0$), respectivamente nas direções r , s e t ; e θ_r , θ_s e θ_t são as

componentes de rotação de um ponto do elemento em torno dessas direções r , s e t respectivamente.

As coordenadas generalizadas a_i das expressões (3.16) são determinadas em função dos deslocamentos dos nós Δu_i em $r = 0$ e $r = l$, onde l é o comprimento do elemento. As translações em um ponto qualquer do elemento são calculadas através das equações a seguir (considerando que os deslocamentos são suficientemente pequenos, para cada incremento, possibilitando a aproximação $tg\theta \cong \theta$):

$$u(r, s, t) = u - s \, tg\theta_t + t \, tg\theta_s \quad (3.17a)$$

$$v(r, s, t) = v - t \, tg\theta_r \quad (3.17b)$$

$$w(r, s, t) = w + s \, tg\theta_r \quad (3.17c)$$

Equações Constitutivas

As equações constitutivas, que relacionam as deformações no elemento com as tensões, podem ser escritas tomando-se a parcela linear do tensor de deformações, da seguinte forma:

$$\mathbf{S} = \mathbf{C} \mathbf{e} \quad (3.18)$$

onde a matriz constitutiva \mathbf{C} depende do módulo de elasticidade longitudinal E e do coeficiente de Poisson ν :

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} E & 0 & 0 \\ 0 & \frac{E}{2(1+\nu)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{E}{2(1+\nu)} \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

Consideram-se os efeitos de flexão, compressão ou tração (tensões normais) e de cisalhamento, de acordo com a teoria clássica de vigas, e o tensor de tensões de Cauchy \mathbf{S} na configuração C_n (corrente) contém apenas cinco componentes não nulas, ou seja, S_{rr} , $S_{rs} = S_{sr}$ e $S_{rt} = S_{tr}$ [75,4]. A relação entre as componentes do tensor de tensões e os esforços internos pode ser obtida da teoria de flexão:

$$S_{11} = S_{rr} = \frac{N}{A_x} + \frac{M_z}{I_z} s - \frac{M_y}{I_y} t \quad (3.20a)$$

$$S_{12} = S_{rs} = -\frac{T}{I_x} t \quad (3.20b)$$

$$S_{13} = S_{rt} = \frac{T}{I_x} s \quad (3.20c)$$

onde N , T , M_y e M_z são respectivamente o esforço normal, o momento torsor, e os momentos fletores em torno dos eixos s e t ; A_x é a área da seção transversal; e I_x , I_y e I_z são os momento de inércia da seção transversal.

As componentes do tensor de deformação \mathbf{e} são dadas por:

$$e_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial y_j} + \frac{\partial u_j}{\partial y_i} \right) \quad (3.21)$$

para $i = 1$ e $j = 1, 2, 3$ e $y_1 = r, y_2 = s$ e $y_3 = t$, de modo que o primeiro componente da equação 3.21 (e_{11}) refere-se à deformação na direção r , e os demais componentes (e_{12} e e_{13}) são as deformações cisalhantes.

Relação Deformações x Deslocamentos

Reescrevendo a equação 3.15 em termos de suas componentes, obtém-se:

$$u_i = h_l^i u_l^k \quad (3.22)$$

onde h_l^i é o componente de \mathbf{H} relativo à linha i e coluna l . A partir desta expressão pode-se determinar a relação entre os deslocamentos nodais \mathbf{u}^k e as deformações \mathbf{e} . Substituindo u_i e u_j na equação 3.21, tem-se:

$$\mathbf{e} = \mathbf{B}_L \mathbf{u}^k \quad (3.23)$$

onde as componentes da matriz deformação x deslocamento \mathbf{B}_L são definidos em termos de derivadas das funções de interpolação, da seguinte forma:

$$(BL)_{1j} = \frac{\partial h_j^1}{\partial y_i}, \text{ para } i = 1 \quad (3.24a)$$

$$(BL)_{ij} = \frac{\partial h_j^1}{\partial y_i} + \frac{\partial h_j^i}{\partial y_1}, \text{ para } 1 < i \leq 3 \quad (3.24b)$$

Substituindo a equação 3.23 na equação 3.18 obtém-se a relação entre as tensões e os deslocamentos nodais:

$$\mathbf{S} = \mathbf{C} \mathbf{B}_L \mathbf{u}^k \quad (3.25)$$

Matrizes de Rigidez

Tomando as relações constitutivas e as matrizes que relacionam deformações e deslocamentos apresentadas acima, podemos substituí-las na seguinte expressão de trabalhos virtuais para obter as matrizes de rigidez linear e geométrica:

$$\int (\mathbf{S} \delta \Delta \mathbf{E} + \Delta \mathbf{S} \delta \mathbf{E}) dV_0 = \delta \Delta W \quad (3.26)$$

Nesta expressão $\delta \mathbf{E}$ é o tensor de deformações virtuais (ou a variação do tensor de deformações); Δ indica um pequeno incremento entre configurações de equilíbrio vizinhas C_n e C_{n+1} , e $\delta \Delta W$ é o incremento de trabalho virtual das forças externas. O primeiro termo do membro esquerdo da equação acarretará na matriz de rigidez geométrica (\mathbf{K}_G), enquanto o segundo levará à matriz de rigidez linear (\mathbf{K}_E).

A variação do tensor de deformações de Green pode ser expressa da seguinte forma:

$$\delta E_{ij} = \frac{1}{2} \left(\delta \frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \delta \frac{\partial u_j}{\partial X_i} + \delta \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \frac{\partial u_k}{\partial X_j} + \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \delta \frac{\partial u_k}{\partial X_j} \right) \quad (3.27)$$

Na equação 3.26 também necessitamos a expressão para a variação do tensor de deformações incrementais; considerando-se que $\delta \Delta \mathbf{u} = \mathbf{0}$, esta expressão é dada por:

$$\delta \Delta E_{ij} = \frac{1}{2} \left(\delta \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \Delta \frac{\partial u_k}{\partial X_j} + \Delta \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \delta \frac{\partial u_k}{\partial X_j} \right) \quad (3.28)$$

Agora, pode-se substituir as equações 3.27 e 3.28 na equação 3.26; tomar uma expressão incremental para o tensor de Cauchy \mathbf{S} deduzida a partir da equação 3.18; e desprezar os termos não lineares correspondentes a $\frac{\partial u_k}{\partial X_i} \delta \frac{\partial u_k}{\partial X_j}$ e $\delta \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \frac{\partial u_k}{\partial X_j}$. Com isto obtém-se:

$$\int \left(\mathbf{S}_{ij} \delta \Delta n_{ij} + \mathbf{C}_{ijkl} \Delta e_{kl} \delta e_{ij} \right) dV_0 = \delta \Delta W \quad (3.29)$$

onde n_{ij} e e_{ij} são as parcelas não-linear e linear do tensor de deformações, respectivamente. Considerando a equação 3.23 para a relação deformação x deslocamento referente à parcela linear, pode-se então determinar a expressão da matriz de rigidez linear a partir do segundo termo do lado esquerdo da equação 3.29:

$$\int \left(\mathbf{C}_{ijkl} \Delta e_{kl} \delta e_{ij} \right) dV_0 = \left(\delta \mathbf{u}^k \right)^T \left[\int \mathbf{B}_L^T \mathbf{C} \mathbf{B}_L dV_0 \right] \Delta \mathbf{u}^k \quad (3.30)$$

Nesta expressão, a matriz de rigidez linear (\mathbf{K}_L) corresponde à seguinte integral:

$$\mathbf{K}_L = \int \mathbf{B}_L^T \mathbf{C} \mathbf{B}_L dV_0 \quad (3.31)$$

Esta integral pode ser resolvida de forma fechada, levando às expressões para os coeficientes da matriz de rigidez linear apresentados no Apêndice A de [72].

Analogamente, pode-se determinar a expressão da matriz de rigidez geométrica a partir do primeiro termo do lado esquerdo da equação 3.29:

$$\int \left(\mathbf{S}_{ij} \delta \Delta n_{ij} \right) dV_0 = \left(\delta \Delta \mathbf{u}^k \right)^T \left[\int \mathbf{B}_{NL}^T \mathbf{S} \mathbf{B}_{NL} dV_0 \right] \Delta \mathbf{u}^k \quad (3.32)$$

Nesta expressão, a matriz de rigidez geométrica (\mathbf{K}_G) corresponde à seguinte integral, que também pode ser resolvida de forma fechada, levando às expressões para os coeficientes da matriz de rigidez linear apresentados no Apêndice A de [72].

$$\mathbf{K}_G = \int \mathbf{B}_{NL}^T \mathbf{S} \mathbf{B}_{NL} dV_0 \quad (3.33)$$

A determinação da matriz deformação x deslocamento referente à parcela não-linear \mathbf{B}_{NL} é constituída pelas derivadas correspondentes das funções de interpolação:

$$(B_{NL})_{ij} = \frac{\partial h_j^i}{\partial y_1}, \text{ para } i \leq 3 \quad (3.34a)$$

$$(B_{NL})_{ij} = \frac{\partial h_j^{i-3}}{\partial y_2}, \text{ para } 3 < i \leq 6 \quad (3.34b)$$

$$(B_{NL})_{ij} = \frac{\partial h_j^{i-6}}{\partial y_3}, \text{ para } 6 < i \leq 9 \quad (3.34c)$$

É interessante ressaltar que os desenvolvimentos apresentados até este ponto correspondem à formulação do elemento de pórtico espacial apresentado por BENJAMIN [75,76], que utiliza a formulação Lagrangeana atualizada. Os próximos itens apresentam as técnicas específicas da formulação do elemento de pórtico corrotacionado.

Tratamento de Grandes Rotações

Na descrição do movimento de um corpo no espaço, as translações são obtidas somando-se vetorialmente o vetor posição do corpo com o vetor de deslocamentos. No entanto, embora rotações infinitesimais também possam ser tratadas dessa forma como grandezas vetoriais, sabe-se que o mesmo não acontece com rotações finitas [77,78]. Neste caso as rotações não atendem à lei comutativa dos vetores, a qual garante que o resultado da adição de dois vetores é o mesmo qualquer que seja a ordem em que são somados.

Para tratar essa questão e representar adequadamente grandes rotações, a formulação corrotacionada associa a cada nó da malha de Elementos Finitos um sistema de eixos ortogonais que sofre as mesmas rotações do nó. A Figura 3.5 ilustra o procedimento para um determinado nó, conceitualmente associado a um “corpo rígido” ao qual está ligado um sistema de referência que se move solidário ao “corpo”. Observa-se então que o movimento do nó no espaço a partir de uma posição inicial \mathbf{X}

pode ser descrito por três componentes de deslocamento $\underline{\mathbf{v}}$ e uma matriz de rotação ortogonal $\underline{\mathbf{T}}$ que descreve as rotações nodais, da seguinte forma:

$$\underline{\mathbf{x}} = \underline{\mathbf{X}} + \underline{\mathbf{v}} \quad (3.35a)$$

$$\underline{\mathbf{i}} = \underline{\mathbf{T}} \underline{\mathbf{I}} \quad (3.35b)$$

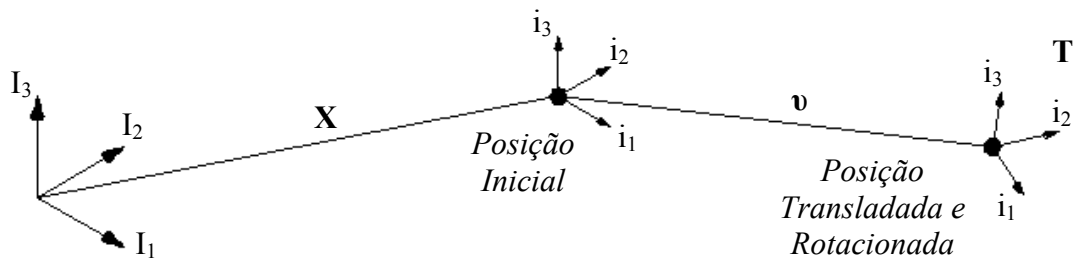


Figura 3.5 – Sistema de referência rigidamente ligado ao corpo [72]

Cada configuração calculada em uma análise incremental é associada a uma matriz de transformação, de modo que para duas configurações sucessivas indicadas pelos superscritos n e $n+1$ tem-se:

$$\underline{\mathbf{i}}_i^{(n)} = T_{ij}^{(n)} \underline{\mathbf{I}}_j \quad (3.36a)$$

$$\underline{\mathbf{i}}_i^{(n+1)} = T_{ij}^{(n+1)} \underline{\mathbf{I}}_j \quad (3.36b)$$

Para que essas transformações sejam válidas, as matrizes \mathbf{T} devem ser atualizadas entre duas configurações sucessivas, tomando as três componentes no sistema global das rotações incrementais ($\Delta\theta_x$, $\Delta\theta_y$ e $\Delta\theta_z$) do vetor de rotações incrementais $\Delta\boldsymbol{\theta}$. Essas componentes de rotação incremental são então consideradas como os *ângulos de Euler* [79]; a cada componente associa-se uma matriz de rotação (\mathbf{T}_1 \mathbf{T}_2 \mathbf{T}_3), e a matriz de transformação final é montada considerando-se que as rotações $\Delta\theta_x$, $\Delta\theta_y$ e $\Delta\theta_z$ ocorrem nesta sequência, fazendo-se o produto $\tilde{\mathbf{T}} = \mathbf{T}_1 \mathbf{T}_2 \mathbf{T}_3$ e chegando-se à expressão clássica apresentada a seguir:

$$\tilde{\mathbf{T}} = \begin{bmatrix} c_2 \cdot c_3 & s_3 \cdot c_1 + s_1 \cdot s_2 \cdot c_3 & s_1 \cdot s_3 - s_2 \cdot c_1 \cdot c_3 \\ -s_3 \cdot c_2 & c_1 \cdot c_3 - s_1 \cdot s_2 \cdot s_3 & s_1 \cdot c_3 + s_2 \cdot s_3 \cdot c_1 \\ s_2 & -s_1 \cdot c_2 & c_1 \cdot c_2 \end{bmatrix} \quad (3.37)$$

onde

$$s_1 = \sin(\Delta\theta_x); \quad s_2 = \sin(\Delta\theta_y); \quad s_3 = \sin(\Delta\theta_z)$$

$$c_1 = \cos(\Delta\theta_x); \quad c_2 = \cos(\Delta\theta_y); \quad c_3 = \cos(\Delta\theta_z)$$

Empregando essa matriz $\tilde{\mathbf{T}}$ baseada nas rotações incrementais, a partir da matriz de rotação $\mathbf{T}_{ij}^{(n)}$ da configuração anterior (Eq. 3.36a) pode-se obter a matriz $\mathbf{T}_{ij}^{(n+1)}$ para a configuração atual $n + 1$ (Eq. 3.36b), através da seguinte expressão:

$$\mathbf{T}_{ij}^{(n+1)} = \mathbf{T}_{ik}^{(n)} \tilde{\mathbf{T}}_{kj} \quad (3.38)$$

Aparentemente, o procedimento de montagem da matriz $\tilde{\mathbf{T}}$ baseado nos ângulos de Euler contraria a premissa de que a aplicação sequencial das componentes do vetor de rotações incrementais não conduz ao mesmo resultado qualquer que seja a sequência de aplicação [78,77]. Entretanto, deve-se notar que não se trata de rotações totais, mas sim incrementais, as quais em geral são pequenas, principalmente em análises dinâmicas onde os intervalos de tempo empregados levam a deslocamentos e rotações incrementais muito pequenas; neste caso o presente procedimento conduz a resultados confiáveis, como observado em [69,71,72]. Formulações mais rigorosas têm sido propostas, como por exemplo a *formulação natural* baseada em momentos e rotações “semi-tangenciais” [77,80,81,82,83]; no entanto, ao propor essa abordagem ARGYRIS [80] reconhece a ampla aplicação com sucesso de simplificações como a descrita acima, mencionando que elas seriam mais críticas para outras aplicações que não fazem parte do escopo do presente trabalho, tais como problemas de instabilidade e comportamento pós-crítico de flambagem.

Sistemas de Referência para a Formulação Corrotacionada

Agora, retornamos à Figura 3.3 para concluir a definição dos outros três sistemas de referência característicos da formulação corrotacionada. Assim, além dos

três sistemas já definidos anteriormente (o sistema global fixo $I-X,Y,Z$; e os dois sistemas locais do elemento, fixo e móvel $i-x,y,z$ ou r,s,t), temos agora os seguintes sistemas:

- Sistema Móvel Nodal, representado na Figura 3.3 como \bar{i}_i contendo os eixos \bar{x} , \bar{y} e \bar{z} . A cada nó da malha está associado um sistema, inicialmente coincidente com o sistema global fixo. Como mencionado anteriormente, assume-se que cada um destes sistemas é rigidamente ligado a um corpo rígido imaginário que se desloca e gira juntamente com o respectivo nó.
- Sistema Móvel associado ao Nó **Inicial** do Elemento, representado na configuração original da Figura 3.3 como i_i^{oa} contendo os eixos x^{oa} , y^{oa} e z^{oa} . À medida que a estrutura se desloca, este sistema se move de forma solidária ao sistema móvel \bar{i}_i do nó correspondente (ao qual permanece rigidamente conectado), passando então a ser chamado de i_i^a .
- Sistema Móvel associado ao Nó **Final** do Elemento, representado na configuração original da Figura 3.3 como i_i^{ob} contendo os eixos x^{ob} , y^{ob} e z^{ob} . À medida que a estrutura se desloca, este sistema se move de forma solidária ao sistema móvel \bar{i}_i do nó correspondente (ao qual permanece rigidamente conectado), passando então a ser chamado de i_i^b .

Observa-se que, na configuração original da estrutura, antes do início da análise, o sistema móvel nodal \bar{i}_i é coincidente com o sistema global fixo. Já os sistemas móveis associados aos nós do elemento (i_i^{oa} e i_i^{ob}) e o sistema local móvel do elemento i_i são originalmente coincidentes entre si.

Na formulação corrotacional, a definição dos eixos do sistema local móvel do elemento i_i parte dos eixos dos sistemas associados aos nós inicial e final (i_i^a e i_i^b), especificamente na definição do eixo y-local como será visto a seguir.

O eixo x-local corresponde à reta ligando os dois nós, e o vetor unitário correspondente a esta direção é dado por:

$$\mathbf{i}_1 = \frac{(\tilde{X}_i^b - \tilde{X}_i^a)}{L} \quad (3.39a)$$

O eixo y-local corresponde à posição média entre os eixos y dos sistemas associados aos nós inicial e final do elemento (\mathbf{i}_2^a e \mathbf{i}_2^b), devidamente atualizados de acordo com os procedimentos que serão apresentados adiante:

$$\mathbf{i}_2 = \frac{1}{2} (\mathbf{i}_2^a + \mathbf{i}_2^b) \quad (3.39b)$$

O eixo z-local corresponde ao vetor unitário perpendicular ao plano definido pelos dois vetores x-local e y-local, de forma a obter um triedro direto. Os vetores correspondentes a cada direção local são definidos pelas expressões a seguir:

$$\mathbf{i}_3 = \mathbf{i}_1 \times \mathbf{i}_2 \quad (3.39c)$$

Atualização dos Sistemas de Referência

Durante a análise, todos os sistemas de referência móveis são atualizados, de acordo com os deslocamentos e rotações incrementais que ocorrem em cada sequência de configurações associada a sucessivos passos n e $n+1$. Na configuração deformada do passo $n+1$, a relação entre o sistema móvel nodal $\bar{\mathbf{i}}_i$ e o sistema global fixo \mathbf{I} (que inicialmente eram coincidentes) é definida pela seguinte expressão:

$$\bar{\mathbf{i}}_i^{(n+1)} = \bar{\mathbf{T}}_{ij}^{(n+1)} \mathbf{I} \quad (3.40)$$

Para obter a matriz de transformação $\bar{\mathbf{T}}_{ij}^{(n+1)}$ em função da matriz da configuração anterior $\bar{\mathbf{T}}_{ij}^{(n)}$, pode-se aplicar uma transformação semelhante à expressa na Equação 3.38 com base na matriz dos ângulos de Euler $\tilde{\mathbf{T}}$ da equação 3.37. Sendo assim, a equação 3.40 pode ser escrita na forma da equação 3.41 abaixo:

$$\bar{\mathbf{i}}_i^{(n+1)} = \bar{\mathbf{T}}_{ik}^{(n)} \tilde{\mathbf{T}}_{kj} \mathbf{I} \quad (3.41)$$

Uma vez obtida a atualização do sistema móvel nodal $\bar{\mathbf{i}}_i$, podem ser calculados os vetores que definem os sistemas associados aos nós inicial e final de cada elemento (\mathbf{i}_i^a e \mathbf{i}_i^b). Como esses sistemas se movem de forma solidária aos respectivos sistemas móveis nodais $\bar{\mathbf{i}}_i$, existem as seguintes relações entre eles, que são constantes ao longo de todos os passos da análise:

$$\mathbf{i}_i^a = \mathbf{T}_{ij}^{oa} \bar{\mathbf{i}}_i \quad (3.42a)$$

$$\mathbf{i}_i^b = \mathbf{T}_{ij}^{ob} \bar{\mathbf{i}}_i \quad (3.42b)$$

Observa-se que na configuração original antes do início da análise, os sistemas associados aos nós inicial e final de cada elemento (\mathbf{i}_i^{oa} e \mathbf{i}_i^{ob}) são coincidentes entre si, e também coincidentes com o sistema local fixo do elemento \mathbf{i}_i . Como todos esses sistemas são referenciados ao sistema global fixo, verifica-se então que as matrizes \mathbf{T}_{ij}^{oa} e \mathbf{T}_{ij}^{ob} correspondem simplesmente à transformação entre o sistema local fixo do elemento e o sistema global, podendo portanto ser calculadas apenas uma vez antes do início da análise.

Assim, as relações entre os sistemas móveis atualizados associados aos nós inicial e final dos elementos (\mathbf{i}_i^a e \mathbf{i}_i^b) e o sistema fixo global \mathbf{I} podem ser obtidas combinando-se as equações 3.40 e 3.42:

$$\mathbf{i}_i^a = \mathbf{T}_{ij}^{oa} \bar{\mathbf{T}}_{jk} \mathbf{I} \rightarrow \mathbf{i}_i^a = \bar{\mathbf{T}}_{ij}^a \underline{\mathbf{I}}_j \quad \text{onde } \bar{\mathbf{T}}_{ij}^a = \mathbf{T}_{ij}^{oa} \bar{\mathbf{T}}_{jk} \quad (3.43a)$$

$$\mathbf{i}_i^b = \mathbf{T}_{ij}^{ob} \bar{\mathbf{T}}_{jk} \mathbf{I} \rightarrow \mathbf{i}_i^b = \bar{\mathbf{T}}_{ij}^b \underline{\mathbf{I}}_j \quad \text{onde } \bar{\mathbf{T}}_{ij}^b = \mathbf{T}_{ij}^{ob} \bar{\mathbf{T}}_{jk} \quad (3.43b)$$

Cálculo de Deformações

As deformações translacionais no sistema local móvel são representadas simplesmente a partir da variação do comprimento do elemento Δx^b , calculada tomando a diferença entre as coordenadas atualizadas dos nós de suas extremidades a e b .

Já as deformações rotacionais para os nós do elemento são determinadas pela diferença entre os respectivos sistemas nodais \mathbf{i}_i^a e \mathbf{i}_i^b e o sistema local móvel do elemento \mathbf{i}_i . (considerando-se que este último incorpora os deslocamentos e rotações de corpo rígido). Uma expressão que relaciona estes sistemas pode ser estabelecida tomando-se as equações 3.43 juntamente com o inverso da equação 3.14 para definir o sistema global fixo em função do sistema móvel do elemento (lembrando que a matriz de rotação é ortogonal):

$$\mathbf{I} = \mathbf{T}_{ji} \tilde{\mathbf{i}}_i \quad (3.44)$$

Substituindo-se essa expressão nas equações 3.43, tem-se:

$$\mathbf{i}_i^a = \bar{\mathbf{T}}_{ik}^a \mathbf{T}_{kj} \mathbf{i}_j \rightarrow \mathbf{i}_i^a = \hat{\mathbf{T}}_{ij}^a \mathbf{i}_j \text{ onde } \hat{\mathbf{T}}_{ij}^a = \bar{\mathbf{T}}_{ik}^a \mathbf{T}_{kj} \quad (3.45a)$$

$$\mathbf{i}_i^b = \bar{\mathbf{T}}_{ik}^b \mathbf{T}_{kj} \mathbf{i}_j \rightarrow \mathbf{i}_i^b = \hat{\mathbf{T}}_{ij}^b \mathbf{i}_j \text{ onde } \hat{\mathbf{T}}_{ij}^b = \bar{\mathbf{T}}_{ik}^b \mathbf{T}_{kj} \quad (3.45b)$$

Novamente assumindo a hipótese de pequenas rotações incrementais, as componentes das matrizes de transformação $\hat{\mathbf{T}}_{ij}$ podem ser associados aos três ângulos de Euler por um procedimento semelhante ao que gera a expressão da matriz da Equação 3.37. Considerando que os ângulos $\Delta\theta_x$, $\Delta\theta_y$ e $\Delta\theta_z$ são pequenos, podem-se estabelecer as seguintes relações:

$$s_1 = \sin(\Delta\theta_x) \approx \Delta\theta_x; \quad c_1 = \cos(\Delta\theta_x) \approx 1 \quad (3.46a)$$

$$s_2 = \sin(\Delta\theta_y) \approx \Delta\theta_y; \quad c_2 = \cos(\Delta\theta_y) \approx 1 \quad (3.46b)$$

$$s_3 = \sin(\Delta\theta_z) \approx \Delta\theta_z; \quad c_3 = \cos(\Delta\theta_z) \approx 1 \quad (3.46c)$$

Substituindo-se as relações 3.46 em 3.37, tem-se:

$$\hat{\mathbf{T}}_{ij} = \begin{bmatrix} 1 & \Delta\theta_z & -\Delta\theta_y \\ -\Delta\theta_z & 1 & \Delta\theta_x \\ \Delta\theta_y & -\Delta\theta_x & 1 \end{bmatrix} \quad (3.47)$$

As expressões finais para as deformações rotacionais $\Delta\theta_x^a$, $\Delta\theta_y^a$ e $\Delta\theta_z^a$ podem ser obtidas igualando-se a expressão 3.47 com a definição da matriz \hat{T}_{ij}^a na equação 3.45a e operando:

$$\Delta\theta_x^a = \bar{T}_{21}^a T_{31} + \bar{T}_{22}^a T_{32} + \bar{T}_{23}^a T_{33} \quad (3.48a)$$

$$\Delta\theta_y^a = \bar{T}_{31}^a T_{11} + \bar{T}_{32}^a T_{12} + \bar{T}_{33}^a T_{13} \quad (3.48b)$$

$$\Delta\theta_z^a = \bar{T}_{11}^a T_{21} + \bar{T}_{12}^a T_{22} + \bar{T}_{13}^a T_{23} \quad (3.48c)$$

As rotações $\Delta\theta_x^b$, $\Delta\theta_y^b$ e $\Delta\theta_z^b$ são calculadas de forma semelhante.

Cálculo dos Esforços

Finalmente, para o cálculo das forças internas no elemento, basta multiplicar a matriz de rigidez linear pelo vetor de deslocamentos escrito da seguinte forma:

$$\mathbf{u}^k = [0 \ 0 \ 0 \ \Delta\theta_x^a \ \Delta\theta_y^a \ \Delta\theta_z^a \ \Delta x^b \ 0 \ 0 \ \Delta\theta_x^b \ \Delta\theta_y^b \ \Delta\theta_z^b]^T \quad (3.49)$$

Verifica-se, portanto, o que já havia sido mencionado ao início desta seção: a formulação corrotacionada calcula diretamente deformações e forças totais (e não incrementais). Isto permite o tratamento adequado de grandes rotações totais, desde que sejam respeitadas as premissas de pequenas rotações incrementais, como acontece principalmente em análises dinâmicas onde os intervalos de tempo empregados levam a deslocamentos e rotações incrementais muito pequenas.

3.5 Discretização no Tempo: Problemas Dinâmicos Lineares

3.5.1 Formulação do Problema Dinâmico Linear

Como mencionado na Seção 3.3, no contexto do procedimento de “semidiscretização” a aplicação do Método dos Elementos Finitos realiza a discretização espacial do problema estrutural, geralmente a partir da formulação integral apresentada no Item 3.2.2. Com isto o modelo matemático contínuo se converte em um modelo “semi-discreto” (discretizado no espaço, mas ainda contínuo no tempo), que pode ser descrito por um sistema de equações diferenciais ordinárias (EDO) e um conjunto de condições iniciais no tempo, compondo um Problema de Valor Inicial (PVI).

Para problemas lineares, essas EDO semi-discretas correspondem à seguinte expressão clássica para as equações de movimento (3.50):

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C} \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K} \mathbf{u}(t) = \mathbf{F}(t) \quad (3.50)$$

As incógnitas destas equações são os vetores $\mathbf{u}(t)$, $\dot{\mathbf{u}}(t)$ e $\ddot{\mathbf{u}}(t)$ contendo, respectivamente, componentes de deslocamentos, velocidades e acelerações para cada grau de liberdade da malha de Elementos Finitos empregada para efetuar a discretização espacial. O PVI é composto por estas relações de movimento associadas às condições iniciais definidas nas equações 3.51.

$$\mathbf{u}(0) = \mathbf{u}_0 \quad ; \quad \dot{\mathbf{u}}(0) = \mathbf{v}_0 \quad (3.51)$$

As três parcelas do lado esquerdo das equações de movimento representam, respectivamente, forças de inércia, amortecimento e forças elásticas. Estas forças internas equilibram as forças externas no lado direito, que são representadas pelo vetor $\mathbf{F}(t)$ contendo as resultantes nodais das cargas.

Finalmente, \mathbf{M} , \mathbf{C} e \mathbf{K} são as matrizes de massa, amortecimento e rigidez. As matrizes de massa e rigidez podem ser deduzidas diretamente a partir da formulação de Elementos Finitos. A matriz de amortecimento \mathbf{C} , por sua vez, é usualmente representada pela expressão de amortecimento de Rayleigh como uma combinação linear das matrizes de massa e rigidez [4]. Esta expressão encontra-se representada na

equação 3.52, onde α_m e α_k são, respectivamente, coeficientes escalares proporcionais à massa e à rigidez, a serem determinados a partir de dois pares de valores (frequência \times percentagem de amortecimento crítico).

$$\mathbf{C} = \alpha_m \mathbf{M} + \alpha_k \mathbf{K} \quad (3.52)$$

3.5.2 Procedimento de Solução do Problema Dinâmico

Para a solução do problema de valor inicial composto pelas equações 3.50 e 3.51, utilizam-se algoritmos de integração no tempo. Para isso, inicialmente escreve-se uma forma discretizada no tempo das equações 3.50, onde os os valores exatos $\ddot{\mathbf{u}}(t_{n+1})$, $\dot{\mathbf{u}}(t_{n+1})$ e $\mathbf{u}(t_{n+1})$ são substituídos por aproximações \mathbf{a}_{n+1} , \mathbf{v}_{n+1} e \mathbf{d}_{n+1} , resultando na seguinte expressão:

$$\mathbf{M} \mathbf{a}_{n+1} + \mathbf{C} \mathbf{v}_{n+1} + \mathbf{K} \mathbf{d}_{n+1} = \mathbf{F}_{n+1} \quad (3.53)$$

Com isso assume-se que o equilíbrio não será mais satisfeito a cada instante infinitesimal de tempo, mas apenas em um determinado número de instantes, separados por intervalos discretos de tempo.

Em seguida, utilizam-se operadores ou funções que, em um dado instante de tempo t_{n+1} , fornecem aproximações \mathbf{a}_{n+1} , \mathbf{v}_{n+1} e \mathbf{d}_{n+1} a partir de aproximações obtidas em instantes anteriores. Em problemas discretizados no espaço pelo Método dos Elementos Finitos, é usual empregar a família de algoritmos de Newmark, que é caracterizada pelos operadores descritos nas equações 3.54 a seguir para fornecer as aproximações desejadas [4,5]:

$$\mathbf{d}_{n+1} = \mathbf{d}_n + \Delta t \mathbf{v}_n + \frac{\Delta t^2}{2} [(1 - 2\beta) \mathbf{a}_n + 2\beta \mathbf{a}_{n+1}] \quad (3.54a)$$

$$\mathbf{v}_{n+1} = \mathbf{v}_n + \Delta t [(1 - \gamma) \mathbf{a}_n + \gamma \mathbf{a}_{n+1}] \quad (3.54b)$$

Nestas expressões, γ e β são os parâmetros que caracterizam a família de algoritmos de Newmark. Por exemplo, a regra trapezoidal é um membro desta família, caracterizada pelos valores $\gamma = \frac{1}{2}$ e $\beta = \frac{1}{4}$, e pela expressão discretizada 3.53.

Alternativamente, os operadores de Newmark podem ser escritos em termos de acelerações e velocidades, como pode ser observado nas equações 3.55.

$$\mathbf{a}_{n+1} = \frac{1}{\beta\Delta t^2} (\mathbf{d}_{n+1} - \mathbf{d}_n) - \frac{1}{\beta\Delta t} \mathbf{v}_n - \left(\frac{1}{2\beta} - 1\right) \mathbf{a}_n \quad (3.55a)$$

$$\mathbf{v}_{n+1} = \frac{\gamma}{\beta\Delta t} (\mathbf{d}_{n+1} - \mathbf{d}_n) - \left(\frac{\gamma}{\beta} - 1\right) \mathbf{v}_n - \left(\frac{\gamma}{2\beta} - 1\right) \Delta t \mathbf{a}_n \quad (3.55b)$$

Observa-se que a aplicação do algoritmo de integração leva a um sistema de três equações para as três incógnitas \mathbf{a}_{n+1} , \mathbf{v}_{n+1} , \mathbf{d}_{n+1} : a equação de movimento discretizada 3.50, e os operadores 3.54 ou 3.55. Há, portanto, mais de uma opção para a implementação computacional, de acordo com a ordem em que são eliminadas as incógnitas.

Implementação por Deslocamentos

Uma implementação usual consiste em empregar os operadores 3.55 para eliminar as acelerações e velocidades das equações de movimento 3.53, resultando em uma expressão onde as incógnitas são os os deslocamentos. Antes de apresentar esta implementação, vamos observar as equações 3.55 e definir as constantes apresentadas em 3.56.

$$\begin{aligned} a_0 &= \frac{1}{\beta\Delta t^2} \quad ; \quad a_1 = \frac{\gamma}{\beta\Delta t} \quad ; \quad a_2 = \frac{1}{\beta\Delta t} \quad ; \\ a_3 &= \left(\frac{1}{2\beta} - 1\right) \quad ; \quad a_4 = \left(\frac{\gamma}{\beta} - 1\right) \quad ; \quad a_5 = \left(\frac{\gamma}{2\beta} - 1\right) \Delta t \end{aligned} \quad (3.56)$$

Empregando estas constantes, os operadores 3.55 podem ser escritos de acordo com as equações 3.57.

$$\mathbf{a}_{n+1} = a_0 (\mathbf{d}_{n+1} - \mathbf{d}_n) - a_2 \mathbf{v}_n - a_3 \mathbf{a}_n \quad (3.57a)$$

$$\mathbf{v}_{n+1} = a_1 (\mathbf{d}_{n+1} - \mathbf{d}_n) - a_4 \mathbf{v}_n - a_5 \mathbf{a}_n \quad (3.57b)$$

Finalmente, vamos aplicar os operadores 3.57 para eliminar as acelerações e velocidades da expressão 3.53 e, em seguida, vamos passar os termos já conhecidos no instante t_n para o lado direito. Com isso, obtemos a seguinte expressão (3.58):

$$\begin{aligned} [a_0 \mathbf{M} + a_1 \mathbf{C} + \mathbf{K}] \mathbf{d}_{n+1} = \mathbf{F}_{n+1} + \mathbf{M} [a_0 \mathbf{d}_n + a_2 \mathbf{v}_n + a_3 \mathbf{a}_n] + \\ + \mathbf{C} [a_1 \mathbf{d}_n + a_4 \mathbf{v}_n + a_5 \mathbf{a}_n] \end{aligned} \quad (3.58)$$

Esta expressão define um “Sistema Efetivo” de equações algébricas lineares, que pode ser escrito como apresentado em 3.59, onde a matriz de coeficientes \mathbf{A} é a matriz efetiva, definida como uma combinação das matrizes de massa, rigidez e amortecimento, afetadas por coeficientes escalares; e o vetor de termos independentes \mathbf{b} é o vetor de cargas efetivas, calculados em termos das cargas externas, e de forças elásticas, de inércia e de amortecimento do passo anterior.

$$\mathbf{A} \mathbf{x} = \mathbf{b} \quad (3.59)$$

Verifica-se, portanto, que o processo de integração no tempo recai na solução de um sistema de equações algébricas lineares para cada instante de tempo. Considerando o uso uma técnica direta para a solução dos sistemas de equações, o processo de integração no tempo em problemas lineares encontra-se descrito a seguir:

- *Ao início da análise*, montar a matriz efetiva \mathbf{A} / triangularizar;
- *Loop de instantes de tempo*: conhecidas as aproximações \mathbf{a}_n , \mathbf{v}_n e \mathbf{d}_n :
 - Calcular o vetor de cargas efetivo \mathbf{b} ;
 - Efetuar uma retrossubstituição para resolver o Sistema Efetivo obtendo-se \mathbf{d}_{n+1} ;
 - Calcular \mathbf{a}_{n+1} e \mathbf{v}_{n+1} através dos operadores de Newmark;
 - Incrementar n e passar para o próximo instante de tempo.

Implementação por Acelerações

Outra implementação que pode ser considerada para o algoritmo de integração (a implementação “*por acelerações*”) consiste em substituir os operadores de Newmark 3.54 nas equações de movimento 3.53, resultando na equação apresentada em 3.60.

$$\begin{aligned}
[M + \gamma \Delta t C + \beta \Delta t^2 K] a_{n+1} = F_{n+1} - C [v_n + (1 - \gamma) \Delta t a_n] + \\
- K \left[d_n + \Delta t v_n + \left(\frac{1}{2} - \beta \right) \Delta t^2 a_n \right]
\end{aligned} \tag{3.60}$$

Neste caso, as incógnitas do sistema efetivo são as acelerações. Observa-se que, de acordo com o valor do parâmetro β , pode-se identificar os seguintes casos:

- $\beta = 0$ e matrizes de massa e amortecimento diagonais: o sistema efetivo é desacoplado, o que quer dizer que não há necessidade de empregar uma técnica para resolução do sistema. As incógnitas são obtidas diretamente pela divisão dos termos do vetor de cargas efetivo pelos termos da diagonal da matriz efetiva. Esta característica identifica um algoritmo *explícito*.
- $\beta \neq 0$: o sistema efetivo é acoplado. Neste caso, exige-se uma técnica para a resolução de sistemas de equações algébricas, e têm-se as características de um algoritmo *implícito*.

Com base nos critérios apresentados em [4] é possível concluir que, para os problemas inerciais, a regra trapezoidal ou suas variações com amortecimento numérico (como os métodos α H-Newmark ou α B-Newmark descritos a seguir) são de fato os algoritmos mais adequados. Para chegar a esta conclusão pode-se observar também os teoremas de Dahlquist [5]:

- Não existe um algoritmo explícito incondicionalmente estável;
- Não existe um algoritmo incondicionalmente estável com ordem de precisão maior ou igual a 3;
- O algoritmo incondicionalmente estável com ordem de precisão igual a 2 e com menor constante de erro é a regra trapezoidal.

3.5.3 O Algoritmo α B-Newmark

O algoritmo conhecido como α B-Newmark resultou da proposta de WOOD, BOSSAK E ZIENKIEWICZ [84] para uma modificação no algoritmo original de Newmark, com objetivos e metodologia semelhantes à que levou ao desenvolvimento do algoritmo HHT ou α H-Newmark [85,86].

O algoritmo α H-Newmark é um algoritmo implícito, com propriedades de dissipação numérica capaz de reduzir a participação dos modos de vibração com frequências mais altas, que poderiam introduzir ruídos espúrios na resposta dinâmica. Emprega os mesmos operadores que caracterizam a família de algoritmos de Newmark. A particularidade do algoritmo α H-Newmark consiste na expressão das equações de movimento discretizadas no tempo, que passam a ser escritas de acordo com a equação 3.61.

$$\mathbf{M} \mathbf{a}_{n+1} + (1+\alpha)\mathbf{C} \mathbf{v}_{n+1} - \alpha\mathbf{C} \mathbf{v}_n + (1+\alpha)\mathbf{K} \mathbf{d}_{n+1} - \alpha \mathbf{K} \mathbf{d}_n = (1+\alpha)\mathbf{F}_{n+1} - \alpha\mathbf{F}_n \quad (3.61)$$

Observa-se que esta expressão introduziu um parâmetro α . Trata-se de um parâmetro ajustável que permite controlar o grau de dissipação, e que deve ser fornecido pelo usuário no intervalo $[-1/3,0]$. Além disso, os parâmetros γ e β também passam a ser definidos em função de α , de acordo com as expressões 3.62.

$$\gamma = (1 - 2\alpha) / 2 \quad (3.62a)$$

$$\beta = (1 - \alpha)^2 / 4 \quad (3.62b)$$

Com isso, o algoritmo α H-Newmark também incorpora, como caso particular, a regra trapezoidal (já que, fornecendo-se $\alpha = 0$, os valores para os parâmetros γ e β recaem em $\gamma = 1/2$ e $\beta = 1/4$). O algoritmo α H-Newmark é incondicionalmente estável, com ordem de precisão 2, como demonstrado nos estudos das propriedades de convergência, estabilidade, consistência e precisão apresentados em [85,86].

O algoritmo α B-Newmark também emprega os mesmos operadores que caracterizam a família de algoritmos de Newmark. Emprega também um parâmetro ajustável α , com o mesmo objetivo de controlar o grau de dissipação numérica para reduzir ruídos espúrios de alta frequência, e que deve ser fornecido pelo usuário no intervalo $[-1/3,0]$. Demonstra-se [5,87] que os métodos α H-Newmark e α B-Newmark fornecem resultados muito semelhantes, principalmente para os valores mais usualmente fornecidos para α , não muito próximos do limite $-1/3$.

A particularidade do algoritmo α B-Newmark consiste na expressão das equações de movimento discretizadas no tempo, que passam a ser escritas de acordo com a expressão 3.63.

$$(1-\alpha)\mathbf{M} \mathbf{a}_{n+1} + \alpha \mathbf{M} \mathbf{a}_n + \mathbf{C} \mathbf{v}_{n+1} + \mathbf{K} \mathbf{d}_{n+1} = \mathbf{F}_{n+1} \quad (3.63)$$

Comparando esta expressão com a que caracteriza o algoritmo α H-Newmark, observa-se que os multiplicadores α não afetam os termos de amortecimento e de forças elásticas (que dependem das matrizes \mathbf{C} e \mathbf{K}), mas sim o termo de forças de inércia, que depende da matriz de massa \mathbf{M} . Este fato acarreta em diversas vantagens na implementação computacional, que se torna mais simples, particularmente em problemas não-lineares.

3.6 Tratamento dos Problemas Não-Lineares com Algoritmos Implícitos

Para problemas não-lineares com grandes deslocamentos como no caso das aplicações consideradas neste trabalho, a rigidez do sistema, representada por \mathbf{K} na expressão 3.50, e as cargas externas aplicadas sobre sistema, representadas pelo vetor \mathbf{F} na expressão 3.50, passam a ser dependentes dos deslocamentos aos quais o sistema é submetido. As equações de movimento semi-discretas podem, então, ser expressas de acordo com a expressão 3.64.

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C} \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{R}(\mathbf{u}) = \mathbf{F}(\mathbf{u},t) \quad (3.64)$$

As não-linearidades estão embutidas nas parcelas $\mathbf{R}(\mathbf{u})$ e $\mathbf{F}(\mathbf{u},t)$. A parcela de esforços elásticos $\mathbf{R}(\mathbf{u})$ inclui efeitos geométricos e/ou de materiais com comportamento elástico não-linear. A parcela de cargas externas $\mathbf{F}(\mathbf{u},t)$ considera não-linearidade devido à variação das cargas externas com a geometria, caracterizando carregamentos não-conservativos.

A solução do sistema não-linear 3.64 associado a algoritmos implícitos exige procedimentos específicos para o tratamento das não-linearidades. Inicialmente, assim como descrito no caso de problemas lineares no Item 3.5.2, escreve-se a forma discretizada correspondente, como pode ser observado na expressão 3.65.

$$\mathbf{M} \mathbf{a}_{n+1} + \mathbf{C} \mathbf{v}_{n+1} + \mathbf{R}(\mathbf{d}_{n+1}) = \mathbf{F}_{n+1}(\mathbf{d}_{n+1}) \quad (3.65)$$

O tratamento do problema não-linear baseia-se em assumir que, no entorno de uma configuração deformada \mathbf{u} , o problema pode ser considerado localmente linear. Esta linearização consiste em tomar a aproximação descrita nas expressões 3.66 e 3.67 para as parcelas não-lineares $\mathbf{R}(\mathbf{d}_{n+1})$ e $\mathbf{F}_{n+1}(\mathbf{d}_{n+1})$, através de uma série de Taylor com termos de ordem superior truncados, onde o termo $\Delta \mathbf{d}$ pode ser expresso de acordo com a equação 3.68.

$$\mathbf{R}(\mathbf{d}_{n+1}) = \mathbf{R}(\mathbf{d}_n) + \left. \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial \mathbf{d}} \right|_{\mathbf{d}_n} \Delta \mathbf{d} \quad (3.66)$$

$$\mathbf{F}_{n+1}(\mathbf{d}_{n+1}) = \mathbf{F}_{n+1}(\mathbf{d}_n) + \left. \frac{\partial \mathbf{F}_{n+1}}{\partial \mathbf{d}} \right|_{\mathbf{d}_n} \Delta \mathbf{d} \quad (3.67)$$

$$\Delta \mathbf{d} = \mathbf{d}_{n+1} - \mathbf{d}_n \quad (3.68)$$

Usualmente, a última parcela da expressão 3.67, que define a variação das cargas externas com a geometria, é desprezada. Isto porque esta parcela só é levada em conta quando se exige um tratamento muito rigoroso de carregamento não-conservativo, já que compõe uma matriz não-simétrica. Como este não é o caso no presente estudo, esta parcela será desconsiderada nos próximos desenvolvimentos.

Por outro lado, a última parcela da expressão 3.66 permite definir a seguinte expressão 3.69 para a *matriz de rigidez tangente* (\mathbf{K}_T):

$$\mathbf{K}_T = \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial \mathbf{d}} \quad (3.69)$$

Formulação Incremental

Tomando as aproximações apresentadas nas expressões acima, diferentes procedimentos de solução podem ser empregados resolver o problema. Historicamente, um dos primeiros procedimentos consistiu em empregar uma formulação “puramente incremental”, descrita nas equações de equilíbrio dinâmico discretizadas no espaço e no tempo 3.70 e 3.71 a seguir. Essas equações são obtidas substituindo as expressões 3.66, 3.67 e 3.69 em 3.65.

$$\mathbf{M} \mathbf{a}_{n+1} + \mathbf{C} \mathbf{v}_{n+1} + \mathbf{K}_T \Delta \mathbf{d} = \mathbf{F}_{n+1}(\mathbf{d}_n) - \mathbf{R}(\mathbf{d}_n) \quad (3.70)$$

$$\mathbf{d}_{n+1} = \mathbf{d}_n + \Delta \mathbf{d} \quad (3.71)$$

$$\mathbf{C} = \alpha_m \mathbf{M} + \alpha_k \mathbf{K}_T \quad (3.72)$$

Nessas expressões, $\mathbf{R}(\mathbf{d}_n)$ representa os esforços elásticos resistentes calculados com os deslocamentos do intervalo anterior, e \mathbf{C} é a matriz de amortecimento de Rayleigh.

Formulação Incremental-Iterativa

Pode-se observar que as equações 3.70 e 3.71 não mais garantem o equilíbrio dinâmico ao fim do intervalo de tempo t_{n+1} , devido às linearizações assumidas em 3.66 e 3.67. Por isso, o procedimento mais rigoroso e que vem sendo adotado em aplicações com efeitos não-lineares significativos consiste em empregar uma técnica iterativa para resolver o problema não-linear, tal como o Método de Newton-Raphson [4] e suas variações.

Este procedimento consiste em, inicialmente, escrever as equações de movimento na forma incremental-iterativa apresentada nas equações 3.73, 3.74 e 3.75.

$$\mathbf{M} \mathbf{a}_{n+1}^{(k)} + \mathbf{C} \mathbf{v}_{n+1}^{(k)} + \mathbf{K}_T \Delta\Delta\mathbf{d}^{(k)} = \mathbf{F}_{n+1} - \mathbf{R}(\mathbf{d}_{n+1}^{(k-1)}, \Delta\Delta\mathbf{d}^{(k-1)}) \quad (3.73)$$

$$\Delta\mathbf{d}^{(k)} = \Delta\mathbf{d}^{(k-1)} + \Delta\Delta\mathbf{d}^{(k)} \quad (3.74)$$

$$\mathbf{d}_{n+1}^{(k)} = \mathbf{d}_{n+1}^{(k-1)} + \Delta\Delta\mathbf{d}^{(k)} \quad (3.75)$$

Nestas expressões, os superscritos k e $k-1$ indicam um contador de iterações, e $\Delta\Delta\mathbf{d}^{(k-1)}$ representa a variação dos deslocamentos incrementais obtida a cada iteração do ciclo de verificação do equilíbrio. A formulação do Método de Newton-Raphson baseia-se em adotar a linearização 3.66 e iterar com matrizes tangentes como a dada por 3.69. No Método de Newton-Raphson Padrão **NRP**, a matriz tangente é reavaliada em todas as iterações. No entanto, em alguns casos os custos de montagem e decomposição associados não compensam os ganhos com a convergência do processo, e o método de Newton-Raphson modificado **NRM** é uma alternativa interessante. Nesta técnica, a matriz de rigidez tangente \mathbf{K}_T é calculada ao início de cada intervalo de tempo e mantida constante ao longo do ciclo iterativo, podendo ainda ser mantida constante ao longo de certo número de intervalos de tempo.

O vetor de cargas externas $\mathbf{F}_{n+1}(\mathbf{d}_n)$ é reavaliado ao início de cada intervalo de tempo e é mantido constante ao longo do ciclo iterativo. Os esforços elásticos resistentes \mathbf{R} estão expressos também em função das variações dos deslocamentos incrementais $\Delta\Delta\mathbf{d}^{(k-1)}$ porque estes são utilizados na formulação do elemento de pórtico não-linear tridimensional empregado.

Detalhes da implementação computacional do método de Newton-Raphson associado a algoritmos implícitos de integração no tempo da família de Newmark podem ser encontrados em [88].

4 PROCEDIMENTO DE SIMULAÇÃO DE LANÇAMENTO

4.1 Introdução

Recordando os objetivos deste trabalho, estabelecidos no Capítulo 1, o foco principal reside em incorporar, ao programa Prosim, recursos para obter de forma precisa e expedita as configurações finais de dutos apoiados no solo marinho. O procedimento de simulação deve ser estabelecido de modo a ser válido para os principais métodos de lançamento (apresentados no Capítulo 2), já que em geral, na fase de projeto em que a rota do duto está sendo definida, o método de lançamento ainda não foi determinado.

Neste capítulo, inicialmente a Seção 4.2 compara os procedimentos gerais de introdução e remoção de elementos finitos apresentados no Item 1.5.1. Com base nessas comparações, a Seção 4.3 indica qual foi o procedimento adotado para a introdução de novos elementos no contexto da aplicação à simulação do lançamento de dutos.

As principais características do procedimento proposto de modo geral (em termos do tipo de simulação e da consideração dos carregamentos ambientais), bem como modelo do duto em particular, são apresentadas nas Seções 4.4 e 4.5, respectivamente.

Um resumo do procedimento encontra-se apresentado na Seção 4.6; os capítulos seguintes detalham alguns dos aspectos envolvidos no procedimento.

4.2 Comparação entre os Tipos de Procedimento de Introdução e Remoção de Elementos Finitos

4.2.1 Facilidade de Implementação

Observando-se a descrição dos procedimentos gerais de introdução e remoção de elementos finitos apresentados no Item 1.5.1, é possível verificar que o procedimento dos Elementos Ativados/Desativados é o mais simples de ser incorporado a um programa existente. A estrutura original do programa não sofre muitas alterações, devendo ser preparada principalmente para espalhar ou não as contribuições dos elementos nas matrizes globais do sistema estrutural.

Já o procedimento dos Elementos Criados/Eliminados tem implementação mais complexa, pois exige que a ferramenta numérica seja preparada para recalcular as informações da topologia da malha, o que acarreta mudança no esquema de armazenamento das matrizes globais do modelo, a cada vez que elementos são adicionados ou retirados do modelo.

4.2.2 Custo Computacional

O procedimento dos Elementos Ativados/Desativados requer que todos os elementos (ativados ou não) encontrem-se presentes na malha durante todo o período de tempo considerado para as simulações, e a dimensão das matrizes globais permanece constante durante a análise. Isto gera um custo computacional desnecessário, associado ao processo de solução das equações de movimento escritos na forma da equação 3.59 do Item 3.5.2 (baseado no método de Gauss [4]), realizado em cada intervalo de integração da simulação.

Este custo computacional não é significativo para casos de projeto em que o número de elementos desativados é relativamente muito inferior ao número de elementos ativados. Este é o caso de um número considerável de operações em ambiente marinho, mostrando que o procedimento dos Elementos Ativados/Desativados pode ser bastante útil. Entretanto, para os casos em que o número de elementos desativados passa a ser considerável em relação ao número de elementos ativados, a

utilização do procedimento dos Elementos Criados/Eliminados passa a ser bastante vantajosa.

4.2.3 Identificação da Necessidade de Introdução de um Novo Elemento

A necessidade de introdução de elementos na malha ao longo de uma simulação numérica é condicionada a fatores que dependem do caso de projeto que está sendo analisado. Estes fatores definem “onde” (entre quais nós) e “quando” (em qual passo da simulação) um novo elemento deve ser introduzido, de maneira a representar corretamente o caso real.

Existem três maneiras de abordar o problema.

Identificação Predefinida pelo Usuário

A mais simples delas considera que o usuário defina, desde o início da simulação numérica, a posição futura e o instante de tempo em que um determinado elemento deva ser ativado / criado ou desativado / eliminado, empregando qualquer um dos dois procedimentos apresentados neste capítulo.

O problema é que, em muitos casos, ele não é capaz de prever este instante de tempo, nem a configuração deformada da malha na ocasião. Esta consideração depende de fatores externos, como o carregamento atuante e o posicionamento de estruturas adjacentes que não são passíveis de serem previstos no início da simulação.

Recurso de “Save-Restart”

Neste tipo de abordagem, a identificação da necessidade de criação de um novo elemento no modelo é realizada utilizando um recurso de “save-restart” (também presente no código do programa Prosim). Este recurso permite que sejam definidos intervalos constantes de tempo nos quais o programa grava todas as informações da simulação em andamento, para que ela possa ser reiniciada a partir do intervalo de tempo escolhido pelo projetista.

Portanto, avaliando os resultados parciais das simulações numéricas, o projetista pode definir o instante de tempo ideal (“quando”) em que elementos devam ser introduzidos ou retirados da malha, além do posicionamento preciso dos novos

elementos (“onde”), já que a configuração deformada da malha neste instante de tempo já foi calculada pelo programa.

No caso dos exemplos de simulação de procedimentos de soldagem multipasse citados anteriormente, os trabalhos de LOBITZ *et al.* [25] e FREE & GOFF [26] utilizaram-se desta técnica para a criação de novos elementos de solda.

Esta abordagem não é a mais adequada, pois o usuário passa a ter a responsabilidade de analisar os resultados obtidos para definir “onde” e “quando” os novos elementos devam ser introduzidos ou retirados da malha; o procedimento é mais trabalhoso para o usuário, e aumenta a probabilidade de erros em comparação com um algoritmo automático executado pelo próprio programa, como descrito a seguir.

Identificação Automática pelo Programa

Neste tipo de abordagem, o programa identifica automaticamente a necessidade de introdução ou retirada de um elemento de acordo com o caso de projeto analisado. Neste caso, a utilização do procedimento dos Elementos Criados/Eliminados é mais intuitiva, já que com o procedimento dos Elementos Ativados/Desativados, o programa pode vir a identificar a necessidade de ativar um elemento que não foi predefinido inicialmente na topologia da malha.

Entretanto, a possibilidade de utilização desta técnica em conjunto com o procedimento dos Elementos Desativados não é descartada, como se pode verificar no trabalho de LINDGREN & HEDBLOM [22], no qual inúmeros elementos de solda foram acrescentados ao modelo no início da simulação numérica e a ativação destes elementos finitos foi controlada automaticamente pelo próprio programa identificando-se os elementos que estavam contidos no volume definido para cada novo passe da solda.

4.3 Procedimento Adotado

Levando em conta as características dos procedimentos descritos na seção anterior para a introdução de novos elementos representando o lançamento progressivo do duto², optou-se pelo procedimento dos Elementos Criados/Eliminados, baseado nas considerações apresentadas a seguir.

Quanto ao custo computacional, convém lembrar que para representar dutos lançados por rotas muito longas seria necessário gerar malhas com milhares de elementos. Caso esses elementos fizessem parte da simulação numérica desde seu início (como no procedimento de elementos ativados/desativados), o custo computacional poderia tornar-se excessivo.

Esta consideração fica ainda mais evidente quando se recorda que uma das aplicações das ferramentas desenvolvidas neste trabalho (e incorporadas ao programa Prosim) consiste em associá-las ao programa *OtimRota* para otimização de rotas. O Prosim será disparado para efetuar simulações de lançamento e determinar as configurações apoiadas de dutos para inúmeras rotas alternativas geradas pelo *OtimRota* em um determinado cenário. Tomando os resultados fornecidos pelo Prosim, este programa será capaz de avaliar as rotas e identificar as melhores em termos de diferentes critérios, incluindo a fadiga decorrente de VIV nos trechos do duto em vãos livres, e os raios de curvatura mínimos na rota, dependentes da tração residual de lançamento. Uma descrição mais detalhada desta integração entre o Prosim e o *OtimRota* encontra-se descrita mais adiante no Capítulo 7. Como o *OtimRota* gera um número muito grande de rotas candidatas a serem avaliadas, as simulações de lançamento realizadas para cada uma delas devem apresentar o menor custo computacional possível para que esta integração seja viável.

Além disso, como comentado no Item 4.2.3, em situações onde não se pode prever o instante em que os novos elementos devem ser introduzidos, nem sua localização no modelo, é mais natural empregar o procedimento dos Elementos Criados/Eliminados. Este é o caso das simulações de lançamento propostas, onde se sabe que os novos elementos são introduzidos na extremidade da malha (onde ocorre

² Ou “pagamento”, em um jargão semelhante ao empregado em sistemas de ancoragem, associado ao “pagamento” / “recolhimento” das linhas de ancoragem.

efetivamente o pagamento do duto), mas não se conhece a-priori o instante em que estes novos elementos devem ser introduzidos, bem como a configuração da malha nesta ocasião. Assim, seria muito mais complexo empregar o Procedimento dos Elementos Desativados no qual deve ser gerada inicialmente toda a malha de elementos desativados para serem ativados posteriormente.

4.4 Características do Procedimento Proposto

4.4.1 Tipo de Simulação

Como descrito na Seção 2.4, quando o foco da simulação está na correta identificação da configuração final de equilíbrio estático do duto apoiado no leito marinho, não há a necessidade de empregar simulações dinâmicas, podendo-se adotar simulações quasi-estáticas onde o movimento da embarcação de lançamento ao longo de sua trajetória é aplicado de forma incremental sobre o ponto de lançamento do duto.

Este procedimento leva a custos computacionais relativamente reduzidos, o que é importante para atender aos objetivos deste trabalho, que incluem a viabilização do uso da ferramenta numérica associada ao programa de otimização de rotas *OtimRota* (lembrando que, como já mencionado na Seção 4.3, isto pode requerer a avaliação de um número muito grande de rotas candidatas geradas pelo algoritmo evolutivo empregado pelo *OtimRota*).

4.4.2 Consideração de Carregamentos Ambientais

A consideração de carregamentos ambientais atuantes no modelo durante o procedimento de lançamento é muito importante quando o foco do estudo é analisar o comportamento do duto durante o lançamento propriamente dito. Isto porque os efeitos dinâmicos devidos às ondas atuantes na embarcação de lançamento propagam-se pelo duto, fazendo com que o TDP varie constantemente, variando também as tensões atuantes no duto nesta região. Além disso, o carregamento de correnteza atuante no modelo gera tensões de flexão no duto e podem fazer com que o mesmo seja transladado lateralmente, saindo da rota predefinida.

Entretanto, considerando que o objetivo principal do algoritmo aqui desenvolvido é obter as configurações apoiadas do duto no leito marinho após a conclusão do lançamento, de modo a auxiliar na escolha da melhor rota para o duto, as simulações podem ser efetuadas sem a aplicação destes carregamentos, assumindo-se as seguintes hipóteses:

- Tendo sido definida a rota a ser percorrida, o procedimento de lançamento será realizado em uma janela operacional amena, definida posteriormente na etapa do

projeto detalhado do lançamento propriamente dito. Nesta etapa poderão ser feitas análises dinâmicas para verificar que as tensões atuantes no duto estarão abaixo dos limites estabelecidos pelas normas.

- A embarcação de lançamento tem a capacidade de navegar ao longo de uma trajetória, compensando a translação lateral do duto devido a efeitos de correnteza, sendo capaz de lançar o duto na rota preestabelecida inicialmente.

4.5 Características do Modelo do Duto

4.5.1 Definição das Principais Regiões do Duto

A Figura 4.1 representa esquematicamente o lançamento de um duto submarino pelo método *S-Lay*. Para melhor entendimento das considerações apresentadas nos itens seguintes, o duto foi dividido em quatro segmentos principais:

- Segmento “AB” – trecho de duto apoiado e estabilizado no leito marinho. Não sofre mais variações de posição e esforços por influência do procedimento de lançamento;
- Segmento “BC” – trecho de duto apoiado sobre o leito marinho. Ainda sofre algumas variações de posição e esforços por influência do procedimento de lançamento;
- Segmento “CD” – região suspensa do duto próxima ao TDP;
- Segmento “DE” – região suspensa do duto que liga a região do TDP à embarcação de lançamento.

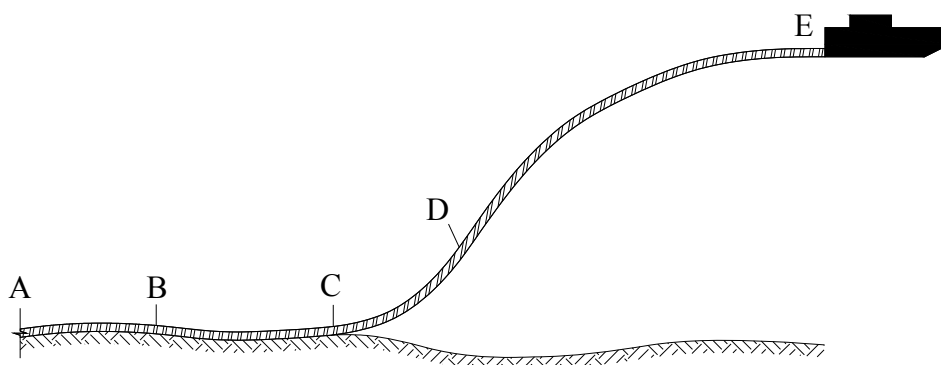


Figura 4.1 – Esquema das principais regiões do duto durante o lançamento

4.5.2 Truncamento do Modelo

Observa-se que, para os principais métodos de lançamento empregados (apresentados no Capítulo 2), a configuração assumida pelo duto durante o lançamento é muito semelhante na região que vai desde o ponto “A” até o ponto “D” (Figura 4.1). Já no trecho “DE”, a configuração deformada do duto assume as características próprias de cada um dos tipos de lançamento apresentados. Um exemplo esquemático pode ser observado na Figura 4.2.

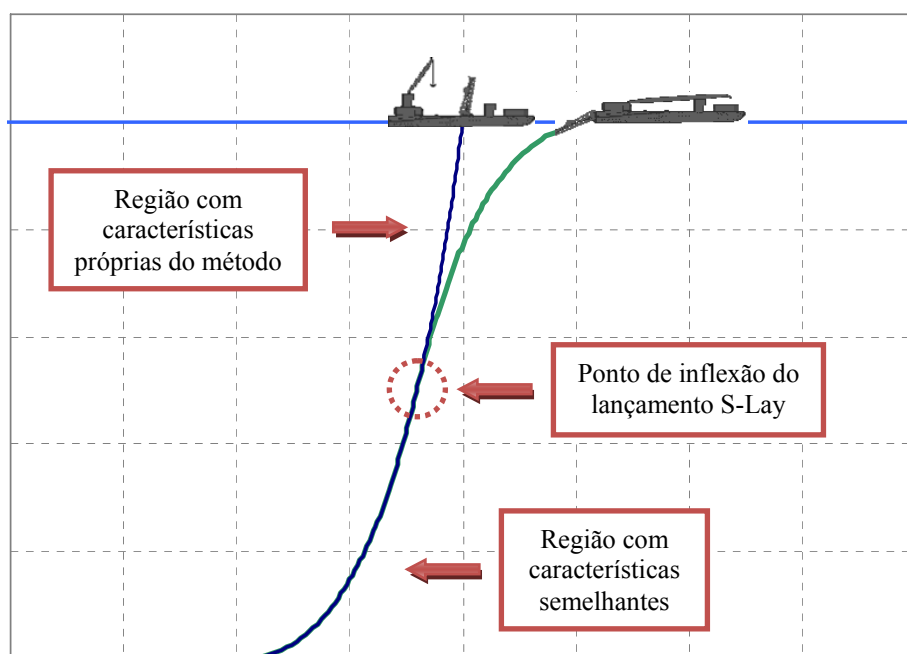


Figura 4.2 – Comparação esquemática entre sistemas de lançamento S-Lay e J-Lay

Considerando que o procedimento de lançamento proposto tem por objetivo obter a configuração final apoiada do duto no leito marinho, independentemente do método de lançamento empregado (o qual na fase de otimização de rotas nem sempre se encontra definido), seria conveniente truncar o modelo do duto apresentado na Figura 4.1, de maneira a eliminar o trecho “DE” da simulação.

A principal questão relacionada a esse truncamento seria a não consideração dos efeitos dos movimentos dinâmicos da embarcação submetida a carregamentos de onda, que são transmitidos ao longo do duto. Além disso, os efeitos de correnteza atuante em todo o trecho eliminado também não estariam sendo considerados.

De qualquer forma, de acordo com a premissa apresentada no Item 4.4.1, a configuração final apoiada do duto no leito marinho será obtida através de simulações

quasi-estáticas, já que o foco deste trabalho não se refere ao estudo do comportamento dinâmico do duto durante o procedimento de lançamento propriamente dito. Portanto, os efeitos dinâmicos da embarcação de lançamento já não seriam considerados de qualquer maneira na simulação, mesmo que o trecho “DE” não fosse eliminado.

Com relação aos efeitos de correnteza aplicados sobre o trecho de duto eliminado, a premissa apresentada no Item 4.4.2 admite que não sejam considerados carregamentos ambientais nas simulações de lançamento para a obtenção da configuração apoiada do duto. Portanto, estas simulações são realizadas apenas com a presença de carregamentos de natureza gravitacional, como peso e empuxo. Mais uma vez, o truncamento do modelo não geraria resultados incompatíveis com o modelo completo.

Portanto, de maneira a atender aos objetivos deste trabalho, o truncamento do trecho “DE” (Figura 4.1) foi incorporado ao procedimento de lançamento proposto. Com isso, o ponto “D”, que é o ponto de truncamento, passa a ser também o ponto de lançamento do duto.

4.5.3 Altura do Ponto de Truncamento

A altura ideal do ponto de truncamento do modelo é definida através de diversas considerações, apresentadas a seguir.

Primeiramente, deve-se estabelecer um limite superior de altura deste ponto. Assim como comentado anteriormente, observando-se a Figura 4.2, é possível constatar que as configurações deformadas assumidas pelo duto para os principais métodos de lançamento apresentados no Capítulo 2 são bastante semelhantes até cerca da metade da lâmina d’água. Recordando os objetivos propostos, deseja-se que a ferramenta numérica seja independente do método de lançamento a ser empregado. Portanto, o ponto de truncamento do modelo deve estar localizado, preferencialmente, abaixo da metade da profundidade média da lâmina d’água.

Para definir um limite inferior, pode-se considerar que em geral as maiores curvaturas encontradas ao longo do duto durante o procedimento de lançamento localizam-se no trecho próximo ao TDP. Caso o ponto de truncamento fosse localizado abaixo desta região de tensões máximas, informações relevantes poderiam ser perdidas durante a simulação de lançamento. Portanto, o ponto de truncamento do modelo deve

estar localizado, preferencialmente, acima da região de esforços máximos próxima ao TDP.

Em suma, o ponto de truncamento do duto deve estar compreendido, preferencialmente, na região delimitada entre a metade da lâmina d'água e a região de esforços máximos ao redor do TDP de lançamento, como se encontra representado esquematicamente na Figura 4.3.

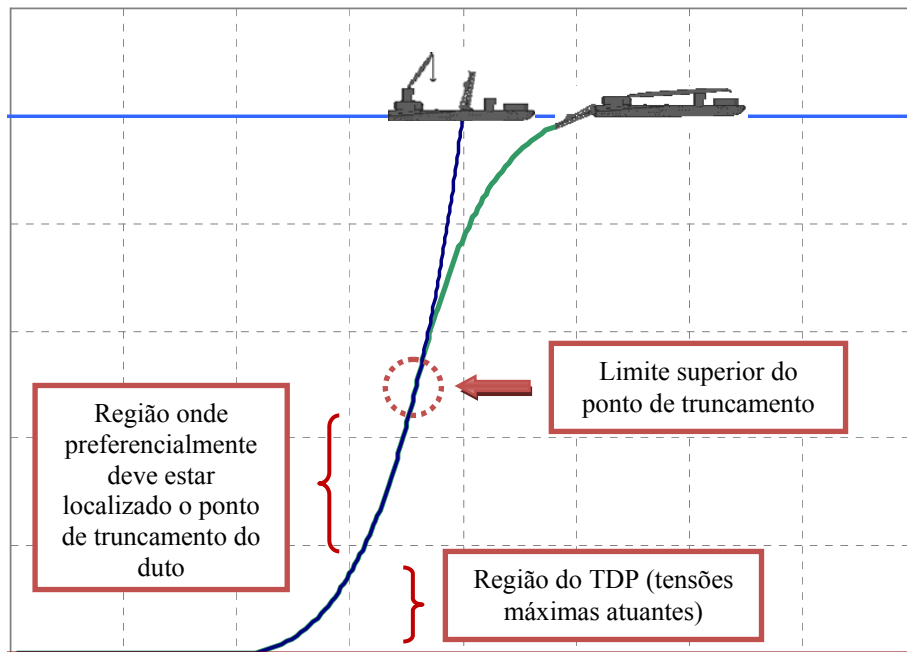


Figura 4.3 – Localização preferencial do ponto de truncamento

Outros fatores também devem ser levados em conta para definir a localização exata do ponto de truncamento. Um deles diz respeito ao custo computacional: modelos com ponto de truncamento mais baixo são compostos por um número menor de elementos finitos, levando a menores custos computacionais.

Por outro lado, para um mesmo deslocamento “ δ ”, um modelo com ponto de truncamento mais elevado é menos sensível à aplicação dos deslocamentos prescritos incrementais (em termos de variação do TDP e do nível de trações atuantes). Esta constatação pode ser entendida ao se avaliar a Figura 4.4, onde se observa que um ponto de truncamento mais alto permite, durante a realização da simulação quasi-estática, deslocamentos incrementais prescrito maiores afetando menos a configuração da linha, e portanto o duto pode avançar sobre a rota muito mais rapidamente.

Assim, para reduzir o custo computacional, a altura do ponto de truncamento com relação ao leito marinho deve ser definida de maneira a balancear as duas considerações mencionadas nos parágrafos anteriores, lembrando que deve estar contida dentro dos limites superior e inferior estabelecidos.

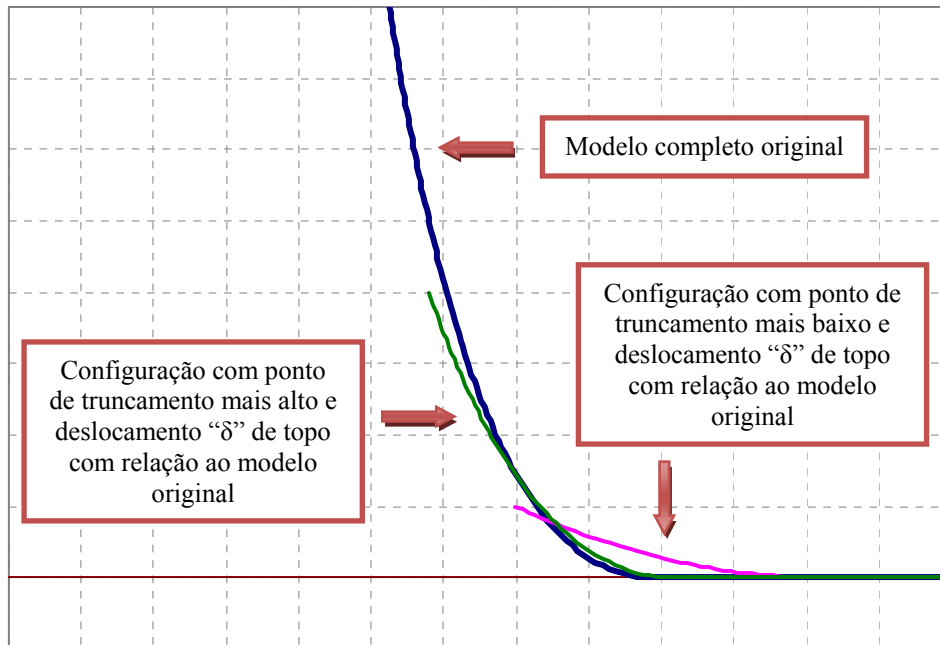


Figura 4.4 – Sensibilidade da altura do ponto de truncamento para um mesmo deslocamento incremental “ δ ”

4.5.4 Forças Equivalentes Atuantes no Ponto de Truncamento

O truncamento do modelo numérico no ponto “D”, descrito no Item 4.5.2, faz com que este passe a ser o ponto de lançamento do duto. Para que o duto se acomode na rota preestabelecida, o movimento deste ponto “D” é prescrito durante a execução da simulação quasi-estática, através de deslocamentos incrementais correspondentes à trajetória da embarcação.

Cabe ao programa controlar o lançamento progressivo do duto de maneira que as forças que surgem neste ponto “D” durante a simulação (com componentes vertical e horizontal, como indicado na Figura 4.5) sejam condizentes com o procedimento real.

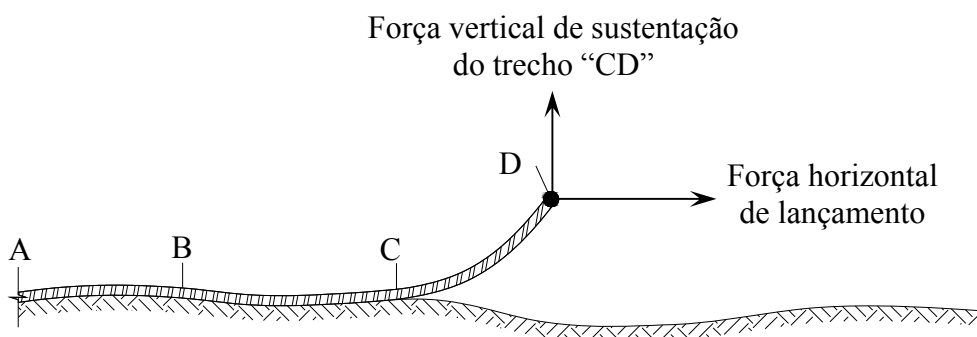


Figura 4.5 – Forças equivalentes que surgem após o truncamento do modelo

Estas componentes de força vertical e horizontal são determinadas pelos seguintes critérios:

- A componente vertical é igual ao peso submerso de duto suspenso restante, após a retirada do trecho “DE”. Portanto, esta componente de força é igual ao peso submerso do trecho “CD” restante e varia com a altura do ponto “D” e com a variação de posicionamento do ponto “C”, que representa o TDP.
- A componente horizontal deve corresponder ao valor determinado para a operação de lançamento, de modo que o duto mantenha um raio de curvatura mínimo tolerável na região do TDP, como ilustrado na Figura 4.6. Esta força horizontal propaga-se por todo o duto, desde o ponto de lançamento, até ser contrabalançada pelas forças de atrito uniformemente distribuídas no trecho

“BC”³. Portanto, ao truncar o modelo, retirando-se o trecho “DE” da simulação, a força horizontal a ser respeitada pelo programa no ponto de truncamento é igual à força horizontal aplicada no ponto de lançamento real. Este controle da tração de lançamento é realizado através do aumento progressivo do comprimento do elemento de topo, apresentado no Item 4.6.2 e discutido com detalhes no Capítulo 5.

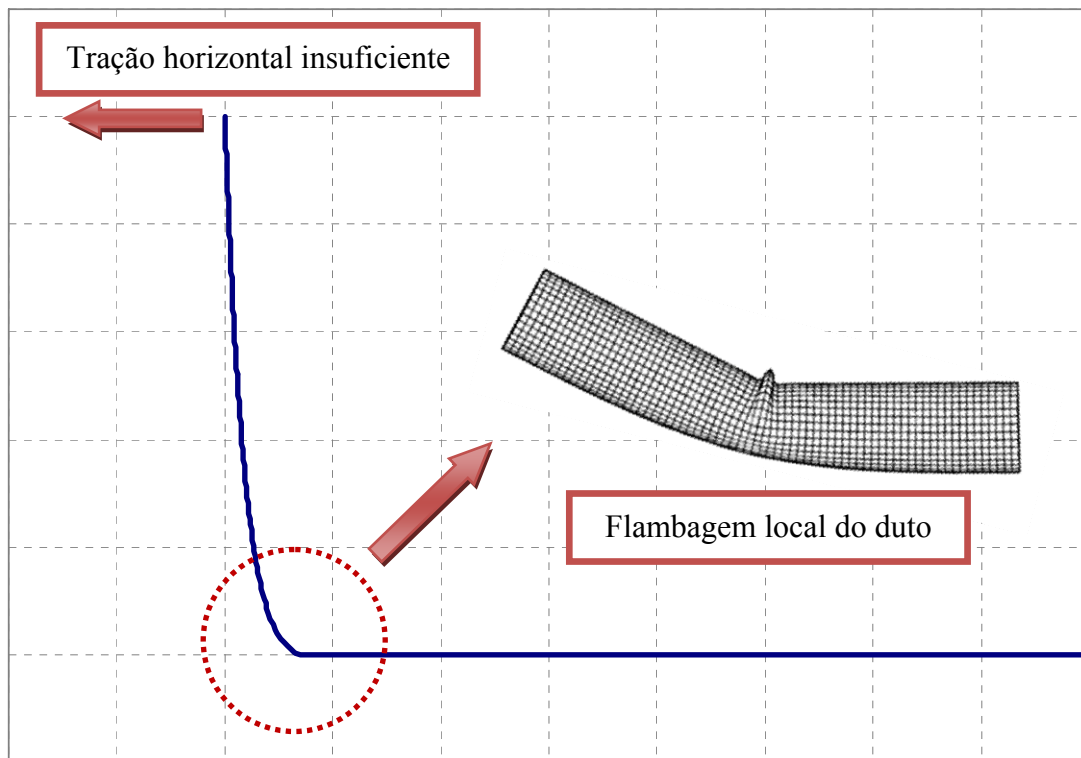


Figura 4.6 – Tração horizontal de lançamento insuficiente [89]

³ Não considerando a presença de forças de arrasto e forças de inércia, de acordo com as premissas apresentadas nos itens 4.4.1 e 4.4.2.

4.6 Resumo do Procedimento de Simulação do Lançamento Progressivo do Duto

Após o truncamento do modelo (eliminando o trecho “DE” indicado na Figura 4.1), a simulação do lançamento progressivo do duto passa a ser realizada prescrevendo, no ponto “D”, deslocamentos incrementais a cada passo da simulação quasi-estática, correspondentes à trajetória de lançamento do duto.

À medida que o ponto de lançamento avança ao longo da trajetória determinada, a componente horizontal da força atuante neste ponto aumenta, devendo retornar ao seu valor original através da simulação do lançamento progressivo do duto pelo programa. Desta forma o valor da força horizontal é controlada, podendo ser fornecida tanto como um único valor constante, quanto como uma função que pode depender do trecho da rota ou da profundidade.

4.6.1 Aplicação de Deslocamentos Prescritos

Para simular o processo de lançamento, inicialmente aplicam-se deslocamentos prescritos no ponto “D”, entre dois passos sucessivos da simulação quasi-estática, ao longo da rota de lançamento, como ilustrado na Figura 4.7.

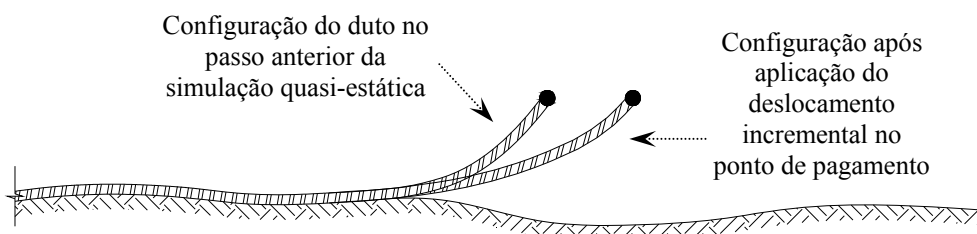


Figura 4.7 – Movimentação do ponto de pagamento

4.6.2 Aumento Progressivo do Comprimento do Elemento de Topo

O deslocamento incremental aplicado faz com que a componente horizontal da força no ponto de lançamento aumente. Para que a intensidade desta componente retorne ao seu valor controlado, de acordo com as considerações apresentadas no Item 4.5.4, o programa simula o lançamento progressivo (ou pagamento) do duto. A simulação de pagamento é realizada através do aumento progressivo do comprimento indeformado do elemento de topo da linha, que faz com que seu comprimento total

aumente e o duto vai sendo acomodado no leito marinho. Detalhes desta etapa do procedimento de simulação encontram-se apresentados adiante no Capítulo 5.

4.6.3 Subdivisão do elemento de topo / Introdução de Novos Elementos

Caso o comprimento do elemento de topo viesse a crescer indefinidamente, a discretização da malha seria prejudicada, levando a problemas de instabilidade e convergência no método de solução do problema não-linear, diminuindo a qualidade dos resultados. Um exemplo claro deste problema pode ser visualizado na Figura 4.8, na qual a configuração de lançamento de um duto não é corretamente representada por conta do tamanho exagerado do elemento de topo que simula o seu pagamento.

Para resolver o problema, a terceira etapa do procedimento de simulação de lançamento do duto consiste na subdivisão do elemento de topo, quando seu comprimento vier a exceder um determinado limite. Isto acarreta na introdução de novos elementos na malha.

Detalhes desta etapa do procedimento de subdivisão do elemento de topo e introdução de novos elementos encontram-se apresentados adiante no Capítulo 6.

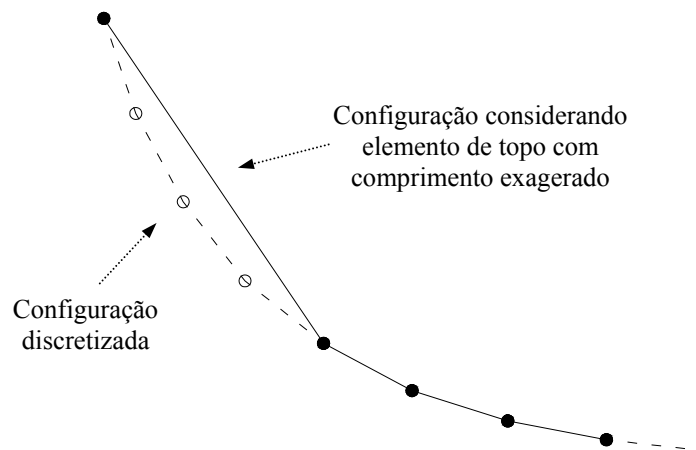


Figura 4.8 – Configuração de lançamento considerando elemento de topo com comprimento exagerado

5 AUMENTO PROGRESSIVO DO COMPRIMENTO DO ELEMENTO DE TOPO

5.1 Introdução

Este capítulo detalha os procedimentos numéricos envolvidos na etapa de aumento progressivo do comprimento indeformado do elemento de topo entre dois passos sucessivos da simulação quasi-estática, como referido no Item 4.6.2.

O aumento do comprimento do elemento é efetuado de acordo com a seguinte equação:

$$L_0^{(t_i)} = L_0^{(t_{i-1})} + \Delta L_0^{(t_i)} \quad (5.1)$$

onde:

$L_0^{(t_i)}$ – comprimento indeformado do elemento no passo atual;

$L_0^{(t_{i-1})}$ – comprimento indeformado do elemento no passo imediatamente anterior;

$\Delta L_0^{(t_i)}$ – incremento do comprimento indeformado do elemento, aplicado no passo atual.

A determinação do incremento de comprimento $\Delta L_0^{(t_i)}$ na expressão 5.1 é definida por um critério de controle, que se encontra apresentado a seguir na Seção 5.2.

5.2 Controle do Comprimento do Elemento

5.2.1 Fundamentos

Esta seção apresenta o critério que controla o valor de $\Delta L_0^{(t)}$ na equação 5.1. Como descrito no Item 4.5.2, o procedimento implementado consiste em truncar o modelo do duto, retirando a embarcação de lançamento e grande parte do trecho suspenso da linha. Como consequência da prescrição dos movimentos no ponto de truncamento, que passa a ser o ponto de lançamento, surgem forças equivalentes no topo da linha (com componentes horizontal e vertical) que devem ser mantidas com seus valores de projeto ao longo da simulação do pagamento do duto.

Como mencionado no Item 4.5.4, o valor da componente horizontal deve ser mantida com uma intensidade igual à força horizontal aplicada pela embarcação, que foi retirada da simulação. Esta força é responsável por manter o raio de curvatura mínimo tolerável pelo duto na região do TDP. Já a componente vertical de força que surge no ponto de lançamento é igual ao peso do trecho suspenso de duto restante.

Ao movimentar o ponto de lançamento ao longo da rota predefinida, a componente horizontal da força atuante neste ponto eleva-se, tanto pelo aumento da deformação axial dos elementos que compõem a malha, quanto pelo aumento do ângulo de topo do duto com a vertical. Para manter esta componente de força com seu valor definido em projeto, o programa procura aumentar o comprimento indeformado do elemento de topo da malha, reduzindo a tração provocada pela deformação total deste elemento e reduzindo também o ângulo de topo da linha com a vertical.

5.2.2 Formulação

O procedimento proposto para o controle do incremento de comprimento do elemento de topo durante a simulação de pagamento do duto baseia-se na constante verificação da intensidade da componente de força horizontal no ponto de lançamento, a cada novo deslocamento prescrito aplicado neste ponto.

Caso esta componente de força atuante no topo do duto truncado seja maior que o valor de projeto estabelecido, o incremento de comprimento do elemento de topo

$(\Delta L_0^{(t)})$ na equação 5.1) é adotado como sendo igual a um valor preestabelecido no início da simulação. Caso contrário, o valor de $\Delta L_0^{(t)}$ na equação 5.1 é nulo. A equação 5.2 representa esta relação:

$$\Delta L_0^{(t)} = \Delta L_0 \quad , \text{ caso } F_H^{(t)} > F_H^{(d)} \quad (5.2a)$$

$$\Delta L_0^{(t)} = 0 \quad , \text{ caso } F_H^{(t)} \leq F_H^{(d)} \quad (5.2b)$$

onde:

ΔL_0 – incremento de comprimento indeformado predefinido pelo projetista;

$F_H^{(t)}$ – componente de força horizontal atuante no ponto de truncamento no passo atual;

$F_H^{(d)}$ – componente de força horizontal de projeto, a ser mantida durante a simulação do procedimento de lançamento.

A definição do valor de ΔL_0 para a formulação apresentada na equação 5.2 deve levar em consideração os seguintes fatores:

- Caso seja especificado um valor baixo para ΔL_0 , a atualização do comprimento indeformado do elemento de topo pode não ser suficiente para que a intensidade da componente de força horizontal atuante no ponto de lançamento fique abaixo do limite $F_H^{(d)}$, especificado pelo projetista;
- Em contrapartida, caso seja especificado um valor alto para ΔL_0 , a aplicação da equação 5.1 pode fazer com que o nível de trações no elemento de topo venha a oscilar bruscamente a cada passo da simulação quasi-estática. Esta situação dificulta a convergência da análise não-linear e gera ruídos na resposta final.

5.3 Comprimento Limite

Como mencionado no Item 4.6.3, deve-se estabelecer um valor limite para o comprimento do elemento de topo, de modo que o programa identifique automaticamente a necessidade de subdividi-lo, criando um novo elemento.

Para manter o grau de refinamento original da malha, o ideal seria subdividir o elemento quando seu comprimento indeformado ($L_0^{(t_i)}$) fosse exatamente igual ao dobro do comprimento indeformado inicial ($L_0^{(0)}$). No entanto, em geral, ao incrementar o comprimento indeformado do elemento através da Equação 5.1, o valor de $L_0^{(t_i)}$ pode não atingir exatamente esse limite estabelecido. Ou seja, no passo t_{i-1} o valor de $L_0^{(t_{i-1})}$ pode ser menor que o dobro de $L_0^{(0)}$ e, no passo seguinte a este (t_i), o valor de $L_0^{(t_i)}$ pode ser maior que o dobro de $L_0^{(0)}$, dependendo do valor de $\Delta L_0^{(t_i)}$ na Equação 5.1.

Nesse caso, ao ser subdividido em dois, pelo menos um dos novos elementos irá apresentar um comprimento indeformado maior que o comprimento indeformado do elemento inicial. No entanto, seria desejável evitar alterações significativas no grau de refinamento da malha do duto.

Para alcançar este objetivo, deve-se observar que o novo elemento (resultante da subdivisão) que ficará conectado ao ponto de lançamento passará a ser o elemento que simula o pagamento do duto a partir do passo t_{i+1} , estando diretamente influenciado pela Equação 5.1. Sendo assim, o comprimento indeformado deste elemento será novamente incrementado a partir do passo t_{i+1} . Por sua vez, o novo elemento que não se encontra conectado ao ponto de lançamento do duto não sofrerá mais mudanças no valor de seu comprimento indeformado a partir do passo t_{i+1} .

Portanto, define-se que a subdivisão do elemento de topo será realizada quando seu comprimento indeformado atingir um valor maior ou igual ao dobro do comprimento indeformado do elemento de topo inicial. Como ilustrado na Figura 5.1, o comprimento indeformado do novo elemento inferior fica sendo igual ao comprimento indeformado do elemento inicial, mantendo o refinamento da malha. Já o comprimento indeformado do novo elemento superior (ligado ao ponto de pagamento do duto) fica sendo igual à diferença restante, continuando a ser incrementado a partir do passo t_{i+1} até atingir novamente o limite estabelecido, resultando em uma nova subdivisão.

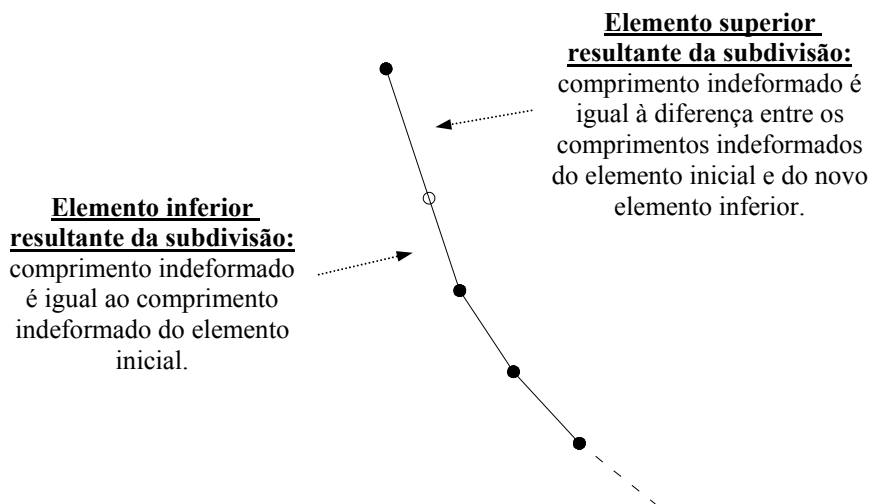


Figura 5.1 – Subdivisão do elemento de topo após atingir o comprimento limite

6 SUBDIVISÃO DO ELEMENTO DE TOPO / INTRODUÇÃO DE NOVOS ELEMENTOS

O procedimento numérico de subdivisão do elemento de topo e criação de um novo elemento finito é apresentado com detalhes neste capítulo.

6.1 Configuração da Malha Antes da Subdivisão

O procedimento de criação de novos elementos finitos é realizado entre dois passos sucessivos da simulação quasi-estática.

Assume-se que a malha que representa o duto é definida seguindo a convenção do programa SITUA-Prosím, com os elementos ordenados de maneira sequencial do fundo ao topo, e que o ponto de truncamento do modelo (o ponto “D”) é o último nó da malha, associado ao último elemento da malha.

A Figura 6.1 ilustra uma configuração de malha no passo imediatamente anterior à subdivisão do elemento finito de extremidade ($El_m^{(t_{i-1})}$),

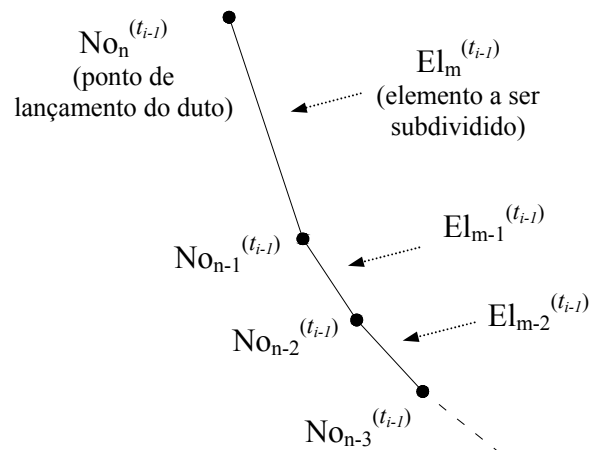


Figura 6.1 – Configuração da malha no passo t_{i-1}

Nesta figura, definem-se os seguintes parâmetros, onde o superscrito (t_{i-1}) corresponde ao passo imediatamente anterior (antes da subdivisão do elemento de topo):

- $n^{(t_{i-1})}$ – Número total de nós da malha no passo imediatamente anterior;

- $m^{(t_{i-1})}$ – Número total de elementos no passo imediatamente anterior;
- $No_n^{(t_{i-1})}$ – Último nó da malha no passo imediatamente anterior;
- $El_m^{(t_{i-1})}$ – Último elemento da malha no passo imediatamente anterior.

6.2 Configuração da Malha Após a Subdivisão; Considerações sobre o Posicionamento dos Novos Nós

No passo atual t_i , após a subdivisão do elemento de topo, definem-se os seguintes parâmetros:

- $n^{(t_i)}$ – Número total de nós da malha no passo atual;
- $m^{(t_i)}$ – Número total de elementos da malha no passo atual.

Como já mencionado, a subdivisão do elemento de topo $El_m^{(t_{i-1})}$ gerando os elementos $El_{m-1}^{(t_i)}$ e $El_m^{(t_i)}$ acarreta na introdução de um elemento a mais na malha e, portanto, também de um nó a mais na malha, de modo que o número total de nós e de elementos são incrementados:

$$n^{(t_i)} = n^{(t_{i-1})} + 1 \quad (6.1a)$$

$$m^{(t_i)} = m^{(t_{i-1})} + 1 \quad (6.1b)$$

No passo t_i , o nó recém-criado é referido como $No_n^{(t_i)}$ e passa a ser o último nó da malha; o nó $No_n^{(t_{i-1})}$ passa a ser chamado de $No_{n-1}^{(t_i)}$ já que deixa de ser o último nó da malha.

Observa-se que, neste procedimento de subdivisão, existe mais de uma alternativa para o posicionamento dos novos nós introduzidos na malha. O procedimento mais intuitivo consiste em alocar o novo nó entre os nós do elemento a ser subdividido, como descrito a seguir.

6.2.1 Alocação do Novo Nó entre os Nós do Elemento Subdividido

A Figura 6.2 assume que o novo nó está sendo alocado entre os nós do elemento que foi subdividido.

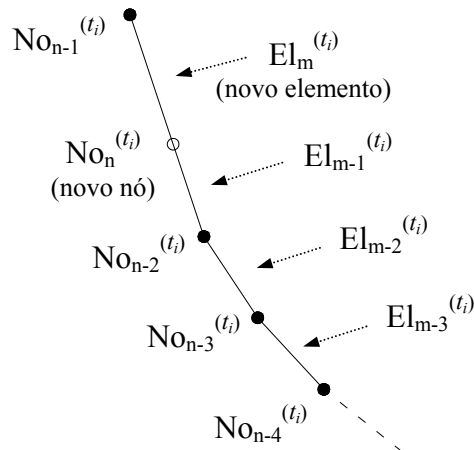


Figura 6.2 – Configuração de malha no passo t_i e novo nó entre dois existentes

Na malha original, antes da introdução do novo elemento, todos os elementos incidiam em nós numerados sequencialmente, de modo que ao se espalharem as contribuições locais dos elementos na matriz de rigidez global, obtinha-se uma matriz com coeficientes não-nulos dispostos em uma banda muito estreita em torno da diagonal principal. Como se sabe, isto facilita o processo de triangularização de Gauss [4] utilizado para a resolução do sistema de equações.

Por outro lado, observando-se a Figura 6.2, pode-se verificar que o elemento $El_{m-1}^{(t_i)}$ está incidindo em dois nós que não tem mais numeração sequencial. Isto prejudica a ordenação da malha, levando a uma matriz de rigidez global mais esparsa, o que faz com que um número maior de operações tenha de ser realizado no processo de triangularização de Gauss envolvido no processo de resolução do sistema de equações (Eq. 3.59 do Item 3.5.2) a cada iteração do método de Newton-Raphson [88], o que aumenta consideravelmente o custo computacional.

À medida que novos nós vão sendo criados e a largura da banda em torno da diagonal principal na matriz de rigidez global vai aumentando, este problema vai se agravando cada vez mais.

A mesma conclusão poderia ser obtida caso o novo elemento fosse alocado abaixo do novo nó.

6.2.2 Alocação do Novo Nó na Extremidade da Malha

De acordo com o que foi descrito no item anterior, o novo nó deve preferencialmente ser alocado de maneira a manter a ordenação da malha. Esta situação só é possível no caso de o novo nó (que é o último nó da malha no passo t_i) estar alocado após o último nó do passo t_{i-1} . Da mesma maneira, o novo elemento (que é o último elemento da malha no passo t_i) deve estar alocado após o último elemento do passo t_{i-1} .

Esta condição proposta gera o seguinte problema:

- Alocar o novo nó e o novo elemento acima do nó e elemento de topo existentes acarreta na mudança de altura do ponto de truncamento.
- Definir um novo nó que não esteja localizado ao longo do elemento $El_m^{(t_i)}$ não acarreta na sua subdivisão, sendo que este elemento terá, no próximo passo da simulação, o mesmo comprimento do passo anterior.

6.3 Procedimento de Criação do Novo Elemento Mantendo a Ordenação da Malha

Para contornar as dificuldades descritas na seção anterior e manter a ordenação da malha, propõe-se o procedimento para a subdivisão do elemento de topo $El_m^{(t_{i-1})}$ descrito a seguir e ilustrado na Figura 6.3a:

- O novo nó ($No_n^{(t_i)}$) é criado na mesma posição em que o nó $No_{n-1}^{(t_i)}$ ocupava no passo t_{i-1} , ou seja, na posição do nó $No_n^{(t_{i-1})}$ da Figura 6.1;
- O antigo nó de topo ($No_n^{(t_{i-1})}$) é movido para uma posição pertencente ao antigo elemento de topo ($El_m^{(t_{i-1})}$), de modo que este elemento fique com seu comprimento indeformado inicial. Portanto, o comprimento do novo elemento ($El_m^{(t_i)}$) fica sendo igual à diferença entre o comprimento do elemento original antes da subdivisão e o seu comprimento após a subdivisão.

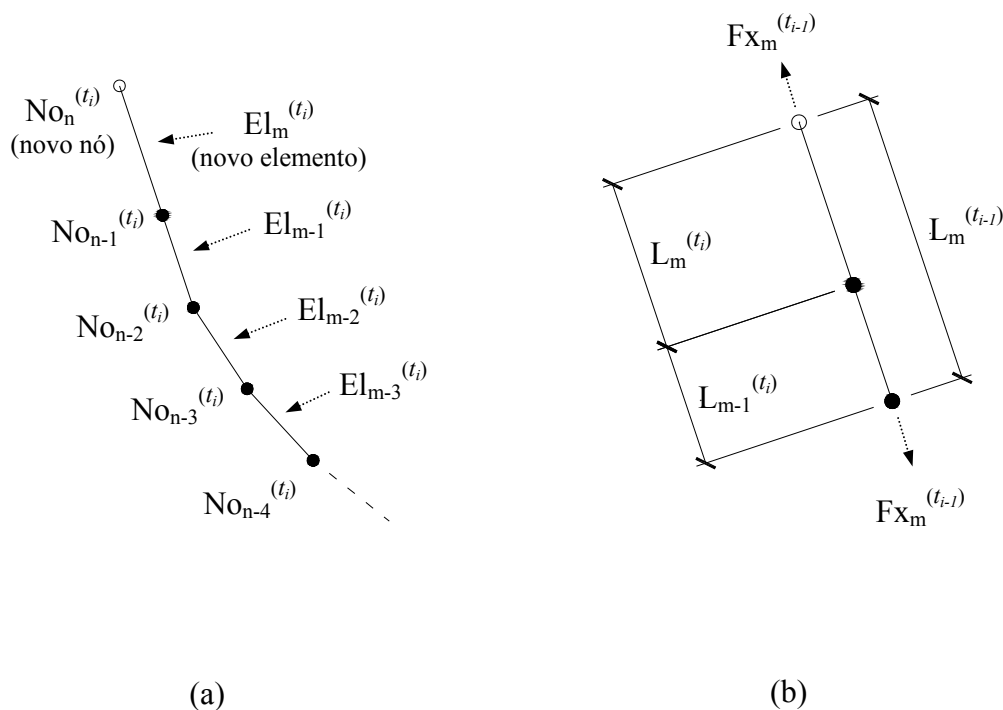


Figura 6.3 – Procedimento de criação do novo elemento de topo mantendo a ordenação da malha

A seguir descreve-se em detalhes o procedimento adotado, que resolve o problema de subdivisão do antigo elemento de topo mantendo o refinamento da malha proposto pelo projetista, seguindo o esquema ilustrado na Figura 6.3b com o diagrama de corpo livre do elemento $El_m^{(t_{i-1})}$:

- A força axial atuante nos elementos $El_{m-1}^{(t_i)}$ e $El_m^{(t_i)}$ durante a subdivisão do elemento $El_m^{(t_{i-1})}$ é igual à força axial atuante neste elemento original:

$$F_{X_{m-1}}^{(t_i)} = F_{X_m}^{(t_i)} = F_{X_m}^{(t_{i-1})} \quad (6.2)$$

- O comprimento total do elemento $El_m^{(t_{i-1})}$ é dado pela Lei de Hooke [90]:

$$L_m^{(t_{i-1})} = L_{0m}^{(t_{i-1})} \cdot \left(\frac{F_{X_m}^{(t_{i-1})}}{EA_m^{(t_{i-1})}} + 1 \right) \quad (6.3)$$

onde:

$L_{0m}^{(t_{i-1})}$ – comprimento indeformado do elemento “m” no passo imediatamente anterior;

$EA_m^{(t_{i-1})}$ – rigidez axial do elemento “m” no passo imediatamente anterior.

- Ao ser subdividido, o elemento $El_m^{(t_{i-1})}$ dá origem aos elementos $El_{m-1}^{(t_i)}$ e $El_m^{(t_i)}$, cujos novos comprimentos devem ser calculados. Considera-se que o antigo elemento de topo $El_m^{(t_{i-1})}$ tem seu comprimento indeformado inicial restaurado, dando origem ao elemento $El_{m-1}^{(t_i)}$. Portanto:

$$L_{0m-1}^{(t_i)} = L_{0m}^{(0)} \quad (6.4)$$

- Aplicando a Lei de Hooke para encontrar o novo comprimento deformado deste elemento:

$$L_{m-1}^{(t_i)} = L_{0m-1}^{(t_i)} \cdot \left(\frac{F_{X_{m-1}}^{(t_i)}}{EA_{m-1}^{(t_i)}} + 1 \right) \quad (6.5)$$

- Substituindo as equações 6.2 e 6.4 em 6.5 e considerando que as propriedades de material da linha não mudam:

$$L_{m-1}^{(t_i)} = L_{0m}^{(0)} \cdot \left(\frac{FX_m^{(t_{i-1})}}{EA_m^{(t_{i-1})}} + 1 \right) \quad (6.6)$$

- O comprimento do novo elemento pode, portanto, ser obtido pela diferença entre o comprimento do antigo elemento de topo e pelo mesmo elemento com seu comprimento indeformado inicial restaurado:

$$L_m^{(t_i)} = L_m^{(t_{i-1})} - L_{m-1}^{(t_i)} \quad (6.7)$$

- A partir da Lei de Hooke, o comprimento indeformado do novo elemento de topo também pode ser determinado:

$$L_{0m}^{(t_i)} = \left(\frac{EA_m^{(t_i)} \cdot L_m^{(t_i)}}{FX_m^{(t_i)} + EA_m^{(t_i)}} \right) \quad (6.8)$$

- O valor de rigidez do novo elemento depende do tipo de material que está sendo lançado. No caso do problema abordado neste trabalho, as propriedades do duto que está sendo lançado não se alteram ao longo da simulação. Portanto:

$$EA_m^{(t_i)} = EA_m^{(t_{i-1})} \quad (6.9)$$

- Definidos os novos comprimentos dos elementos resultantes da subdivisão do antigo elemento de topo, o novo nó ($No_n^{(t_i)}$) é alocado na mesma posição do antigo nó de topo ($No_n^{(t_{i-1})}$):

$$X_n^{(t_i)} = X_n^{(t_{i-1})} \quad (6.10a)$$

$$Y_n^{(t_i)} = Y_n^{(t_{i-1})} \quad (6.10b)$$

$$Z_n^{(t_i)} = Z_n^{(t_{i-1})} \quad (6.10c)$$

onde:

$X_n^{(t_{i-1})}$, $Y_n^{(t_{i-1})}$ e $Z_n^{(t_{i-1})}$ – coordenadas do nó “n” no passo imediatamente anterior (antigo nó de topo) com relação ao sistema de referência global;

$X_n^{(t_i)}$, $Y_n^{(t_i)}$ e $Z_n^{(t_i)}$ – coordenadas do nó “n” no passo atual (novo nó de topo) com relação ao sistema de referência global;

- O penúltimo nó no instante t_{i-1} passa a ser o antepenúltimo nó no instante t_i , sendo que sua posição não muda, ou seja:

$$X_{n-2}^{(t_i)} = X_{n-1}^{(t_{i-1})} \quad (6.11a)$$

$$Y_{n-2}^{(t_i)} = Y_{n-1}^{(t_{i-1})} \quad (6.11b)$$

$$Z_{n-2}^{(t_i)} = Z_{n-1}^{(t_{i-1})} \quad (6.11c)$$

- A posição do antigo nó de topo é modificada de maneira que o antigo elemento de topo fique com seu comprimento indeformado inicial. Para isso, definem-se os vetores unitários do elemento $El_m^{(t_{i-1})}$:

$$\hat{u}_m^{(t_{i-1})} = \frac{X_n^{(t_{i-1})} - X_{n-1}^{(t_{i-1})}}{L_m^{(t_{i-1})}} \quad (6.12a)$$

$$\hat{v}_m^{(t_{i-1})} = \frac{Y_n^{(t_{i-1})} - Y_{n-1}^{(t_{i-1})}}{L_m^{(t_{i-1})}} \quad (6.12b)$$

$$\hat{w}_m^{(t_{i-1})} = \frac{Z_n^{(t_{i-1})} - Z_{n-1}^{(t_{i-1})}}{L_m^{(t_{i-1})}} \quad (6.12c)$$

- Em seguida são definidas as coordenadas do antigo nó de topo no instante de tempo atual:

$$X_{n-1}^{(t_i)} = X_{n-2}^{(t_i)} + \left(\hat{u}_m^{(t_{i-1})} \cdot L_{m-1}^{(t_i)} \right) \quad (6.13a)$$

$$Y_{n-1}^{(t_i)} = Y_{n-2}^{(t_i)} + \left(\hat{v}_m^{(t_{i-1})} \cdot L_{m-1}^{(t_i)} \right) \quad (6.13b)$$

$$Z_{n-1}^{(t_i)} = Z_{n-2}^{(t_i)} + \left(\hat{w}_m^{(t_{i-1})} \cdot L_{m-1}^{(t_i)} \right) \quad (6.13c)$$

- Finalmente, o novo nó de topo ($No_n^{(t_i)}$) é definido como o ponto de conexão com a embarcação de lançamento; o novo elemento de topo ($El_m^{(t_i)}$) passa a ser associado à função de pagamento do antigo elemento de topo ($El_m^{(t_{i-1})}$), enquanto que este último passa a não ser associado a nenhuma função.

6.4 Definição dos Sistemas de Referência para os Novos Elementos

Após a criação do novo nó e do novo elemento de topo da malha e da definição do seu posicionamento e incidência, respectivamente, é necessário definir todos os seus sistemas de referência que são baseados na formulação de pórtico corrotacionado, discutida no Item 3.4.2.

Deve-se ressaltar que a criação de novos nós e elementos é realizada em uma fase de transição do passo t_{i-1} para o passo t_i . De acordo com o que foi exposto no Item 3.4.2, os sistemas de coordenadas a serem definidos são atualizados a cada nova configuração da malha, ou seja, são atualizados diversas vezes a cada iteração de Newton-Raphson dentro de um mesmo passo da simulação quasi-estática.

Portanto, no texto a seguir, quando um determinado sistema é referenciado ao passo t_{i-1} , toma-se por consideração a última configuração obtida neste passo. Analogamente, quando um determinado sistema é referenciado ao passo t_i , toma-se por consideração a primeira configuração a ser analisada neste passo da simulação.

A partir daí, a cada nova iteração, o programa passa a atualizar os novos sistemas definidos automaticamente, como se estes sistemas estivessem presentes desde o início da simulação numérica.

6.4.1 Sistemas Referência dos Pontos Nodais

Como descrito no Item 3.4.2, há um sistema de coordenadas para cada um dos pontos nodais do modelo que é rigidamente ligado a um corpo rígido imaginário que se desloca e gira juntamente com o nó. Este sistema foi chamado de maneira generalizada de $\bar{\mathbf{i}}_i$.

Considerando que o nó de topo no passo t_{i-1} é o nó $\text{No}_n^{(t_{i-1})}$, seu sistema de coordenadas neste passo pode ser chamado $\bar{\mathbf{i}}_n^{(t_{i-1})}$. Já no passo t_i , este já não é mais o último nó da malha, pois mais um nó foi criado de acordo com a equação 6.1a. Então, o sistema de coordenadas deste nó (que agora é chamado de $\text{No}_{n-1}^{(t_i)}$) passa a ser chamado

de $\tilde{\mathbf{I}}_{n-1}^{(t_i)}$. Já o sistema de coordenadas do novo nó não existia no passo t_{i-1} e precisa ser definido para o passo t_i . Seguindo a mesma analogia, este sistema é chamado $\tilde{\mathbf{I}}_n^{(t_i)}$.

De acordo com a equação 3.40, a relação entre o sistema de referência nodal e o sistema global é estabelecida através de uma matriz de transformação chamada genericamente $\bar{\mathbf{T}}_{ij}$. Esta matriz é atualizada a cada nova configuração de acordo com a equação 3.38, considerando as rotações incrementais de uma configuração para a outra.

Portanto, para definir o sistema de coordenadas do novo ponto nodal, que é atualizado pelo programa a cada nova configuração, basta que a matriz $\bar{\mathbf{T}}_{ij}$ seja definida para este nó, que será utilizada na primeira configuração do passo t_i . Como este nó ocupa a posição do antigo nó de topo:

$$\bar{\mathbf{T}}_{ij\ n}^{(t_i)} = \bar{\mathbf{T}}_{ij\ n}^{(t_{i-1})} \quad (6.14)$$

onde:

$\bar{\mathbf{T}}_{ij\ n}^{(t_i)}$ – matriz que relaciona o sistema de coordenadas do nó $\text{No}_n^{(t_i)}$ (novo nó) com o sistema global na primeira configuração do passo t_i ;

$\bar{\mathbf{T}}_{ij\ n}^{(t_{i-1})}$ – matriz que relaciona o sistema de coordenadas do nó $\text{No}_n^{(t_{i-1})}$ (antigo nó de topo) com o sistema global na última configuração do passo t_{i-1} ;

Considere-se agora o sistema de referência do ponto nodal que foi movido no instante t_i , ou seja, do nó $\text{No}_{n-1}^{(t_i)}$. Este nó ao ser movido não sofre deslocamentos de rotação, ou seja, considera-se que a linha está sendo lançada sem deformações flexionais ou torsionais iniciais. Portanto, a matriz de rotação deste ponto nodal na última configuração do passo t_{i-1} permanece inalterada na primeira configuração do passo t_i , ou seja:

$$\bar{\mathbf{T}}_{ij\ n-1}^{(t_i)} = \bar{\mathbf{T}}_{ij\ n}^{(t_{i-1})} \quad (6.15)$$

onde:

$\bar{T}_{ij\ n-1}^{(t_i)}$ – matriz que relaciona o sistema de coordenadas do nó $No_{n-1}^{(t_i)}$ (antigo nó de topo) com o sistema global na primeira configuração do passo t_i ;

6.4.2 Sistemas de Referência dos Nós dos Elementos

Estes sistemas de referência (chamados genericamente de \mathbf{i}_i^a e \mathbf{i}_i^b no Item 3.4.2) são fixos nos nós dos elementos e acompanham as suas rotações. Diferentemente dos sistemas de referência dos pontos nodais, cuja orientação no espaço coincide inicialmente com o sistema global, a orientação espacial inicial destes sistemas é baseada na orientação do elemento associado.

A relação inicial entre os dois sistemas pertencentes ao mesmo nó pode então ser obtida através da equação 3.42. Como as rotações dos dois sistemas em questão são solidárias ao nó a que pertencem, esta relação inicial mantém-se constante durante toda a simulação.

Portanto, a cada nova configuração, os sistemas dos nós dos elementos podem ser relacionados com os sistemas dos pontos nodais correspondentes através da equação 3.42 para, em seguida, serem relacionados com o sistema global através da equação 3.43 do Item 3.4.2.

Para que os sistemas de referência dos nós dos elementos que foram modificados do passo t_{i-1} para o passo t_i sejam definidos ou atualizados, basta que a relação entre estes sistemas e os sistemas dos respectivos pontos nodais seja estabelecida. Para resolver tal problema, as seguintes considerações podem ser levantadas:

- O novo nó foi alocado na posição do antigo nó de topo, igualando sua orientação espacial. Estas relações são apresentadas nas equações 6.10 e 6.14;
- O antigo nó de topo foi movido para uma nova posição pertencente ao antigo elemento de topo, sem que sua orientação fosse modificada. Estas relações são apresentadas nas equações 6.13 e 6.15;
- Os elementos resultantes da subdivisão do antigo elemento de topo não alteraram a orientação espacial deste elemento original, como pode ser visualizado na Figura 6.3b.

Estas considerações levam à conclusão de que, como a orientação espacial de todos os nós e elementos envolvidos no processo de criação não é alterada, a relação entre os sistemas dos nós destes elementos e os respectivos pontos nodais também não é alterada. Portanto, observando o posicionamento dos nós da Figura 6.3 antes e depois da subdivisão:

$$T_{ij\ m}^{oa(t_i)} = T_{ij\ m}^{ob(t_{i-1})} \quad (6.16a)$$

$$T_{ij\ m}^{ob(t_i)} = T_{ij\ m}^{ob(t_{i-1})} \quad (6.16b)$$

onde:

$T_{ij\ m}^{ob(t_{i-1})}$ – sistema de coordenadas do segundo nó do elemento “m” no passo t_{i-1} (último nó da malha antes da subdivisão);

$T_{ij\ m}^{oa(t_i)}$ – sistema de coordenadas do primeiro nó do elemento “m” no passo t_i (novo nó após a subdivisão);

$T_{ij\ m}^{ob(t_i)}$ – sistema de coordenadas do segundo nó do elemento “m” no passo t_i (novo nó após a subdivisão).

6.4.3 Sistemas de Referência dos Elementos

Estes sistemas de referência definidos no Item 3.4.2 são obtidos automaticamente pelo programa após as modificações dos sistemas anteriores a partir das equações 3.14 e 3.39.

6.5 Mudanças na Topologia da Malha

Após a criação dos novos nós e dos novos elementos, de acordo com o que foi descrito no decorrer deste capítulo, o programa deve ser capaz de efetuar mudanças nos vetores que armazenam as informações da topologia da malha, a fim de relacionar as contribuições locais destes novos elementos com as matrizes globais do sistema.

Para isso, na ocasião da criação de um novo elemento finito, primeiramente as matrizes globais são redimensionadas. Em seguida, as rotinas que tratam da definição da topologia da malha utilizadas no início da simulação são reaplicadas.

Além disso, os novos nós e aqueles que sofreram modificações durante o processo de criação devem ser atualizados quanto à sua condição inicial (livres, fixos ou prescritos). Caso algum destes graus de liberdade seja definido como livre, deve ser relacionado como incógnita no sistema de equações global.

7 INTEGRAÇÃO COM A FERRAMENTA DE OTIMIZAÇÃO

7.1 Otimização de Rotas de Dutos

A definição de rotas de dutos submarinos é um procedimento complexo que envolve diversas variáveis e requer grande sensibilidade e experiência por parte do projetista. Para minimizar custos, o ideal seria estabelecer uma rota retilínea entre os dois pontos de conexão; entretanto em geral isso não é viável, devido a diversos fatores, dentre eles os seguintes:

- Batimetria irregular do leito marinho, que pode provocar problemas de instabilidade lateral do duto [15,91]; além disso, em algumas regiões trechos do duto podem ficar em vão livre, sem contato com o leito marinho, podendo ocorrer fadiga ocasionada por vibrações induzidas pelo desprendimento de vórtices gerados pela correnteza;
- Diferentes tipos de solo a serem atravessados, principalmente em rotas muito extensas, podendo haver a presença de solos instáveis que devem ser evitados;
- Obstáculos naturais e artificiais a serem evitados, como áreas de preservação ambiental, outros dutos já instalados, cabeças de poço de produção, linhas de ancoragem de plataformas, etc. Muitos campos já contêm dezenas de plataformas com centenas de dutos que as atravessam, gerando uma malha complexa e densa de obstáculos;
- Pontos de passagem obrigatórios definidos em projeto.

Portanto, deve-se procurar estabelecer um ponto de equilíbrio entre o custo de um maior comprimento de duto em uma rota que evite os problemas descritos, e o custo das intervenções de engenharia eventualmente requeridas para rotas com menor comprimento.

Por muitos anos, este trabalho tem sido realizado manualmente por profissionais com experiência no assunto, que devem avaliar todas as variáveis envolvidas no problema através da inspeção expedita da batimetria de fundo e obstáculos da região, e fornecer uma avaliação sensata sobre a melhor rota a ser adotada.

7.2 A Ferramenta *OtimRota*

Nesse contexto, vem sendo desenvolvida, por pesquisadores do LAMCSO-COPPE-UFRJ em parceria com a Petrobras, a ferramenta *OtimRota* [13,14] para síntese e otimização de rotas de dutos utilizando algoritmos evolutivos. Esta ferramenta é capaz de gerar e analisar inúmeras rotas candidatas para um determinado cenário levando em consideração os diversos fatores envolvidos na definição e avaliação das rotas, incluindo os descritos nos próximos itens. Em seu desenvolvimento, são consideradas modernas técnicas e algoritmos de otimização inspirados na natureza [92,93,94,95], compondo uma ferramenta inovadora capaz de analisar diversas rotas geradas em um tempo reduzido, e com isso podendo introduzir importantes inovações na metodologia de projeto de rotas de dutos [13,14].

Descrevendo o procedimento de otimização do *OtimRota* no contexto de um dos métodos evolutivos implementados – os Algoritmos Genéticos, inicialmente o *OtimRota* gera rotas aleatórias, que são avaliadas em termos de valores-limite associados a critérios de projeto de dutos. Esta avaliação permite ranquear as rotas geradas e selecionar as melhores. Em uma geração seguinte novas rotas são geradas, aproveitando as melhores características encontradas nas rotas analisadas na geração anterior. Ao longo das gerações seguintes, o ciclo de criação de novas rotas baseadas nas configurações anteriores vai se repetindo até que este processo venha a convergir para uma configuração ótima.

Detalhes deste procedimento podem ser encontrados em [15,92], incluindo a descrição dos operadores do Algoritmo Genético implementado: por exemplo o operador de *mutação* que permite ao programa modificar as características de rotas de gerações anteriores, de modo a evitar que o programa tenha a tendência de apenas procurar por rotas ótimas próximas às melhores rotas da geração anterior (correndo o risco de se prender em um ótimo local), e procurando explorar toda a região, convergindo para um ótimo global.

Em resumo, o *OtimRota* procura minimizar o comprimento da rota de modo a reduzir os custos de material) e verifica um conjunto de restrições associadas a critérios de projeto do duto, incluindo os relacionados a seguir (observando-se que alguns desses critérios são avaliados pela ferramenta de simulação numérica desenvolvida neste trabalho, como já mencionado na Seção 1.4):

- Evitar a interferência do duto com obstáculos presentes na região de lançamento (cabeças de poços de produção, linhas de ancoragem, risers, outros dutos já instalados, equipamentos submarinos, áreas de preservação ambiental, áreas com presença de solo instável, etc.);
- Evitar regiões com declividade acentuada;
- Verificar os critérios de estabilidade do duto apoiado, sob a ação de carregamentos hidrostáticos e hidrodinâmicos;
- Minimizar o número de vãos livres;
- Verificar o comprimento máximo dos vãos livres (comprimentos excessivos podem levar a vibrações induzidas por vórtices, que requerem intervenções de engenharia com custos elevados);
- Verificar o raio mínimo de curvatura horizontal do duto, em função da tração residual de lançamento;
- Verificar outros aspectos do comportamento estrutural do duto, em termos de esforços e deslocamentos.

Deve-se ressaltar que a experiência dos engenheiros e técnicos especialistas no assunto não deve ser descartada por conta da utilização da ferramenta de otimização. Pelo contrário, este conhecimento é incorporado na calibração do programa para que este tenha a capacidade de efetuar uma avaliação consistente das rotas geradas. Além disso, o projetista é responsável por avaliar o resultado final apresentado pelo programa, que passa a ser uma ferramenta de bastante utilidade para ele.

7.3 Fluxo de Processamento

No restante deste capítulo descreve-se a implementação da integração entre o *OtimRota* e a ferramenta numérica de lançamento de dutos submarinos incorporada ao programa de análise Prosim.

A Figura 7.1 representa esquematicamente as atribuições de cada um dos programas integrados indicando as etapas em que informações são passadas de um programa para o outro. Todas estas etapas encontram-se descritas em detalhes ao longo das demais seções deste capítulo.

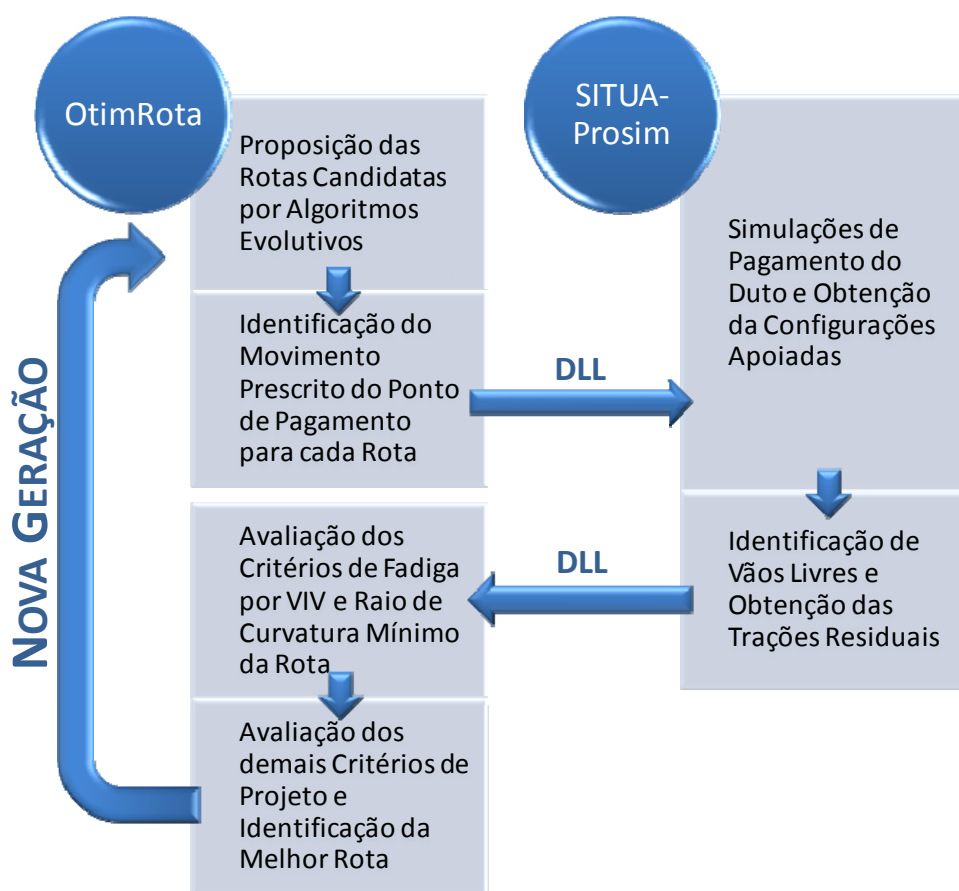


Figura 7.1 – Fluxo de análise integrado

7.4 Geração de Rotas Candidatas

O primeiro passo na integração da ferramenta numérica desenvolvida com o programa de otimização é a geração das rotas candidatas pelo *OtimRota*.

O procedimento de parametrização e geração de cada rota, no contexto dos Algoritmos Evolutivos implementados no *OtimRota*, está descrito em detalhes em [13,92,15].

A Figura 7.2 ilustra os resultados de uma geração do algoritmo evolutivo implementado no *OtimRota*.

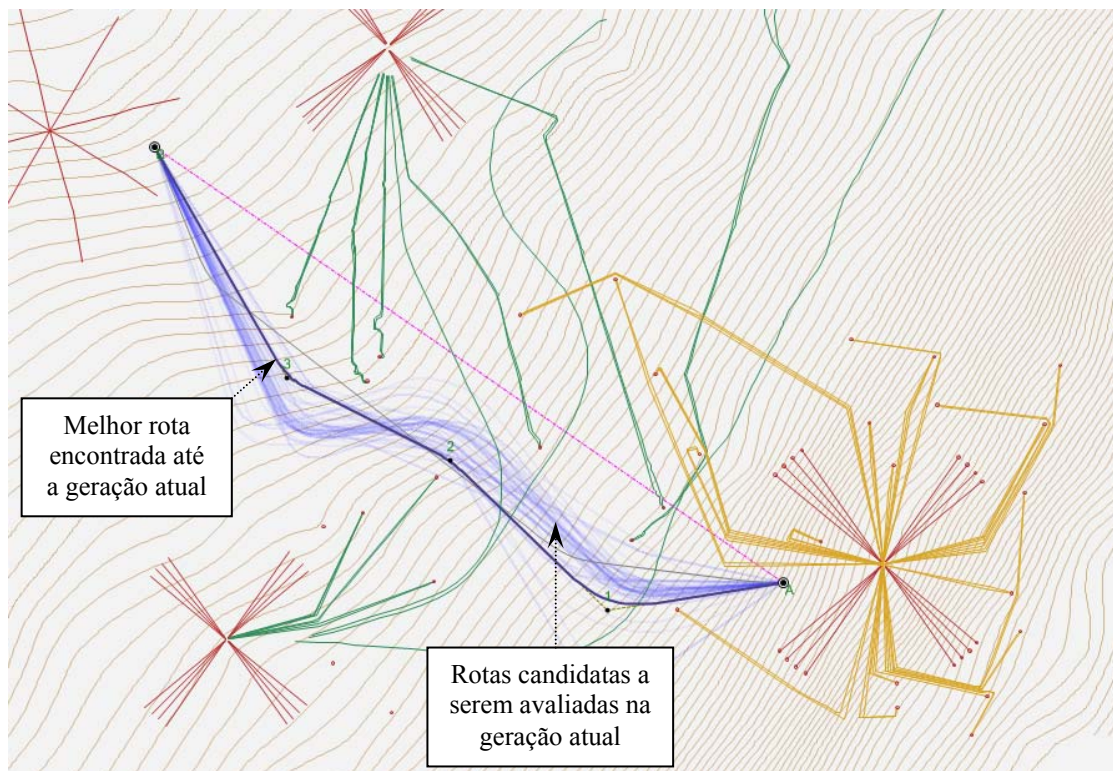


Figura 7.2 – Rotas candidatas propostas pelo OtimRota em uma geração do algoritmo evolutivo

7.5 Transferência dos Parâmetros das Rotas para o Prosim

Como descrito anteriormente, dentre os critérios avaliados pelo *OtimRota*, dois deles dependem da configuração de equilíbrio final do duto apoiado no leito marinho: a verificação de fadiga por VIV e o raio mínimo de curvatura horizontal que pode ser desenvolvido pela rota.

Recorda-se que a configuração apoiada do duto é fornecida pelo programa Prosim incorporando as ferramentas numéricas desenvolvidas neste trabalho. Portanto, nesta fase, o *OtimRota* dispara uma execução do Prosim (compilado e linkeditado como uma biblioteca dinâmica DLL - *dynamic link library*) para uma dada rota gerada pelo *OtimRota*.

Para que o Prosim possa efetuar a análise do duto lançado na rota determinada, ele deve ser alimentado com os dados e parâmetros relevantes à geração dos modelos e execução das simulações de pagamento do duto ao longo da rota. Essas informações são transferidas pelo *OtimRota* como parâmetros da DLL:

- Trajetória da rota, definida através de funções de movimento do ponto de lançamento (passo x posição);
- Dados sobre a região de lançamento (batimetria, propriedades de solo);
- Propriedades do duto;
- Tração horizontal mantida no procedimento de lançamento.

7.6 Execução da Simulação de Lançamento pelo Prosim

Ao ser disparado pelo *OtimRota*, e tendo recebido os dados e parâmetros necessários para definir o modelo do duto e a rota, o Prosim executa a simulação de lançamento segundo os procedimentos descritos nos capítulos anteriores. Como resultado, para uma rota proposta pelo *Otimrota* obtém-se a respectiva configuração apoiada do duto submarino.

Ao retornar o controle para o *OtimRota*, o Prosim-DLL retorna, como parâmetros de saída, informações sobre a localização e extensão dos vãos livres ao longo da rota, caso existam, além de informações acerca do nível de trações residuais do duto apoiado.

O procedimento de identificação dos vãos livres pelo Prosim é realizado através de uma rotina que percorre os nós da malha no último passo da simulação, verificando a cota de cada um deles. Em seguida, compara-se esta cota com a profundidade do fundo batimétrico naquele ponto. Caso o nó esteja localizado acima do leito marinho, identifica-se o início de um trecho em vão livre e passa-se à verificação do nó seguinte. O próximo nó que toca o solo define o fim do trecho em vão livre identificado.

Um procedimento semelhante é executado para a coleta dos valores de tração residual no duto. O programa percorre os elementos da malha no último passo da simulação, identificando quais são as maiores trações que ocorrem em cada um dos trechos curvos da rota, a fim de que o *OtimRota* faça uma verificação utilizando a equação 7.1, penalizando ou não a rota em questão.

7.7 Avaliação de Critérios de Projeto

Tendo recebido as informações sobre vãos livres e trações residuais para cada rota, o *OtimRota* passa para a etapa de avaliação das rotas segundo estes e todos os demais critérios de projeto (incluindo os apresentados na Seção 7.2).

Cada critério avaliado, quando excedido, aplica penalidades às rotas propostas que são tão mais elevadas quanto mais excedidos forem os critérios avaliados.

Ao final deste processo, cada rota proposta na geração atual recebe uma nota final que permite o ranqueamento das soluções candidatas. A partir daí o processo de otimização pelo algoritmo evolutivo prossegue em uma nova geração, até que seja obtida a rota ótima.

7.7.1 Trações Residuais

A partir das informações de nível de trações residuais fornecidas pelo Prosim, o *OtimRota* avalia os raios de curvatura horizontais mínimos necessários para manter a estabilidade lateral do duto, através da expressão 7.1 seguinte:

$$R_{\min} \leq \frac{T_{\text{Residual}}}{\mu \cdot W_s} \quad (7.1)$$

onde:

R_{\min} é o raio de curvatura horizontal mínimo admissível;

T_{Residual} é a tração residual do duto fornecida pelo Prosim;

μ é o coeficiente de atrito solo-duto e

W_s é o peso submerso linear do duto.

O *OtimRota* então avalia cada rota, comparando esses valores de R_{\min} com os raios de curvatura encontrados em cada segmento de curva da rota.

Observa-se que, quanto maiores forem as trações residuais, maiores deverão ser os raios de curvatura desenvolvidos pela rota, de modo a aumentar a resistência lateral

do solo e manter o equilíbrio, como ilustrado na Figura 1.3. Analogamente, quanto maior for o atrito do duto com o solo, menores poderão ser os raios de curvatura desenvolvidos, pois a força de atrito uniformemente distribuída equilibra o sistema com um comprimento menor de duto.

7.7.2 Vãos Livres

O procedimento adotado pelo *OtimRota* para a avaliação dos critérios de fadiga induzida por VIV nos trechos do duto em vão livre é baseado nas recomendações de projeto apresentadas na DNV-RP-F105 [2]. Este procedimento encontra-se apresentado em detalhes no Apêndice A.

8 ESTUDOS DE CASOS

8.1 Introdução

Este capítulo tem por objetivo apresentar alguns exemplos da utilização da ferramenta desenvolvida.

Inicialmente, a Seção 8.2 aborda um caso de lançamento de um duto em um fundo plano horizontal. Diversas conclusões foram estabelecidas a partir dos resultados obtidos, principalmente com relação à altura do ponto de truncamento do modelo do duto, do incremento de deslocamento aplicado neste ponto durante a realização da simulação quasi-estática e do custo computacional envolvido.

Em seguida, a Seção 8.3 ilustra a utilização da ferramenta na identificação de vãos livres ao longo de uma rota predefinida, considerando uma batimetria fictícia que procurou abordar três casos comumente encontrados: duto atravessando um vão com rigidez suficiente para formar um vão livre; duto atravessando um vão com grande comprimento e inclinações suaves o suficiente para acomodá-lo no leito marinho; e duto atravessando um vão com configuração capaz de formar vãos livres, porém com certo abaulamento do duto.

Esses dois primeiros casos, respectivamente em fundo plano horizontal e em fundo com vãos simples predefinidos, permitem uma avaliação qualitativa dos resultados obtidos pelas ferramentas implementadas. Isto porque algumas considerações analíticas podem ser realizadas a partir dos resultados obtidos, como se encontra apresentado ao final de cada respectiva seção.

Finalmente, a Seção 8.4 apresenta um exemplo complexo com fundo batimétrico irregular. Este exemplo ilustra a integração da ferramenta numérica desenvolvida e implementada no Prosim com o programa *OtimRota*, de modo a permitir a avaliação de uma rota candidata gerada pelo *OtimRota* durante um processo de síntese e otimização.

8.2 Fundo Plano Horizontal

8.2.1 Características

O objetivo deste exemplo é avaliar a rotina numérica desenvolvida considerando uma situação simples para a obtenção da configuração apoiada do duto, lançado sobre um fundo plano perfeitamente horizontal através de uma rota retilínea de 3000m de comprimento. Sendo assim, os resultados são mais simples de serem previstos e analisados, podendo ser obtidas conclusões importantes a respeito do algoritmo implementado.

Foi utilizado um duto de oito (8) polegadas de diâmetro nominal, modelado com elementos finitos de pórtico tridimensional, cujas principais propriedades encontram-se descritas na Tabela 8.1. Considera-se o lançamento realizado em uma lâmina d'água de 500m.

As características físicas do solo são representadas pelo mesmo modelo tradicionalmente empregado em programas como o Prosim ou o Anflex [6,30]: o contato duto-solo é representado por molas lineares verticais, neste caso com rigidez igual a 600kN/m/m; o atrito é representado por um modelo elastoplástico anisotrópico, com coeficiente de atrito axial igual a 0,3, e deslocamento de mobilização igual a 0,03m.

Tabela 8.1 – Propriedades do duto

Propriedade	Valor	Unidade
Diâmetro externo	8.625	in
Espessura de parede	0.5	in
Módulo de elasticidade do aço	207	GPa
Tensão de escoamento do aço (X60 [96])	414	MPa
Peso específico do aço	77	kN/m ³
Espessura do revestimento de peso	2	in
Peso específico do revestimento (concreto)	23.5	kN/m ³

8.2.2 Tração Horizontal de Lançamento

De acordo com a Seção 4.5, durante a simulação simplificada de lançamento proposta, o trecho suspenso de duto acima da região do TDP é retirado do modelo numérico, e forças equivalentes são obtidas como consequência da prescrição dos movimentos do duto no ponto de lançamento, que é o ponto de truncamento. Estas forças são compostas por duas principais componentes:

- Uma componente vertical, com intensidade igual ao peso de duto suspenso restante após o truncamento;
- Uma componente horizontal que, através do procedimento de pagamento do duto especificado no Capítulo 5, deve ser mantida com intensidade igual à força horizontal aplicada pela embarcação de lançamento necessária para manter o raio de curvatura mínimo do duto durante a execução do procedimento.

A API RP 2RD [97] especifica que se considere um limite máximo da tensão atuante na seção do duto de 80% da tensão de escoamento do aço (SMYS – *specified minimum yield stress*) para se trabalhar no regime elástico da linha. A fim de que fosse mantida uma folga com relação a este limite estabelecido, a tração horizontal a ser mantida no ponto de lançamento foi definida de maneira que as tensões atuantes na parede do duto em sua posição de equilíbrio gravitacional ficassem em torno de 70% da SMYS.

Após a realização de algumas simulações estáticas preliminares variando-se o nível de trações horizontais de modo que as máximas tensões de Von Mises atuantes na parede do duto ficassem em torno dos 70% da SMYS, foi definido um valor a ser mantido de 57.5 kN.

8.2.3 Altura do Ponto de Truncamento

Em seguida, procurou-se definir a altura ideal do ponto de truncamento do modelo, que corresponde ao ponto de lançamento da linha. De acordo com as considerações efetuadas no Item 4.5.3, o limite superior para a localização deste ponto corresponde à metade da lâmina d'água considerada. Portanto, o limite superior foi adotado como sendo igual a 250m acima do leito marinho.

O limite inferior deve ser estabelecido de modo a reduzir a quantidade de elementos finitos, mantendo a qualidade dos resultados. Para avaliar este limite, a Figura 8.1 apresenta quatro configurações de equilíbrio do duto antes do início da simulação de lançamento, considerando a tração horizontal de lançamento de 57.5kN, respectivamente para o modelo completo (sem truncamento), e para três diferentes valores para a altura do ponto de truncamento: 50m, 100m e 200m, todas abaixo do limite superior (250m).

Já a Figura 8.2 apresenta os momentos fletores ao longo do comprimento do duto para estas configurações iniciais, tanto para o modelo completo como para os modelos truncados, e a Figura 8.3 apresenta as distribuições de tensões de Von Mises correspondentes, onde também foi demarcado o limite de 80% da SMYS do duto. Ressalta-se que o comprimento de duto apoiado adotado foi de 200m e os valores de comprimento apresentados no eixo horizontal são contados da âncora para o topo, por convenção.

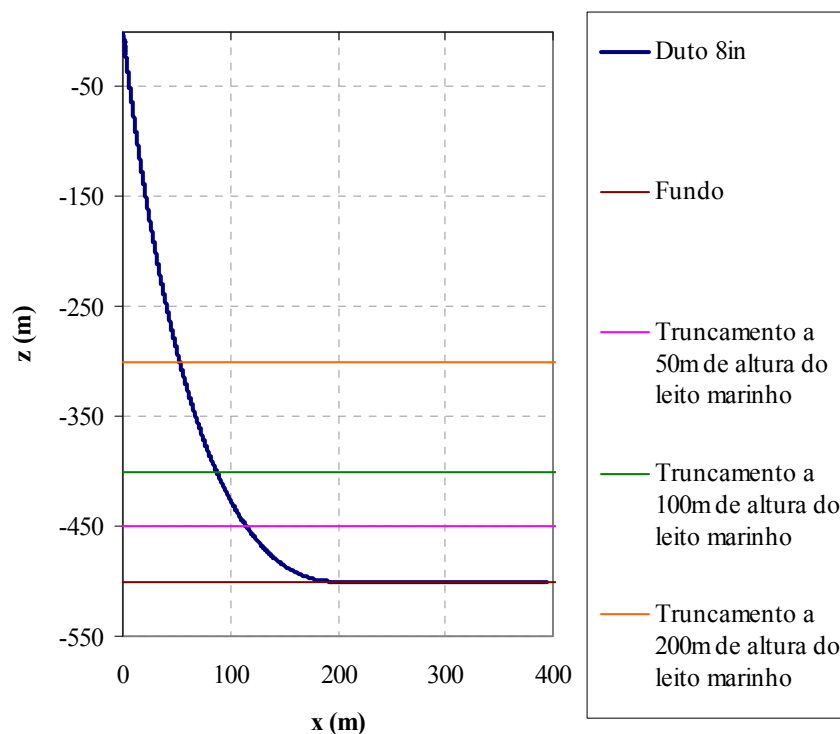


Figura 8.1 – Pontos de truncamento para a simulação de lançamento do duto

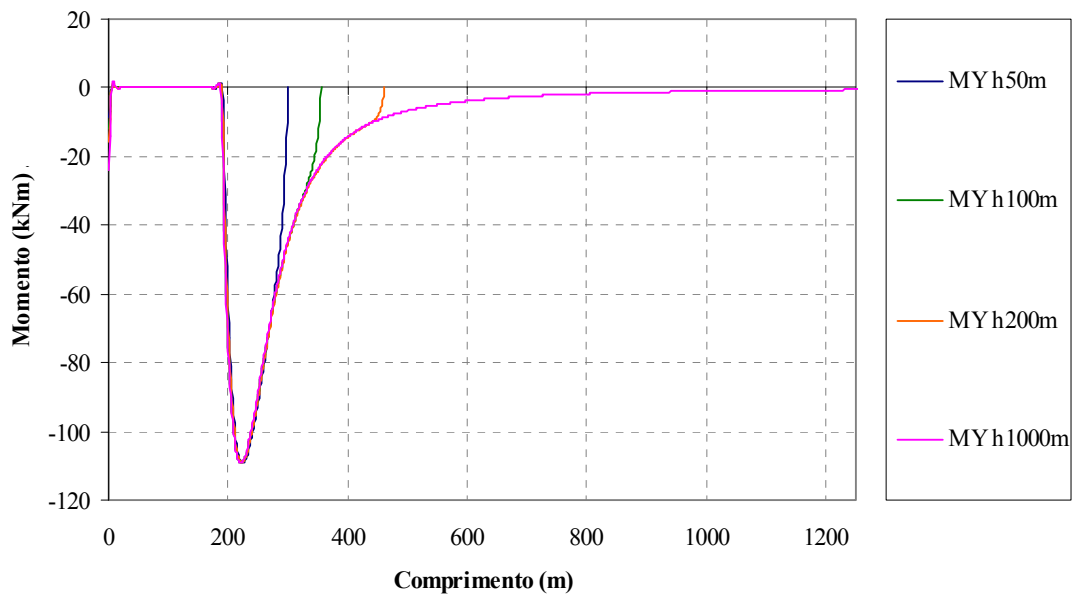


Figura 8.2 – Momentos fletores iniciais para diferentes pontos de truncamento

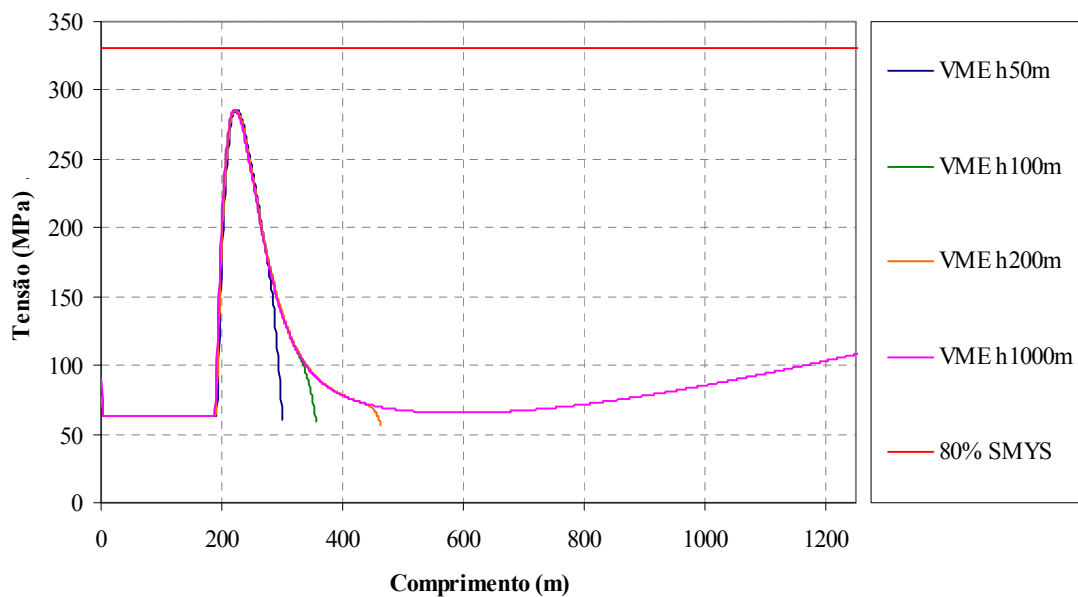


Figura 8.3 – Tensões de Von Mises iniciais para diferentes pontos de truncamento

Observa-se que as curvas dos modelos truncados somente deixam de coincidir com as curvas do modelo completo nas regiões bem próximas aos seus respectivos pontos de truncamento, pois os momentos fletores atuantes tendem a zero, já que estes pontos são considerados como sendo rotulados nos modelos numéricos.

Os maiores valores de momento fletor e tensões de Von Mises encontrados ocorrem a cerca de 225m da âncora do duto, ou seja, a 25m do TDP, o que corresponde a uma altura de 4m com relação ao leito marinho. Assim como foi estabelecido um limite superior para a definição da altura do ponto de truncamento do duto, o ponto mais baixo que este ponto pode estar localizado deve englobar o pico de esforços da região do TDP de lançamento, a fim de que não sejam perdidas informações importantes durante a simulação de lançamento, de acordo com as observações realizadas no Item 4.5.3.

No caso do exemplo que está sendo estudado, o limite inferior deve estar localizado um pouco mais além dos 4m de altura do fundo, pois durante o procedimento de lançamento, o TDP muda constantemente de posição e é necessário deixar uma folga para a variação dos esforços máximos ao longo do duto. Pode-se observar que a curva que representa os esforços iniciais de momento fletor e tensões de Von Mises considerando o ponto de truncamento a 50m de altura com relação ao leito marinho ainda não engloba toda a região de esforços máximos apresentada nas figuras 8.2 e 8.3, mas já apresenta uma pequena folga com relação ao pico máximo de esforços.

Observa-se também que a região de esforços máximos somente passa a ser totalmente incorporada ao modelo numérico quando o ponto de truncamento é localizado a 200m de altura com relação ao leito marinho. Nesta situação, a consideração de que o ponto de truncamento seja rotulado é perfeitamente válida.

Para verificar e confirmar essas hipóteses, no próximo item apresentam-se resultados de estudos paramétricos variando-se o refinamento da malha e os incrementos de deslocamento aplicados no ponto de lançamento, para diferentes valores de altura do ponto de truncamento.

8.2.4 Estudos Paramétricos

Simulações Considerando Ponto de Truncamento a 50m de Altura

Inicialmente foi avaliado o lançamento do duto especificado no plano horizontal proposto, considerando o ponto de truncamento a 50m de altura do leito marinho.

O incremento de deslocamento máximo do ponto de pagamento do duto durante a simulação quasi-estática depende do refinamento da malha, uma vez que quanto maior

é o valor deste deslocamento, maior é a elevação da tração de lançamento e maior é o acréscimo de comprimento a ser aplicado ao elemento de topo de maneira a manter a tração horizontal de lançamento especificada inicialmente.

Quando este acréscimo de comprimento começa a ser significativamente grande com relação ao comprimento dos elementos, a variação da força axial de um passo para outro da simulação quasi-estática passa a ser muito elevada, ocasionando problemas de não-convergência do modelo. Ao diminuir o valor do acréscimo de comprimento para tentar resolver os problemas de convergência, este valor aplicado ao elemento de topo começa a ser insuficiente para manter a tração horizontal de lançamento especificada inicialmente.

Para avaliar esta questão, foram empregados dois níveis de refinamento da malha, ambos com elementos de comprimento uniforme iguais a, respectivamente, 1m e 5m.

A Figura 8.4 apresenta os níveis de trações axiais atuantes no duto no último passo da simulação numérica; no trecho apoiado estas são as trações residuais de lançamento. Na legenda encontra-se especificada a discretização de malha (1m ou 5m), o incremento de deslocamento aplicado no ponto de truncamento na simulação quasi-estática (número após a letra “D” em metros) e o valor de incremento do comprimento do elemento de topo (ΔL_0 da Equação 5.2) no caso da tração horizontal atuante ser maior que a tração horizontal especificada para ser mantida (número após a letra “P” em metros).

Para a malha com elementos de 1m, adotou-se o incremento de deslocamento para o ponto de lançamento igual a 0.2m. Os resultados de trações residuais no duto apresentados na Figura 8.4 encontram-se dentro do esperado, de acordo com as considerações apresentadas a seguir no Item 8.2.5. Com esta malha, o incremento de deslocamento não pode ser muito maior do que o adotado, sendo necessários muitos passos na simulação numérica.

Já o uso da malha de 5m permite um aumento do incremento de deslocamento do ponto de lançamento. Portanto, inicialmente, este valor foi levemente elevado de 0.2m para 0.5m. A curva correspondente apresentada na Figura 8.4 demonstra que os resultados obtidos não foram prejudicados, enquanto o custo computacional foi bem menor, como será apresentado mais adiante na Figura 8.8.

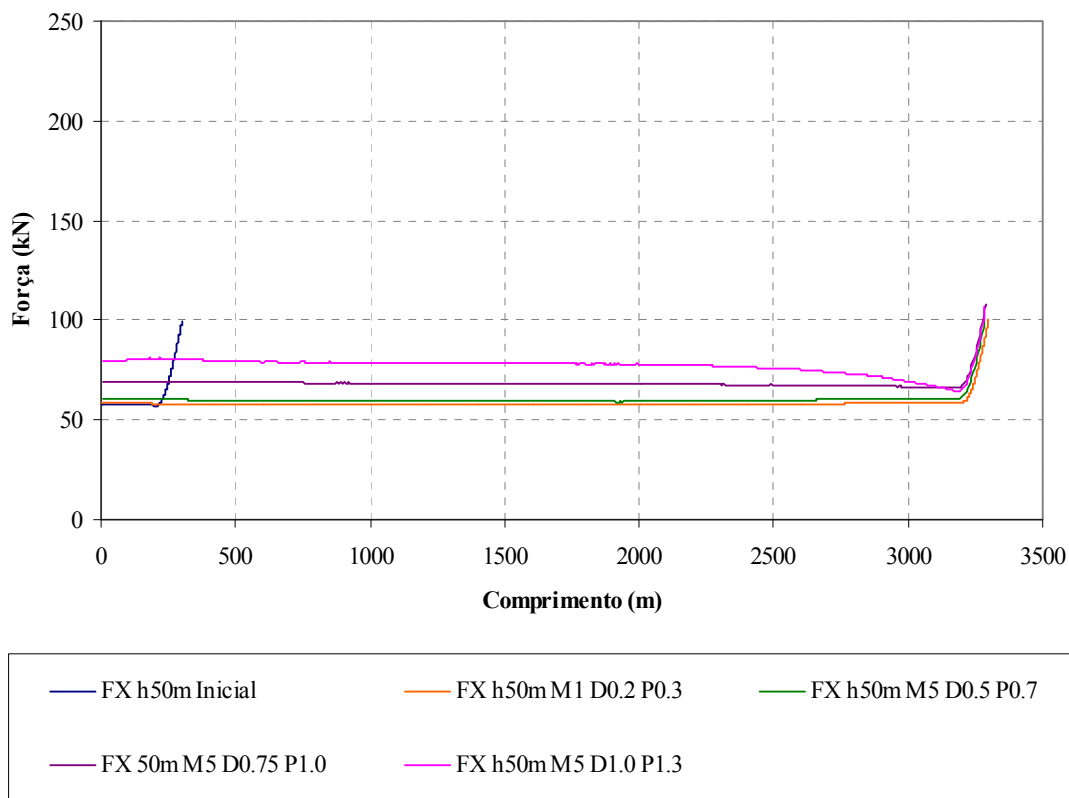


Figura 8.4 – Forças axiais no duto com ponto de truncamento a 50m de altura

Em seguida, ainda para a malha de 5m procurou-se aumentar o valor do incremento de deslocamento para 0.75m e para 1.0m. No entanto, os resultados de trações residuais apresentam perturbações, devidas, principalmente, à pequena elevação do ponto de truncamento adotado para este caso (50m). Qualquer variação horizontal deste ponto leva a uma mudança brusca na posição do TDP original, elevando-se a tração de lançamento, de acordo com as considerações apresentadas na Figura 4.4 do Item 4.5.3. Este problema reflete-se diretamente no nível de trações residuais, já que o atrito com o solo faz com que o duto não retome a deformação condizente com o nível de trações horizontais a ser mantido. Para adotar um deslocamento do ponto de lançamento ainda maior, visando diminuir ainda mais o custo computacional, pode-se adotar dois procedimentos:

- Aumentar ainda mais o tamanho dos elementos da malha, o que seria prejudicial ao modelo, uma vez que a força axial no ponto de lançamento começaria a ficar incoerente, já que o peso do duto suspenso não estaria sendo bem representado;

- Elevar o ponto de lançamento, o que permitiria a aplicação de um deslocamento horizontal maior no ponto de lançamento, diminuindo o efeito representado esquematicamente na Figura 4.4. Deve-se ressaltar que a elevação do ponto de lançamento aumentaria no número de elementos do modelo inicial. Portanto, deve-se verificar se o aumento do valor aplicado ao deslocamento horizontal do ponto de lançamento seria capaz de compensar o aumento do número de elementos finitos do modelo com relação ao custo computacional da análise.

Simulações Considerando Ponto de Truncamento a 100m de Altura

Partindo das conclusões apresentadas no subitem anterior, foi elevada a altura do ponto de truncamento para 100m, a fim de tentar aumentar o incremento de deslocamento aplicado a este ponto durante a realização da simulação quasi-estática.

A Figura 8.5 apresenta os resultados obtidos em termos dos níveis de trações axiais atuantes no duto no último passo da simulação numérica. Os valores apresentados na legenda seguem o mesmo padrão descrito para a Figura 8.4. Pode-se observar que, com esta nova altura do ponto de truncamento, as trações residuais obtidas aplicando-se incrementos de deslocamento iguais a 0.75m e 1.0m tiveram menos perturbações que os mesmos resultados obtidos considerando-se o ponto de truncamento a 50m de altura. Entretanto, estas trações ainda estão levemente acima do resultado esperado (de acordo com as considerações apresentadas no Item 8.2.5), que foi obtido considerando-se um incremento de deslocamento igual a 0.5m, mesmo valor utilizado para o ponto de truncamento a 50m de altura.

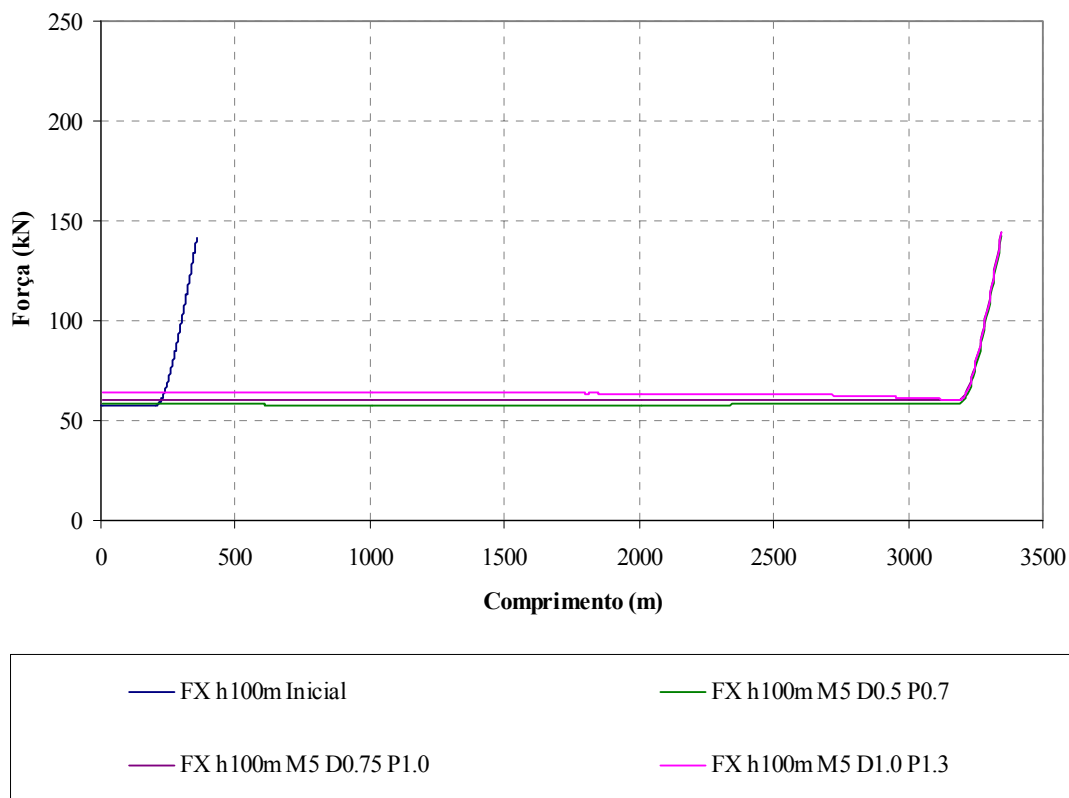


Figura 8.5 – Forças axiais no duto com ponto de truncamento a 100m de altura

Simulações Considerando Ponto de Truncamento a 200m de Altura

Não seria vantajoso utilizar o mesmo incremento de deslocamento com uma altura maior do ponto de truncamento, pois o número de elementos do modelo aumentaria e, com isso, aumentaria também o custo computacional. Pensando nisso, decidiu-se elevar ainda mais o ponto de truncamento com relação ao solo marinho para um valor próximo do limite superior, para 200m com relação ao solo marinho.

A Figura 8.6 apresenta os resultados de trações axiais atuantes no duto no último passo da simulação numérica. Os valores apresentados na legenda seguem o mesmo padrão descrito para a Figura 8.4. Pode-se observar que os resultados obtidos considerando-se deslocamentos incrementais de 0.75m e 1.0m não apresentaram os fenômenos de elevação das trações residuais observados nas simulações anteriores. Já quando o incremento de deslocamento foi aumentado para 1.5m, estes fenômenos voltaram a ocorrer.

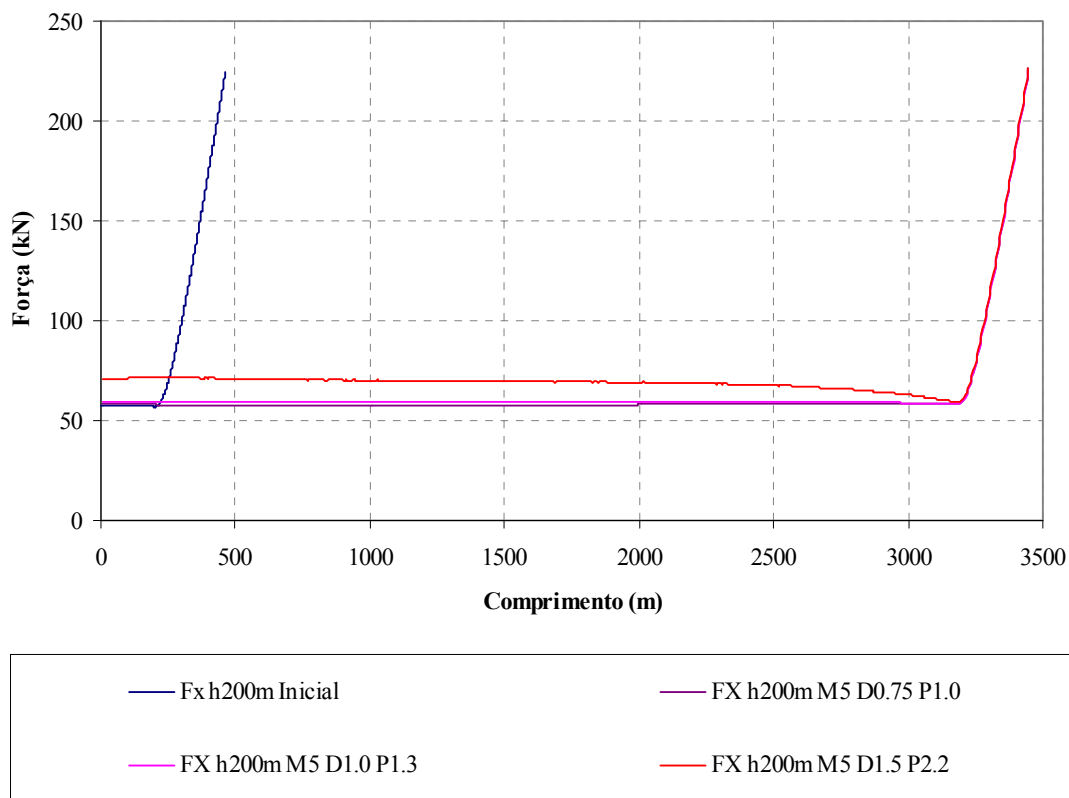


Figura 8.6 – Forças axiais no duto com ponto de truncamento a 200m de altura

8.2.5 Avaliação dos Resultados

A Figura 8.7 representa esquematicamente as forças atuantes no duto considerando um lançamento em um fundo plano horizontal para um passo qualquer da simulação da quasi-estática. A legenda a seguir descreve cada uma das forças representadas:

- $n, n-1, n-2, \dots$ – número dos nós do modelo.
- FH_n – tração horizontal de lançamento, cujo valor é mantido através do algoritmo de pagamento do duto implementado.
- FV_n – força vertical sustentada pelo ponto de lançamento do duto, cujo movimento é prescrito ao longo da rota.
- f_v – peso próprio submerso de um elemento da malha do duto, calculado a partir da equação 8.1.
- FN – força normal de reação do solo para cada nó do modelo, calculado a partir da equação 8.2; função da rigidez do solo e da penetração do nó.

- f_{at} – força de atrito atuante no nó.
- FH_1 – força horizontal de reação na extremidade apoiada da linha, cujos graus de liberdade de translação foram restringidos.
- FV_1 – força vertical de reação na extremidade apoiada da linha.

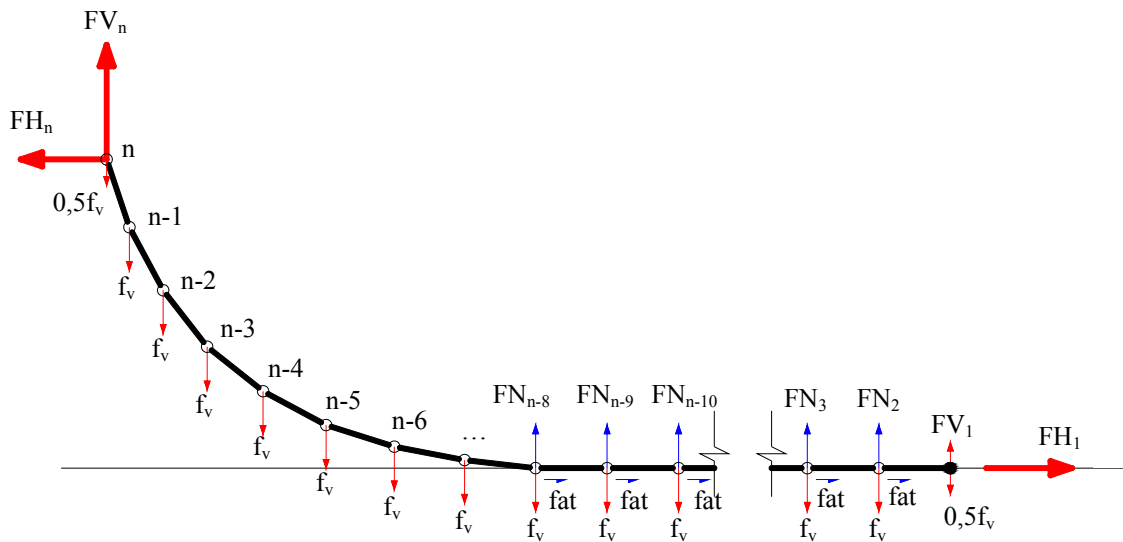


Figura 8.7 – Forças atuantes no duto para um passo qualquer da simulação

$$f_v = \gamma_{sub} \times L_{refinamento} \quad (8.1)$$

$$FN = k_{solo} \times \delta_{penetração} \quad (8.2)$$

onde:

γ_{sub} – peso submerso linear do duto.

$L_{refinamento}$ – comprimento dos elementos da malha.

k_{solo} – Rigidez vertical do solo.

$\delta_{penetração}$ – penetração do nó no solo.

Para que haja o equilíbrio, o somatório das forças horizontais atuantes no modelo deve ser igual a zero. Portanto:

$$FH_n = FH_1 + \sum f_{at} \quad (8.3)$$

Como os elementos já se encontram tracionados quando são apoiados no solo e esta tração é mantida constante com pequenas variações ao longo de toda a simulação

numérica neste exemplo, a tendência de escorregamento do duto tende a zero. Com isso, as forças de atrito também tendem a zero:

$$f_{at} \approx 0 \quad (8.4)$$

Portanto, a equação 8.3 pode ser reescrita da seguinte maneira:

$$FH_n \approx FH_1 \quad (8.5)$$

Portanto, considerando-se a simulação de lançamento proposta em um fundo plano horizontal, constata-se que o valor de tração residual ao longo de todo o trecho apoiado do duto é praticamente constante. Os resultados obtidos com a utilização da ferramenta numérica desenvolvida estão de acordo com as considerações apresentadas neste item.

8.2.6 Comparação entre Custos Computacionais

As simulações numéricas apresentadas nos subitens anteriores foram realizadas com um microcomputador composto por um processador Intel Core I7, placa mãe Intel DH55-HC e placa de vídeo NVidia GeForce GT 220. A Figura 8.8 apresenta o custo computacional total, em segundos, das simulações cujos resultados foram compatíveis com os esperados, de acordo com o Item 8.2.5. Os valores apresentados na legenda seguem o mesmo padrão descrito para a Figura 8.4.

Pode-se observar que a diferença de tempo total de simulação entre as duas primeiras colunas do gráfico é de cerca de dez (10) vezes. A primeira coluna representa a simulação com discretização de malha de 1m, e incremento de deslocamento do ponto de lançamento de 0.2m. Já a segunda coluna representa a simulação com discretização de malha de 5m e incremento de deslocamento do ponto de lançamento de 0.5m.

É interessante observar também que, fixando a discretização da malha em 5m e o deslocamento incremental do ponto de lançamento em 0.5m, o custo computacional considerando alturas do ponto de lançamento iguais a 50m e 100m foi o mesmo. Isso porque a diferença entre o número de elementos foi pequena (apenas 10). Além disso, o número de iterações para a convergência considerando o modelo com 100m de altura do ponto de lançamento foi menor, visto que a variação da intensidade da tração axial foi menor.

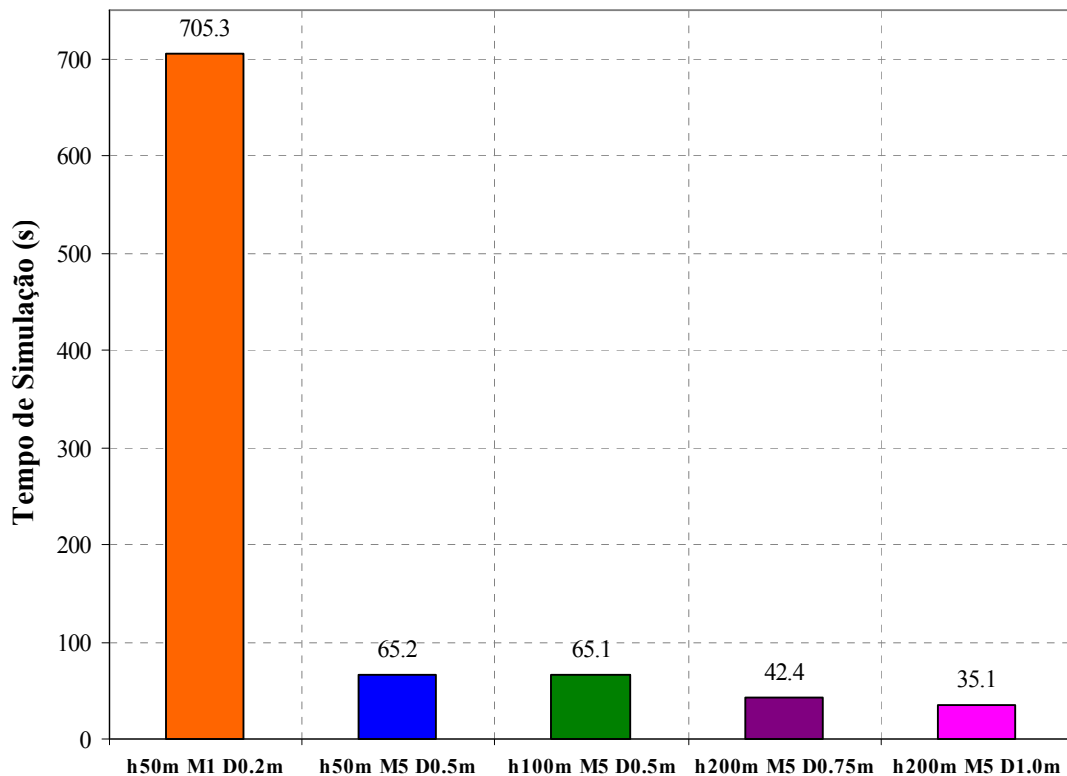


Figura 8.8 – Custo computacional total das simulações numéricas

O menor custo computacional foi de 35.1s, obtido considerando-se a altura do ponto de lançamento igual a 200m e seu deslocamento incremental ao longo da rota igual a 1.0m. Deve-se ressaltar que é possível diminuir ainda mais este tempo de simulação através da utilização de recursos de processamento paralelo e de recursos de retirada de elementos finitos ao longo da simulação numérica.

Observe-se, por exemplo, a Figura 8.9. Ela representa o custo computacional das quatro (4) últimas simulações apresentadas na Figura 8.8. Entretanto, este custo computacional foi dividido por intervalos de 200m da rota percorridos pelo ponto de lançamento.

Nota-se que o tempo de simulação aumenta linearmente à medida que o ponto de lançamento vai percorrendo a rota e novos elementos finitos são adicionados ao modelo. O custo computacional obtido nos primeiros 200m da rota é cerca de 4 a 5 vezes menor que nos últimos 200m.

Com a implementação de um algoritmo para retirar do modelo numérico os elementos finitos apoiados no leito marinho que não mais sofram variações de força

e/ou posição, de acordo com as considerações efetuadas no Item 9.2.2, o menor custo computacional obtido poderia ficar na faixa de 15 segundos, por exemplo.

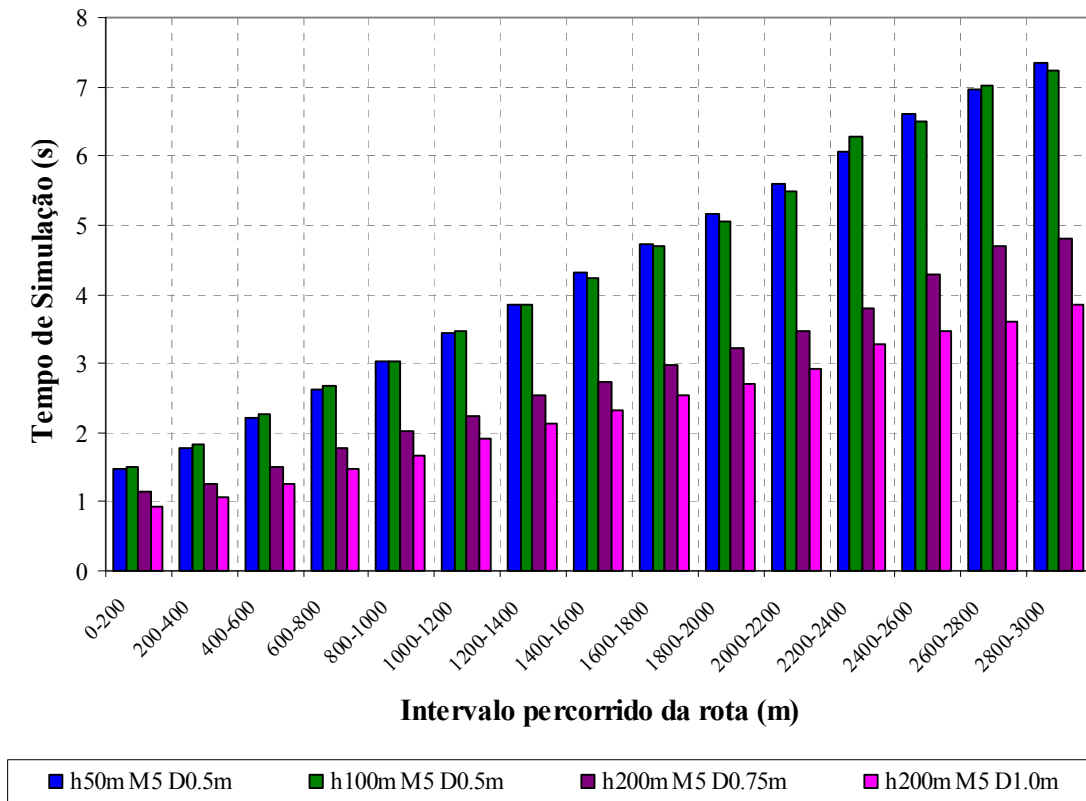


Figura 8.9 – Custo computacional por intervalo das simulações numéricas

8.3 Fundo Irregular: Identificação de Vãos Livres

8.3.1 Introdução

Este estudo de caso avalia a simulação de lançamento de um duto ao longo de uma rota fictícia em fundo horizontal com quatro tipos de vãos distintos:

- O primeiro é um vão que possui inclinações com curvaturas muito mais acentuadas que as curvaturas que levam o duto ao escoamento.
- O segundo vão é constituído de curvaturas mais suaves que as curvaturas assumidas pelo TDP do duto durante o lançamento.
- Finalmente, o terceiro e o quarto vãos são idênticos e adjacentes, formando um conjunto sucessivo de depressões. Estes vãos são constituídos de curvaturas levemente maiores que as curvaturas assumidas pelo TDP do duto durante o lançamento.

8.3.2 Características do Modelo

O duto analisado neste estudo de caso é o mesmo duto de 8 polegadas utilizado no estudo de caso apresentado na Seção 8.2. Suas principais características encontram-se descritas na Tabela 8.1.

Novamente, a tração horizontal de lançamento a ser mantida pelo programa foi especificada de maneira que as tensões atuantes na parede do duto durante o lançamento não ultrapasassem o valor de 70% da tensão de escoamento do aço. Assim como no caso apresentado na Seção 8.2, este valor foi tomado como sendo igual a 57,5kN, que faz com que o raio de curvatura do duto no TDP seja mantido na casa de 70m, com pequenas variações durante a simulação, como se pode observar na Figura 8.10.

Foi empregada uma malha de 1m de comprimento nos elementos que representam o duto. Esta discretização tem por objetivo ficar com a mesma ordem de grandeza da malha utilizada para a representação do fundo batimétrico, também igual a 1m.

A lâmina d'água considerada para esta simulação foi de 500m. A partir dos resultados obtidos com as simulações realizadas na Seção 8.2, optou-se por utilizar uma

altura do ponto de truncamento igual a 200m acima do leito marinho. A rota estende-se por 1900m e o incremento de deslocamento aplicado no ponto de lançamento durante a realização da simulação quasi-estática foi de 0,2m.

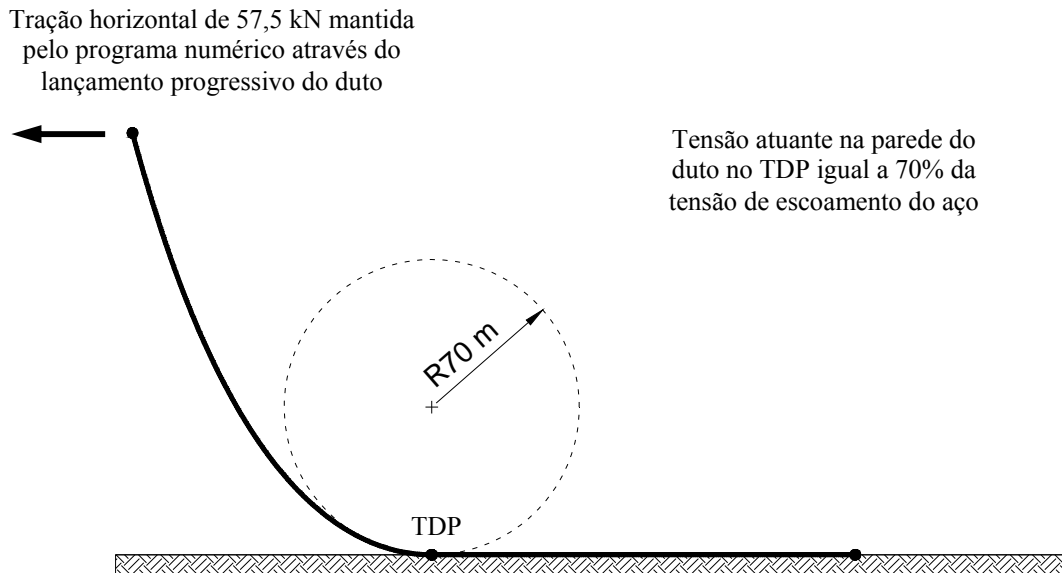


Figura 8.10 – Raio de curvatura no TDP

8.3.3 Resultados Obtidos com a Simulação de Lançamento

Configuração Final

A Figura 8.11 apresenta de maneira esquemática a configuração final do duto com relação ao fundo batimétrico. Ressalta-se que a escala utilizada para o comprimento do duto não é a mesma escala utilizada para a profundidade, fazendo com que esta figura fique deformada.

As figuras 8.12, 8.13, 8.14 e 8.15 apresentam visões tridimensionais do modelo no programa SITUA-Prosím após a execução da simulação.

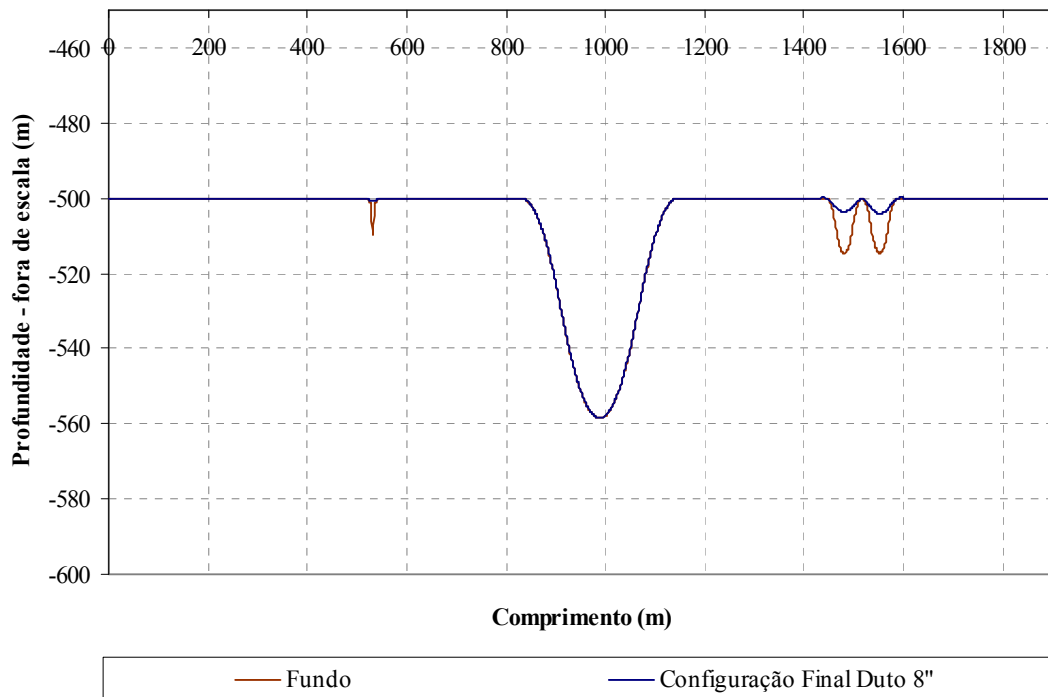


Figura 8.11 – Perfil da deformada ao longo da rota – fora de escala

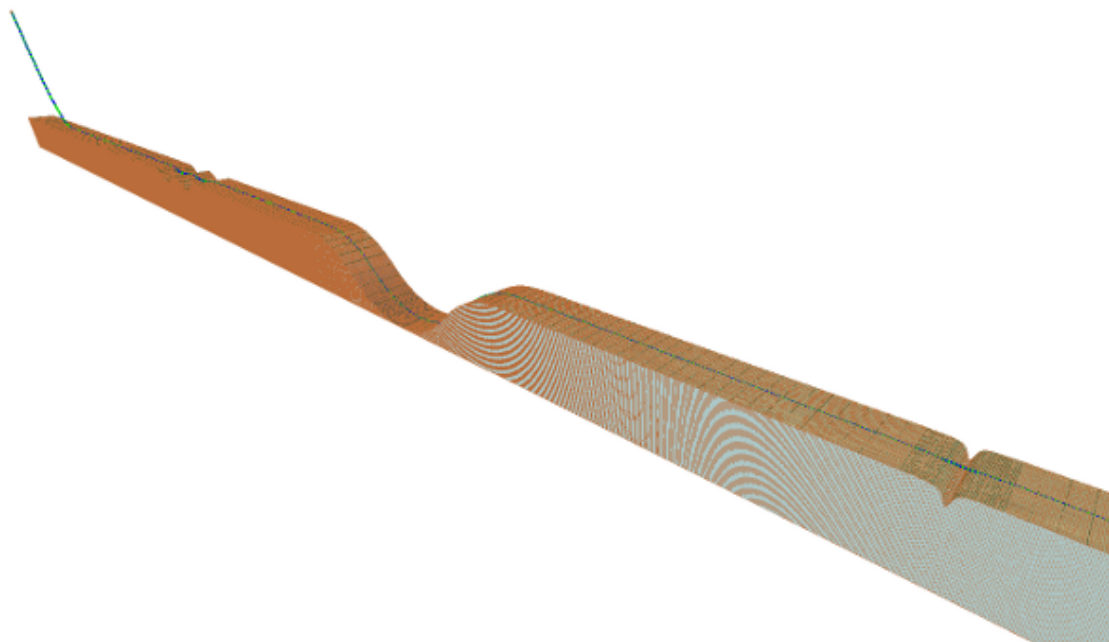


Figura 8.12 – Visão geral da configuração final do duto apoiado

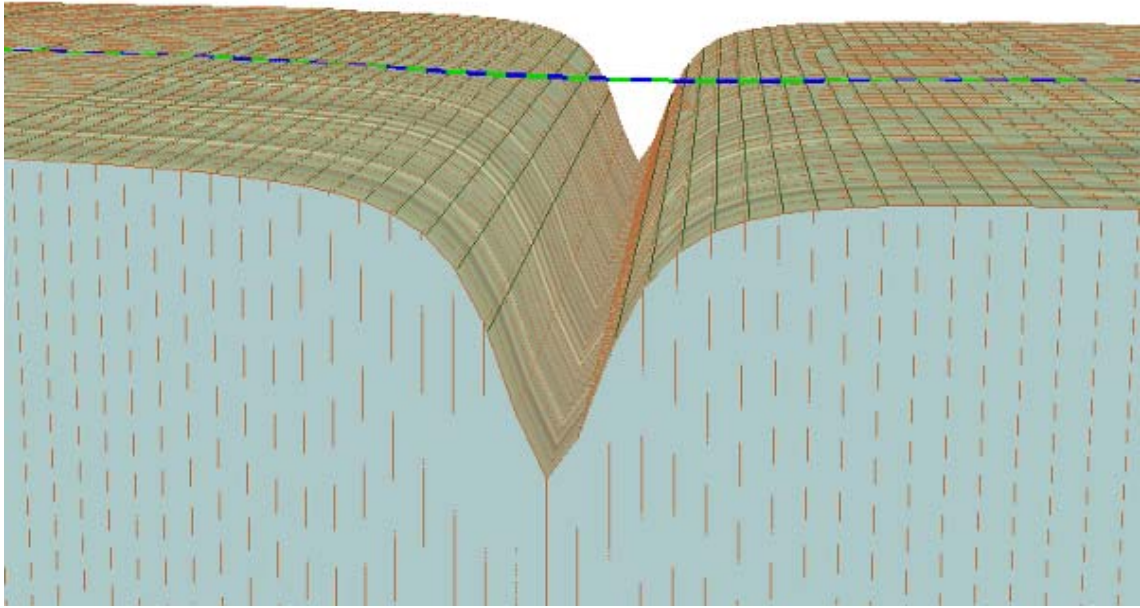


Figura 8.13 – Visão do primeiro vão livre atravessado pelo duto

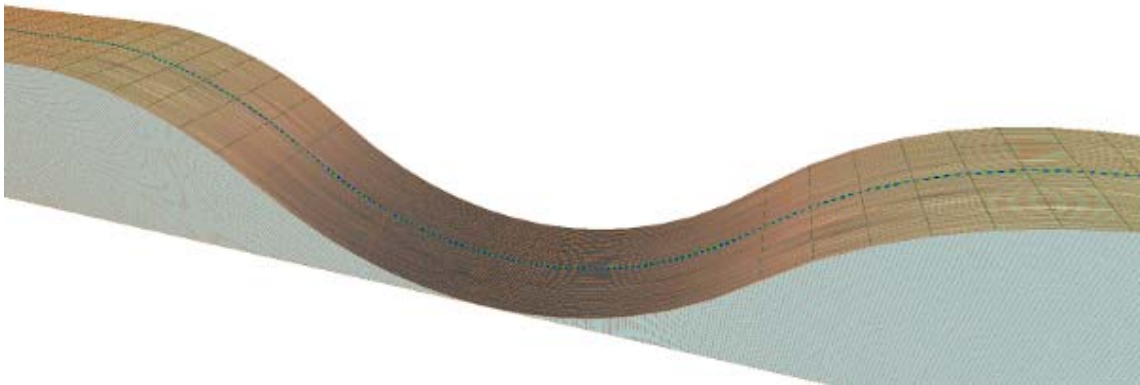


Figura 8.14 – Visão do segundo vão livre atravessado pelo duto

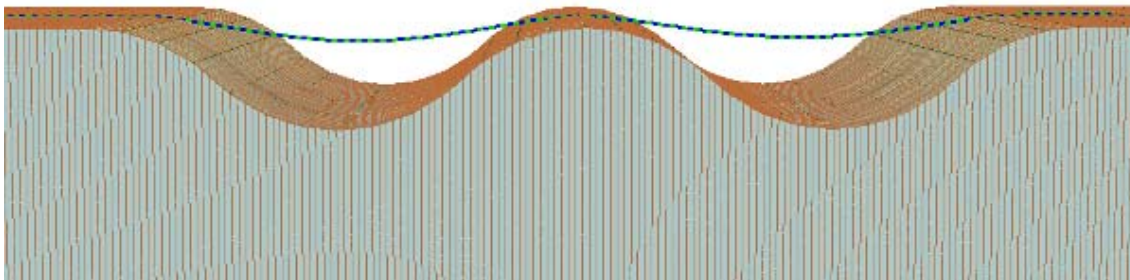


Figura 8.15 – Visão do conjunto formado pelo terceiro e quarto vãos livres atravessado pelo duto

Trações Residuais

A Figura 8.16 apresenta o nível de trações residuais no duto após o lançamento.

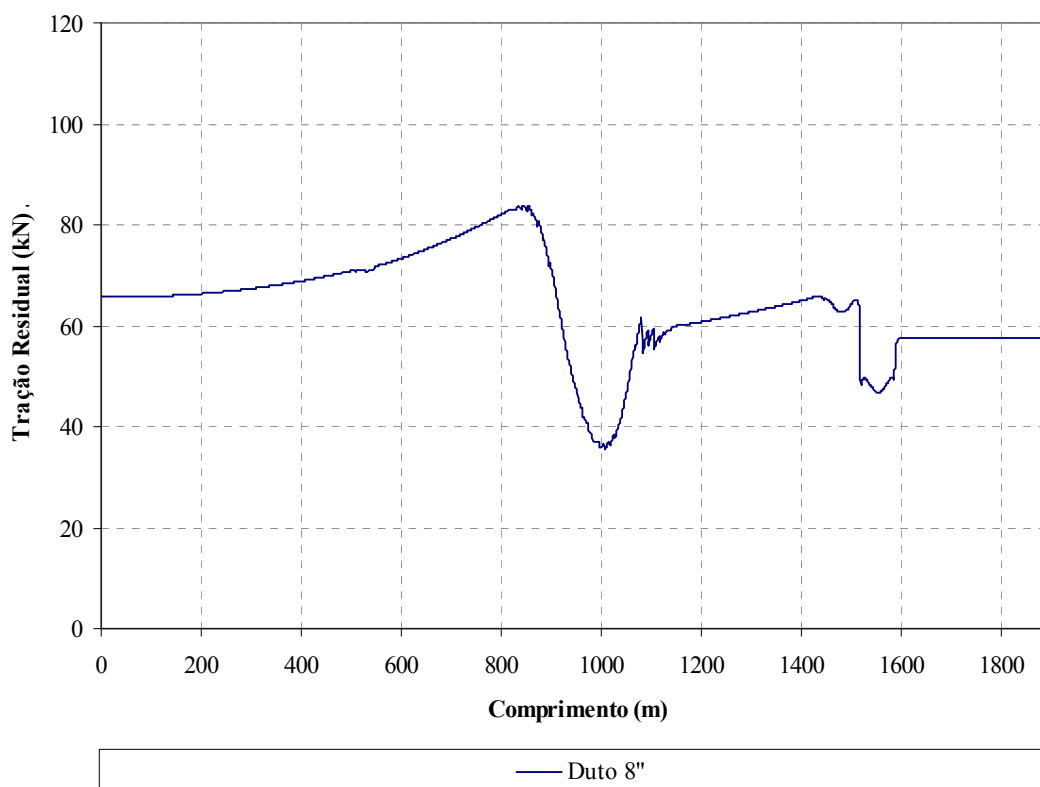


Figura 8.16 – Trações residuais atuantes no duto após o lançamento

Vãos Livres

A Tabela 8.2 descreve os vãos livres encontrados.

Tabela 8.2 – Vãos livres encontrados

Vão	Ponto Inicial (m)	Ponto Final (m)	Comprimento (m)
1	525.0	539.0	14.0
2	1452.0	1511.0	59.0
3	1523.0	1581.0	58.0

8.3.4 Avaliação Qualitativa dos Resultados

Os vãos atravessados durante a simulação de lançamento foram especificados de maneira a atender às características apresentadas no Item 8.3.1. Como descrito no Item 8.3.2, a tração horizontal de lançamento aplicada mantém o raio de curvatura no TDP do duto durante a simulação com valores próximos a 70m. O primeiro vão foi definido através da função matemática descrita na Equação 8.6 e ilustrada na Figura 8.17.

$$y(x) = \frac{-10}{\left(\frac{x}{2}\right)^2 + 1} \quad (8.6)$$

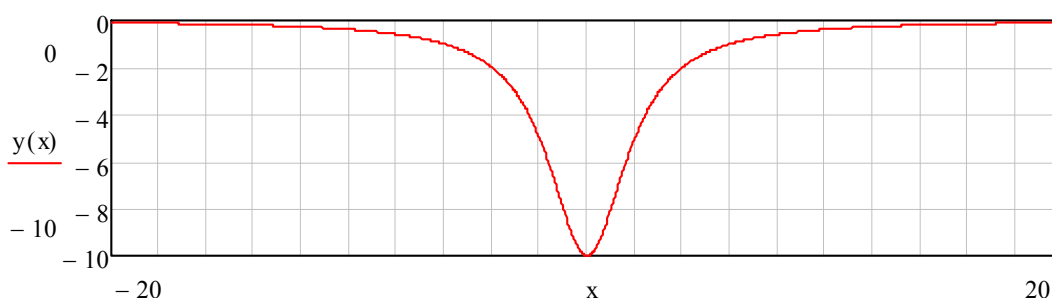


Figura 8.17 – Primeiro vão atravessado

A Figura 8.18 apresenta, em escala, um perfil desse primeiro vão, com um círculo de 70m de raio representando o raio de curvatura do duto no TDP durante o lançamento. Pode-se observar que o raio de 70m é bem maior que o comprimento do vão. Era de se esperar que, durante a realização da simulação de lançamento, o duto viesse a formar um vão livre ao atravessar este vão. De fato, como se pode observar no Item 8.3.3, os resultados obtidos estão de acordo com o esperado.

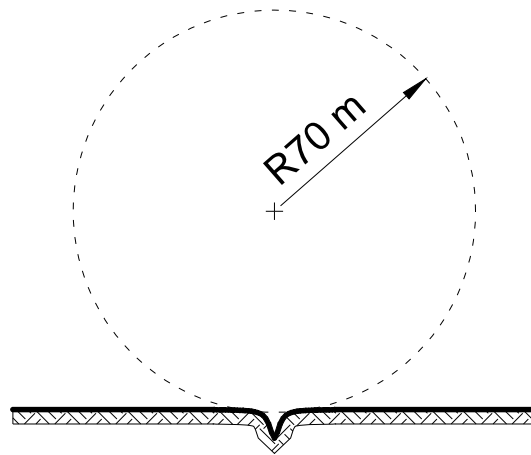


Figura 8.18 – Círculo de 70m de raio sobre o primeiro vão

Para o segundo vão, constituído de curvaturas mais suaves que as curvaturas do duto no TDP, foi proposta uma configuração formada por três arcos de 100m de raio, como ilustrado na Figura 8.19. Seguindo o mesmo raciocínio, ao se posicionar um círculo esquemático de 70m de raio sobre o perfil do segundo vão (Figura 8.20), observa-se que este círculo acomoda-se com folga sobre o perfil. Como o programa procura manter este raio de curvatura no TDP do duto durante a realização da simulação de lançamento, era de se esperar que nenhum vão livre fosse formado. Mais uma vez, como se pode observar no Item 8.3.3, os resultados obtidos estão de acordo com o esperado.

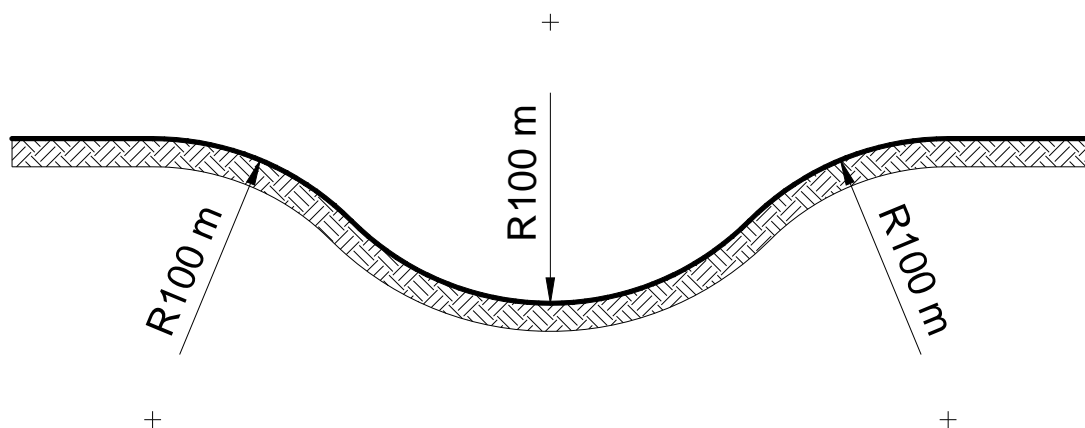


Figura 8.19 – Segundo vão atravessado

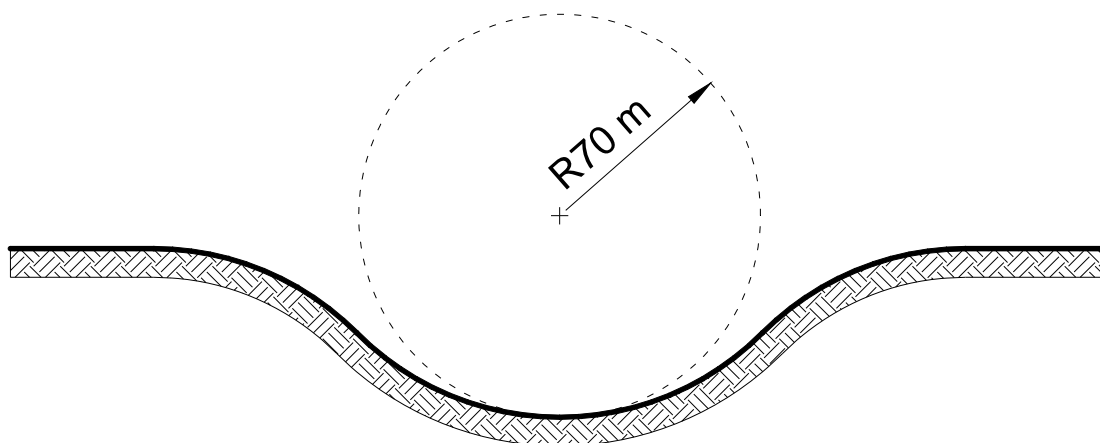


Figura 8.20 – Círculo de 70m de raio sobre o segundo vão

Finalmente, para o conjunto formado pelo terceiro e quarto vãos, cujas curvaturas são maiores que as curvaturas do duto no TDP, a configuração é formada por arcos de 25m de raio, como ilustrado na Figura 8.21. Ao se posicionarem dois círculos esquemáticos de 70m de raio sobre os dois últimos vãos adjacentes (Figura 8.22), observa-se que estes círculos não se acomodam perfeitamente sobre os vãos, mas indicam um pequeno abaulamento do duto ao ser lançado nesta região com a tração horizontal especificada. Novamente, como se pode observar no Item 8.3.3, os resultados obtidos estão de acordo com o esperado.

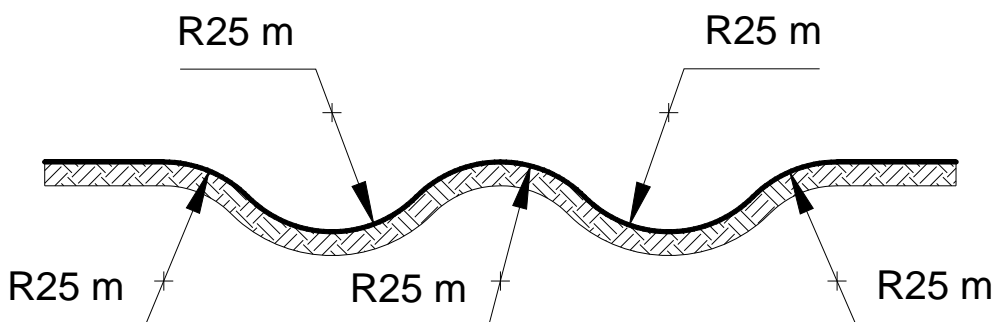


Figura 8.21 – Conjunto formado pelo terceiro e quarto vãos

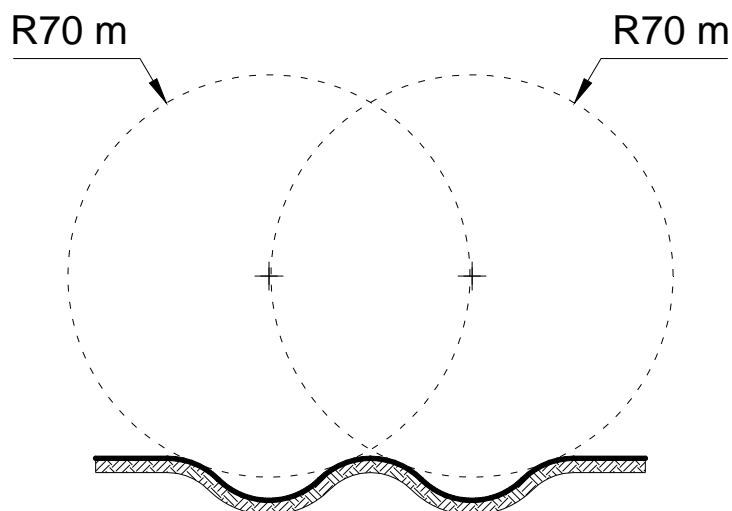
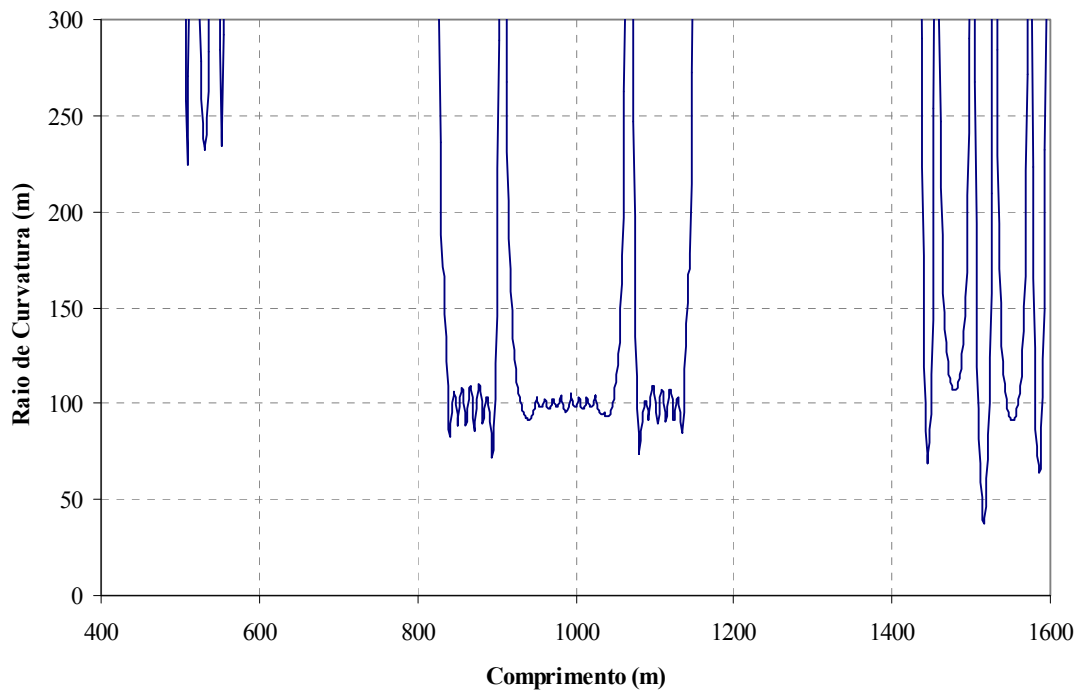


Figura 8.22 – Círculos de 70m de raio sobre o terceiro e quarto vãos

Deve-se ressaltar que as considerações apresentadas apenas fornecem uma ideia qualitativa do comportamento esperado do duto ao atravessar os vãos livres propostos. Pensando de uma maneira mais abrangente, existem inúmeros fatores que influenciam na correta identificação dos vãos livres e na configuração final apoiada do duto, todos eles considerados pelo programa SITUA-Prosim: rigidez, peso submerso e nível de trações residuais no duto; comprimento, propriedades e perfil do vão.

Por exemplo, a Figura 8.23 apresenta os resultados de raios de curvatura finais ao longo do duto após o lançamento, obtidos com a simulação no SITUA-Prosim. Observa-se que, ao atravessar o primeiro vão, os resultados indicam que o raio de curvatura do duto no centro do vão é da ordem de 230m, diferente dos 70m mantidos no TDP durante o lançamento. Isto ocorre porque, ao apoiar-se no solo, a deformada do duto assemelha-se à deformada de uma viga sobre apoios elásticos carregada transversalmente e tracionada axialmente. Como o vão é pequeno, a flecha da deformada no meio do vão também é pequena, diminuindo a curvatura do duto com relação à curvatura mantida no TDP durante o lançamento (elevando-se, conseqüentemente, o raio de curvatura, que é o inverso da curvatura). O raio de curvatura no meio do vão só não tende ao infinito (indicando curvatura zero, como acontece nos trechos com fundo plano) porque a flecha não é igual a zero, ou seja, mesmo neste pequeno vão, ainda ocorre um pequeno abaulamento do duto. Entretanto, observa-se que, em outros dois pontos deste primeiro vão, o raio de curvatura do duto

tende ao infinito. Estes pontos são os pontos de inflexão da deformada, onde a curvatura é igual a zero.



8.23 – Raios de curvatura ao longo do duto para a configuração final equilibrada

Já para o segundo vão, o duto vem sendo lançado com um raio de curvatura no TDP igual a 70m. Porém, ao acomodar-se no leito marinho, acompanhando o solo, seu raio de curvatura final fica sendo igual aos raios que formam o perfil do solo (iguais a 100m). Ao observar a Figura 8.19, nota-se que os pontos que unem dois arcos adjacentes de 100m de raio caracterizam pontos de inflexão com curvatura igual a zero. Estes pontos podem ser identificados na Figura 8.23 quando a curva que ilustra os raios de curvatura do duto na região do segundo vão tendem ao infinito.

No caso do conjunto formado pelo terceiro e quarto vãos, assim como para o primeiro vão, a configuração da deformada do duto apoiado define os raios de curvatura finais obtidos. Como ilustrado na Figura 8.24, a acomodação do duto na elevação central do conjunto de vãos gera uma tendência de diminuição do abaulamento do duto representado pelos dois círculos esquemáticos de 70m. Sendo assim, o raio de curvatura final do duto apoiado tende a ser maior que os 70m mantidos no TDP durante o lançamento. De fato, observando-se a Figura 8.23, conclui-se que o raio de curvatura do duto no centro de ambos os vãos do conjunto foi da ordem de 100m. Ainda observando

a Figura 8.23, o raio de curvatura do duto apoiado na região central do conjunto de vãos foi da ordem de 40m. Este raio é mantido pela rigidez do duto, já que o perfil do solo nesta região é composto por arcos de 25m de raio. Mais uma vez, em todos os pontos de inflexão da deformada, onde a curvatura é zero, o raio de curvatura do duto tende ao infinito.

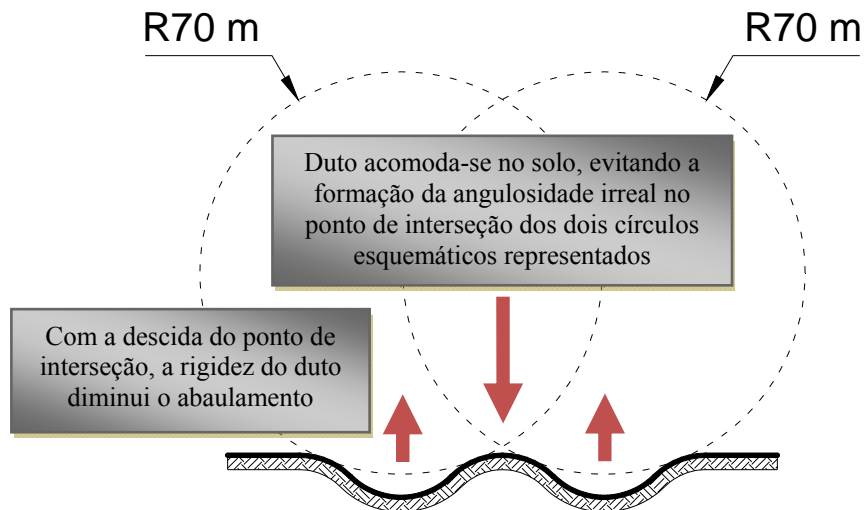


Figura 8.24 – Tendência de diminuição do abaulamento do duto ao acomodar-se no leito marinho

8.4 Análise de Rota Candidata Gerada pelo OtimRota

8.4.1 Introdução

Este estudo de caso apresenta com detalhes a execução de simulações de lançamento em uma rota candidata gerada pelo *OtimRota* durante o processo de síntese e otimização, considerando um caso proposto com batimetria irregular e dois tipos de duto, com diferentes seções.

Para tal, um fundo batimétrico foi importado para o programa *OtimRota*, onde foram definidos um ponto de saída (ponto “A”) e um ponto de chegada (ponto “B”) para o duto. Em seguida, o processo de síntese e otimização foi iniciado, onde inúmeras rotas foram propostas pelo programa durante a execução do algoritmo evolutivo para a definição da melhor rota. Durante este processo, todas as rotas candidatas geradas foram avaliadas segundo vários critérios, de acordo com as considerações efetuadas na Seção 7.2.

Como descrito na Seção 7.7, os critérios de fadiga provocados por vibrações induzidas por vórtices atuando nos vãos livres do duto e o critério de raio de curvatura horizontal mínimo desenvolvido pela rota são avaliados após a execução da simulação de lançamento proposta neste trabalho para cada uma das rotas candidatas geradas pelo *OtimRota*.

Durante este processo, selecionou-se uma das rotas candidatas que atravessa uma região com batimetria bastante irregular para apresentar resultados da aplicação das ferramentas numéricas implementadas. Certamente, esta não é a melhor rota proposta pelo programa de otimização. Porém, foi tomada como exemplo justamente por atravessar uma região com muitas irregularidades, capaz de gerar vãos livres que devem ser identificados pelo algoritmo.

8.4.2 Batimetria

O fundo batimétrico adotado para a realização deste estudo de caso, representado na Figura 8.25, é um recorte retangular de uma microbatimetria real, com dimensões iguais a 4160m x 3140m e curvas de nível adjacentes com variação de 1m de profundidade. Procurando aumentar a severidade do cenário, as cotas foram

multiplicadas por um fator de escala igual a 1,5, de modo a acentuar os desníveis de relevo, representando uma região mais acidentada.

O eixo de referência global está localizado no nível médio de águas tranquilas (SWL), no centro do recorte retangular, sendo que a profundidade média da região é da ordem de 800m. Durante a execução das simulações de lançamento, o fundo batimétrico foi representado por uma malha retangular com elementos de 10m de lado.

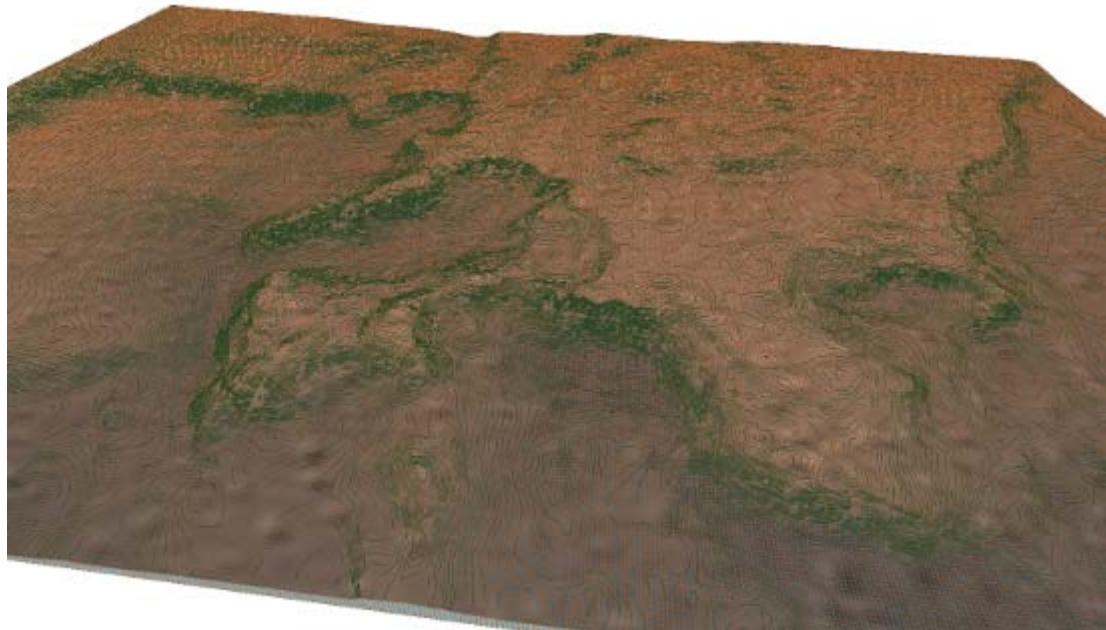


Figura 8.25 – Batimetria irregular – visão 3D

8.4.3 Rota Candidata Gerada pelo OtimRota

A rota candidata gerada pelo *OtimRota* durante o processo de síntese e otimização e tomada como exemplo encontra-se representada na Figura 8.26. Nesta figura estão demarcadas as localizações do eixo global e dos pontos de saída e chegada adotados para o duto (pontos “A” e “B”, respectivamente). As posições exatas destes pontos com relação ao eixo global encontram-se descritas na Tabela 8.3.

A rota começa com um trecho retilíneo de 900m no sentido do eixo X global, iniciando, em seguida, uma curva de 73,6° com um raio de 500m. A partir daí, segue por um trecho reto de 1000m, onde passa por uma região bastante acidentada. Depois, faz uma nova curva de 73,6° com um raio de 500m para finalmente seguir de maneira retilínea no sentido do eixo X global por 1100m até o ponto “B”.

Para a execução da simulação de lançamento do duto, o ponto de truncamento do modelo inicial foi localizado 400m além do ponto “A” inicial da rota. Da mesma maneira, o ponto final de truncamento do modelo após o lançamento deve estar localizado 400m além do ponto “B”. Estas considerações podem ser observadas na Figura 8.26 e na Tabela 8.3.

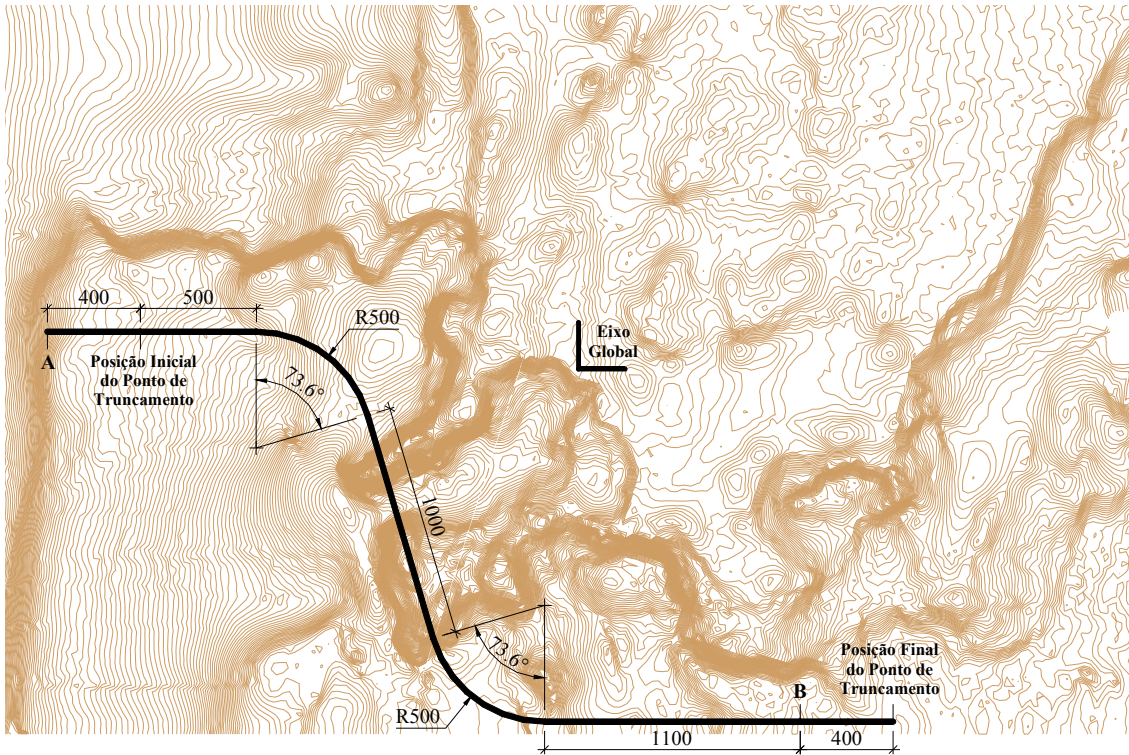


Figura 8.26 – Rota candidata gerada pelo OtimRota

Tabela 8.3 – Localização dos principais pontos da rota com relação ao sistema de coordenadas global

Ponto	Coordenadas (m)		
	X	Y	Z
A	-2286	160	-723.4
Truncamento Inicial	-1886	160	-550.0
B	954	-1517	-853.5
Truncamento Final	1354	-1517	-550.0

8.4.4 Dados do Solo

As características físicas do solo são representadas pelo mesmo modelo tradicionalmente empregado em programas como o Prosim ou o Anflex [6,30]: o contato duto-solo é representado por molas lineares verticais; o atrito entre o solo e o duto é representado por um modelo elastoplástico anisotrópico, especificando-se coeficientes de atrito distintos nas direções axial e transversal ao duto.

Neste caso, adotou-se o valor de 300kN/m/m para a rigidez da mola de contato vertical. O coeficiente de atrito axial é igual a 0,3, sendo que o deslocamento de mobilização da força de atrito nesta direção é igual a 0,03m. Ou seja, a força de atrito axial que atua em um determinado nó varia linearmente com seu deslocamento, atingindo seu valor máximo quando o deslocamento for igual a 0,03m.

Já para a direção lateral, um valor usual para o coeficiente de atrito é igual a 0,5, com deslocamento de mobilização igual a 0,2m. Entretanto, para a realização das simulações de lançamento, um coeficiente de atrito lateral maior foi utilizado, igual a 2,5. Este coeficiente foi adotado de maneira a garantir que o duto se mantenha na rota preestabelecida, já que o objetivo da aplicação da ferramenta numérica é exatamente avaliar esta rota, comparando o raio de curvatura horizontal desenvolvido com o raio de mínimo necessário para manter o equilíbrio lateral do duto apoiado.

Desta maneira, a simulação é capaz de identificar os vãos livres, os níveis de trações residuais e de tensões atuantes na parede do duto exatamente para a rota preestabelecida. Para que o raio mínimo de curvatura horizontal seja verificado com o coeficiente de atrito correto, emprega-se a equação 7.1.

8.4.5 Modelos dos Dutos

Foram simulados os lançamentos de dois tipos de duto com seções transversais distintas na rota candidata gerada pelo *OtimRota*: um com 8” e outro com 16” de diâmetro nominal. O objetivo foi avaliar as diferenças de resultados obtidos pelo algoritmo implementado para um duto mais flexível e para um duto mais rígido. A Tabela 8.4 apresenta as principais características destes dutos.

Tabela 8.4 – Principais propriedades dos dutos

Propriedade	Duto 8”	Duto 16”	Unidade
Diâmetro externo	8.625	16.000	in
Espessura de parede	0.50	0.75	in
Módulo de elasticidade do aço	207	207	GPa
Tensão de escoamento do aço (X60 [96])	414	414	MPa
Peso específico do aço	77.0	77.0	kN/m ³
Espessura do revestimento de peso	2.00	2.00	in
Peso específico do revestimento (concreto)	23.5	23.5	kN/m ³

Apesar de o exemplo descrito na Seção 8.2 mostrar que é possível utilizar malhas de elementos finitos menos refinadas, de modo a diminuir o custo computacional das simulações de lançamento, para a execução destas simulações optou-se por utilizar uma malha mais refinada com elementos de 1m de comprimento. Isto porque a microbatimetria utilizada no estudo apresenta variações de 1,5m (1,0m x 1,5) de profundidade entre duas curvas de nível adjacentes e resultados mais precisos são obtidos considerando a malha dos dutos com uma ordem de grandeza levemente inferior à diferença de altura das curvas de nível da batimetria.

Utilizando uma discretização de malha com 1m de comprimento, no caso do exemplo com fundo plano horizontal, foi possível aplicar um deslocamento no ponto de lançamento igual a 0,2m e um valor de ΔL_0 na equação 8.2 igual a 0,3m, que também foi adotado para este caso com batimetria irregular.

Ainda tomando como base os resultados obtidos com as simulações do exemplo da Seção 8.2, cujo duto de 8 polegadas de diâmetro nominal é o mesmo utilizado nas simulações apresentadas na seção atual, definiu-se que, da mesma maneira, a tração horizontal a ser mantida para este duto seria de 57,5kN. Já no caso do duto de 16 polegadas de diâmetro nominal, foram realizadas novas simulações preliminares, nas quais se definiu uma tração horizontal a ser mantida nas simulações de lançamento igual a 190kN.

A Figura 8.27 apresenta um perfil do modelo inicial gerado para os dois dutos analisados.

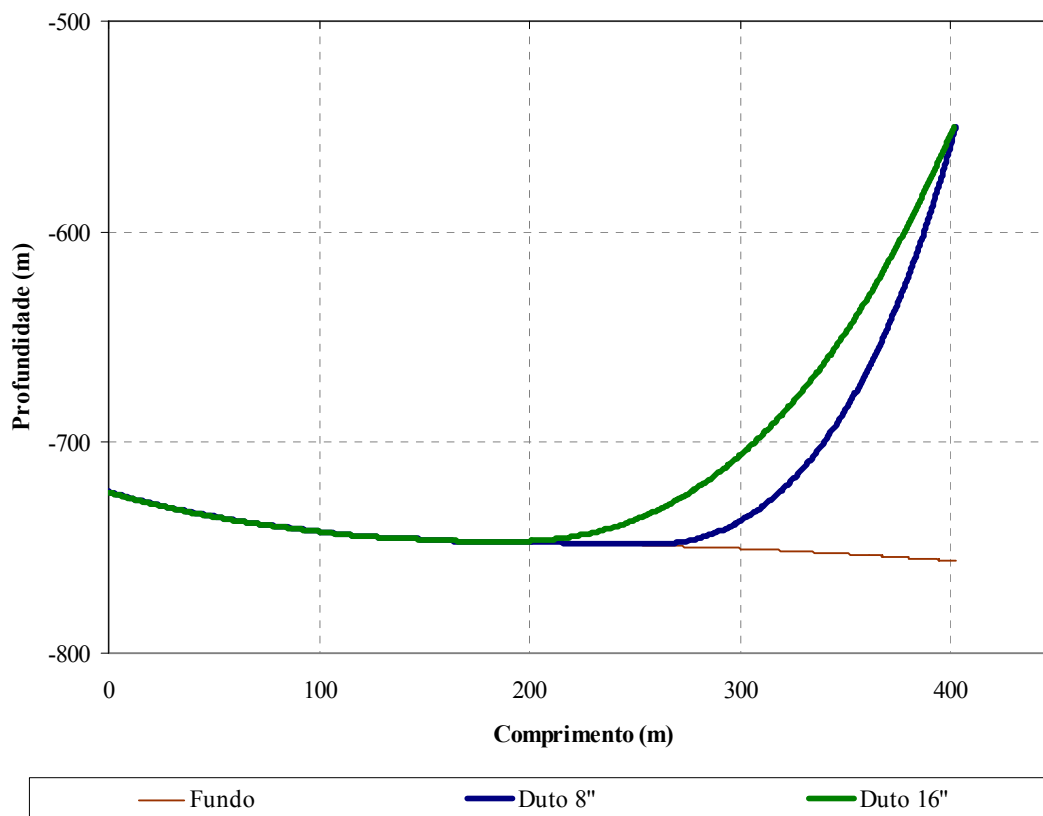


Figura 8.27 – Modelos iniciais dos dutos de 8 e 16 polegadas analisados

8.4.6 Resultados

Configuração Final: Perfil das Deformadas ao Longo da Rota

Após a execução das simulações de lançamento, foram obtidas as configurações apoiadas dos dutos na rota preestabelecida. As figuras 8.28 e 8.29 apresentam as deformadas finais dos dutos de 8" e 16", respectivamente, sobre o perfil do solo ao longo da rota. Deve-se ressaltar que, por falta de espaço, estas figuras apresentam os eixos das profundidades fora de escala com relação aos eixos dos comprimentos.

Estas figuras são auxiliadas pelas deformadas apresentadas nas figuras 8.30, 8.31, 8.32, 8.33, 8.34, 8.35, para o duto de 8" e apresentadas nas figuras 8.36, 8.37, 8.38, 8.39, 8.40, 8.41 para o duto de 16", extraídas diretamente do módulo de visualização tridimensional contido no programa SITUA-Prosím.

Pode-se constatar que, devido à menor rigidez, o duto de 8" acomodou-se melhor nas imperfeições de relevo do solo, sendo que o duto de 16" gerou, visivelmente, um número maior de vãos livres.

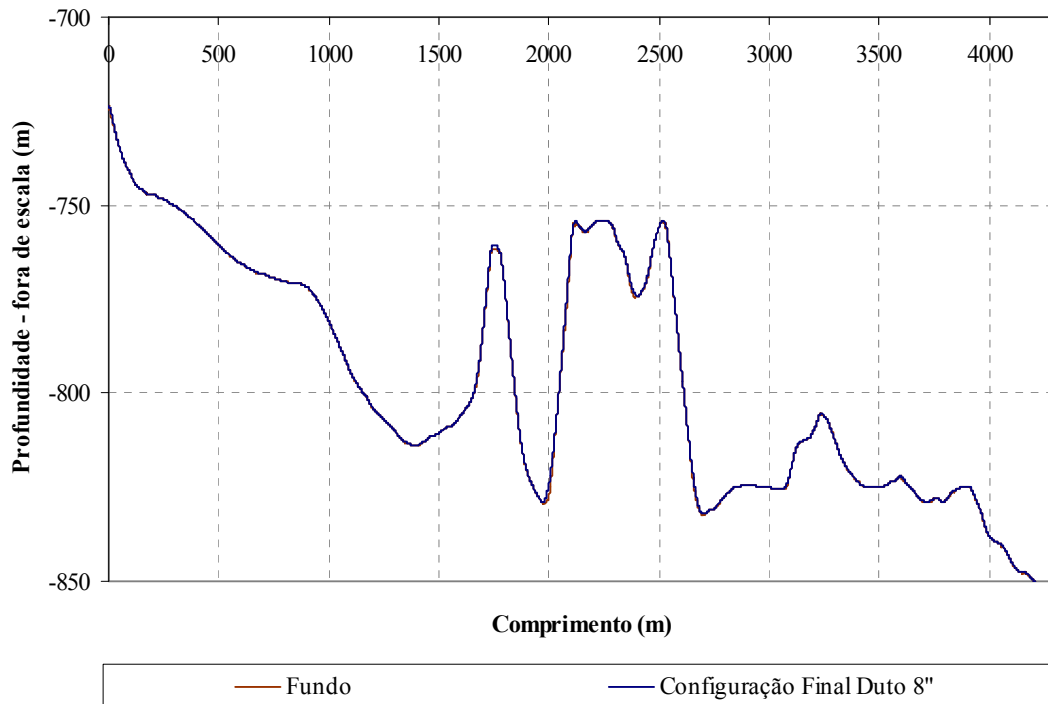


Figura 8.28 – Perfil da deformada ao longo da rota (fora de escala) – duto 8”

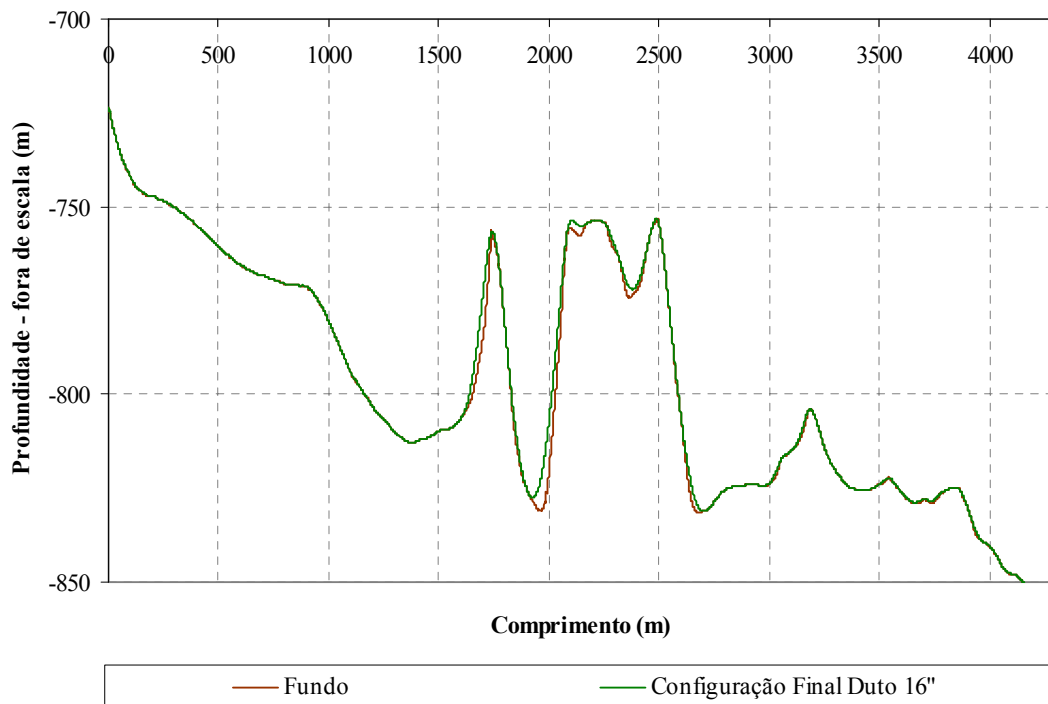


Figura 8.29 – Perfil da deformada ao longo da rota (fora de escala) – duto 16”

Deformadas do Duto de 8 polegadas

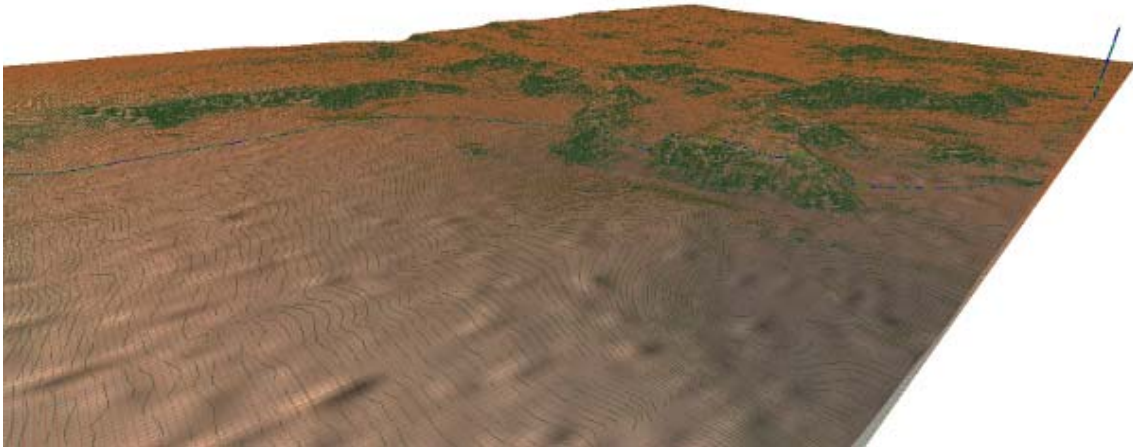


Figura 8.30 – Configuração final apoiada – visão geral – duto 8”

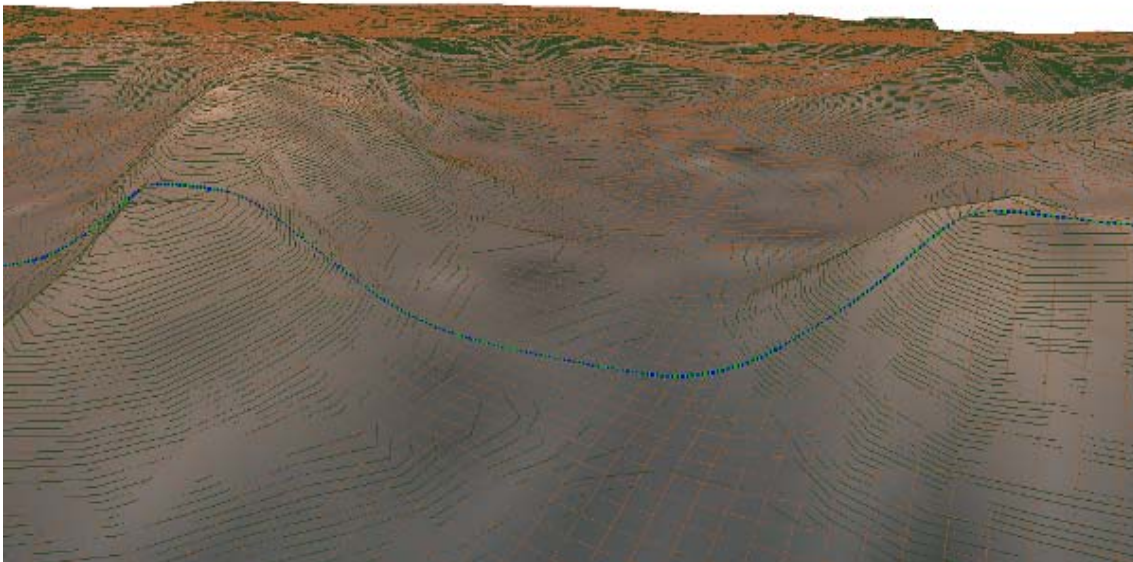


Figura 8.31 – Configuração final apoiada – visão do vale – duto 8”

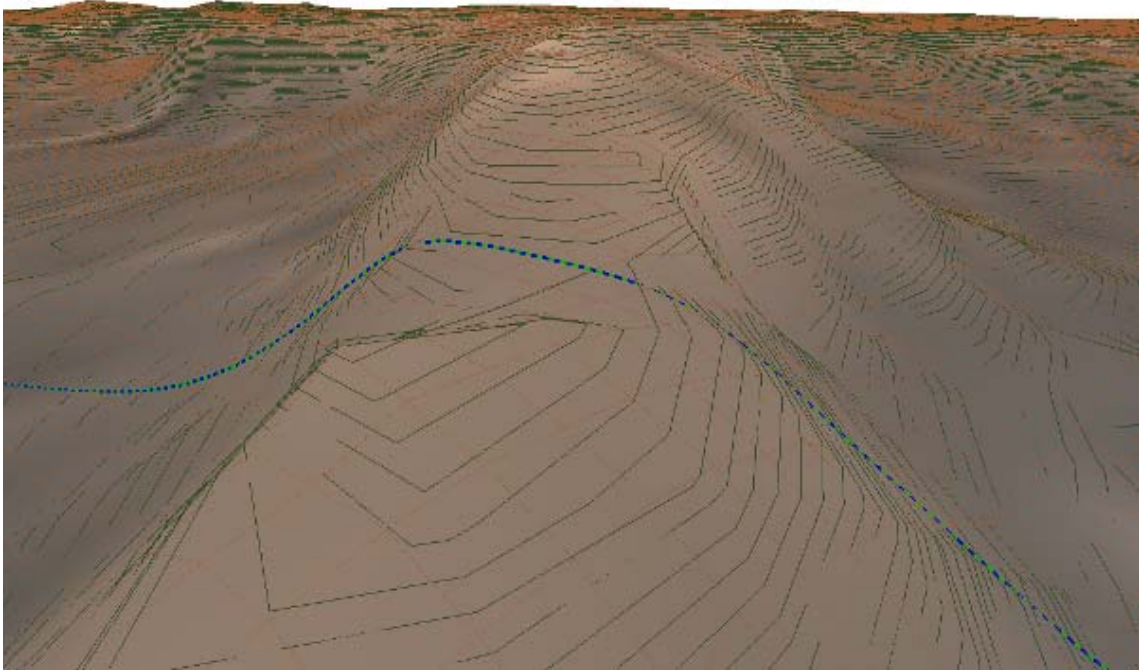


Figura 8.32 – Configuração final apoiada – visão do pico principal – duto 8”

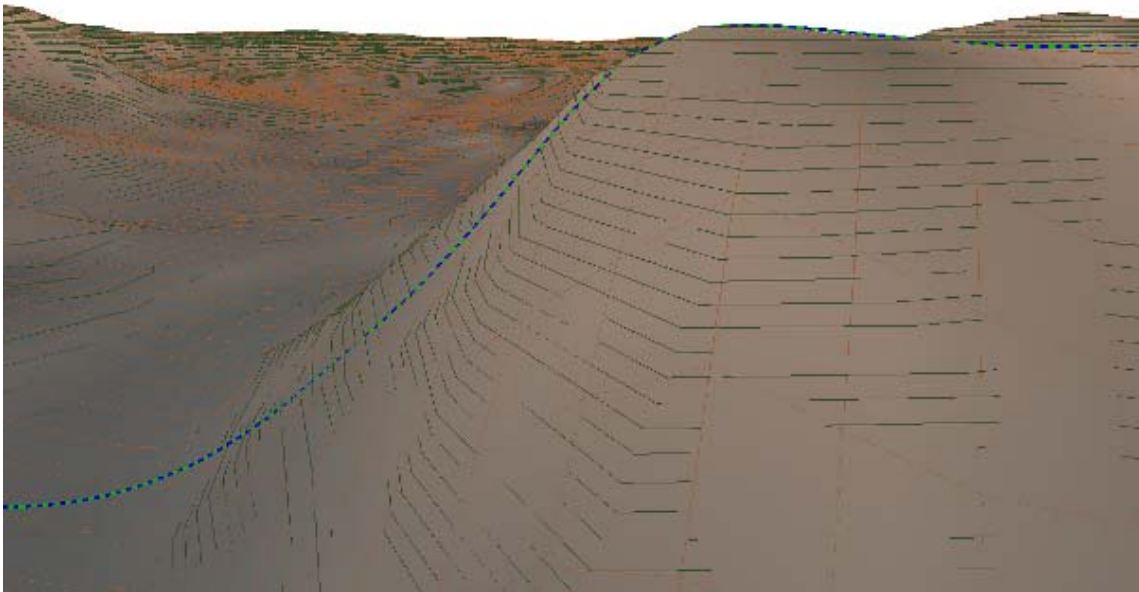


Figura 8.33 – Configuração final apoiada – visão da subida do planalto – duto 8”

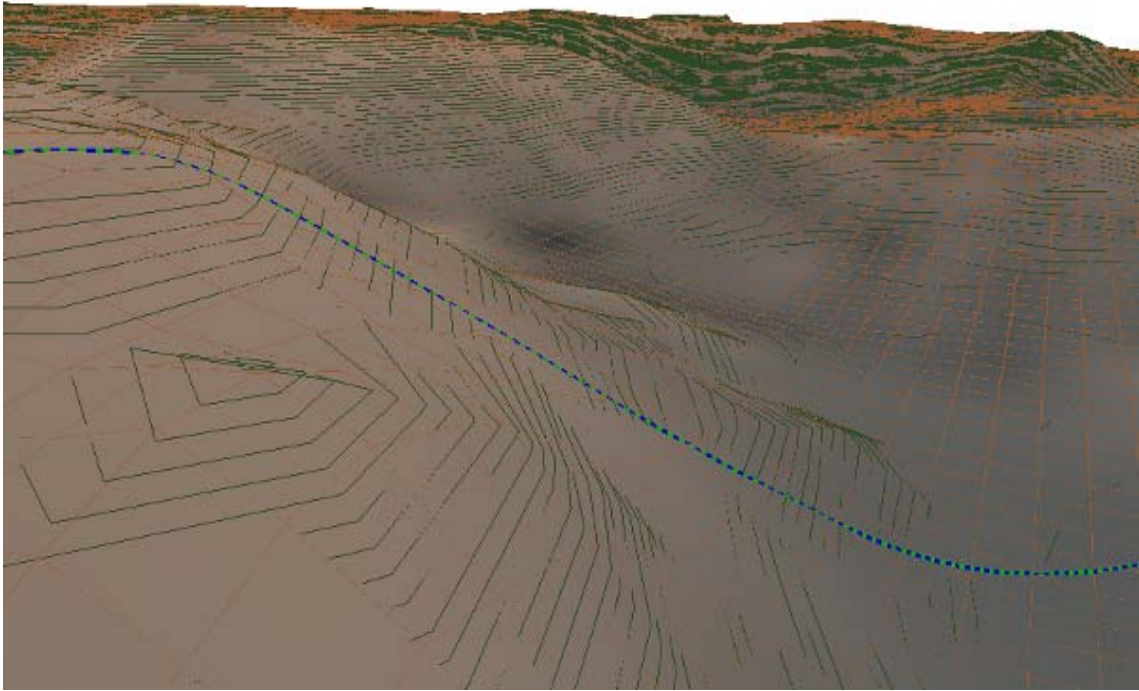


Figura 8.34 – Configuração final apoiada – visão da descida do planalto – duto 8”

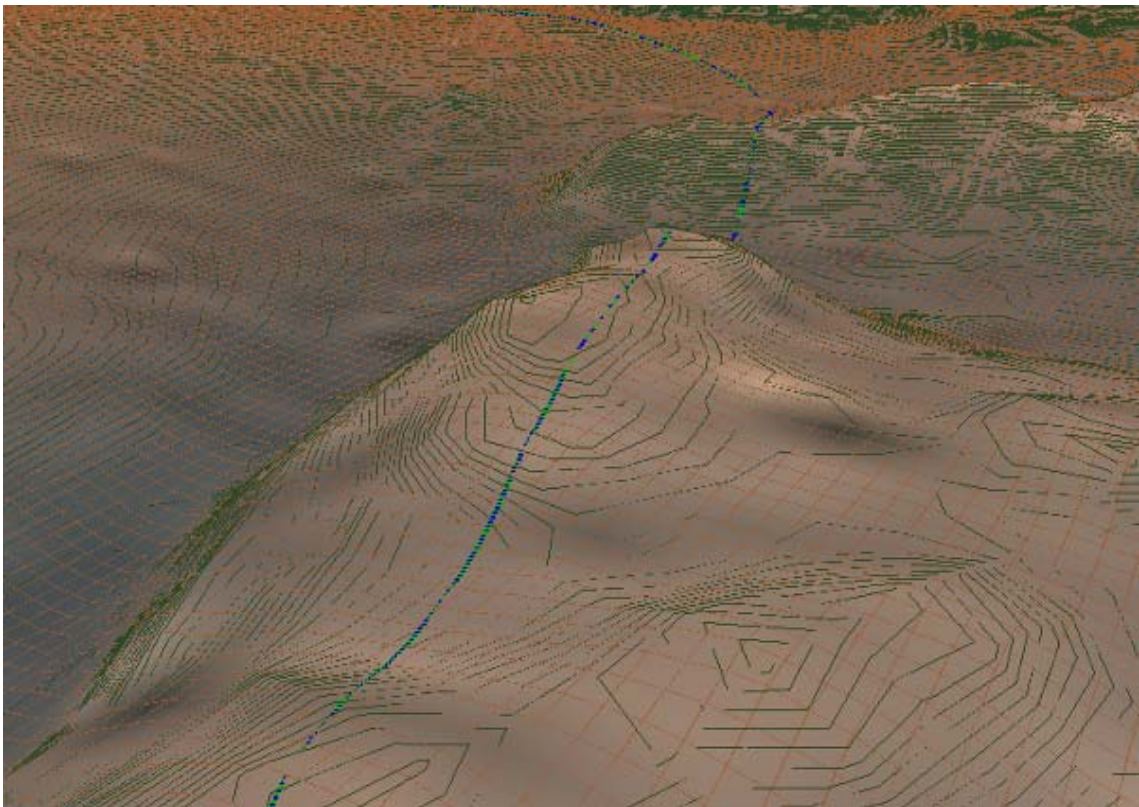


Figura 8.35 – Configuração final apoiada – visão do planalto e vale – duto 8”

Deformadas do Duto de 16 polegadas

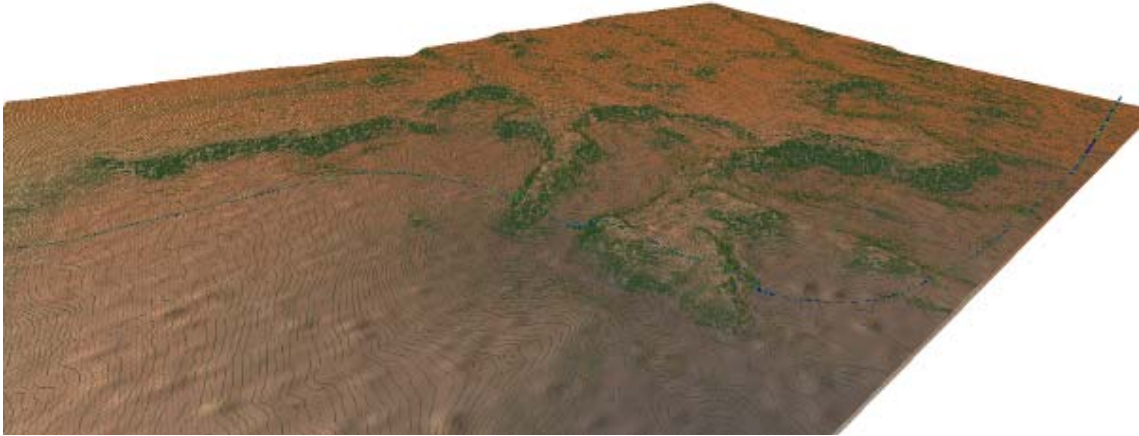


Figura 8.36 – Configuração final apoiada – visão geral – duto 16”

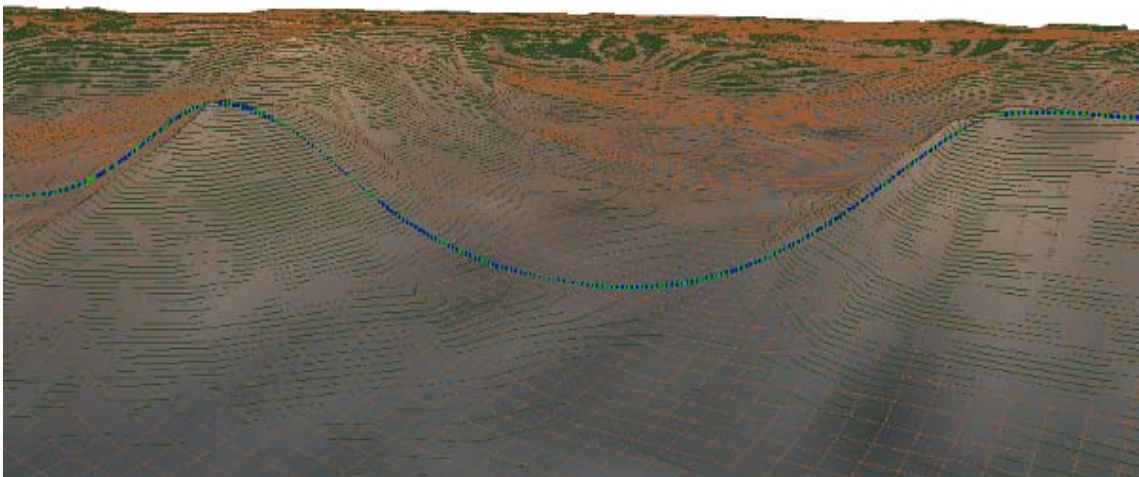


Figura 8.37 – Configuração final apoiada – visão do vale – duto 16”

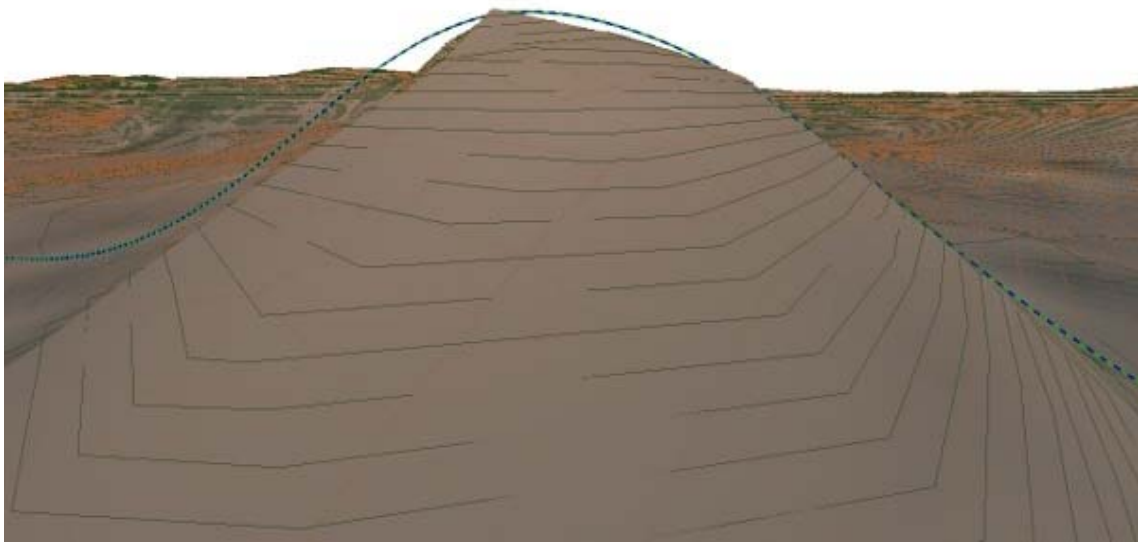


Figura 8.38 – Configuração final apoiada – visão do pico principal – duto 16”

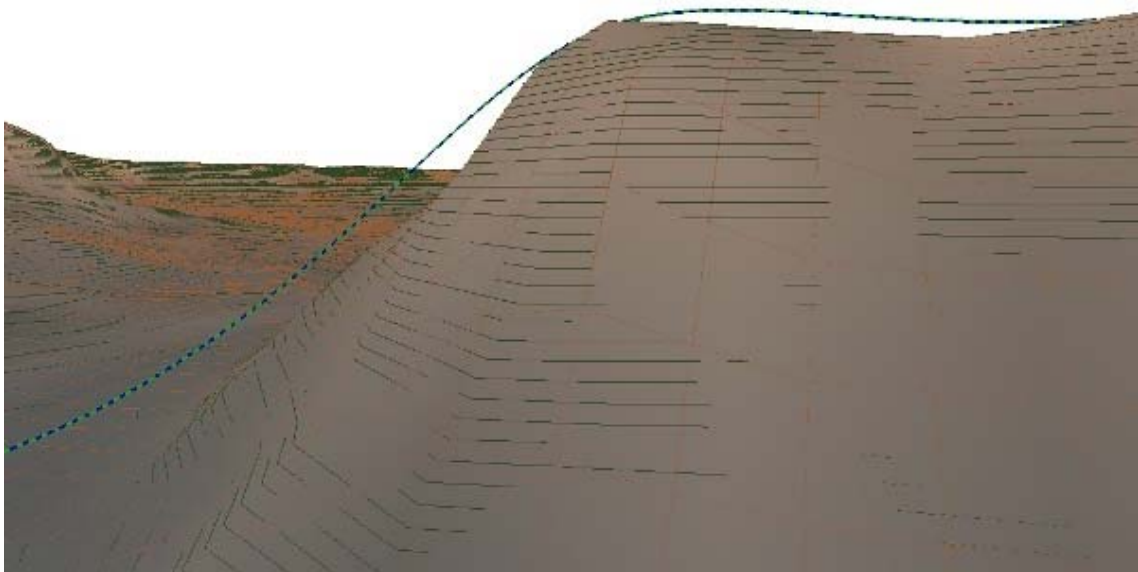


Figura 8.39 – Configuração final apoiada – visão da subida do planalto – duto 16”

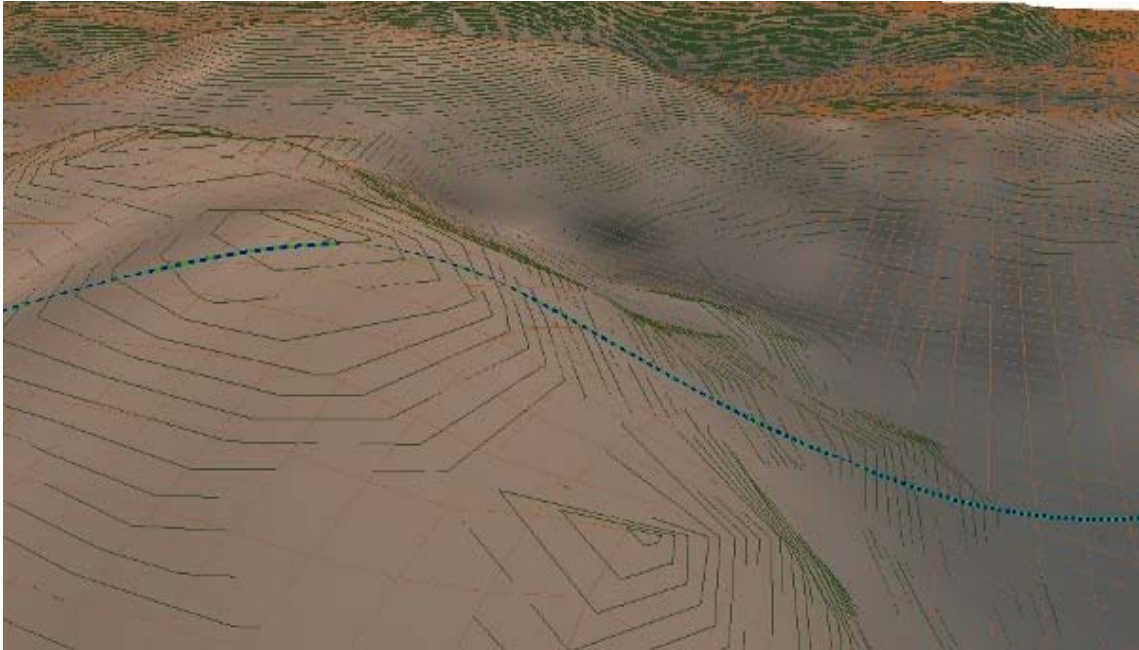


Figura 8.40 – Configuração final apoiada – visão da descida do planalto – duto 16”

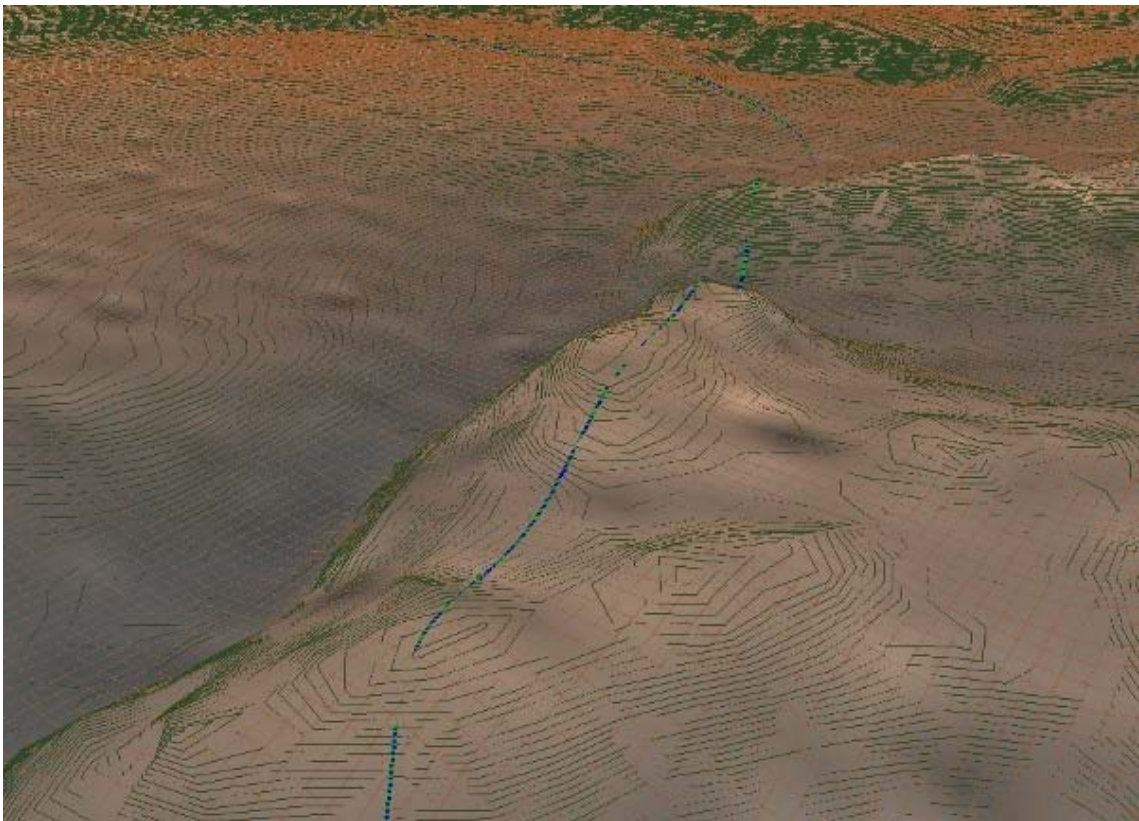


Figura 8.41 – Configuração final apoiada – visão do planalto e vale – duto 16”

Pontos Relevantes

Para um melhor entendimento dos demais resultados apresentados a seguir, a Figura 8.42 apresenta alguns pontos relevantes ao longo da rota estudada:

- Ponto 1 – início do primeiro trecho curvo desenvolvido pela rota;
- Ponto 2 – fim do primeiro trecho curvo desenvolvido pela rota;
- Ponto 3 – início da subida do pico principal;
- Ponto 4 – fim da descida do pico principal;
- Ponto 5 – início da subida do planalto;
- Ponto 6 – início do segundo trecho curvo desenvolvido pela rota;
- Ponto 7 – fim da descida do planalto;
- Ponto 8 - fim do segundo trecho curvo desenvolvido pela rota.

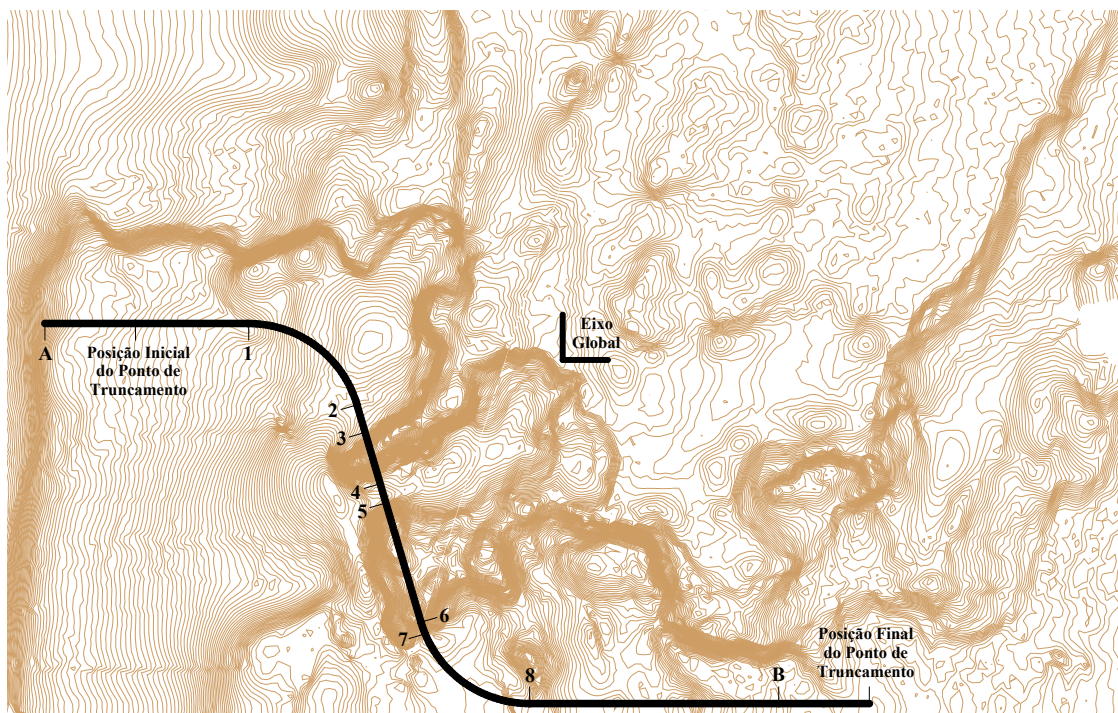


Figura 8.42 – Pontos relevantes da rota

Trações Residuais

A Figura 8.43 apresenta os resultados de trações residuais nos dutos analisados, onde também estão demarcados os pontos relevantes descritos no subitem anterior.

Observa-se que os maiores níveis de trações residuais encontrados nos trechos em curva da rota (entre os pontos relevantes 1-2 e 6-8) foram iguais a 101kN para o duto de 8" e 280kN para o duto de 16". Sabendo-se que o coeficiente de atrito do solo considerado para estas simulações foi igual 0,5 e utilizando a equação 7.1, pode-se concluir que o raio mínimo que poderia ter sido desenvolvido pela rota era de 241m para o duto de 8" e 382m para o duto de 16".

Como ambos os raios desenvolvidos pela rota candidata eram iguais a 500m, esta rota não seria penalizada quanto ao critério de raio mínimo de curvatura horizontal pelo *OtimRota*.

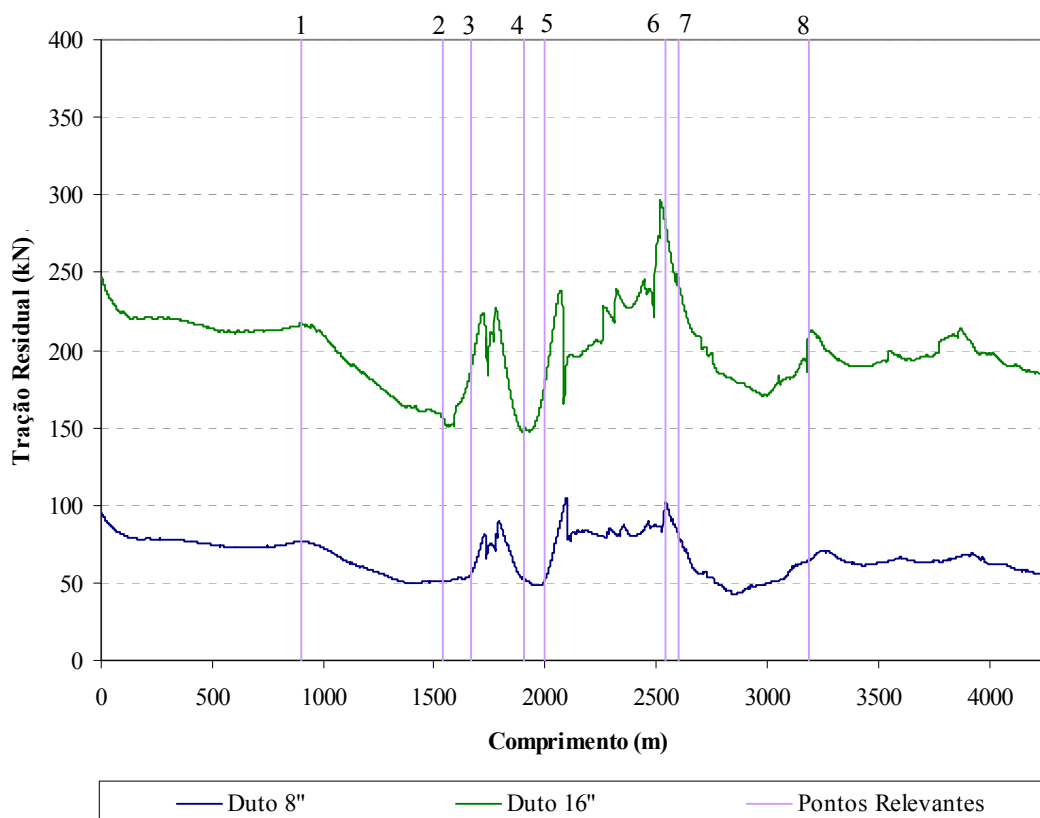


Figura 8.43 – Tração residual nos dutos após a simulação de lançamento

Tensões de Von Mises

A Figura 8.44 apresenta os níveis de tensões de Von Mises calculados na parede externa de ambos os dutos em suas configurações finais apoiadas no leito marinho.

Pode-se observar, como seria de se esperar, que os maiores valores de tensões são encontrados entre os pontos 3-4 (pico principal atravessado pela rota), 5-7 (subida e descida íngreme do planalto) e próximo ao ponto 8 (fim do trecho curvo da rota, onde há a presença de um pico de relevo menor). Após o ponto 8, há ainda valores elevados de tensões atuantes no duto, devido a ondulações menores no perfil do solo.

Verifica-se, a partir da Figura 8.44 que, em ambos os dutos, houveram diversos pontos de plastificação, baseado no limite de 80% da tensão de escoamento recomendado pela API-RP-2RD [97].

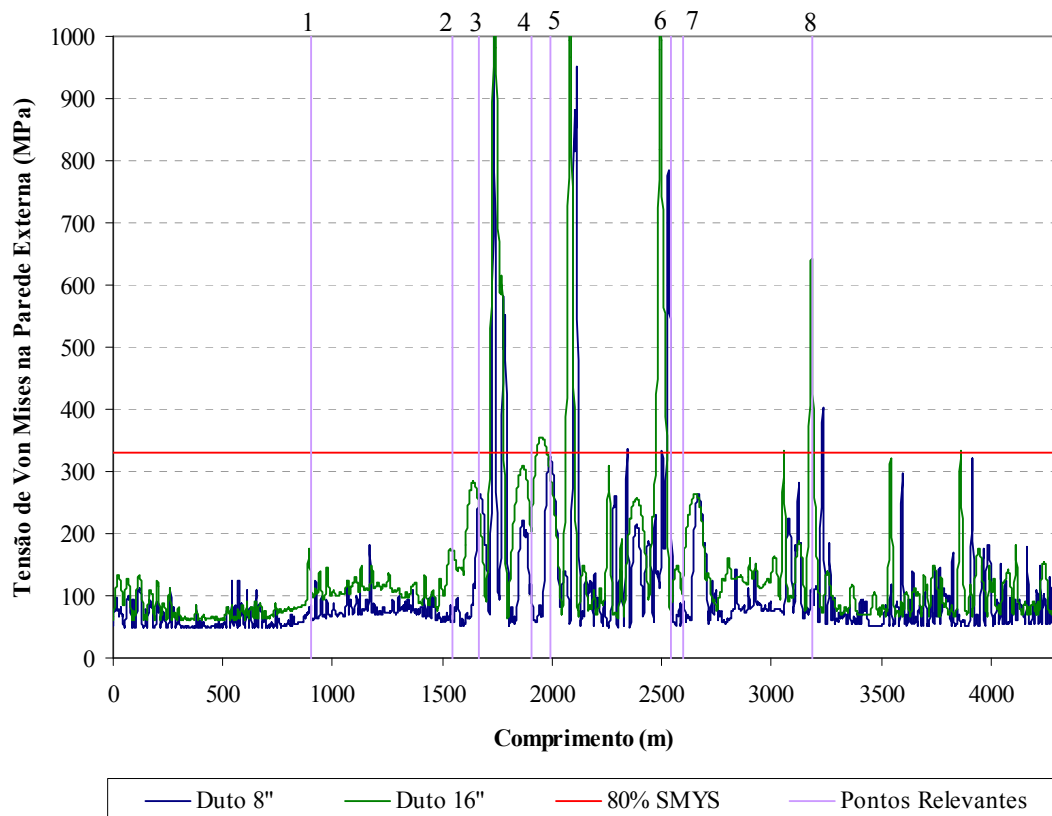


Figura 8.44 – Tensões de Von Mises calculadas nas paredes externas dos dutos após a simulação de lançamento

Identificação de Vãos Livres

As tabelas 8.5 e 8.6 apresentam os vãos livres encontrados a partir dos resultados das simulações. Era de se esperar que os comprimentos dos vãos livres encontrados para o duto de 8” fossem menores que os encontrados para o duto de 16”. De posse destes resultados, o *OtimRota* é capaz de analisar a rota com relação aos critérios de fadiga, descritos na Seção 7.7, penalizando a rota se for o caso.

Tabela 8.5 – Vãos livres encontrados para o duto de 8 polegadas

Vão	Ponto Inicial (m)	Ponto Final (m)	Comprimento (m)
1	1661.0	1689.0	28.0
2	1698.0	1774.0	76.0
3	1849.0	1863.0	14.0
4	1966.0	2027.0	61.0
5	2050.0	2136.0	86.0
6	2294.0	2325.0	31.0
7	2357.0	2398.0	41.0
8	2432.0	2456.0	24.0
9	2640.0	2705.0	65.0
10	3070.0	3086.0	16.0
11	3600.0	3609.0	9.0

Tabela 8.6 – Vãos livres encontrados para o duto de 16 polegadas

Vão	Ponto Inicial (m)	Ponto Final (m)	Comprimento (m)
1	956.0	968.0	12.0
2	1112.0	1121.0	9.0
3	1610.0	1771.0	161.0
4	1817.0	1891.0	74.0
5	1914.0	2076.0	162.0
6	2087.0	2165.0	78.0
7	2262.0	2308.0	46.0
8	2323.0	2438.0	115.0
9	2464.0	2488.0	24.0
10	2522.0	2546.0	24.0
11	2561.0	2591.0	30.0
12	2602.0	2692.0	90.0
13	3013.0	3050.0	37.0
14	3065.0	3078.0	13.0
15	3123.0	3179.0	56.0
16	3508.0	3535.0	27.0
17	3549.0	3558.0	9.0
18	3570.0	3577.0	7.0
19	3678.0	3687.0	9.0
20	3719.0	3767.0	48.0
21	3871.0	3891.0	20.0
22	3917.0	3953.0	36.0
23	4150.0	4161.0	11.0
24	4181.0	4191.0	10.0
25	4221.0	4232.0	11.0
26	4295.0	4309.0	14.0

8.4.7 Avaliação dos Resultados

Diferentemente dos dois primeiros estudos de caso apresentados nas Seções 8.2 e 8.3, considerações analíticas não podem ser formuladas de maneira a avaliar a ferramenta numérica implementada. Isto se deve ao elevado grau de complexidade deste estudo de caso.

Entretanto, os resultados obtidos demonstram coerência:

- Foi detectado um maior número de vãos livres com a simulação de lançamento do duto de 16 polegadas (mais rígido).
- Os vãos livres foram obtidos nas regiões mais prováveis: depressões com inclinações acentuadas, vales e picos de relevo.
- As tensões atuantes na parede do duto foram maiores nos pontos em que haviam grandes mudanças de inclinação do relevo.

9 COMENTÁRIOS FINAIS

9.1 Conclusões

Este trabalho apresentou o desenvolvimento de uma ferramenta computacional para a determinação da configuração apoiada de dutos submarinos lançados no leito marinho. Esta ferramenta foi incorporada ao programa SITUA-Prosim, capaz de simular inúmeras operações em ambiente *offshore*. Dentre as principais características do algoritmo desenvolvido, destacam-se:

- Utilização de simulações quasi-estáticas, já que o objetivo da ferramenta numérica é a obtenção da configuração apoiada do duto no leito marinho e não o seu comportamento dinâmico durante o procedimento de lançamento.
- Truncamento do modelo, de modo a tornar a simulação independente do método de lançamento. Sendo assim, o ponto de truncamento passa a ser o ponto de lançamento do duto, cujo movimento é prescrito ao longo da rota através de incrementos de deslocamento de um passo para outro da simulação.
- Controle do lançamento progressivo do duto, ou “pagamento”, através do aumento do comprimento indeformado do elemento finito ligado ao ponto de truncamento do modelo, considerando a formulação do elemento de pórtico co-rotacionado. Este controle é realizado de maneira a manter a tração horizontal de lançamento especificada, que pode ser um valor constante ou variar ao longo da rota percorrida, sendo função do posicionamento do ponto de lançamento ao longo da rota ou da profundidade da lâmina d’água.
- Subdivisão do elemento de topo ao atingir um comprimento limite, gerando, durante a realização da simulação de lançamento, novos elementos finitos na malha. Este comprimento limite foi definido de maneira a manter o refinamento da malha inicialmente definido. Para tal, foi empregado o “Procedimento dos Elementos Criados / Eliminados”, sendo necessário desenvolver rotinas que atualizam a topologia da malha sempre que um novo elemento é adicionado ou retirado da simulação.

Como resultado, a ferramenta numérica desenvolvida pode ser associada ao programa OtimRota, para síntese e otimização de rotas de dutos. Este programa utiliza

algoritmos evolutivos para gerar inúmeras rotas candidatas a serem avaliadas, segundo diversos critérios, de modo a identificar a melhor rota para o duto submarino na região.

Através dos resultados das simulações de lançamento, obtidos com a ferramenta numérica desenvolvida neste trabalho, o OtimRota passa a ser capaz de verificar os seguintes critérios:

- Problemas de fadiga no duto nos trechos em vãos livres. A passagem da correnteza de fundo nestes trechos pode ocasionar o desprendimento de vórtices no duto, gerando uma oscilação que pode diminuir sua vida à fadiga.
- Raio mínimo de curvatura horizontal da rota. Ao ser lançado no leito marinho, o atrito axial com o solo mantém o duto com uma determinada tração residual de lançamento. Nos trechos curvos da rota, esta tração residual atuante no duto tende a retificá-lo, fazendo com que ele fuja da rota predefinida. O atrito lateral com o solo deve ser capaz de manter o duto equilibrado. Para isso, em cada situação existe um raio mínimo de curvatura horizontal que pode ser desenvolvido pela rota para manter este equilíbrio.

Quanto à validação da ferramenta computacional, sabe-se que isto em geral requer comparações de resultados obtidos com algum outro resultado já estabelecido: sejam resultados de ensaios experimentais, de outros programas numéricos já validados, ou de cálculos analíticos. Inicialmente, é importante recordar que todas as formulações de elementos finitos e os algoritmos de solução que se encontravam originalmente implementados no programa Prosim já haviam sido validados anteriormente, através da comparação com resultados experimentais e os fornecidos por outros programas numéricos.

Restaria então validar os algoritmos desenvolvidos especificamente neste trabalho. Como para as aplicações apresentadas não estavam disponíveis resultados experimentais, e também não estava disponível nenhum programa numérico incorporando os recursos desenvolvidos neste trabalho, uma avaliação qualitativa foi obtida através da comparação dos resultados obtidos com resultados esperados através de considerações analíticas para os dois primeiros estudos de caso, respectivamente em fundo plano horizontal e em fundo com vãos simples pré-definidos.

Os resultados obtidos para o primeiro caso (fundo plano horizontal) permitiram levantar conclusões, principalmente com relação à profundidade ideal do ponto de

truncamento do modelo, refinamento de malha, incremento de deslocamento no ponto de lançamento e custo computacional. O segundo caso procurou avaliar a configuração final apoiada do duto atravessando diferentes tipos de vãos. Os resultados obtidos mostraram-se em acordo com as considerações analíticas.

O terceiro estudo de caso procurou ilustrar a utilização da ferramenta numérica desenvolvida na simulação do lançamento de dutos ao longo de uma rota candidata proposta pelo *OtimRota*. Para tal, foi utilizado um cenário com batimetria de fundo bastante irregular e foram utilizados dois tipos de duto, com seções distintas (8 e 16 polegadas). A rota candidata analisada não era a melhor rota, tendo sido tomada como exemplo por passar por uma região bastante acidentada, onde inúmeros vãos livres poderiam ser detectados pelo algoritmo implementado.

Este estudo de caso, devido ao seu grau de complexidade, não pôde ser comparado com resultados analíticos. Porém, os resultados obtidos demonstraram coerência:

- Foi detectado um maior número de vãos livres com a simulação de lançamento do duto de 16 polegadas (mais rígido).
- Os vãos livres foram obtidos nas regiões mais prováveis: depressões com inclinações acentuadas, vales e picos de relevo.
- As tensões atuantes na parede do duto foram maiores nos pontos em que haviam grandes mudanças de inclinação do relevo.

9.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

9.2.1 Ferramenta de Criação e Eliminação de Elementos para Aplicações Diversas

A ferramenta numérica de criação de elementos finitos foi desenvolvida neste trabalho com a finalidade de se obter a configuração apoiada de um duto submarino lançado no leito marinho. Esta funcionalidade possibilitou a identificação de vãos livres e a obtenção dos níveis de trações residuais por um programa dedicado à otimização de rotas de dutos.

Entretanto, esta ferramenta numérica pode ser facilmente adaptada para que o programa seja capaz de simular inúmeras outras operações marítimas. A seguir são apresentados alguns exemplos de simulações que poderiam ser beneficiadas através de pequenas mudanças no código da ferramenta desenvolvida.

Lançamentos de Equipamentos Submarinos

Equipamentos submarinos pesados são lançados constantemente no leito marinho com o objetivo de efetuar o controle da vazão e monitoramento da produção de petróleo proveniente dos poços.

O procedimento de lançamento é geralmente realizado acoplando-se cabos de aço ou poliéster a estes equipamentos. A embarcação de lançamento posiciona o equipamento na superfície da água com a ajuda de um guindaste e vai pagando o cabo acoplado ao equipamento até que o equipamento atinja o leito marinho na posição de projeto predeterminada.

A ferramenta de criação de novos elementos finitos durante uma simulação numérica pode ser facilmente adaptada para a simulação de operações deste tipo.

Operações de Pull-In de Risers

Os dutos de elevação vertical, ou *risers*, são instalados nas plataformas através de operações geralmente conhecidas como “*pull-in*” [98,99]. Estas operações envolvem o constante pagamento e recolhimento de cabos auxiliares de modo a alocar os *risers* na correta posição de projeto.

Novamente, a adaptação da ferramenta numérica apresentada neste trabalho pode fazer com que o programa seja capaz de simular estes tipos de operações marítimas.

Operações de Tie-In de Dutos

Outro tipo de operação marítima que envolve o constante pagamento e recolhimento de cabos auxiliares é aquela em que duas extremidades de dutos apoiados no leito marinho precisam ser unidas através de processos de soldagem.

Um procedimento bastante comum para resolver este problema, conhecido como “*tie-in*”, é realizado acoplando-se cabos auxiliares nos dutos que serão unidos e içando estes cabos de modo a realizar o processo de soldagem acima da superfície marítima.

9.2.2 Eliminação de Elementos Finitos

União de Elementos

No Capítulo 6 discutiu-se o procedimento implementado no programa SITUA-Prosím com o objetivo de efetuar a subdivisão de um elemento de topo cujo comprimento indeformado viesse a atingir o dobro de seu comprimento indeformado inicial.

Entretanto, em outras aplicações, como as descritas no item anterior, pode ser necessário “recolher” linhas ao invés de apenas “pagar”. Nesses casos o valor de $\Delta L_0^{(t)}$ na equação 5.1 pode ser negativo, ocasionando a diminuição do comprimento indeformado do elemento que representa o pagamento da linha. Nestes casos, o comprimento indeformado do elemento de topo tenderia a zero, levando à necessidade de sua eliminação. Para isso, novas rotinas numéricas podem ser desenvolvidas com o objetivo de tratar problemas como este. Estas rotinas terão como fundamento a capacidade de unir o elemento cujo comprimento indeformado atingiu o limite mínimo ao elemento adjacente.

Elementos Estabilizados

Durante a execução das simulações de lançamento de dutos abordadas neste trabalho, novos elementos finitos são constantemente criados no topo da malha. A cada novo elemento adicionado, o custo computacional da simulação eleva-se.

Como as simulações de lançamento são executadas ao longo de rotas quilométricas, o custo computacional total aumenta consideravelmente à medida que a simulação vai avançando. Esta afirmação pode ser constatada através das figuras apresentadas no Item 8.2.5.

Para contornar o problema, os elementos que já estejam apoiados no solo marinho e não mais apresentem variações de posição e esforços (representados pelo segmento “AB” da Figura 4.1) podem ser retirados da simulação. Sendo assim, os resultados obtidos para os elementos eliminados podem ser armazenados para serem utilizados posteriormente pelo programa de otimização.

9.2.3 Simulações Dinâmicas de Lançamento de Dutos

O algoritmo apresentado durante o desenvolvimento deste trabalho foi direcionado à obtenção da configuração apoiada do duto no leito marinho após o lançamento.

Entretanto, eliminando-se o truncamento do duto e adaptando o algoritmo implementado para ser executado em conjunto com simulações dinâmicas, a ferramenta numérica passa a ser capaz de analisar a execução do lançamento propriamente dito. O programa SITUA/Prosim possui, atualmente, um módulo voltado especialmente para a simulação de lançamento de dutos submarinos, chamado PETROPIPE. Este módulo é capaz de representar muitas das características presentes em um lançamento real do tipo *S-Lay* e *J-Lay*, como:

- A embarcação de lançamento e seu comportamento frente aos carregamentos ambientais de onda, vento e correnteza de maneira acoplada com as linhas;
- A estrutura reticulada que acomoda o duto com a finalidade de suavizar sua curvatura de saída da embarcação, conhecida como “*stinger*”;
- Os berços de roletes presentes no *stinger*, sobre os quais o duto desliza para ser lançado na água;

- O contato entre os berços de roletes e os dutos [11,12];
- Algoritmos de relaxação dinâmica [100], capazes de obter a configuração inicial do duto com seus respectivos esforços iniciais;

Entretanto, as simulações de lançamento realizadas pelo módulo PETROPIPE até então não comportam a representação do pagamento do duto propriamente dito. Estas simulações são realizadas dinamicamente, mas sem que ocorram modificações no comprimento do duto pago. Esta situação geralmente ocorre em um lançamento real durante o intervalo destinado à soldagem de um novo tubo que irá compor o duto submarino.

A associação dos recursos atualmente presentes no programa SITUA-Prosim com as ferramentas de simulação de pagamento de dutos propostas neste trabalho seriam um grande avanço na análise deste tipo de operação marítima.

9.2.4 Outros Tipos de Critério de Controle de Lançamento

A Seção 5.2 apresentou o procedimento utilizado para controlar o lançamento progressivo do duto. Entretanto, outros tipos de controle podem ser idealizados, dependendo da finalidade da simulação.

Comprimento Indeformado Calculado pela Teoria da Elasticidade

Esta formulação é baseada nas hipóteses e conceitos físicos e geométricos abordados pela Teoria da Elasticidade [90]. Ao invés incrementar o comprimento indeformado do elemento em um valor constante definido pelo projetista, como descrito no Item 5.2.2, caso o valor da tração horizontal atuante seja maior que o valor da tração a ser mantida, o comprimento indeformado do elemento de topo pode ser obtido a partir da equação 9.1, derivada da Lei de Hooke:

$$L_0^{(t_i)} = \left(\frac{EA^{(t_i)} \cdot L^{(t_{i-1})}}{EA^{(t_{i-1})} + F_x^{(t_i)}} \right) \quad (9.1)$$

onde:

$L_0^{(t_i)}$ – comprimento indeformado do elemento no passo atual;

$L^{(t_i)}$ – comprimento total do elemento no passo imediatamente anterior;

$EA^{(t_i)}$ – rigidez axial do elemento no passo imediatamente anterior;

$F_x^{(t_i)}$ – nível de tração axial a ser mantido para o passo atual, obtido a partir da composição da componente vertical atuante com a componente horizontal $F_H^{(d)}$ a ser mantida.

Ajuste Considerando Máquina de Tração

Este procedimento é o mais representativo das operações reais de lançamento de dutos, podendo ser utilizado em conjunto com simulações dinâmicas, como as apresentadas no Item 9.2.3. Consiste em atualizar o comprimento indeformado do elemento de extremidade de acordo com dados obtidos de uma máquina de tração que se encontra presente em embarcações de lançamento.

A máquina de tração é um equipamento dotado de roletes que se acoplam ao duto que está sendo lançado, como apresentado na Figura 2.3. Durante o procedimento de lançamento, o operador calibra a máquina de modo a controlar a tração atuante no duto dentro de uma faixa predeterminada.

Caso a tração atuante exceda o limite superior predefinido pelo operador da máquina, os roletes giram em conjunto de forma a pagar um trecho do duto, aliviando a tração. Caso a tração de topo fique abaixo do limite inferior predefinido pelo operador da máquina, os roletes giram em conjunto de forma a recolher um trecho do duto, aumentando a tração.

Este processo de pagamento e recolhimento do duto ocorre constantemente durante uma operação de lançamento, pois a incidência de carregamentos ambientais variáveis (como os carregamentos de onda) faz com que a tração atuante seja aumentada ou aliviada a todo o instante.

A implementação deste equipamento no programa numérico requer a consideração de alguns dados de entrada fornecidos pelo operador da máquina no caso de um lançamento real como, por exemplo, tempo de resposta, potência, faixa de trabalho e tração máxima admissível.

Controle por Raio de Curvatura no TDP

Neste procedimento o programa verifica constantemente o raio de curvatura no TDP (*touchdown point*) da linha que está sendo lançada e atualiza o comprimento do elemento de extremidade de modo a garantir que o raio de curvatura mínimo especificado pelo projetista não seja excedido.

O projetista pode, portanto, ter como resposta dados de tração de topo necessária para manter o raio de curvatura especificado. Esta resposta é muito útil e pode ser utilizada como parâmetro de entrada na calibração da máquina de tração que irá efetuar o controle do lançamento na embarcação.

10 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] GUO, B., SONG, S., CHACKO, J., GHALAMBOR, A., “Pipeline Installation Methods”, Offshore Pipelines, pp. 129-139, 2005.
- [2] DNV-RP-F105, Free Spanning Pipelines, Recommended Practice, Det Norske Veritas, February 2006.
- [3] ZIENKIEWICZ, O.C., TAYLOR, R.L., The Finite Element Method, 5 ed. Oxford, Butterworth-Heinemann, 2000.
- [4] BATHE, K-J., Finite Element Procedures, New Jersey, Prentice-Hall, 1996.
- [5] HUGHES, T.J.R., The Finite Element Method - Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ, USA, 1987.
- [6] _____, “PROSIM – Simulação Numérica do Comportamento de Unidades Flutuantes Ancoradas, Versão 3.2 – Manual Teórico”, LAMCSO/COPPE/UFRJ, Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2006.
- [7] _____, “PROSIM – Simulação Numérica do Comportamento de Unidades Flutuantes Ancoradas, Versão 3.2 – Manual de Entrada de Dados”, LAMCSO/COPPE/UFRJ, Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2006.
- [8] SILVA, D.M.L., LIMA JR., M.H., JACOB, B.P., TORRES, F.G.S., MEDEIROS, A.R., “Numerical Simulation of the ‘Floating Spiral’ Pipeline Installation Procedure: First Stage, Spiral Assembly”. Procs of the 7th International Pipeline Conference – IPC, September 29-October 3, Calgary, Alberta, Canada, 2008.
- [9] JACOVAZZO, B.M., CORRÊA, F.N., JACOB, B.P., TORRES, F.G.S., MEDEIROS, A.R., “Numerical Simulation of the ‘Floating Spiral’ Pipeline Installation Procedure: Second Stage, Spiral Transportation, Behavior Under Waves”. Procs of the 7th International Pipeline Conference – IPC, September 29-October 3, Calgary, Alberta, Canada, 2008.

- [10] LIMA JR., M.H.A.; JACOB, B.P., “SITUA-Prosim, Módulo PETROPIPE: Simulação de Procedimentos de Instalação de Dutos Submarinos”, Tutorial, Versão Preliminar (Rev. 4), Fevereiro de 2007.
- [11] SILVA, D.M.L., CORRÊA, F.N., JACOB, B.P., “A Generalized Contact Model for Nonlinear Dynamic Analysis of Floating Offshore Systems”, Proceedings of OMAE’06 – 25st Int. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, CD-ROM, paper OMAE2006-92155, pp. 1-9, Hamburg, Germany, June 2006.
- [12] SILVA, D.M.L., PEREIRA, A.C.P., JACOB, B.P., “A Contact Model for the Simulation of Line Collision in Offshore Oil Exploitation”, Proceedings of CILAMCE’07 – XXVIII Latin American Congress on Computational Methods in Engineering, CD-ROM, pp. 1-17, Porto, Portugal, June 2007.
- [13] VIEIRA I.N., ALBRECHT C.H., DE LIMA B.S.L.P, JACOB B.P., ROCHA D.M., CARDOSO C.O., “Towards a Computational Tool for the Synthesis and Optimization of Submarine Pipeline Routes”, Proceedings of the 20th International Offshore and Polar Engineering Conference – ISOPE-2010, CD-ROM Beijing, China, June, 20th - 26th, 2010.
- [14] DE LIMA JR., M.H.A., BAIOCO, J.S., ALBRECHT C.H., DE LIMA B.S.L.P, JACOB B.P., ROCHA D.M., CARDOSO C.O., “Synthesis and Optimization of Submarine Pipeline Routes considering On-Bottom Stability Criteria”, Proceedings of the ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2011, CD-ROM, Rotterdam, June 19th - 24th, 2011.
- [15] BAIOCO, J.S., Síntese e Otimização de Rotas de Dutos Submarinos Considerando Critérios de Estabilidade Hidrodinâmica, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2011.
- [16] http://disc.sci.gsfc.nasa.gov/oceancolor/additional/science-focus/oceancolor/vonKarman_vortices.shtml, como acessado em Abril de 2012.
- [17] RYBICKI, E.F., SCHMUESER, D.W., STONESIFER, R.B., GROAN, J.J. and MISHLER, H.W., “A Finite Element Model for Residual Stresses and Deflections in Girth-Butt Welded Pipes”, ASME J. Press. Vessel Technol., 100, 256-262 (1978).

- [18] RYBICKI, E.F. and STONESIFER, R.B., "Computation of Residual Stresses due to Multipass Welds in Piping Systems", ASME J. Press. Vessel Technol., 101, 149-154 (1979).
- [19] RYBICKI, E.F. and STONESIFER, R.B., "An Analysis Procedure for Predicting Weld Repair Residual Stresses in Thick-Walled Vessels", ASME J. Press. Vessel Technol., 102(3), 323-331 (1980).
- [20] TROIVE, L. and JONSSON, M., "Numerical and Experimental Study of Residual Deformations due to a Double-J Multi-Pass Butt-Welding of a Pipe-Flange Joint", Proc. 1994 Annual Int. Conf. on Industry, Engineering and Management Systems, Cocoa Beach, Florida, U.S.A., 1994, pp. 107-114.
- [21] BRICKSTAD, B., and JOSEFSON, L., "A Parametric Study of Residual Stresses in Multipass Butt-Welded Stainless Steel Pipes", SAQ/FoU-Report 96/01, Stockholm, 1996.
- [22] LINDGREN, L-E., RUNNEMALM, H. and NASSTROM, M.O., "Simulation of Multipass Welding of a Thick Plate", International Journal for Numerical Methods in Engineering, Int. J. Numer. Meth. Engng. 44, 1301-1316 (1999).
- [23] CHIUMENTI, M., CERVERA, M., SALMI, A., SARACIBAR, C.A., DIALAMI, N., MATSUI, K., "Finite Element Modeling of Multi-Pass Welding and Shaped Metal Deposition Processes", Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 199, 2343-2359, 2010.
- [24] JACOVAZZO, B.M., Simulação Numérica de Procedimentos para Instalação de Sistemas Offshore, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2009.
- [25] LOBITZ, D.W., MCCLURE, J.D. and NICKELL, R.E., "Residual Stresses and Distortions in Multi-Pass Welding", Proc. ASME W AM, Numerical Modeling of Manufacturing Processes, PVP-PB-025, December 1977, pp. 1-18.
- [26] FREE, J.A. and PORTER GOFF, R.F.D., "Predicting Residual Stresses in Multi-Pass Weldments with the Finite Element Method", Comp. Struct., 32(2), 365-378 (1989).

- [27] MICHALERIS, P., "Residual Stress Distributions for Multi-Pass Welds in Pressure Vessel and Piping Components", PVP-Vol. 327, ASME Conf. Residual Stresses in Design, Fabrication, Assessment and Repair, 1996.
- [28] SENRA, S.F., Metodologias de Análise e Projeto Integrado de Sistemas Flutuantes para Exploração de Petróleo Offshore, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2004.
- [29] DYNASIM, “Análise Dinâmica de Sistemas Ancorados”, Manual do Sistema Dynasim, Versão 1.4, Petrobras/CENPES, 2001.
- [30] MOURELLE, M.M., GONZALEZ, E.C., JACOB, B.P., “ANFLEX - Computational System for Flexible and Rigid Riser Analysis”, em: F.L.L.B. Carneiro et alii (eds), International Offshore Engineering - Procs. of the 9th International Symposium on Offshore Engineering, Rio de Janeiro, Brazil, pp. 441-458, John Wiley & Sons, Chichester/New York, 1995.
- [31] <http://www.orcina.com/SoftwareProducts/OrcaFlex/Documentation/index.php>, como acessado em: 16 de Agosto de 2011, 10:58:00.
- [32] <http://www.mcskenny.com/mcskenny/software-solutions/flexcom.html>, como acessado em: 16 de Agosto de 2011, 11:06:00.
- [33] RIFLEX, Riflex Theory Manual, v.3.4, March 2005.
- [34] NISHIMOTO K , FERREIRA MD , MARTINS MR , MASETTI IQ, MARTINS CA, JACOB BP, RUSSO A , CALDO JR , SILVEIRA ESS , 2003, “Numerical Offshore Tank: Development of Numerical Offshore Tank For Ultra Deep Water Oil Production Systems”, *Proceedings of the 22th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, CD-ROM, paper OMAE2003-37381 pp. 1-10, Cancun, Mexico, Junho de 2003.
- [35] DEEPC, “Deep Water Coupled Floater Motion Analysis”, DeepC Theory, SESAM User Manual, v. 3.0, June 2005.
- [36] SIMO, User’s Manual, Report no 519614.00.04, DNV/MARINTEK, 1998.

- [37] <http://www.meskenny.com/meskenny/software-solutions/pipelay.html>, como acessado em Janeiro de 2012.
- [38] <http://www.sintef.no/home/MARINTEK/Software/Oil-and-Gas/>, como acessado em Janeiro de 2012.
- [39] SAGE PROFILE 3D, User Manual, vols. 1,2,3, September 2006.
- [40] J Lay Virtual Tour, <http://www.youtube.com/watch?v=Phqum0y1nhs> Como acessado em 31 de Janeiro de 2012, 11:30:00.
- [41] VILAÇA, S.F., GARCIA, L.F.T., Introdução à Teoria da Elasticidade, 3 ed., Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, 1998.
- [42] GARCIA, L.F.T., Mecânica dos Sólidos, Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ, 1999, Notas de aula do curso de Mecânica dos Sólidos do Programa de Engenharia Civil.
- [43] TIMOSHENKO, S.P., GODIER, J.N., Teoria da Elasticidade, 3 ed., Rio de Janeiro, Editora Guanabara Dois, 1980.
- [44] KAYSER JUNIOR, D.L., Análise Dinâmica de Linhas Flexíveis com Elemento de Pórtico Não Linear Geométrico Híbrido. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2003.
- [45] CRISFIELD, M.A., 1991, Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures - Vol. 1: Essentials, Chicester, John Wiley & Sons, Inc.
- [46] WEMPNER, G.A., 1969, “Finite Elements, Finite Rotations and Small Strains of Flexible Shells”, International Journal of Solids and Structures, v. 5, pp. 117-153.
- [47] BELYTSCHKO, T. & HSIEH, B.J., 1973, “Non-Linear Transient Finite Element Analysis with Convected Co-Ordinates”, International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 7, pp. 255-271.
- [48] ORAN, C., 1973, “Tangent Stiffness in Space Frames”, Journal of the Structural Division, ASCE, v. 99, n. ST 6 (Jun), pp. 987-1001.
- [49] ORAN, C. & KASSIMALI, A., 1976, “Large Deformations of Framed Structures Under Static and Dynamic Loads”, Computers & Structures, v. 6, pp. 539-547.

- [50] BELYTSCHKO, T. & SCHWER, L., 1977, "Large Displacement, Transient Analysis of Space Frames", International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 11, pp. 65-84.
- [51] BELYTSCHKO, T. & GLAUM, L.W., 1979, "Applications of Higher Order Corotational Stretch Theories to Nonlinear Finite Element Analysis", Computers & Structures, v. 10, pp. 175-182.
- [52] MOLLESTAD, E., 1983, Techniques for Static and Dynamic Solution of Nonlinear Finite Element Problems, Ph.D. dissertation, University of Trondheim.
- [53] RANKIN, C.C. & BROGAN, F.A., 1986, "An Element Independent Corotational Procedure for the Treatment of Large Rotations", Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, v. 108, pp. 165-174.
- [54] HSIAO, K.-M., HORNG, H.J. & CHEN, Y.-R., 1987, "A Corotational Procedure that Handles Large Rotations of Spatial Beam Structures", Computers & Structures, v. 27, n. 6, pp. 769-781.
- [55] KANI, I.M. & MCCONNELL, 1987, "Collapse of Shallow Lattice Domes", Journal of the Structural Division, ASCE, v. 113, n. 8 (May), pp. 1806-1819.
- [56] HSIAO, K.-M. & HOU, F.Y., 1987, "Nonlinear Finite Element Analysis of Elastic Frames", Computers & Structures, v. 26, pp. 693-701.
- [57] CRISFIELD, M.A., 1990, "A Consistent Co-Rotational Formulation for Non-Linear, Three-Dimensional, Beam-Elements", Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, v. 81, pp. 131-150.
- [58] NOUR-OMID, B. & RANKIN, C.C., 1991, "Finite Rotation Analysis and Consistent Linearization Using Projectors", Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, v. 93, pp. 353-384.
- [59] HSIAO, K.-M., 1992, "Corotational Total Lagrangian Formulation for Three-Dimensional Beam Element", AIAA Journal, v. 30, n. 3 (Mar), pp. 797-804.

- [60] PENG, X. & CRISFIELD, M.A., 1992, “A Consistent Co-rotational Formulation for Shell Using the Constant Stress/Constant Moment Triangle”, International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 35, pp. 1829-1847.
- [61] MOITA, G.F. & CRISFIELD, M.A., 1994, “Non-Linear Co-Rotational Finite Elements for Continua Incorporating Incompatible Modes”. In: Anais do XV Congresso Ibero Latino-Americano sobre Métodos Computacionais para Engenharia (CILAMCE), pp. 1551-1558, Belo Horizonte, Dec.
- [62] IURA, M., 1994, “Effects of Coordinate System on the Accuracy of Corotational Formulation for Bernoulli-Euler’s Beam”, International Journal of Solids and Structures, v. 31, n. 20, pp. 2793-2806.
- [63] ALVES, R.V., 1995, Instabilidade Não-Linear Elástica de Estruturas Reticuladas Espaciais, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [64] SOKOL, T., 1996, “On the Geometric Stiffness Matrix in Corotational Space Frame Elements”. In: Advances in Computational Techniques for Structural Engineering, Civil-Comp. Press, pp. 77-89, Edinburgh.
- [65] CRISFIELD, M.A. & MOITA, G.F., 1996, “A Unified Co-rotational Framework for Solids, Shells and Beams”, International Journal of Solids and Structures, v. 33, pp. 2969-2992.
- [66] CRISFIELD, M.A., 1997, Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures - Vol. 2: Advanced Topics, London, John Wiley & Sons, Inc.
- [67] PACOSTE, C. & ERIKSSON, A., 1997, “Beam Elements in Instability Problems”, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, v. 144, pp. 163-197.
- [68] ENGSETH, A.G., Finite Element Collapse Analysis of Tubular Steel Offshore Structures, PhD Dissertation, University of Trondheim, 1984.
- [69] MOLLESTAD, E., Techniques for Static and Dynamic Solution of Nonlinear Finite Element Problems, PhD Dissertation, University of Trondheim, 1984.

- [70] MATHISEN, K.M., “Large Displacement Analysis of Flexible and Rigid Systems Considering Displacement-Dependent Loads and Nonlinear Constraints”, University of Trondheim, June 1990.
- [71] MOURELLE, M.M., Análise Dinâmica de Sistemas Estruturais Constituídos por Linhas Marítimas, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Programa de Engenharia Civil, 1993.
- [72] RODRIGUES, P.F.N., Ferramentas Numéricas para a Análise Não-Linear Física e Geométrica de Estruturas Reticuladas na Exploração de Petróleo Offshore, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2000.
- [73] JACOB, B.P., “Estratégias para Solução de Problemas Estáticos Não-Lineares”, Notas de Aula do curso Análise Não-Linear de Estruturas, COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2005.
- [74] CHAN, S. L., 1992, “Large Deflection Kinematic Formulations for Three-Dimensional Framed Structures”, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, v. 95, pp. 17-32.
- [75] BENJAMIN, A.C., Análise Não-Linear Geométrica de Pórticos Tridimensionais pelo Método dos Elementos Finitos, Tese de M.Sc, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1982.
- [76] BENJAMIN, A.C., Análise do Comportamento Não-Linear Físico e Geométrico de Cascas Enrijecidas, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1991.
- [77] ARGYRIS, J., “An Excursion into Large Rotations”, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol 32, pp 85-155, 1982.
- [78] MALVERN, L.E., 1969, Introduction to the Mechanics of a Continuous Medium, New Jersey, Prentice-Hall.
- [79] WASHIZU, K., Variational Methods in Elasticity and Plasticity, Pergamon Press, 1968.

- [80] ARGYRIS, J., "On Large Displacement-Small Strain Analysis of Structures with Rotational Degrees of Freedom", Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol 14, pp 401-451, 1978.
- [81] ARGYRIS, J., "On Large Displacement-Small Strain Analysis of Structures with Rotational Degrees of Freedom", Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, vol 15, pp 99-135, 1978.
- [82] GATTASS, M. & ABEL, J. F., 1987, "Equilibrium Considerations of the Updated Lagrangian Formulation of Beam-Columns with Natural Concepts", International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 24, pp. 2119-2141.
- [83] CONCI, A. & GATTASS, M., 1990, "Natural Approach for Thin-Walled Beam-Columns with Elastic-Plasticity", International Journal for Numerical Methods in Engineering, v. 29, pp. 1653-1679.
- [84] WOOD, W.L., BOSSAK, M., ZIENKIEWICZ, O.C., "An Alpha Modification of Newmark's Method", International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol 15 pp. 1562-1566, 1980.
- [85] HILBER, H.M., HUGHES, T.J.R., TAYLOR, R.L., "Improved Numerical Dissipation for Time Integration Algorithms in Structural Dynamics", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, vol. 5 pp. 283-292, 1977.
- [86] HILBER, H.M., HUGHES, T.J.R., "Collocation, Dissipation and 'Overshoot' for Time Integration Schemes in Structural Dynamics", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, vol. 6 pp. 99-117, 1978.
- [87] ADAMS, D.D., WOOD, W.L., "Comparison of Hilber- Hughes-Taylor and Bossak α -methods for the Numerical Integration of Vibration Equations", International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol 19 n. 5 pp. 765-771, 1983.
- [88] JACOB, B.P., EBECKEN, N.F.F., "An Optimized Implementation of the Newmark/Newton-Raphson Algorithm for the Time Integration of Nonlinear Problems", Communications in Numerical Methods in Engineering, vol. 10 pp. 983-992, John Wiley & Sons, UK/USA, 1994.

- [89] EINSFELD, R.A., MURRAY, D.W., YOOSEF-GHODSI, N., “Buckling analysis of high-temperature pressurized pipelines with soil-structure interaction”, Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, vol.25, no.2, Print version ISSN 1678-5878, Rio de Janeiro April/June 2003.
- [90] GARCIA, L.F.T, Elasticidade Não-Linear: Teoria Geral e Aplicações, Rio de Janeiro, Letra Capital, 2007.
- [91] LIMA JR., M.H.A., Verificação de Critérios de Estabilidade de Dutos Apoiados no Leito Marinho, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2010.
- [92] VIEIRA, I.N., Otimização Multi-Objetivo de Rotas de Dutos Submarinos Através de Sistemas Imunológicos Artificiais, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2011.
- [93] LUCENA, R.R., Aplicação de um Método de Penalização Adaptativa em Sistemas Imunológicos Artificiais para a Otimização de Problemas com Restrições, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2011.
- [94] MONTEIRO, B.F., Aplicação do Método do Enxame de Partículas na Otimização de Sistemas de Ancoragem de Unidades Flutuantes para Exploração de Petróleo Offshore, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2008.
- [95] SILVA, A.F., Análise de uma Técnica de Penalização Adaptativa Aplicada ao Algoritmo de Otimização por Enxame de Partículas, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2010.
- [96] API-SPECIFICATION-5L, Specification for Line Pipe, American Petroleum Institute, 42nd Edition, July 2000.
- [97] AP- RP-2RD, Design of Risers for Floating Production Systems (FPSs) and Tension-Leg Platforms (TLPs), Recommended Practice, 1st Edition, June 1998.

- [98] JACOB, B.P., EBECKEN, N.F.F., GOMES, M.G.F.M., “Numerical Simulation of the ‘Pull-In’ Operation in Submarine Pipelines”, Engineering Structures, v. 19, n. 10, pp. 868-876, 1997.
- [99] ROITMAN, N., MAGLUTA, C., BATISTA, R.C., CAPLLONCH, R.W., “Analysis of Single Pipeline Pull-In Procedure Using Small Scale Models”, Marine Structures, n. 9, pp. 991-1002, 1996.
- [100] SILVA, D.M.L., Geração de Configurações Equilibradas de Sistemas de Linhas Flexíveis Através de Métodos de Relaxação Dinâmica, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2005.
- [101] LARSEN, C.M., KOUSHAN, K., PASSANO, E., “Frequency and Time Domain Analysis of Vortex Induced Vibrations for Free Span Pipeline”, 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE2002-28064), Oslo, Norway, June 23-28, 2002.
- [102] DNV-RP-F101, Submarine Pipeline Systems, Recommended Practice, Det Norske Veritas, October 2007.

APÊNDICE A - AVALIAÇÃO DE FADIGA OCASIONADA POR VIV

A.1 Ciclo de Projeto

A Figura A.1 reproduz o fluxograma apresentado na DNV-RP-F105 descrevendo de maneira geral as principais etapas da verificação do comportamento de vãos livres em dutos submarinos.

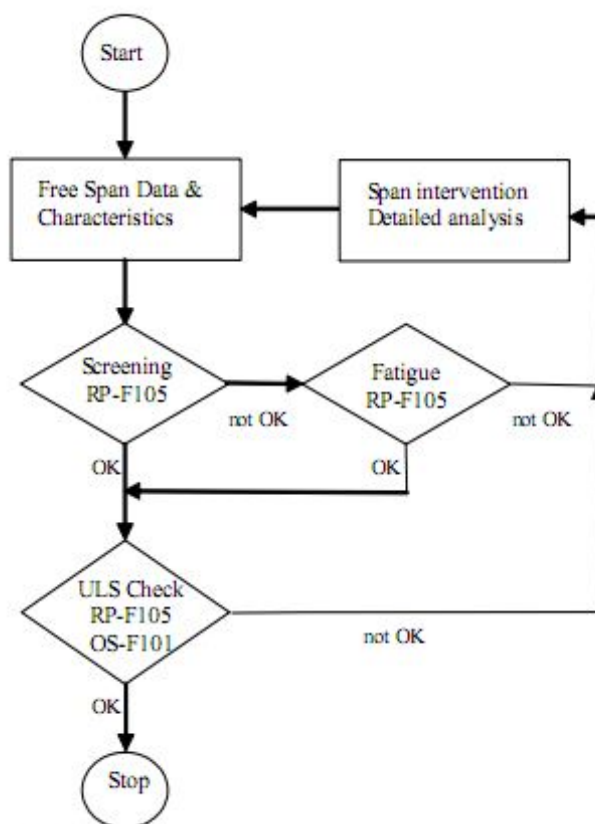


Figura A.1 – Ciclo de projeto adotado pela DNV-RP-F105

A primeira etapa consiste no levantamento de dados; como seria de se esperar, não apenas os dados do duto são importantes – como diâmetros interno e externo, material de fabricação, presença ou não de revestimento – mas também são fundamentais os dados referentes ao vão livre, como seu comprimento e profundidade.

Após a definição dos dados do problema, o passo seguinte é a aplicação do chamado *screening criteria* (literalmente, critério de seleção), relações empíricas que

permitem inferir se o duto, nas condições do problema, suportaria ou não uma vida em fadiga de 50 anos.

Caso o duto passe neste critério – que é bastante conservador – dispensa-se uma análise de fadiga completa; contudo, se o duto em vão livre não for aprovado no *screening criteria*, pode ser realizada uma análise de fadiga completa, mais realista e menos conservadora, que é capaz de avaliar com mais precisão se o duto é capaz de resistir ao fenômeno de fadiga pelo tempo de vida útil especificado em projeto.

A.2 Direções do Movimento de Vibração

Em ambos os métodos de análises de fadiga descritos na DNV-RP-F105 (a análise completa e o *screening criteria*), os resultados são apresentados em função da direção do movimento de vibração, conforme visualizado na Figura A.2:

- Movimentos na direção in-line, ou seja, na direção de incidência da corrente;
- Movimentos na direção cross-flow, perpendiculares à direção de incidência da corrente.

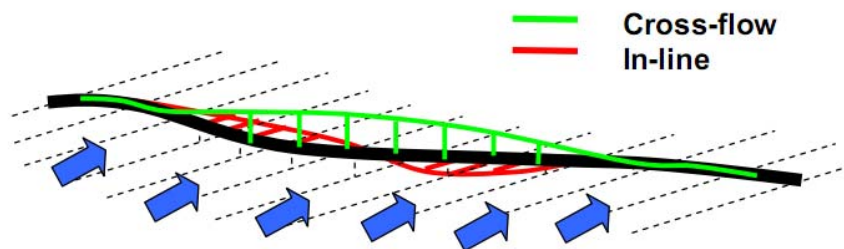


Figura A.2 – Direção dos movimentos *cross-flow* e *in-line* [101]

A.3 Fluxo Dominante

Outro aspecto em comum entre os critérios de fadiga é o fato de que ambos são dependentes das velocidades das correntes e ondas incidentes sobre o duto. Esse grau de dependência varia de acordo com o tipo de fluxo dominante, se onda ou correnteza; essa dominância é expressa através de um parâmetro chamado razão de velocidade de fluxo (do inglês *current flow velocity ratio*), e representado por α :

$$\alpha = \frac{U_c}{U_c + U_w} \quad (10.1)$$

onde:

U_c : velocidade de corrente normal ao duto;

U_w : velocidade de onda incidente no duto.

Um valor de $\alpha < 0.5$ indica que o fluxo está sendo dominado pela ação das ondas, enquanto $\alpha > 0.8$ mostra um regime determinado principalmente pela ação da correnteza.

A.4 Critério Screening

Como mencionado anteriormente, o *screening criteria* consiste em relações empíricas capazes de prever se o duto é ou não capaz de suportar uma vida em fadiga de 50 anos causada tanto por VIV quanto por incidência direta de ondas. O critério baseia-se nas expressões das inequações 10.2 e 10.8; para que o duto passe no teste, ambas as relações devem ser atendidas.

A.4.1 Direção In-Line

A inequação 10.2 retrata o critério para o movimento na direção *in-line*.

$$\frac{f_{n,IL}}{\gamma_{IL}} > \frac{U_{c,100year}}{V_{R,onset}^{IL} * D} * \left(1 - \frac{L/D}{250}\right) * \frac{1}{\alpha} \quad (10.2)$$

onde:

$f_{n,IL}$: frequência natural de vibração na direção *in-line*

γ_{IL} : fator de segurança para o *screening criteria* na direção *in-line*

$\overline{\alpha}$: razão de velocidade de fluxo, calculada utilizando-se valores extremos de carregamento ambiental:

$$\overline{\alpha} = \frac{U_{c,100year}}{U_{c,100year} + U_{w,1year}} \quad (10.3)$$

D : diâmetro externo do duto, incluindo revestimentos

$U_{c,100year}$: velocidade de correnteza centenária

$U_{w,1year}$: velocidade de onda anual

$V_{R,onset}^{IL}$: velocidade reduzida mínima para que ocorram movimentos paralelos à direção do escoamento (*in-line*). A velocidade reduzida é um parâmetro adimensional calculado através da Equação 10.4. Ela é a responsável por determinar se a vibração causada pelo fluxo de fluidos é significativa ou não.

$$VR = \frac{U_c + U_w}{fnD} \quad (10.4)$$

onde:

U_c e U_w : respectivamente, velocidade média de corrente normal ao duto e velocidade de onda

D : diâmetro externo do duto

f_n : frequência natural do modo de vibração considerado

O valor de $V_{R,onset}^{IL}$ presente na Equação 10.2 é calculado de uma maneira diversa, sendo definido pela seguinte expressão:

$$V_{R,onset}^{IL} = \begin{cases} \frac{1}{\gamma_{on,IL}} & \text{se } K_{sd} < 0.4 \\ \frac{0.6+K_{sd}}{\gamma_{on,IL}} & \text{se } 0.4 < K_{sd} < 1.6 \\ \frac{2.2}{\gamma_{on,IL}} & \text{se } K_{sd} > 1.6 \end{cases} \quad (10.5)$$

K_{sd} é o parâmetro de estabilidade K_s dividido pelo coeficiente de segurança γ_k , de acordo com a Equação 10.6.

$$K_{sd} = \frac{K_s}{\gamma_k} \quad (10.6)$$

De acordo com [2], K_s representa o amortecimento para um dado modo de vibração, e é definido pela Equação 10.7.

$$K_s = \frac{4\pi m_e \xi_T}{\rho D^2} \quad (10.7)$$

onde:

m_e : massa efetiva. A massa efetiva é a soma da massa do duto e seus revestimentos (massa estrutural) com a massa de fluido interno e a massa adicionada.

ρ : massa específica da água

ξ_T : razão de amortecimento total, constituída por três parcelas:

Razão de amortecimento estrutural (ξ_{str}): ocorre devido às forças de fricção internas ao material do duto. É dependente da gravidade das deformações e deslocamentos que estão ocorrendo na estrutura. Na falta de informações detalhadas, pode-se assumir que $\xi_{str} = 0.005$.

Razão de amortecimento relativo à interação solo-duto (ξ_{soil}): representa o amortecimento causado pelo atrito solo-duto. De acordo com as recomendações de [2], na falta de informações pode-se considerar $\xi_{soil} = 0.01$.

Razão de amortecimento hidrodinâmico (ξ_h): é a parcela representativa do amortecimento causado pelo atrito entre o duto e a água do mar. De acordo com [2], na falta de informações pode-se considerar $\xi_h = 0.00$.

Por fim, o valor γ_k presente na Equação 10.6 é um coeficiente de segurança, cujos valores recomendados encontram-se na Tabela 10.1:

Tabela 10.1 – Valores sugeridos para γ_k

Classe de segurança		
Baixa	Normal	Alta
1.00	1.15	1.30

A.4.2 Direção Cross-Flow

A Equação 10.8 apresenta o critério para a movimentação na direção perpendicular ao fluxo (*cross-flow*):

$$\frac{f_{n,CF}}{\gamma_{CF}} > \frac{U_{c,100year} + U_{w,1year}}{V_{R,onset}^{CF} * D} \quad (10.8)$$

onde:

$f_{n,CF}$: frequência natural de vibração na direção *cross-flow*

γ_{CF} : fator de segurança para o *screening criteria* na direção *cross-flow*

$V_{R,onset}^{CF}$: velocidade reduzida mínima para que ocorram vibrações *cross-flow*. É calculada através da relação:

$$V_{R,onset}^{CF} = \frac{3\psi_{proxi,onset}\psi_{trench,onset}}{\gamma_{on,CF}} \quad (10.9)$$

onde:

$\psi_{proxi,onset}$: fator de correção que leva em conta a proximidade do leito marinho

$\psi_{trench,onset}$: fator de correção que leva em conta o efeito do duto estar situado em uma trincheira, caso isto ocorra

$\gamma_{on,CF}$: fator de segurança, de valor 1.2

A.5 Critério de Fadiga Completo

A.5.1 Características

A análise completa de fadiga consiste em verificar, de uma maneira confiável e precisa, se o duto pode suportar o carregamento variável por um período de tempo superior ao seu tempo de uso previsto, de modo que a probabilidade de falha se reduza a um mínimo aceitável. Isto pode ser representado pela relação 10.10.

$$\eta * T_{vida} \geq T_{exposição} \quad (10.10)$$

onde:

η : fator de segurança para fadiga

T_{vida} : vida em fadiga prevista para o duto

$T_{exposição}$: tempo de exposição do duto aos carregamentos variáveis causadores da fadiga, ou seja, sua vida útil.

O valor utilizado para η depende da classe de segurança requerida para a instalação. Os valores sugeridos por [2] encontram-se na Tabela 10.2, classificados de acordo com o grau de segurança necessário para o arranjo submarino. Esta definição da classe de segurança deve seguir as recomendações presentes na DNV-OS-F101 – *Submarine Pipeline Systems* [102]; assim, para uma instalação com baixo nível de segurança, permite-se uma vida em fadiga igual à vida útil do duto, enquanto para instalações de alto grau de segurança a vida em fadiga deve ser no mínimo quatro vezes maior do que seu tempo de uso previsto.

Tabela 10.2 – Valores sugeridos para η [2]

Classe de segurança		
Baixa	Normal	Alta
1.0	0.5	0.25

A vida em fadiga prevista para o duto é, de uma maneira genérica, obtida através da Equação 10.11. Como seria de se esperar, um aumento na frequência natural de vibração ou na variação de tensões leva a uma diminuição na vida útil do duto.

$$T_{vida} = \frac{I}{\sum \frac{f_v S_i^m P_i}{a}} \quad (10.11)$$

onde:

Σ : somatório em todos os i-ésimos estados de carregamento possíveis

f_v : frequência natural de vibração no modo considerado

S_i : variação de tensões causada pelo carregamento considerado, seja devido ao VIV ou à ação direta de ondas

P_i : probabilidade de ocorrer o carregamento causador da tensão S_i

$\frac{1}{a}$ e m : parâmetros relativos ao comportamento em fadiga do material constituinte do duto, obtidos através de sua curva S-N.

Conforme descrito anteriormente, a avaliação de T_{vida} depende do regime de carregamentos sobre o duto e deve ser feita para cada uma das direções possíveis de movimentação, *in-line* e *cross-flow*. O menor dos valores obtidos é aquele que será efetivamente considerado.

Há dois modelos de análise de fadiga que podem ser utilizados nesta situação:

- Response model (modelo de resposta): deve ser utilizado quando as causas principais de fadiga no duto são, efetivamente, as vibrações induzidas por vórtices. Isso normalmente ocorre quando a correnteza marítima é a principal componente do carregamento incidente, o que é representado por um valor de α próximo de 1.
- Force model (modelo de força): utilizado quando o comportamento dinâmico do duto em vão livre é causado principalmente pela ação das ondas, o que implica em valores de α baixos, próximos a zero. É baseado na formulação hidrodinâmica de Morison, e utiliza espectros de energia de ondas como JONSWAP ou Pierson-Moskowitz.

As expressões 10.12 e 10.13 são utilizadas para o cálculo de T_{vida} para cada uma das direções possíveis.

$$T_{vida}^{IL} = \left(\sum_{\theta} \sum_{H_s} \sum_{T_p} \frac{P_{H_s, T_p, \theta}}{\min(T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, IL}, T_{H_s, T_p, \theta}^{FM, IL})} \right)^{-1} \quad (10.12)$$

$$T_{vida}^{CF} = \left(\sum_{\theta} \sum_{H_s} \sum_{T_p} \frac{P_{H_s, T_p, \theta}}{T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, CF}} \right)^{-1} \quad (10.13)$$

H_s (altura significativa de onda), T_p (período de onda) e θ (direção de incidência do fluxo com o duto) são parâmetros capazes de determinar cada um dos estados de mar possíveis. $P_{H_s, T_p, \theta}$ é a probabilidade de cada estado ocorrer, e é realizado um somatório sobre todas estas possibilidades. Já $T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, IL}$, $T_{H_s, T_p, \theta}^{FM, IL}$, $T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, CF}$ são as chamadas *marginal fatigue life capacities* (capacidades de vida em fadiga marginais, em uma tradução literal), que podem ser entendidas como a vida em fadiga do duto submetido a cada possível estado de mar. $T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, IL}$, $T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, CF}$ são as capacidades de vida marginais calculadas via *response model*, e representam a vida em fadiga contra movimentos decorrentes de VIV. Já $T_{H_s, T_p, \theta}^{FM, IL}$ é a capacidade de vida em fadiga marginal contra a ação direta de ondas, e utiliza o *force model* – o qual não possui versão para o cálculo da fadiga causada pelo movimento em *cross-flow*.

A.5.2 Capacidade de Vida em Fadiga Marginal contra VIV para a Direção Cross-Flow

A expressão responsável pelo cálculo da capacidade de vida em fadiga marginal para VIV na direção *cross-flow* para um dado estado de mar definido por H_s , T_p e θ é dada pela Equação 10.14:

$$T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, CF} = \frac{1}{\int_0^{\infty} \frac{f_v S_{CF}^m}{a} dF_{Uc}} \quad (10.14)$$

Como seria de se esperar, esta relação é baseada naquela mostrada pela Equação 10.11. f_v é a frequência natural de vibração; \overline{a} e m são coeficientes retirados do diagrama S-N adequado e S_{CF} a variação de tensão em cada ciclo.

O somatório presente na Equação 10.11 foi substituído em 10.14 por uma integral $\int_0^{\infty} (\dots) dF_{Uc}$. Esta integral é calculada sobre uma distribuição probabilística, representativa das velocidades da correnteza incidente sobre o duto.

A.5.3 Capacidade de Vida em Fadiga Marginal contra VIV para a Direção In-Line

A relação utilizada para o cálculo da capacidade de vida em fadiga marginal para VIV na direção *in-line* é dada pela Equação 10.15:

$$T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, IL} = \frac{1}{\int_0^{\infty} \frac{f_v \max(S_{IL}, \frac{S_{CF} * A_{IL}}{2.5 * A_{CF}})^m}{a} dF_{Uc}} \quad (10.15)$$

A Equação 10.15 também é bem semelhante à Equação 10.11. Contudo, ao invés de simplesmente utilizar a variação de tensão causada por movimentos na direção *in-line*, S_{IL} , esta relação utiliza o valor máximo entre este parâmetro e $\frac{S_{CF}}{2.5} * \frac{A_{IL}}{A_{CF}}$ – ou seja, 40% da variação de tensão causada por movimentos na direção *cross-flow* multiplicada pela razão entre as tensões causadas pela deflexão do duto em um diâmetro tanto na direção *in-line* quanto na direção *cross-flow*, representadas respectivamente por A_{IL} e A_{CF} .

Isto é feito porque a movimentação na direção *in-line* pode vir a ser apenas uma consequência da movimentação na direção *cross-flow*, tanto que são usualmente feitas duas análises referentes a esta direção: uma utilizando a frequência natural própria da direção *in-line* e outra utilizando o dobro da frequência natural utilizada na direção *cross-flow*, de modo a levar em consideração esta movimentação induzida. Com relação às tensões causadas pela deflexão unitária do duto, A_{IL} e A_{CF} , elas podem ser calculadas utilizando-se a Equação 10.16, caso haja falta de maiores informações.

$$A_{IL/CF} = C_4 (1 + CSF) \frac{D(D_s - t)E}{L_{eff}^2} \quad (10.16)$$

onde:

C_4 : coeficiente relacionado à condição de contorno do problema, ou seja, à maneira que os pontos de contato entre duto e solo são modelados – como rótulas, engastes, etc.

CSF : *concrete stiffness factor* (fator de rigidez do concreto) – fator que leva em consideração o aumento de rigidez do duto causado pelo uso de revestimento de concreto

D : diâmetro externo do duto, incluindo revestimentos

D_s : diâmetro externo do duto, considerando apenas o aço

t : espessura de parede do duto

L_{eff} : comprimento efetivo do vão livre. Quando as extremidades do duto são modeladas como engastadas ou rotuladas, $L_{eff} = L$ (comprimento do vão livre); caso contrário, L_{eff} deve ser adequadamente calculado de acordo com as instruções presentes em [2].

Os valores obtidos para $A_{IL/CF}$ também são usados no cálculo das variações de tensão que ocorrem devido à movimentação nas direções *in-line* e *cross-flow*, de acordo com as equações 10.17 e 10.19. A expressão presente na Equação 10.17 é utilizada para o cálculo da variação de tensões causada pela movimentação do duto na direção *in-line*.

$$S_{IL} = 2 * A_{IL} * (A_Y/D) * \psi_{\alpha,IL} * \gamma_s \quad (10.17)$$

onde:

$\psi_{\alpha,IL}$: fator para considerar a redução no efeito do VIV *in-line* causado por condições de um regime de ondas dominante:

$$\psi_{\alpha,IL} = \begin{cases} 0.0 & \text{se } \alpha < 0.5 \\ (\alpha - 0.5)/0.3 & \text{se } 0.5 < \alpha < 0.8 \\ 1.0 & \text{se } \alpha > 0.8 \end{cases} \quad (10.18)$$

γ_s : fator de segurança para tensões médias, de valor 1.3

A_Y/D : amplitude de resposta (normalizada com o diâmetro D) da vibração na direção *in-line*. É obtida graficamente, de acordo com a Figura A.3; cada um dos postos de destaque tem suas coordenadas, e eles são unidos através de retas.

Já a variação de tensão causada pela movimentação na direção *cross-flow* é calculado através da relação:

$$S_{CF} = 2 * A_{CF} * (A_Z/D) * R_k * \gamma_s \quad (10.19)$$

onde:

R_k : fator de redução de amplitude causado pelo amortecimento

A_Z/D : amplitude de resposta (normalizada com o diâmetro D) da vibração na direção *cross-flow*. Assim como sua correspondente na direção *in-line*, também é obtida graficamente, de acordo com a Figura A.4; cada um dos postos de destaque tem suas coordenadas, e eles são unidos através de retas.

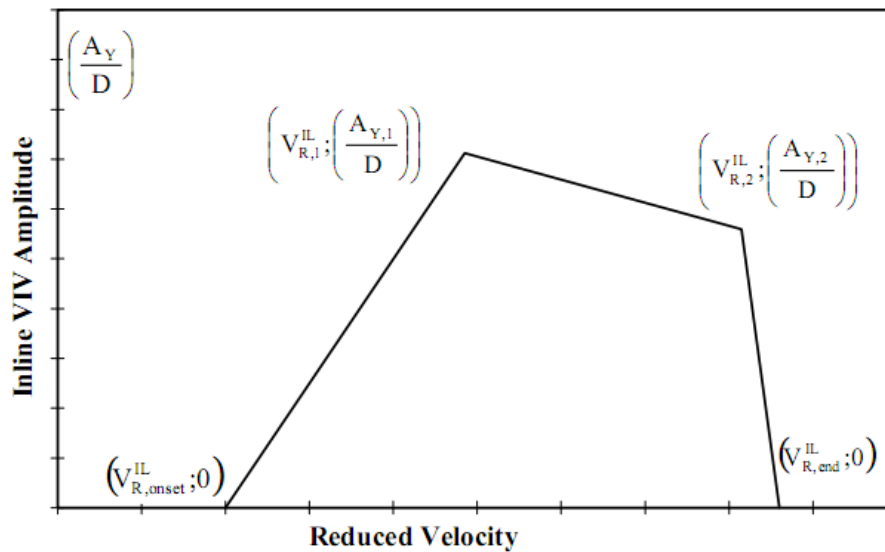


Figura A.3 – Obtenção da amplitude normalizada do movimento *in-line* [2]

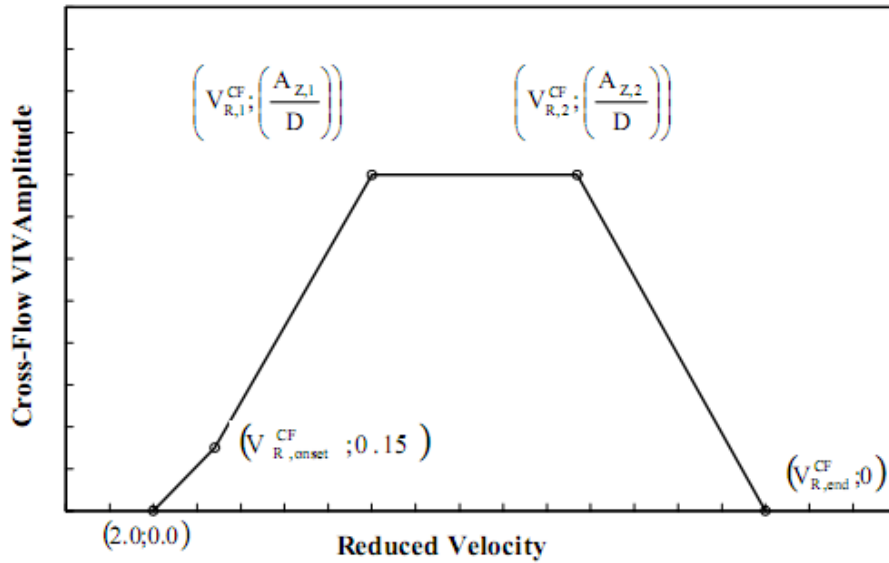


Figura A.4 – Obtenção da amplitude normalizada do movimento *cross-flow* [2]

As equações 10.17 e 10.19 basicamente consideram que as tensões causadas por deslocamentos unitários, devidamente ajustadas por fatores de segurança, coeficientes de redução e as amplitudes de deslocamento normalizadas, constituem as amplitudes de tensão atingidas durante o carregamento; assim, para se chegar à variação de tensão, estas amplitudes são multiplicadas por um fator 2.