COPPE
Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia
UFRJ

ANÁLISE DE INSTABILIDADE LATERAL DE DUTO SUBMARINO *PIPE-IN-PIPE* PARA TRANSPORTE DE AMÔNIA E HIDROGÊNIO

Caio Ramiro Torres

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

Orientadores: José Renato Mendes de Sousa
Gilberto Bruno Ellwanger
Leonardo Sant'Anna do Nascimento

Rio de Janeiro
Março de 2026

ANÁLISE DE INSTABILIDADE LATERAL DE DUTO SUBMARINO *PIPE-IN-PIPE* PARA TRANSPORTE DE AMÔNIA E HIDROGÊNIO

Caio Ramiro Torres

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

Orientadores: José Renato Mendes de Sousa
Gilberto Bruno Ellwanger
Leonardo Sant'Anna do Nascimento

Aprovada por: Prof. José Renato Mendes de Sousa
Prof. Gilberto Bruno Ellwanger
Dr. Leonardo Sant'Anna do Nascimento
Prof. Marcelo Caire
Prof. Mauro Henrique Alves de Lima Júnior
Prof. Theodoro Antoun Netto

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
MARÇO DE 2026

Ramiro Torres, Caio

Análise de Instabilidade Lateral de Duto Submarino *Pipe-in-Pipe* para Transporte de Amônia e Hidrogênio/Caio Ramiro Torres. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2026.

XVIII, 108 p.: il.; 29, 7cm.

Orientadores: José Renato Mendes de Sousa
Gilberto Bruno Ellwanger
Leonardo Sant'Anna do Nascimento

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Civil, 2026.

Referências Bibliográficas: p. 99 – 105.

1. Energia Renovável. 2. Flambagem. 3. Dutos Submarinos. 4. *Pipe-in-pipe*. I. Mendes de Sousa, José Renato *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

Agradecimentos

Ao Professor Gilberto Bruno Ellwanger, pela orientação, confiança e constante incentivo ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

Ao Leonardo Sant'Anna do Nascimento, pela disponibilidade, pelas sugestões e pelo acompanhamento ao longo desta dissertação. Sua contribuição foi essencial para o amadurecimento das análises e para o desenvolvimento deste trabalho.

Aos professores do Programa de Engenharia Civil da COPPE/UFRJ, pelos ensinamentos transmitidos ao longo do mestrado e pela excelência acadêmica que caracteriza o programa.

À minha família e amigos, pelo apoio, incentivo e compreensão em todos os momentos.

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

ANÁLISE DE INSTABILIDADE LATERAL DE DUTO SUBMARINO *PIPE-IN-PIPE* PARA TRANSPORTE DE AMÔNIA E HIDROGÊNIO

Caio Ramiro Torres

Março/2026

Orientadores: José Renato Mendes de Sousa
Gilberto Bruno Ellwanger
Leonardo Sant'Anna do Nascimento

Programa: Engenharia Civil

Este estudo apresenta uma investigação numérica do comportamento estrutural de sistemas *pipe-in-pipe* (PiP) submarinos para transporte de fluidos criogênicos. A análise foca na força axial efetiva e na ocorrência de instabilidades estruturais, como flambagem lateral e *pipeline walking*, sob diferentes condições operacionais e geométricas. O modelo numérico foi validado com estudos de referência e aplicado a cenários com temperaturas dea até -253°C. Os resultados indicam que o comprimento de ancoragem é crítico para atingir a força axial efetiva (EAF) totalmente restrita. A inclusão de *bulkheads* intermediários promove redistribuição de cargas entre os dutos, enquanto o uso de Invar no duto interno reduz significativamente os efeitos térmicos, podendo gerar compressão residual devido ao mecanismo de parede dupla. Imperfeições geométricas revelaram suscetibilidade à flambagem lateral induzida por teste hidrostático. Ciclos térmicos e de pressão, simulando paradas e repartidas operacionais, demonstraram interação entre flambagem lateral e *walking*, especialmente em leitos inclinados, com posterior estabilização. Observou-se que o aumento da espessura do duto interno pode eliminar ambos os fenômenos, confirmando que a magnitude da força axial compressiva é o principal gatilho dessas instabilidades. Conclui-se que o dimensionamento adequado da espessura de parede, aliado a materiais de baixa expansão térmica, é essencial para garantir a integridade estrutural de sistemas PiP criogênicos. Esses resultados ampliam a compreensão dos mecanismos subjacentes, que não são triviais.

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

ANALYSIS OF LATERAL INSTABILITY OF A SUBSEA PIPE-IN-PIPE PIPELINE FOR AMMONIA AND HYDROGEN TRANSPORT

Caio Ramiro Torres

March/2026

Advisors: José Renato Mendes de Sousa
Gilberto Bruno Ellwanger
Leonardo Sant'Anna do Nascimento

Department: Civil Engineering

This study presents a numerical investigation of the structural behavior of subsea pipe-in-pipe (PiP) systems designed for transporting cryogenic fluids. The investigation focuses on assessing the effective axial force and the onset of structural instabilities, such as lateral buckling and pipeline walking, under varying operational and geometric conditions. The developed numerical model was validated against reference studies and applied to scenarios with temperatures as low as -253°C. Results indicate that anchor length is a critical factor in achieving fully restrained effective axial force (EAF). The inclusion of intermediate bulkheads facilitates load redistribution between the inner and outer pipes, while employing Invar material for the inner pipe significantly mitigates thermal effects, potentially allowing residual compression due to the double wall mechanism inherent to pipe-in-pipes, even at low temperatures. Introducing geometric imperfections revealed susceptibility to lateral buckling triggered by the hydrostatic pressure test. Thermal and pressure cycling, simulating operational shutdowns and restarts, demonstrated interaction between lateral buckling and walking, particularly on sloped seabeds, with stabilization occurring after a few cycles. The authors noted that resizing the inner pipe wall thickness could eliminate buckling and walking, confirming that compressive axial force magnitude of the coupled system is the primary trigger for these instabilities. One of the conclusions that arise is that appropriate wall thickness design, combined with materials exhibiting low thermal expansion, is essential to ensure the structural integrity of cryogenic PiP systems. These findings enhance understanding of the underlying mechanisms which are not straightforward.

Sumário

Lista de Figuras **xi**

Lista de Tabelas **xiv**

Lista de Símbolos **xv**

Lista de Abreviaturas **xviii**

1 Introdução **1**

1.1 Contextualização e Importância do Transporte Seguro de Amônia e Hidrogênio 1

1.2 Objetivos da Pesquisa 2

1.3 Organização da Dissertação 2

2 Conceitos Preliminares e Revisão Bibliográfica **3**

2.1 O Hidrogênio e a Transição Energética 3

2.1.1 Oferta e Demanda de Hidrogênio 3

2.1.2 O Hidrogênio como Alternativa para a Descarbonização 5

2.1.3 A Importância Econômica do Hidrogênio Verde 5

2.1.4 Vantagens do Transporte de Amônia frente ao Hidrogênio . . . 8

2.2 Carregamentos de Pressão em Dutos 12

2.2.1 Desenvolvimento de Tensão Circunferencial 12

2.2.2 Deformação Longitudinal Induzida 13

2.2.3 Força de Tampão 13

2.2.4 Força Axial Efetiva 13

2.3 Mecanismo Básico de Expansão e Contração de Dutos 14

2.4 Efeito Combinado de Temperatura e Pressão 17

2.4.1 Força Axial Efetiva Totalmente Restrita 17

2.4.2 Expansão nas Extremidades 18

2.5 *Pipeline Walking* 19

2.5.1 Mecanismos Iniciadores 19

2.5.2 Interação Solo–Duto 21

2.5.3 Estratégias de Mitigação 21
2.6 Modos de Flambagem Global e Fatores Determinantes 22
2.6.1 Planos de Flambagem: Lateral vs. Vertical 22
2.6.2 Modos de Flambagem Lateral (Classificação de Hobbs) 22
2.6.3 Determinantes do Modo Preferencial 23
2.7 Flambagem Lateral em Dutos 24
2.7.1 Dutos de Parede Simples 24
2.7.2 Dutos de Parede Dupla, ou *Pipe-in-Pipe* 26
2.7.3 Interação entre Flambagem Lateral e *Pipeline Walking* 30
2.8 *Upheaval Buckling* em Dutos *Offshore* Enterrados 30
2.8.1 Introdução e Mecanismo Físico 30
2.8.2 Força Axial Efetiva e Temperatura Equivalente 31
2.8.3 O Papel das Imperfeições Iniciais 31
2.8.4 Interação Solo–Duto e Resistência ao Levantamento 31
2.8.5 Modos de Flambagem: *Snap-through* vs. Estável 32
2.8.6 Considerações de Projeto e Mitigação 32
2.9 Tecnologia *Pipe-in-Pipe* para Temperaturas Criogênicas 33
2.10 Fragilização por Hidrogênio 36
2.11 Materiais Compatíveis com Transporte e Armazenamento de Hidrogênio 38
2.12 Força Axial Efetiva em Dutos *Pipe-in-Pipe* 41
2.12.1 Atrito Axial Suficiente Entre os Dutos para Aderência Total . 42
2.12.2 Atrito Inexistente entre os Dutos, $f_I = 0$ 43
2.12.3 Aderência Parcial entre os Dutos 44

3 Modelagem Numérica do Sistema PiP 46
3.1 Introdução 46
3.2 Descrição Geral do Modelo 47
3.3 Discretização por Elementos Finitos 47
3.3.1 Dutos Interno e Externo 47
3.3.2 Elementos de Interface ITT 47
3.4 Modelagem da Interação Solo–Duto 48
3.4.1 Representação do Solo 48
3.4.2 Contato Solo–Duto 48
3.4.3 Comportamento Histerético do Atrito 49
3.5 Modelagem do *Sleeper* 49
3.6 Imperfeição Geométrica Inicial 49
3.7 Carregamentos Aplicados 50
3.7.1 Carregamento Gravitacional 50
3.7.2 Pressurização 50

3.7.3 Carregamento Térmico 50
3.8 Sequência de Análise 50
3.9 Critérios Numéricos e Estabilização 53
3.9.1 Matriz Não Simétrica 53
3.9.2 Controle de Incrementação 53
3.9.3 Estabilização Numérica 53
3.10 Teste de Convergência de Malha 54
3.10.1 Grandezas de Interesse 54
3.10.2 Modelo de Referência 54
3.10.3 Estratégia de Refinamento de Malha 55
3.10.4 Procedimento de Análise 55
3.10.5 Critério de Convergência 55
3.10.6 Resumo do Estudo de Convergência 56
3.11 Considerações sobre Interação Solo-Estrutura no Abaqus 56
3.11.1 Modelagem Explícita do Solo como Meio Contínuo 58
3.11.2 Elementos de Interação Solo–Duto 59
3.11.3 Representação por Molas e Conectores 60
3.11.4 Considerações sobre a Escolha da Estratégia de Modelagem . 61
3.12 Considerações sobre Estabilização Numérica 61
3.12.1 Cálculo da Energia de Estabilização Relativa por Passo 63
3.12.2 Critério de Aceitabilidade 64
3.13 Considerações sobre Convergência Numérica no Modelo com Leito Inclinado 64
3.13.1 Influência da Configuração PiP na Convergência 65
3.13.2 Estratégia Numérica Adotada 66
3.13.3 Justificativa Física e Numérica 67
3.13.4 Verificação da Validade da Abordagem 67

4 Estudo de Caso **69**
4.1 Objetivo 69
4.2 Cálculo Hidráulico Preliminar 69
4.3 Dados de Entrada 71
4.4 Validação do Modelo 74
4.4.1 Validação a partir do Modelo de Wang et al. [35] 75
4.4.2 Revalidação a partir do Modelo de Goplen et al. [33] 78
4.5 Modelo Retilíneo com Temperaturas Criogênicas 80
4.6 Estudo do Efeito de *Bulkheads* Intermediários 82
4.7 Estudo do Efeito do Invar no Duto Interno 83
4.8 Posicionamento de Imperfeição na Região do Duto sob Compressão . 85

4.9 Aplicação de Carregamentos Cíclicos de Parada e Repartida 89
4.10 Estudo do Efeito da Inclinação do Leito Marinho 92
4.11 Verificação da Espessura de Parede do Duto Interno 93

5 Conclusões **95**
5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros 98

Referências Bibliográficas **99**

A Resultados para o Duto Interno Redimensionado com Espessura de Parede de 28 mm **106**

Lista de Figuras

2.1 Demanda Total por Hidrogênio na Europa [3] 4
2.2 Panorama dos Projetos na América Latina [4] 7
2.3 Demanda de Amônia por Segmento [6] 10
2.4 Atratividade do Hidrogênio Verde por Região [6] 11
2.5 Transporte de Hidrogênio e Amônia [2] 12
2.6 Perfil de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto "Longo" Submetido a Carregamento Térmico 16
2.7 Perfil de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto "Curto" Submetido a Carregamento Térmico 16
2.8 Perfil de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto "Longo" sem Instabilidade Global 17
2.9 Perfil de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto "Curto" com Instabilidade Global 18
2.10 Efeito da Inclinação do Solo no Perfil de Força Axial Efetiva 21
2.11 Modos Típicos de Flambagem Lateral em Dutos [24] 23
2.12 Perfil de Força Axial Efetiva Durante Aquecimento [15] 25
2.13 Perfil de Força Axial Efetiva com Múltiplas Flambagens [15] 26
2.14 Flambagem do Duto Interno em Sistema PiP Não-Complacente [34] . 28
2.15 Distribuição de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto PiP Complacente [33] 29
2.16 Seção Transversal de um Duto PiP 33
2.17 Esquemático de um *Bulkhead* de Extremidade 35
2.18 Esquemático de um *Bulkhead* Intermediário ou *Inline* 36
2.19 Diagrama de Tensão-Deformação do Invar testado a 10 bar de He e H_2 a -50 °C [63] 38
2.20 Distribuição de Força Efetiva no Sistema PiP [33] 43
2.21 Caso 1 - Atrito inexistente entre os dutos [33] 44
2.22 Caso 2 - Aderência parcial entre os dutos [33] 45
2.23 Caso 3 - Aderência total entre os dutos [33] 45

3.1 Tensão Longitudinal versus Tamanho do Elemento 57

3.2 Tensão Longitudinal versus Tamanho do Elemento 57
3.3 Força Crítica de Flambagem de Diferentes Malhas 58
3.4 Comparaçao entre Modelos com e sem Inclinação – Deslocamento Axial 68
3.5 Comparaçao entre Modelos com e sem Inclinação – Força Axial Efetiva 68

4.1 Sistema PiP [35] 72
4.2 Condições de Contorno do PiP [33] 73
4.3 Modelo de Resistência Bi-Linear do Solo [35] 74
4.4 Imperfeição do PiP [35] 75
4.5 Comparação entre os Perfis de Flambagem Lateral 77
4.6 Comparação entre os Perfis de Força Axial Efetiva 79
4.7 Diagrama Esquemático do Sistema PiP 80
4.8 Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP - Caso Criogênico (-40°C) 81
4.9 Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP - Caso Criogênico (-253°C) 82
4.10 Distribuição de Força Axial Efetiva no Duto Interno do PiP com e sem *Bulkheads* Intermediários 83
4.11 Distribuição de Força Axial Efetiva no Duto Externo do PiP com e sem *Bulkheads* Intermediários 83
4.12 Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP – Modelo Retilíneo com Invar (-40 °C) 84
4.13 Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP – Modelo Retilíneo com Invar (-253 °C) 85
4.14 Vistas do Iniciador de Flambagem no Modelo Numérico 87
4.15 Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem 88
4.16 Perfil de Deslocamento Lateral no PiP – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem 88
4.17 Força de Reação na Âncora (Lado Praia) – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem 90
4.18 Deslocamento Axial no PLET (Lado Mar) – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem 90
4.19 Deslocamento Lateral na Alça de Flambagem – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem 91
4.20 Força de Reação na Âncora (Lado Praia) – Modelo com Leito Marinho Inclinado 92
4.21 Deslocamento Axial no PLET (Lado Mar) – Modelo com Leito Marinho Inclinado 93
4.22 Deslocamento Lateral na Alça de Flambagem – Modelo com Leito Marinho Inclinado 93

A.1 Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP – Modelo com Duto Interno Redimensionado 106
A.2 Força de Reação na Âncora (Lado Praia) – Modelo com Duto Interno Redimensionado 107
A.3 Deslocamento Axial no PLET (Lado Mar) – Modelo com Duto Interno Redimensionado 107
A.4 Deslocamento Lateral no Centro da Imperfeição – Modelo com Duto Interno Redimensionado 108

Lista de Tabelas

2.1 Densidade de Energia de Diferentes Combustíveis [7] [8] 9

3.1 Resumo do Teste de Convergência 56
3.2 Diferença Reltiva de Cada Variável 56

4.1 Propriedades dos Fluidos Criogênicos 70
4.2 Perdas de Carga por Atrito 71
4.3 Propriedades dos Dutos 72
4.4 Propriedades de Interação Solo–Duto 72
4.5 Força Totalmente Restrita – Duto Perfeitamente Retilíneo – Caso de Validação 78
4.6 Força Totalmente Restrita – Modelo Retilíneo com Temperaturas Criogênicas 81
4.7 Propriedades Mecânicas do Invar 84
4.8 Propriedades da Imperfeição Lateral 85
4.9 Propriedades da Imperfeição Vertical (*Sleeper*) 86

Lista de Símbolos

A_e	Área externa . . . 98
A_i	Área interna . . . 98
`ALLIE`	Energia interna do sistema (*output* do Abaqus) . . . 98
`ALLSD`	Energia de estabilização (*output* do Abaqus) . . . 98
`ALLSD`(0)	Energia de estabilização no início do passo em questão . . . 98
A_s	Área de aço . . . 98
C	Constante de integração . . . 98
D_e	Diâmetro externo . . . 98
D_i	Diâmetro interno . . . 98
D_m	Diâmetro médio do duto . . . 98
E	Módulo de elasticidade . . . 98
f_D	Fator de atrito de Darcy . . . 98
F_e	Força de tampão devido à pressão externa . . . 98
F_i	Força de tampão devido à pressão interna . . . 98
f_s	Força de atrito axial por unidade de comprimento . . . 98
g	Aceleração da gravidade . . . 98
GW	Gigawatt . . . 98
H	Tração residual de instalação; Força horizontal de reação do solo . . . 98
h	Altura de coluna hidrostática . . . 98

kg	Quilograma	98
KP	*Kilometer post*	98
L	Comprimento	98
l	Comprimento característico	98
l_0	Comprimento de referência	98
l_a	Comprimento de ancoragem	98
MJ	Megajoule	98
MPa	Megapascal	98
N	Força axial verdadeira	98
P	Pressão	98
P_e	Pressão externa	98
P_i	Pressão interna	98
PJ	Petajoule	98
$P_{\text{requerida}}$	Pressão requerida para operação	98
P_{teste}	Pressão de teste	98
Q	Vazão	98
S	Força axial efetiva	98
S_0	Força axial efetiva totalmente restrita	98
T	Temperatura	98
t	Espessura da parede	98
TWh	Terawatt-hora	98
V	Força vertical de reação do solo	98
v	Velocidade do fluido	98
W	Peso Submerso; Watt	98

$W/(m \cdot K)$	Watts por metro por Kelvin 98
x	Coordenada axial 98
α	Coeficiente de expansão térmica 98
δ	Expansão axial nas extremidades 98
ΔP_e	Variação de pressão externa relativa ao lançamento 98
ΔP_f	Perda de carga por atrito 98
ΔP_h	Variação de pressão hidrostática 98
ΔP_i	Variação de pressão interna relativa ao lançamento 98
$\Delta P_{\text{manifold}}$	Perda de pressão no manifold 98
ΔS	Variação de força axial 98
ΔT	Variação de temperatura relativa ao lançamento 98
ε	Deformação 98
ε_l	Deformação longitudinal 98
η_{SD}	Indicador de convergência 98
φ	Inclinação do Solo 98
μ	Coeficiente de atrito 98
ν	Coeficiente de Poisson 98
ρ	Densidade do fluido 98
σ_h	Tensão circunferencial 98
Ξ	Parâmetro adimensional de carregamento 98
ξ	Deslocamento axial 98
$(\cdot)^{ext}$	Relativo ao duto externo 98
$(\cdot)^{int}$	Relativo ao duto interno 98
$(\cdot)^{tot}$	Relativo ao somatório dos dutos interno e externo 98

Lista de Abreviaturas

CAPEX	*Capital Expenditure* (Despesas de Capital) 98
CCS	*Carbon Capture and Storage* (Captura e armazenamento de carbono) 98
DNV	Det Norske Veritas 98
ERV	Energia Renovável Variável 98
FEA	*Finite Element Analysis* 98
GLP	Gás Natural Liquefeito 98
HOOS	*Horizontal Out-of-Straightness* 98
MEF	Método dos Elementos Finitos 98
MPC	*Multi-point Constraint* 98
OOS	*Out-of-Straightness* 98
OPEX	*Operational Expenditure* (Despesas Operacionais) 98
PiP	*Pipe-in-Pipe* 98
PiPiP	*Pipe-in-Pipe-in-Pipe* 98
PLET	*Pipeline End Termination* 98
SMTS	*Specified Minimum Tensile Strength* (Resistência à Tração Mínima Especificada) 98
SMYS	*Specified Minimum Yield Strength* (Tensão de Escoamento Mínima Especificada) 98
SPM	*Single Point Mooring* 98
UHB	*Upheaval Buckling* 98

Capítulo 1

Introdução

1.1 Contextualização e Importância do Transporte Seguro de Amônia e Hidrogênio

O ponto de partida desta dissertação é a compreensão das vantagens inerentes ao transporte e ao *offloading* de amônia e hidrogênio ao longo da costa brasileira, em locais estrategicamente afastados de centros populacionais. A prática do *offloading* em regiões remotas reduz significativamente os riscos associados a essas operações, contribuindo para a segurança das comunidades. Essa abordagem é de grande relevância, considerando o potencial explosivo e os desafios operacionais inerentes ao transporte de amônia e hidrogênio.

Mesmo com a adoção de sistemas *pipe-in-pipe* (PiP) para garantir o isolamento térmico e a viabilidade do transporte de amônia e hidrogênio em temperaturas criogênicas, fenômenos como flambagem global e *pipeline walking* podem ocorrer em decorrência das condições operacionais dessas linhas submarinas rígidas.

Devido a dificuldades técnicas e econômicas de se enterrar dutos submarinos, a maior parte dos dutos em operação atualmente está simplesmente apoiada sobre o leito marinho [1]. Isso aumenta a exposição do duto a interferências externas e carregamentos ambientais, além de apresentar modos de falha inerentes à interação entre o duto e o solo.

O solo da costa brasileira apresenta características geotécnicas distintas, dependendo da localização. Em baías, o solo é frequentemente composto por material orgânico, enquanto na costa marítima pode predominar a presença de materiais mais siltosos. Essa variação na composição do solo pode influenciar nas interações solo–duto, afetando o desenvolvimento dos fenômenos decorrentes desta interação e a segurança das operações.

1.2 Objetivos da Pesquisa

A proposta da dissertação de mestrado tem como objetivo principal contribuir para a implementação segura e eficiente do transporte e *offloading* de amônia e hidrogênio na costa brasileira através da investigação numérica dos fenômenos. Ao investigar os fenômenos de flambagem lateral e *pipeline walking* em sistemas PiP para o transporte de fluidos criogênicos, bem como considerar as características geotécnicas do solo local, a pesquisa busca não apenas contribuir para o avanço tecnológico, mas também para a preservação das atividades seguras das novas tecnologias.

Para abordar esse tema, a dissertação de mestrado propõe uma análise detalhada dos fenômenos e suas interações através de modelagem numérica avançada, utilizando *software* comercial e *scripts* desenvolvidos, além de rotinas complementares em Python; a pesquisa examinará o comportamento mecânico das camadas interna e externa do sistema PiP em temperaturas criogênicas e ambiente, respectivamente. Além disso, a influência de fatores como a temperatura do fluido interno e as características do leito marinho é avaliada para compreender os mecanismos subjacentes à flambagem e ao *walking*. Os mecanismos de lançamento da linha, tração efetiva, interação solo–duto, gradiente de tensões e temperatura na linha, análises térmicas e efeitos de fragilidade tentarão ser explorados ao máximo dentro dos limites de uma contribuição de mestrado.

1.3 Organização da Dissertação

O presente trabalho organiza-se da seguinte maneira:

- O Capítulo 1 apresenta a motivação e principais objetivos do trabalho.
- O Capítulo 2 contextualiza a importância do hidrogênio e da amônia na transição energética, apresenta conceitos preliminares e uma breve revisão bibliográfica.
- O Capítulo 3 descreve o modelo numérico a ser adotado no estudo de caso.
- O Capítulo 4 apresenta o estudo de caso e os principais resultados associados.
- O Capítulo 5 apresenta as conclusões do estudo.

Capítulo 2

Conceitos Preliminares e Revisão Bibliográfica

2.1 O Hidrogênio e a Transição Energética

2.1.1 Oferta e Demanda de Hidrogênio

Para que as metas do Acordo de Paris sejam atingidas, estima-se que o hidrogênio e seus derivados devam representar aproximadamente 15% da demanda mundial de energia até 2050. No entanto, projeções recentes da Det Norske Veritas (DNV) indicam que a adoção global do hidrogênio como vetor energético deverá ficar significativamente abaixo desse patamar. Segundo o relatório *Energy Transition Outlook* 2025, o hidrogênio deverá corresponder a apenas 0,15% da matriz energética final global em 2030, cerca de 4% em 2050 e próximo de 6% em 2060 [2].

Ainda assim, a demanda por hidrogênio de baixo carbono e renovável, juntamente com seus derivados — como amônia, e-metanol e outros eletrocombustíveis — deverá crescer significativamente, passando de níveis atualmente desprezíveis para mais de 6 MtH_2/ano em 2030, 165 MtH_2/ano em 2050 e 260 MtH_2/ano em 2060. Esse crescimento reflete a necessidade de descarbonização de setores intensivos em energia e de difícil eletrificação, como transporte pesado, aviação e indústria.

Apesar do apoio de estratégias nacionais e políticas públicas, fatores como atrasos na implementação, insuficiência de políticas de estímulo à demanda, lacunas regulatórias e falta de transparência nas cadeias de valor continuam limitando a expansão do hidrogênio, especialmente no curto e médio prazo.

A contribuição do hidrogênio na matriz energética global variará regionalmente. A região do Pacífico pertencente à OCDE deverá liderar a adoção, atingindo cerca de 8% em 2050 e 12% em 2060, seguida pela Europa, com aproximadamente 7% em 2050 e 9% em 2060, enquanto a América do Norte deverá alcançar pouco mais de 4% em 2050 e cerca de 8% em 2060.

A Figura 2.1 detalha a demanda por hidrogênio na Europa em 2020. Observa-se que as maiores demandas vêm do refino e da produção de amônia, sobretudo na Holanda e Alemanha, onde a demanda excede os 40 TWh por ano. Espera-se que novas aplicações, como transporte pesado e geração de energia, ampliem significativamente o consumo de hidrogênio no continente ao longo das próximas décadas.

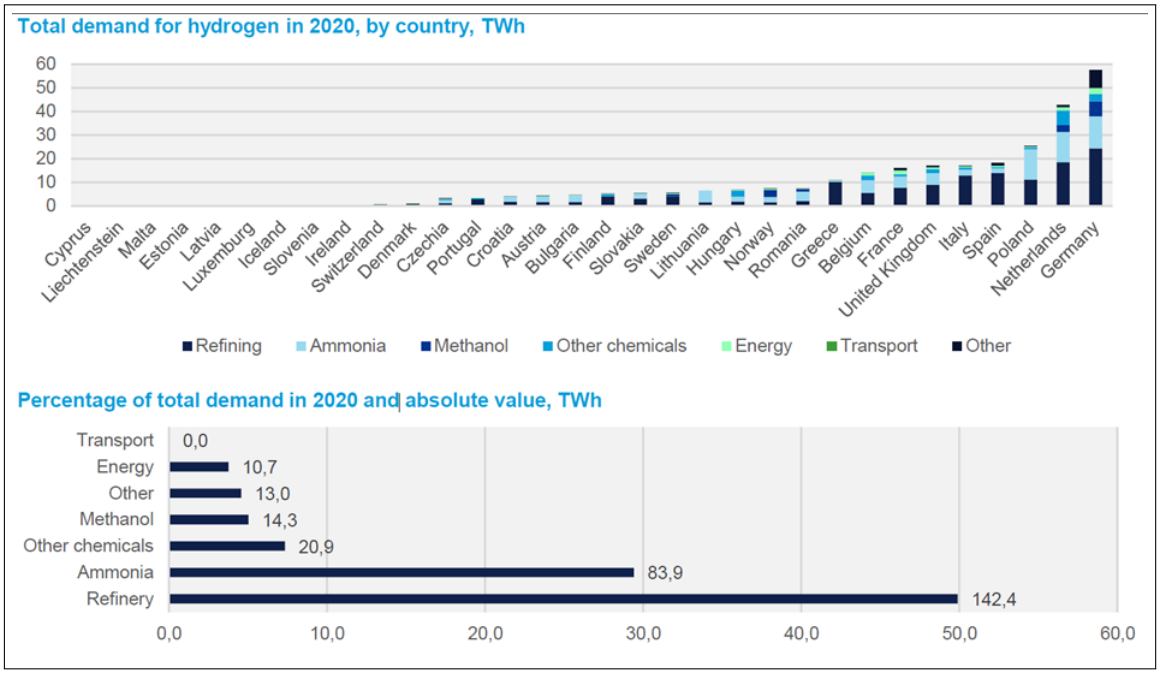


Figura 2.1: Demanda Total por Hidrogênio na Europa [3]

Dado que a produção de energia e a independência energética são aspectos de alta relevância geopolítica, e tendo em vista os conflitos geopolíticos mais recentes e a subsequente crise energética na Europa, a Comissão Europeia, em 2022, aumentou a previsão da demanda de hidrogênio na Europa, estimando 660 TWh (20 Mt H_2) em 2030, com 330 TWh produzidos localmente e 330 TWh importados [3]. O Brasil tem potencial para ser um ator importante no processo de descarbonização na Europa através do envio de navios transportadores de hidrogênio e/ou amônia para esse continente.

Embora a demanda por hidrogênio em setores tradicionais como refino e produção de fertilizantes apresente leve declínio, projeta-se um aumento significativo na demanda por derivados de hidrogênio para uso energético. Por volta de 2055, a demanda por hidrogênio para produção de combustíveis sintéticos e como vetor energético deverá ultrapassar a demanda combinada desses setores tradicionais.

Atualmente, a demanda por hidrogênio é atendida predominantemente por meio de fontes fósseis, especialmente gás natural, ou como subproduto de processos industriais.

Até 2050, métodos intensivos em emissões de CO_2, como a reforma a vapor de metano e a gaseificação do carvão, deverão perder participação, sendo gradualmente substituídos por alternativas de menor carbono, como reforma com captura e armazenamento de carbono (*carbon capture and storage* – CCS) e eletrólise.

A oferta futura de hidrogênio será moldada por duas tendências principais: o aumento da demanda como vetor energético e a transição para métodos de produção mais limpos. Em 2030, estima-se que cerca de 12% do hidrogênio global será produzido a partir de fontes de baixo carbono, sendo 3% via reforma com CCS e 9% via eletrólise. Até 2060, essa transformação será substancial, com aproximadamente 85% da produção global proveniente de fontes de baixo carbono ou renováveis, incluindo eletrólise conectada à rede, eletrólise com energia solar e eólica, além de rotas com CCS.

2.1.2 O Hidrogênio como Alternativa para a Descarbonização

Atualmente, o hidrogênio tem sido considerado um vetor energético estratégico, comparável à eletrificação, na busca por uma descarbonização completa. Enquanto a eletrificação se mostra adequada para setores como transporte privado e aquecimento residencial de baixo a médio porte, o hidrogênio destaca-se por seu potencial em descarbonizar atividades intensivas em energia, como a manufatura, o transporte de cargas pesadas e o transporte aéreo [3].

O hidrogênio e seus derivados terão papel fundamental na descarbonização de setores de difícil eletrificação, como aviação e transporte marítimo, podendo atender entre 10% e 35% da demanda energética desses setores até 2060. No entanto, sua participação em aplicações como calor industrial deverá ser mais limitada, representando cerca de 6% da matriz energética desse segmento.

Em regiões com predominância de Energias Renováveis Variáveis (ERVs), como aquelas com elevado potencial eólico ou alta incidência solar, o hidrogênio surge como uma alternativa viável para o balanceamento da demanda de pico e o armazenamento de excedentes de eletricidade em períodos prolongados.

2.1.3 A Importância Econômica do Hidrogênio Verde

O hidrogênio verde vem ganhando importância como um dos pilares da descarbonização através da substituição de combustíveis fósseis por energias renováveis [4].

O Brasil tem um grande potencial de produção de energia eólica *offshore* que pode ser usada para a produção de hidrogênio verde a partir da eletrólise da água [5]. A produção de hidrogênio verde pode se dar tanto *offshore* quanto *onshore*, a depender de critérios técnicos e econômicos.

O uso do hidrogênio como um vetor energético, produzido a partir de parques eólicos *offshore*, tem as seguintes vantagens [3]:

- A produção de energia eólica *offshore* não ocupa espaço no continente e possui uma densidade de produção de energia maior, se comparada à energia eólica *onshore*;
- O armazenamento geológico de hidrogênio tem um custo mais baixo que o armazenamento direto de eletricidade. Um benefício adicional é que os materiais necessários para o armazenamento geológico de hidrogênio não escalam em capacidade da mesma maneira que baterias (o dobro de armazenamento de uma bateria requer o dobro de materiais necessários, enquanto o dobro de armazenamento de hidrogênio pode ser obtido com reservatórios moderadamente maiores ou com diferentes regimes de pressão);
- O hidrogênio pode ser usado em setores que usam grandes quantidades de energia como indústrias de alta temperatura, aviação, navegação e transporte rodoviário pesado.

A produção de hidrogênio de baixo carbono pode atingir de 16 a 24 Mt por ano até 2030 caso todos os projetos atuais se concretizem. Em 2021, a produção deste tipo de hidrogênio era de apenas 1 Mt [4].

Tal cenário exigirá um aumento da capacidade de eletrólise de 0,5 GW em 2021 para 290 GW até o final da década. A América Latina está na vanguarda destes planos à medida que procura capitalizar os abundantes, e relativamente baratos, recursos naturais da região. Quase 60% da capacidade instalada da região provém de energia renovável, dando-lhe uma vantagem em relação a outras regiões, tanto em disponibilidade quanto no custo necessário para produzir hidrogênio verde por meio de eletrólise. A América Latina também conta com acesso aos oceanos Atlântico e Pacífico, permitindo rotas marítimas diretas para os mercados europeu e asiático, onde espera-se que a demanda cresça a uma taxa exponencial. O estabelecimento de uma infraestrutura energética baseada em hidrogênio inclui a execução de projetos de energia renovável de larga escala associados a linhas de transmissão, eletrolisadores, dutos, instalações de armazenamento e *clusters* portuários que garantam que o hidrogênio chegue ao consumidor final [4].

De acordo com um levantamento feito pelo BNamericas em fevereiro de 2024 [4], existiam 65 projetos relacionados a hidrogênio na América Latina, com investimentos combinados de aproximadamente US$ 103 bilhões. Deste total, 16 projetos estavam localizados no Brasil.

Estimativas mais recentes, no entanto, indicam uma rápida expansão no número de iniciativas na região, superando a marca de 200 projetos. Apesar desse crescimento

expressivo, uma parcela significativa dessas iniciativas ainda se encontra em estágios iniciais de desenvolvimento, estando sujeita a incertezas regulatórias, financeiras e tecnológicas, além de possíveis revisões ou cancelamentos.

A Figura 2.2 detalha o estágio de desenvolvimento do hidrogênio verde na América Latina. Observa-se que a maior parte dos projetos ainda se encontra em fases preliminares, como estudos de viabilidade, desenvolvimento de conceito e processos de licenciamento ambiental, o que evidencia o caráter ainda incipiente da indústria na região.

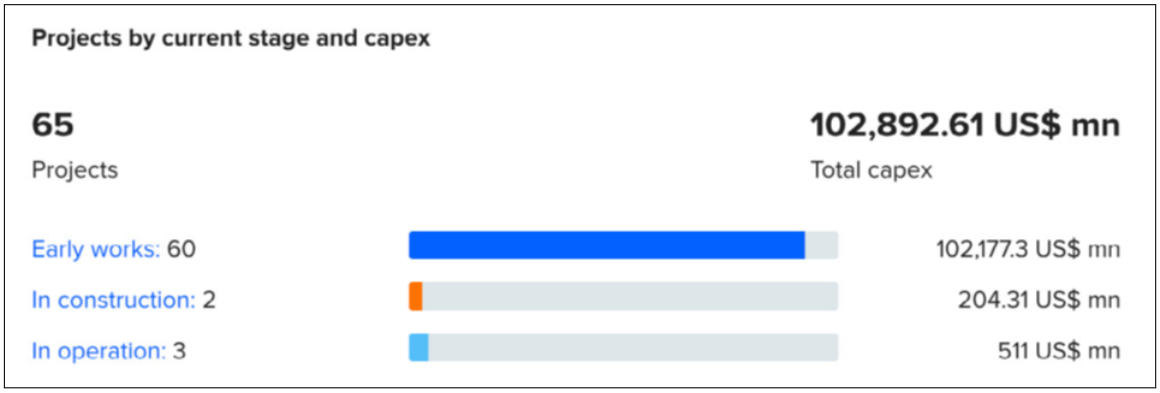


Figura 2.2: Panorama dos Projetos na América Latina [4]

No Brasil, a empresa australiana Fortescue anunciou investimentos da ordem de US$ 5 bilhões para a produção de hidrogênio verde no Porto do Pecém (Ceará). O projeto, inicialmente previsto para entrar em operação a partir de 2027, possui capacidade estimada de produção de até 837 t/dia de hidrogênio verde [4]. Ressalta-se, contudo, que projetos dessa magnitude frequentemente estão sujeitos a revisões de cronograma e decisões finais de investimento.

Além deste projeto, destacam-se[1]:

- Cactus Energia Verde (Porto do Pecém, Ceará): com capacidade de produção de 190 kt de hidrogênio verde e mais de 1 Mt de amônia verde por ano;
- Green Energy Park Piauí (Piauí): investimento das empresas Green Energy Park e Solatio para a construção de usinas com capacidade de eletrólise de 20 GW;
- Planta de Hidrogênio Verde (Porto de Suape, Pernambuco): com investimento da Qair Brasil, o projeto prevê a instalação de duas usinas no Porto de Suape. A produção estimada é de 290 kt/ano de hidrogênio verde.

Embora os projetos mencionados apresentem capacidades expressivas, é importante destacar que grande parte dessas iniciativas ainda não atingiu a fase de decisão

[1]Informações baseadas em fontes públicas da imprensa.

final de investimento (*Final Investment Decision* – FID), o que implica incertezas quanto à sua implementação integral nos prazos e escalas originalmente anunciados.

Nota-se a concentração de projetos na região Nordeste, que se deve à elevada capacidade de geração eólica e solar fotovoltaica da região. A capacidade instalada, de 28,3 GW, representa 82,6% da energia solar e eólica nacional. A região também concentra outros 76,2 GW de capacidade de geração eólica e solar já outorgada pela Agência Nacional de Energia Elétrica (ANEEL) [5].

Fatores naturais colocam o Nordeste na vanguarda da transição energética:

- Condições climáticas, com ventos intensos e constantes, além de altos níveis de radiação solar;
- Extensas áreas de terras propícias para a instalação de parques solares e eólicos;
- Litoral extenso, favorecendo a instalação de usinas eólicas *offshore*;
- Linhas de financiamento específicas que facilitam os investimentos na região.

Considerando que a energia elétrica representa grande parte do custo da eletrólise, a região tem uma grande vantagem competitiva na produção de hidrogênio verde pois conta com uma produção de energia renovável relativamente barata e uma infraestrutura portuária propícia à exportação [5].

2.1.4 Vantagens do Transporte de Amônia frente ao Hidrogênio

Embora o transporte de hidrogênio por dutos seja a solução mais econômica para grandes volumes em distâncias médias, especialmente com o reaproveitamento de infraestrutura existente de gás natural (com custos entre 10% e 35% de novas instalações), o transporte intercontinental tende a ser limitado.

Nesse contexto, a amônia deverá desempenhar papel central no comércio global de hidrogênio, sendo responsável por cerca de 52% do transporte de longa distância, devido à sua maior facilidade de armazenamento e transporte.

O transporte marítimo de hidrogênio ocorrerá predominantemente na forma de amônia líquida, embora com custos adicionais associados aos processos de conversão, estimados entre US$ 1,5 e US$ 2/kgH_2. Até 2060, cerca de 3% do hidrogênio será transportado por via marítima e 6% por dutos inter-regionais.

Espera-se que o comércio marítimo global de amônia cresça significativamente, passando de volumes praticamente nulos na década de 2030 para cerca de 65 Mt/ano em 2060, representando aproximadamente 74% do comércio global de hidrogênio e seus derivados.

Dentre as diversas moléculas carreadoras de hidrogênio, a amônia é uma das mais econômicas e possui uma das maiores densidades energéticas [6]. Isto faz da amônia uma boa candidata para o transporte de longa distância de combustíveis limpos e/ou verdes.

A Tabela 2.1 apresenta uma comparação entre diferentes métodos de transporte e armazenamento de hidrogênio, incluindo hidrogênio comprimido, hidrogênio líquido, metanol e amônia líquida. No caso da amônia, o hidrogênio não é armazenado na forma molecular (H_2), mas sim na forma química, ligado ao nitrogênio (NH_3). Essa abordagem permite o armazenamento de grandes quantidades de hidrogênio em condições mais brandas: por exemplo, a amônia líquida permanece estável a 25 °C e 0,99 MPa, uma pressão significativamente menor que a exigida para o hidrogênio comprimido [7]. Embora seja necessário um processo de conversão para recuperar o H_2, a amônia se destaca como uma alternativa promissora para o transporte seguro e eficiente de hidrogênio em larga escala.

Tabela 2.1: Densidade de Energia de Diferentes Combustíveis [7] [8]

Propriedades	**Unidade**	**Hidrogênio Comprimido**	**Hidrogênio Líquido**	**Metanol**	**Amônia Líquida**
Temperatura	°C	25	-252,9	25	25
Pressão de Armazenamento	MPa	69	0,10	0,10	0,99
Densidade de Energia Volumétrica	MJ/L	4,50	8,49	15,80	12,70
Densidade de Energia Gravimétrica	MJ/kg	120,21	120,21	19,70	18,65

Terminais *single point mooring* (SPM) fazem parte de um conjunto de tecnologias já estabelecidas na indústria de óleo e gás que envolvem a transferência de substâncias em alto mar, ou seja, sem a necessidade de um porto ou cais (*jetty-less*). Alguns dos materiais transferidos em alto mar via operações *offshore* são [9]:

- Petróleo bruto;
- Gasolina;
- Gás natural liquefeito (GLP);
- Combustíveis.

No caso do transporte de amônia, o uso de terminais SPM ainda está sendo qualificado [6]. Porém, de maneira geral, entende-se que essas operações serão um requisito para o *offloading* seguro de amônia, dada a toxicidade e inflamabilidade

desse fluido. Transferências portuárias convencionais encontram obstáculos no processo de licenciamento ambiental pois, num caso de vazamento de amônia, uma nuvem tóxica e explosiva se espalharia no entorno, criando uma zona de exclusão e afetando a população local.

Além de mais seguras, transferências *jetty-less* também podem oferecer uma redução significativa no CAPEX e no OPEX do projeto por não necessitarem de uma estrutura portuária para a operação [6].

Outro exemplo de transferência em alto mar é o *ship-to-ship*, onde a transferência é feita entre embarcações. A capacidade de transferência deste método é consideravelmente menor quando comparado a um duto conectado a um terminal SPM.

Atualmente, cerca de 20 milhões de toneladas de amônia são transportadas anualmente, de um total de aproximadamente 200 milhões de toneladas produzidas por ano, uma vez que a maior parte é produzida e consumida localmente [6].

Estima-se que a produção e o uso da amônia irão triplicar nos próximos 30 anos [6], conforme ilustrado na Figura 2.3.

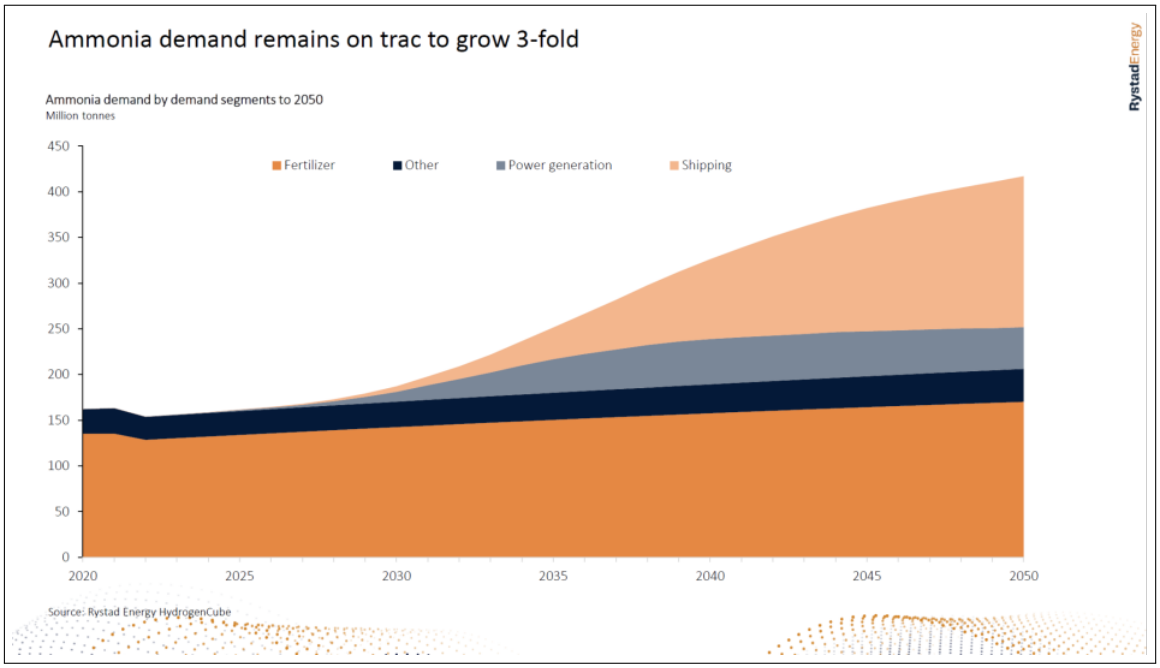


Figura 2.3: Demanda de Amônia por Segmento [6]

Com o crescimento da demanda por amônia verde, a produção tende a se concentrar em regiões com vantagens competitivas, como América Latina, Austrália e Golfo Pérsico [6], conforme ilustrado na Figura 2.4. Grande parte dessa produção será destinada à exportação para mercados como Europa e Ásia, impulsionando o transporte marítimo de longa distância.

Embora o transporte marítimo de hidrogênio seja tecnicamente viável, ele envolve processos energeticamente intensivos, como liquefação e reconversão. Nesse contexto,

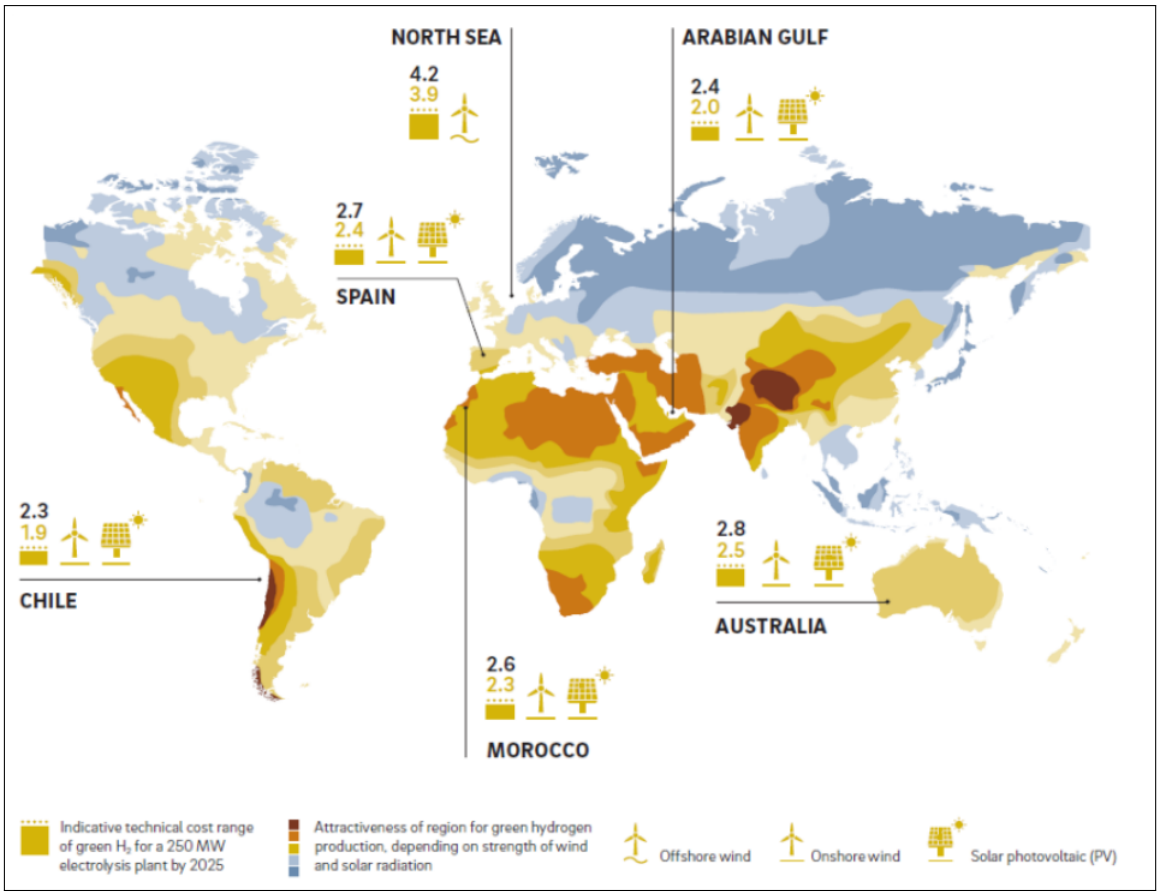


Figura 2.4: Atratividade do Hidrogênio Verde por Região [6]

a amônia destaca-se como o principal vetor para transporte intercontinental, devido à sua maior estabilidade, segurança operacional e viabilidade econômica.

A Figura 2.5 apresenta as projeções dos principais modos de transporte associados ao hidrogênio e à amônia até 2050. Destaca-se o crescimento do uso da amônia como vetor energético, com predominância do transporte marítimo como principal meio logístico.

Com a previsão de crescimento do transporte marítimo intercontinental de amônia e hidrogênio, torna-se essencial estabelecer critérios e metodologias adequadas para o *offloading* seguro dessas substâncias. Parte desse desafio envolve compreender os mecanismos de falha associados a esses sistemas. Embora a tecnologia de transporte criogênico de amônia esteja bem estabelecida para dutos *onshore*, os mecanismos de falha em ambientes *offshore* permanecem pouco explorados na literatura. Nesse contexto, o presente trabalho tem como objetivo contribuir para os estudos na área de mecânica dos dutos de transporte, oferecendo subsídios que possam colaborar com futuros desenvolvimentos e incentivar novas investigações sobre o tema.

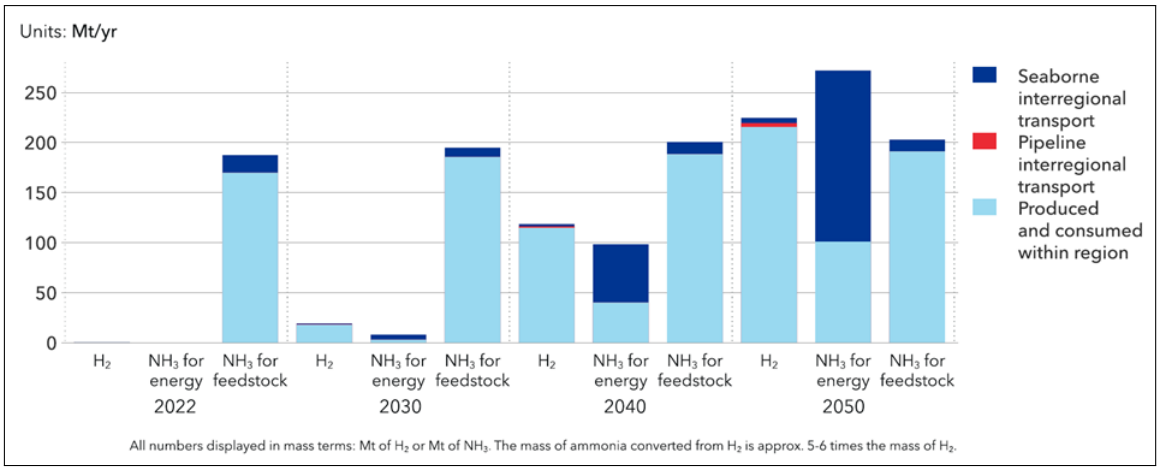


Figura 2.5: Transporte de Hidrogênio e Amônia [2]

2.2 Carregamentos de Pressão em Dutos

Adotam-se as seguintes hipóteses simplificadoras:

- Duto de parede fina ($t/D \ll 1$);
- Material homogêneo, isotrópico e linear elástico;
- Estado de tensões uniforme ao longo da circunferência;
- Pressões interna e externa uniformemente distribuídas;
- Pequenas deformações.

Essas hipóteses permitem o uso da teoria de cascas cilíndricas delgadas para a avaliação dos esforços induzidos por pressão, sendo consistentes com formulações clássicas e com práticas recomendadas em normas de projeto de dutos *offshore* [10–13].

2.2.1 Desenvolvimento de Tensão Circunferencial

A aplicação de pressão resulta no desenvolvimento de tensões na parede do duto. A tensão circunferencial média (*hoop stress*) decorre da diferença entre as pressões interna e externa e, para dutos de parede fina, é expressa por:

$$\sigma_h = \frac{(P_i - P_e)\, D_m}{2t} \tag{2-1}$$

A Equação 2-1 corresponde à formulação clássica para vasos de pressão de parede fina, amplamente adotada em normas de projeto [11, 13], onde σ_h é a tensão circunferencial média, P_i e P_e são as pressões interna e externa, respectivamente, D_m é o diâmetro médio do duto e t é a espessura da parede.

Em aplicações práticas, pode-se empregar o diâmetro interno ou externo conforme o carregamento dominante. Alternativamente, o diâmetro médio é frequentemente utilizado como aproximação, conforme discutido em [11].

2.2.2 Deformação Longitudinal Induzida

A tensão circunferencial induz uma deformação longitudinal por efeito de Poisson. No caso de um duto livre para se deformar axialmente, a deformação longitudinal é dada por:

$$\varepsilon_l^{\text{livre}} = -\nu \frac{\sigma_h}{E} \tag{2-2}$$

onde ν é o coeficiente de Poisson e E é o módulo de elasticidade do material. Essa relação decorre diretamente da lei de Hooke tridimensional para materiais isotrópicos [10].

A pressão interna promove expansão radial e, consequentemente, contração axial livre, enquanto a pressão externa resulta em contração radial e alongamento axial livre. Caso a deformação axial seja restringida, surgem tensões longitudinais adicionais associadas à restrição imposta.

2.2.3 Força de Tampão

Para dutos com extremidades fechadas, a pressão atuante nas seções transversais gera forças axiais, denominadas forças de tampão (*end cap forces*), dadas por:

$$F_e = P_e \cdot A_e \tag{2-3}$$

$$F_i = -P_i \cdot A_i \tag{2-4}$$

onde A_e e A_i são as áreas externa e interna do duto. As forças de tampão são consideradas positivas no sentido trativo.

A formulação das forças de tampão decorre do equilíbrio de forças em uma seção transversal do duto, sendo amplamente utilizada em análises de dutos pressurizados [11, 13].

2.2.4 Força Axial Efetiva

A avaliação do comportamento axial de dutos pressurizados é usualmente realizada por meio do conceito de força axial efetiva, amplamente adotado em normas de projeto de dutos submarinos, particularmente nas recomendações da DNV [12]. A relação entre a força axial efetiva S e a força axial real N é dada por:

$$S - N = P_e \cdot A_e - P_i \cdot A_i \tag{2-5}$$

Essa grandeza representa o esforço axial que efetivamente contribui para fenômenos estruturais como flambagem global.

No caso de um duto livre para se deformar axialmente, tem-se $S = 0$, e a força axial real é equilibrada pelas forças de pressão nas extremidades.

Por outro lado, quando a deformação axial é totalmente restringida, desenvolve-se uma força axial efetiva resultante da combinação de:

- forças de tampão;
- deformações impedidas associadas ao efeito de Poisson.

Para o caso de pressão externa, adotando tração como positiva:

$$S = P_e \cdot A_e - \frac{P_e \cdot D_m \cdot \nu \cdot A_s}{2 \cdot t} \tag{2-6}$$

onde A_s é a área da seção de aço.

Admitindo a hipótese de parede fina, a área de aço pode ser aproximada por $A_s \approx \pi \cdot D_m \cdot t$ e a área média é considerada aproximadamente igual à área externa, resultando em:

$$S_0^{Pe} = P_e \cdot A_e(1 - 2\nu) \tag{2-7}$$

De forma análoga, para pressão interna:

$$S_0^{Pi} = -P_i \cdot A_i(1 - 2\nu) \tag{2-8}$$

2.3 Mecanismo Básico de Expansão e Contração de Dutos

Hipóteses simplificadoras:

- O duto é perfeitamente retilíneo, sem carregamentos iniciais, apoiado em um solo reto e não-deformável (podendo ser horizontal ou ter uma inclinação constante ao longo do comprimento do duto);
- A resistência do solo ao movimento axial é constante;
- Temperatura constante ao longo do comprimento do duto, exceto quando explicitamente mencionado o contrário;

- As extremidades do duto são livres para expandir sem restrição ao movimento axial, portanto com reações de extremidade desprezíveis;
- Ausência de diferenciais de pressão entre o meio interno e externo.

Conforme a temperatura T aumenta, o duto tende a expandir. Se o duto fosse totalmente livre, este expandiria a um comprimento total de $L(1 + \alpha\Delta T)$, onde L é o comprimento inicial e α é o coeficiente de expansão térmica linear. Se, por outro lado, o duto fosse totalmente fixo, este manteria seu comprimento original, apresentando uma força compressiva axial N. A deformação compressiva mecânica axial a que o duto estaria sujeito é dada por:

$$\varepsilon = \frac{N}{E \cdot A_s} \tag{2-9}$$

onde o produto $E \cdot A$ é a rigidez axial da seção transversal do duto. Como o duto está restrito para expandir, $L(1 + \alpha\Delta T - \varepsilon) = L$, de modo que:

$$N = E \cdot A_s \cdot \alpha \cdot \Delta T \tag{2-10}$$

Caso o duto esteja em uma superfície horizontal, de acordo com as hipóteses simplificadoras supracitadas, este irá expandir, mobilizando a resistência do solo. A força axial compressiva irá aumentar progressivamente a partir do zero em $x = 0$. Como a resistência do solo f_s é constante, a força compressiva aumenta linearmente com x, logo, $N(x) = f_s \cdot x$. O duto tende a expandir do centro para as extremidades, com a resistência do solo apontando no sentido oposto ao da expansão [14].

Para incrementos de temperatura pequenos, a compressão axial irá atingir um valor máximo, equivalente a condição totalmente restrita, em que a força compressiva é dada pela Equação 2-10. Neste ponto, a deformação mecânica axial ε será igual à expansão térmica $\alpha\Delta T$. A partir esse ponto, o duto tem deslocamento nulo, e portanto não se move axialmente. Isso corresponde à região horizontal do diagrama de força apresentado na Figura 2.6. Para temperaturas mais altas, o aumento de força axial de uma extremidade pode interceptar o da outra extremidade antes da condição "totalmente restrita" de compressão axial ser atingida, conforme ilustrado na Figura 2.7.

Um duto "longo" é um duto onde o comprimento é grande o suficiente para que a força axial atinja a condição totalmente restrita, conforme exemplificado na Figura 2.6. Geometricamente, isso corresponde a:

$$L > \frac{2 \cdot E \cdot A_s \cdot \alpha \cdot \Delta T}{f_s} \tag{2-11}$$

A categorização pode ser feita pelo parâmetro adimensional (Ξ), que mede a razão entre a força iniciadora do *walking* e a resistência disponível do solo:

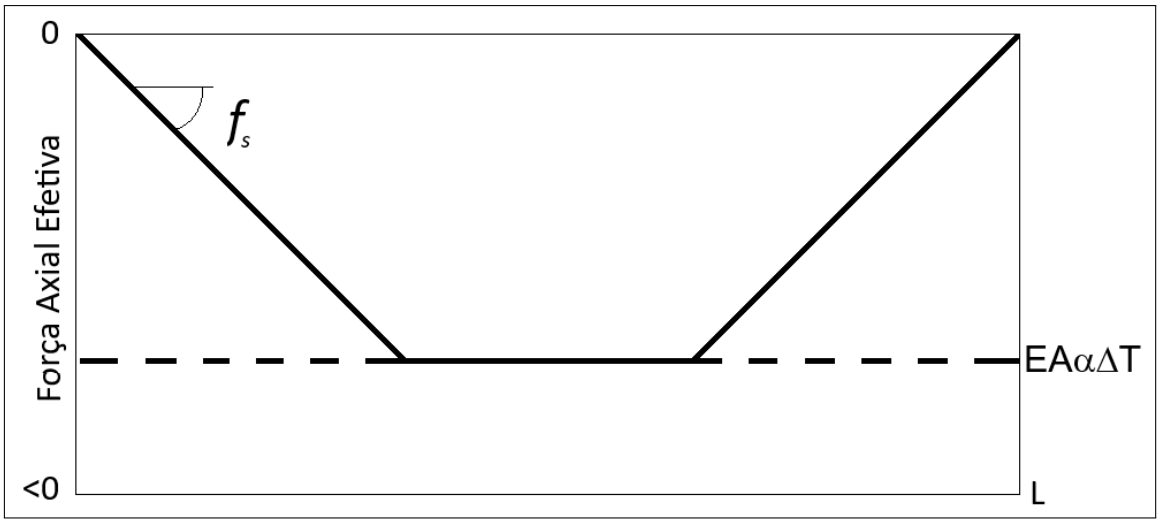


Figura 2.6: Perfil de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto "Longo" Submetido a Carregamento Térmico

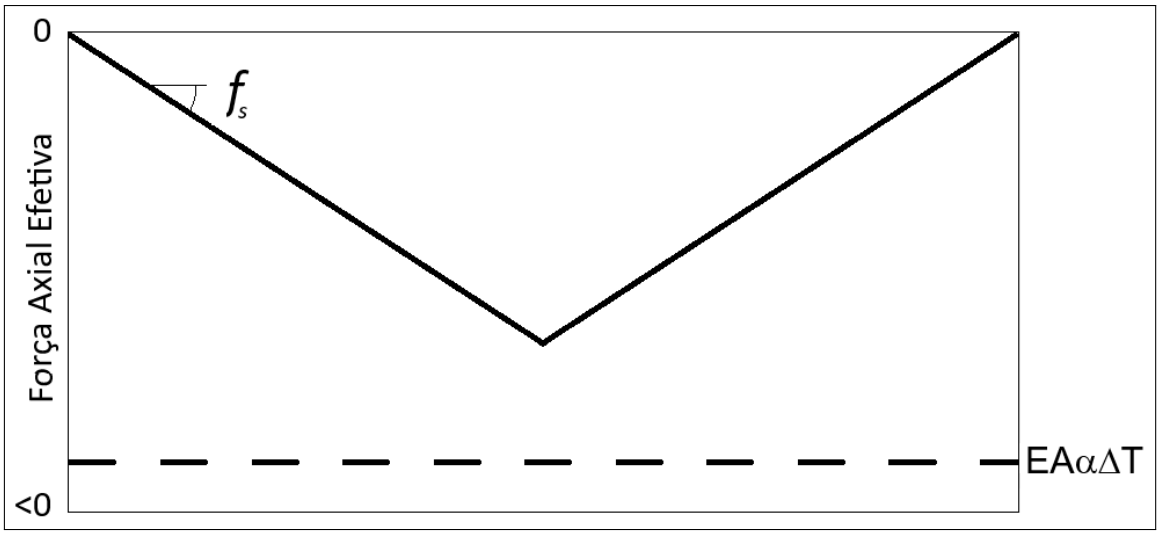


Figura 2.7: Perfil de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto "Curto" Submetido a Carregamento Térmico

$$\Xi = \frac{E \cdot A_s \cdot \alpha \cdot \Delta T}{L \cdot f_s} \tag{2-12}$$

Um duto "curto" irá apresentar $\Xi \geq 0,5$ enquanto um duto "longo" terá $\Xi \leq 0,5$.

Os deslocamentos ao longo do duto podem ser obtidos através da integração da expansão resultante:

$$\xi = \int (\alpha \cdot \Delta T - \varepsilon)\, dx \tag{2-13}$$

que é zero para $\varepsilon = \alpha \Delta T$. Para dutos "curtos", e para as regiões com deslocamentos não-nulos de dutos "longos", a integral resulta em:

$$\xi = \alpha \cdot \Delta T \cdot x \pm \frac{f_s \cdot x^2}{2E \cdot A_s} + C \tag{2-14}$$

onde o sinal $\pm$ depende da direção do movimento. Para dutos "longos", $\xi = 0$ em toda a região central onde $\varepsilon = \alpha \Delta T$. Para dutos "curtos", a compatibilidade requer que $\xi = 0$ no ápice do diagrama de força axial, visto que a mudança no sentido da resistência do solo implica na mudança do sentido do movimento [14].

2.4 Efeito Combinado de Temperatura e Pressão

2.4.1 Força Axial Efetiva Totalmente Restrita

Um duto com as extremidades restritas para expandir, sujeito a carregamentos de temperatura, pressão e tração residual de instalação, terá uma força efetiva máxima S_0, dada por:

$$S_0 = H - \Delta P_i \cdot A_i \cdot (1 - 2\nu) - A_s \cdot E \cdot \Delta T \cdot \alpha \tag{2-15}$$

Onde H representa a tração residual de instalação. A dedução dos termos relativos à pressão e à temperatura é apresentada nas seções 2.2 e 2.3, respectivamente. A tração é considerada positiva nesta equação.

Um duto suficientemente longo irá atingir a força definida na Equação 2-15, assumindo que este é perfeitamente retilíneo e não irá apresentar instabilidade global ao longo de seu comprimento. Em muitos casos reais, a força crítica de flambagem é menor, em módulo, que a força axial efetiva totalmente restrita, S_0, conforme ilustrado na Figura 2.9.

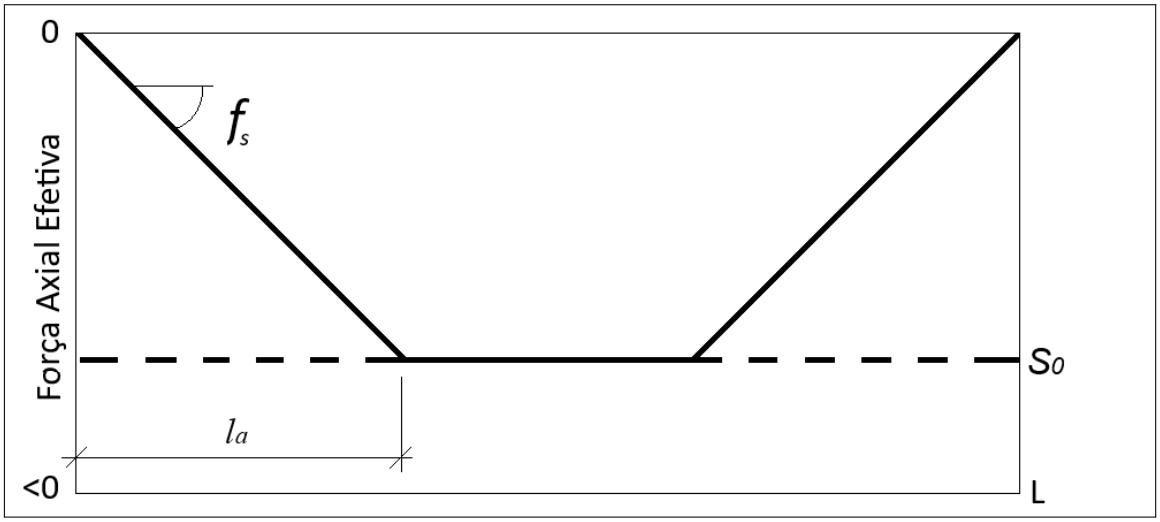


Figura 2.8: Perfil de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto "Longo" sem Instabilidade Global

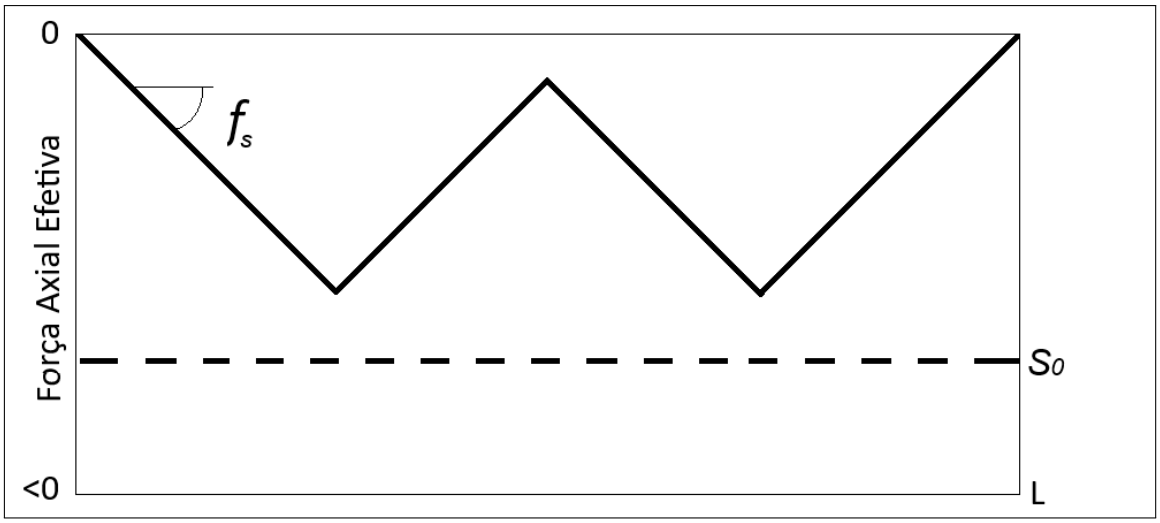


Figura 2.9: Perfil de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto "Curto" com Instabilidade Global

2.4.2 Expansão nas Extremidades

O comprimento de ancoragem l_a pode ser definido geometricamente, conforme ilustrado na Figura 2.8, como:

$$l_a = \frac{S_0}{f_s} \tag{2-16}$$

A relação entre deformação axial e força axial efetiva é definida por:

$$\varepsilon_l(x) = \frac{S(x)}{EA_s} \tag{2-17}$$

O gradiente de deslocamento pode ser definido como:

$$\frac{du}{dx} = \frac{S(x)}{EA_s} \tag{2-18}$$

A expansão nas extremidades do duto pode ser definida como a integração da deformação ao longo do comprimento de ancoragem, uma vez que o deslocamento na região totalmente restrita é nulo:

$$\delta = u(l_a) - u(o) = \int_0^{l_a} \frac{S(x)}{EA_s}\, dx \tag{2-19}$$

Assumindo o duto em compressão e convencionando forças compressivas como negativas, tem-se a seguinte relação no trecho entre $x = 0$ e $x = l_a$:

$$S(x) = -f_s \cdot x \tag{2-20}$$

Substituindo $S(x)$:

$$\delta = \frac{1}{EA_s} \int_0^{l_a} -f_s x dx \tag{2-21}$$

Integrando:

$$\delta = \frac{1}{EA_s} \left[-f_s \frac{x^2}{2} \right]_0^{l_a} \tag{2-22}$$

Substiuindo x e aplicando a Equação 2-16:

$$\delta = -\frac{1}{2EA_s} f_s \left(\frac{S_0}{f_s} \right)^2 \tag{2-23}$$

Logo, o módulo da expansão na extremidade pode ser definido por:

$$\delta = \frac{1}{2} \frac{S_0^2}{f_s \left(EA_s \right)} \tag{2-24}$$

2.5 *Pipeline Walking*

O *pipeline walking* consiste no deslocamento axial global acumulado de um duto ao longo de vários ciclos de partida e parada. Embora o duto tenda a se expandir quando aquecido e contrair ao resfriar, assimetrias nas cargas ou na resistência do solo impedem que ele retorne à sua posição original, resultando em um movimento em um sentido específico a cada ciclo.

Embora o *walking* não seja um estado limite estrutural por si só, se não for controlado, pode levar à falha de conexões de extremidade (*spools* e *jumpers*) ou à perda de tração em *risers*.

2.5.1 Mecanismos Iniciadores

Existem quatro mecanismos principais identificados que geram as assimetrias necessárias para o *walking*:

- **Transientes Térmicos:** Durante o aquecimento, o fluido quente entra por uma extremidade, criando uma diferença de temperatura ao longo da linha que se move ao longo do duto. Isso causa uma expansão assimétrica onde a seção frontal "puxa" o restante do duto antes que todo o comprimento seja aquecido.

- **Declividade do Leito Marinho:** Em terrenos inclinados, a componente do peso próprio do duto atua a favor do movimento de cima para baixo e contra o movimento de baixo para cima, gerando uma força resultante em direção à parte inferior do declive a cada ciclo.

- **Tração de *Risers*:** A tração aplicada por um *riser* em uma das extremidades do duto atua como uma força de tração constante, deslocando a âncora virtual e favorecendo o *walking* em direção ao *riser*. Quando presente, este é frequentemente o mecanismo dominante, superando transientes térmicos e declividade.

- **Escoamento Multifásico:** A separação de fases (gás e líquido) durante o *shutdown* pode alterar significativamente a distribuição de peso do duto, aumentando a propensão ao *walking* em trechos inclinados onde o líquido se acumula nos pontos baixos.

Declividade do Leito Marinho

O presente trabalho tem como objetivo avaliar a influência da declividade do solo no fenômeno de *pipeline walking*, por se tratar do fator de maior relevância em dutos de exportação do ambiente terrestre para o meio *offshore*. Ademais, evidencia-se a limitada disponibilidade de estudos relacionados aos transientes térmicos em regimes operacionais de dutos destinados ao transporte de hidrogênio e amônia.

A inclinação do leito marinho introduz uma assimetria no diagrama de forças axiais ao longo do duto, influenciando diretamente o fenômeno de *pipeline walking*. Quando o duto está apoiado sobre um fundo com inclinação φ, surge uma componente axial do peso próprio submerso igual a $-W \sin\varphi$, que atua na direção descendente do eixo longitudinal. Como consequência, a resistência do solo mobilizada nas extremidades torna-se desigual: na extremidade inferior ($x = 0$), a resistência efetiva é reduzida para $F - W \sin\varphi$, enquanto na extremidade superior ($x = L$) ela aumenta em magnitude para $-F - W \sin\varphi$, conforme ilustrado na Figura 2.10. Essa assimetria desloca o ponto de força axial nula (ou ponto estacionário), que deixa de estar no meio do comprimento do duto e passa a depender da inclinação e das forças envolvidas. Durante ciclos térmicos de expansão e contração, o ponto estacionário alterna entre duas posições distintas, resultando em um deslocamento líquido acumulado por ciclo. Diferentemente do caso de *walking* induzido apenas por temperatura, no caso de inclinação do solo o deslocamento depende da variação total de temperatura, pois o ponto estacionário continua se movendo ao longo do ciclo. Além disso, para que ocorra *walking* induzido por inclinação, é necessário que haja mobilização completa da resistência do solo durante a contração, condição geralmente associada a dutos "curtos", de acordo com a Equação 2-12, ligeiramente reduzidos pela presença da componente gravitacional ao longo da inclinação [14].

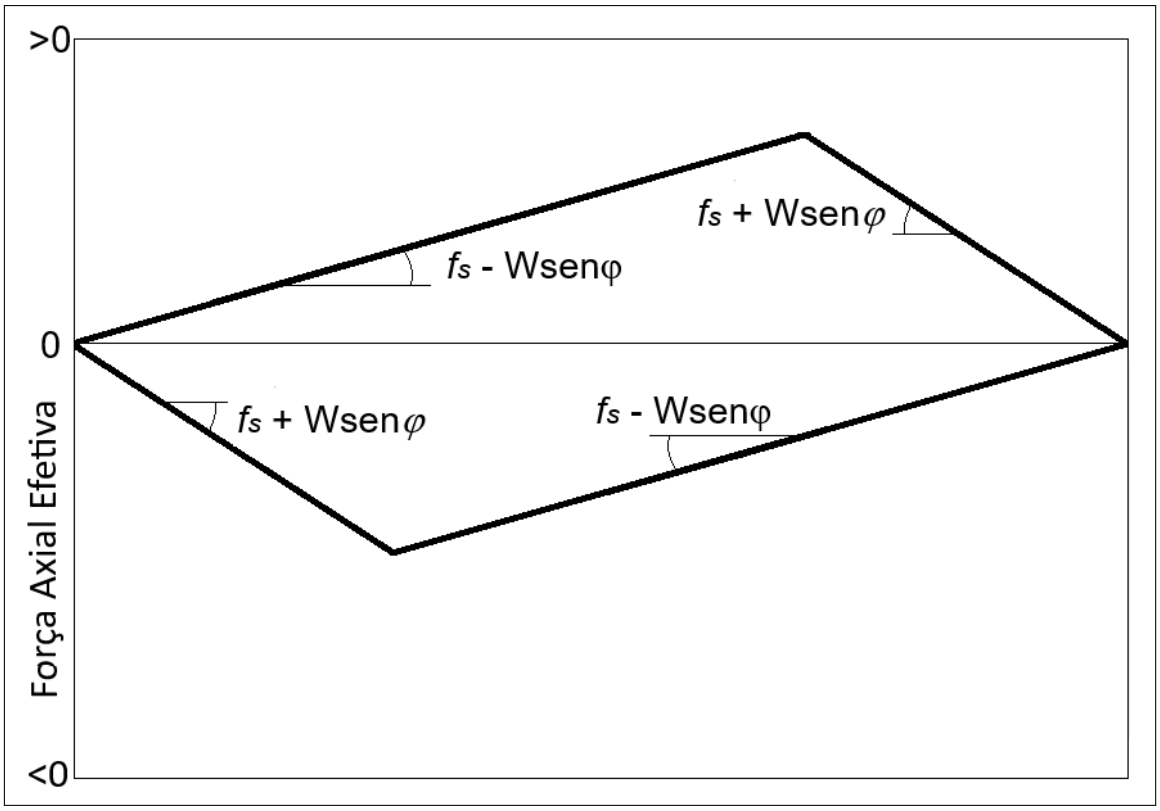


Figura 2.10: Efeito da Inclinação do Solo no Perfil de Força Axial Efetiva

2.5.2 Interação Solo–Duto

A resistência do solo ao movimento do duto é um fator de grande incerteza no projeto. Ela é dependente do tempo e influenciada por:

- **Consolidação**: Após a instalação, o solo sob o duto se consolida sob seu peso, aumentando a resistência axial com o tempo.
- **Efeitos de Taxa (*Rate Effects*):** A resistência varia de acordo com a velocidade do movimento do duto, transitando entre condições drenadas (mais lentas e resistentes) e não drenadas (mais rápidas).
- **Histórico de Carregamento:** Ciclos de deformação plástica e dissipação de poro-pressão podem enrijecer o solo ao redor do duto (*consolidation hardening*).

2.5.3 Estratégias de Mitigação

Quando as análises indicam taxas de *walking* inaceitáveis, as soluções comuns incluem:

- **Ancoragem:** Uso de estacas de sucção conectadas ao duto por amarras para restringir o movimento em uma ou ambas as direções.

- **Aumento de Peso:** Adoção de configurações mais pesadas, como sistemas PiP, que aumentam o atrito com o solo e podem interromper o *walking*.
- **Layout de Campo:** Posicionamento estratégico de âncoras para evitar a instabilidade em curvas da rota.

2.6 Modos de Flambagem Global e Fatores Determinantes

A flambagem global de dutos submarinos é um fenômeno de instabilidade estrutural que ocorre quando o duto perde sua estabilidade estrutural ao ser submetido a forças compressivas. Esse comportamento é induzido principalmente pelo aumento da temperatura do fluido e/ou da pressão interna, que gera um potencial de expansão axial do duto. Essa expansão é parcialmente restringida pela reação do solo, resultando no desenvolvimento de esforços de compressão efetiva ao longo do eixo axial do duto [15–17].

Assim como no problema clássico de coluna sob compressão, a flambagem global em dutos depende de uma imperfeição lateral ou desalinhamento, frequentemente inerentes ao processo de instalação. A presença dessas imperfeições e o nível de compressão no duto são dois dos fatores mais relevantes para prever os pontos onde a flambagem ocorrerá.

2.6.1 Planos de Flambagem: Lateral vs. Vertical

A trajetória de flambagem é primariamente determinada pela restrição geométrica imposta ao duto:

- **Flambagem Lateral:** Ocorre predominantemente em dutos não enterrados instalados sobre o leito marinho (*on-bottom*). Nestes casos, a resistência lateral oferecida pelo atrito solo–duto é geralmente inferior à força necessária para vencer o peso submerso e elevar o duto verticalmente [18, 19].
- **Flambagem Vertical (*Upheaval Buckling*):** É o modo crítico para dutos enterrados ou instalados em trincheiras. A cobertura de solo restringe o movimento lateral, forçando o duto a flambar para cima ao superar a resistência do solo de cobertura e o peso próprio [19–21].

2.6.2 Modos de Flambagem Lateral (Classificação de Hobbs)

A classificação clássica proposta por Hobbs define quatro modos principais de flambagem lateral, ilustrados na Figura 2.11, além do modo infinito, baseando-se na

configuração geométrica da linha deformada [22–24]:

1. **Modo 1:** Configuração de arco único simétrico.
2. **Modo 2:** Forma anti-simétrica com dois arcos principais.
3. **Modo 3:** Modo simétrico com um arco central e dois contra-arcos menores adjacentes. É frequentemente citado como o modo crítico e mais observado em condições de campo, por representar um equilíbrio realístico entre a energia de deformação e a restrição do solo [20, 24, 25].
4. **Modo 4:** Forma anti-simétrica com múltiplos lóbulos de curvatura.

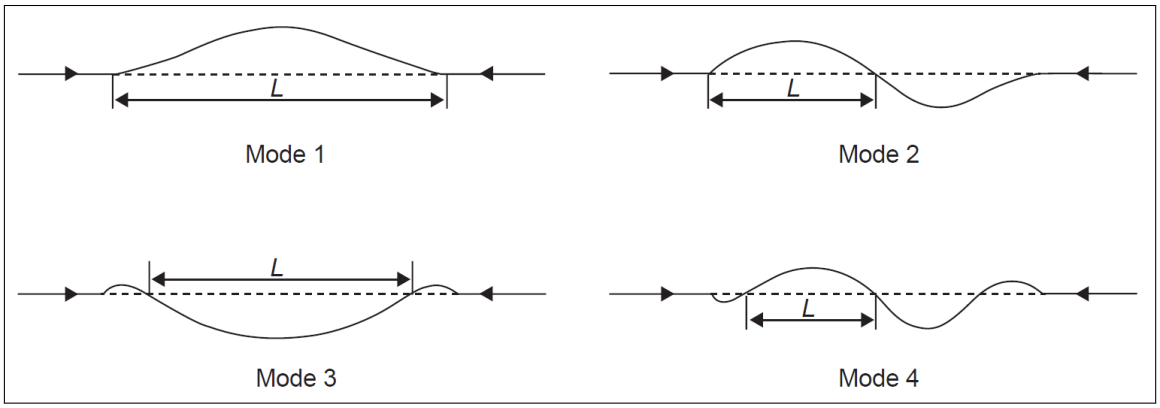


Figura 2.11: Modos Típicos de Flambagem Lateral em Dutos [24]

2.6.3 Determinantes do Modo Preferencial

O modo de flambagem adotado por um duto não é aleatório, mas governado por uma interação complexa entre imperfeições iniciais, rigidez estrutural e resposta do solo.

Imperfeições Iniciais (*Out-of-Straightness* - OOS)

As imperfeições iniciais, sejam elas causadas pela irregularidade do leito marinho ou pelo processo de instalação, atuam como gatilhos (*triggers*) para a flambagem [17, 25, 26]. A geometria da imperfeição dita a morfologia do modo: imperfeições simétricas tendem a induzir os Modos 1 ou 3, enquanto imperfeições anti-simétricas favorecem os Modos 2 ou 4 [23, 27]. Além disso, a razão de aspecto (amplitude sobre comprimento da imperfeição) influencia a força crítica; imperfeições menores podem levar a fenômenos de *snap-through*, onde o duto salta subitamente para um estado de grande deformação [24, 25, 27].

Interação Solo–Duto

A resistência lateral do solo determina o limiar de força para o deslocamento, enquanto o atrito axial controla a extensão do trecho de duto que "alimenta"(*feed-in*) a dobra de flambagem [18, 28, 29]. Solos com alta resistência axial tendem a localizar a deformação, podendo favorecer modos de ordem superior ao restringir a expansão a segmentos mais curtos [16, 25].

Rigidez Seccional (D/t)

A rigidez à flexão (EI) do duto, influenciada pela relação diâmetro/espessura, é fundamental na resistência à flambagem global [1, 21, 28]. Dutos com maior rigidez seccional exigem forças axiais significativamente maiores para iniciar a instabilidade e apresentam maior resistência à formação de modos complexos [21, 27].

Dispositivos de Controle e Espaçamento

Em projetos de engenharia, o modo de flambagem pode ser forçado através de gatilhos artificiais, como o uso de *sleepers* ou módulos de bóias distribuídas [28, 30, 31]. Além disso, quando múltiplas imperfeições estão presentes, o espaçamento entre elas determina se as alças de flambagem permanecerão independentes ou se fundirão em modos combinados [25, 31].

2.7 Flambagem Lateral em Dutos

2.7.1 Dutos de Parede Simples

No contexto *offshore*, devido às dificuldades técnicas e econômicas de se enterrar dutos submarinos em águas profundas, a maior parte dos dutos em operação atualmente está simplesmente apoiada sobre o leito marinho [1]. Essa configuração aumenta a exposição do duto às interferências externas e aos carregamentos ambientais, além de favorecer fenômenos específicos decorrentes da interação entre o duto e o solo.

Um dos fenômenos críticos associados à interação entre o duto e o solo é a flambagem lateral, conforme discutido na Seção 2.6.

A flambagem lateral observada no duto indica uma instabilidade associada às condições de carregamento e restrição. Cabe destacar que, embora o termo consagrado na literatura seja “flambagem lateral” (*lateral buckling*), o fenômeno pode ser interpretado fisicamente como um acréscimo progressivo da deflexão lateral do duto, especialmente na fase pós-crítica.

A Figura 2.12 ilustra esse fenômeno por meio de curvas de força efetiva (em MN) ao longo do comprimento do duto (em metros), para diferentes condições de temperatura. Valores negativos no eixo da força efetiva indicam compressão. Observa-se que, à medida que a temperatura aumenta a força efetiva compressiva tende a aumentar, até o ponto em que se atinge a força crítica de flambagem. Quando essa força crítica é atingida, inicia-se o processo de flambagem lateral, caracterizado por um alívio da força de compressão e pela deformação transversal do duto.

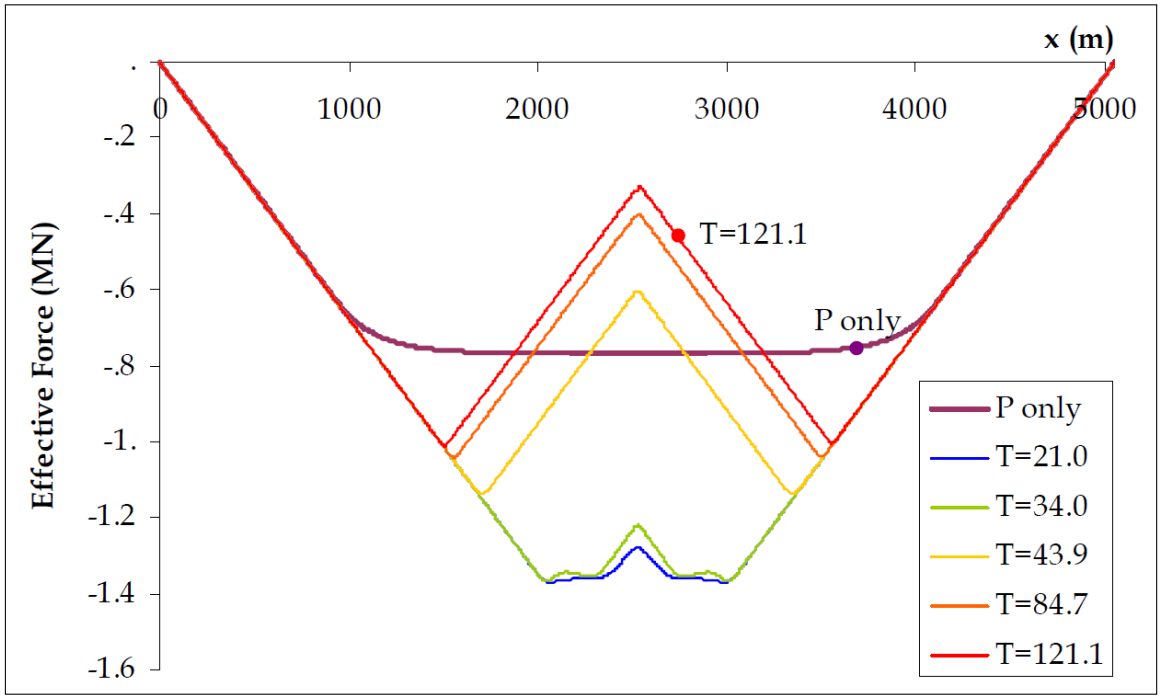


Figura 2.12: Perfil de Força Axial Efetiva Durante Aquecimento [15]

A ocorrência de flambagem lateral pode levar a alguns mecanismos de falha como fratura, colapso e propagação de flambagem local [19], porém a simples ocorrência da flambagem não implica necessariamente no comprometimento estrutural do duto. Ao longo das últimas décadas, algumas das soluções mais econômicas no projeto de dutos envolvem o ativamento de múltiplos pontos de flambagem ao longo da rota, de modo a distribuir a energia em diferentes pontos ao invés de concentrá-la em uma única região.

O modelo analítico básico de flambagem lateral em dutos de parede simples consiste em uma viga apoiada em uma superfície rígida com atrito. Hobbs [22] derivou uma solução analítica para dutos ideais, perfeitamente retilíneos, a partir de uma pesquisa sobre flambagem lateral em trilhos ferroviários. Taylor e Gan [26] incorporaram mecanismos de interação solo–duto e imperfeições estruturais às soluções analíticas.

Miles e Calladine [32], por meio de um modelo experimental, concluíram que a flambagem lateral em dutos é um fenômeno de localização. Diferentemente do com-

portamento clássico de elementos esbeltos sob compressão, que tendem a flambar de forma periódica ao longo de todo o comprimento, os dutos submarinos inicialmente flambam em pontos específicos onde há imperfeições geométricas ou variações locais de tensão compressiva. Nessas regiões, o acúmulo de tensões induzidas por restrições térmicas e mecânicas favorece o surgimento da alça de flambagem. Uma vez iniciada, essa alça é progressivamente alimentada pela expansão térmica do trecho adjacente do duto, que continua a transferir energia para a zona instável, processo conhecido como *feed-in* [32]. Este estudo chegou a fórmulas aproximadas para a amplitude e o comprimento de onda dos diferentes modos de flambagem através de simulações numéricas. Quanto maior o *feed-in* que uma alça de flambagem recebe, mais o duto se movimenta lateralmente, aumentando as tensões de flexão na estrutura. Portanto, uma estratégia de mitigação para este fenômeno envolve criar gatilhos de flambagem ao longo do comprimento da linha, de modo a se limitar o *feed-in* que cada duto pode receber, conforme ilustrado na Figura 2.13. Observa-se também a diminuição do nível de compressão a que o duto está submetido.

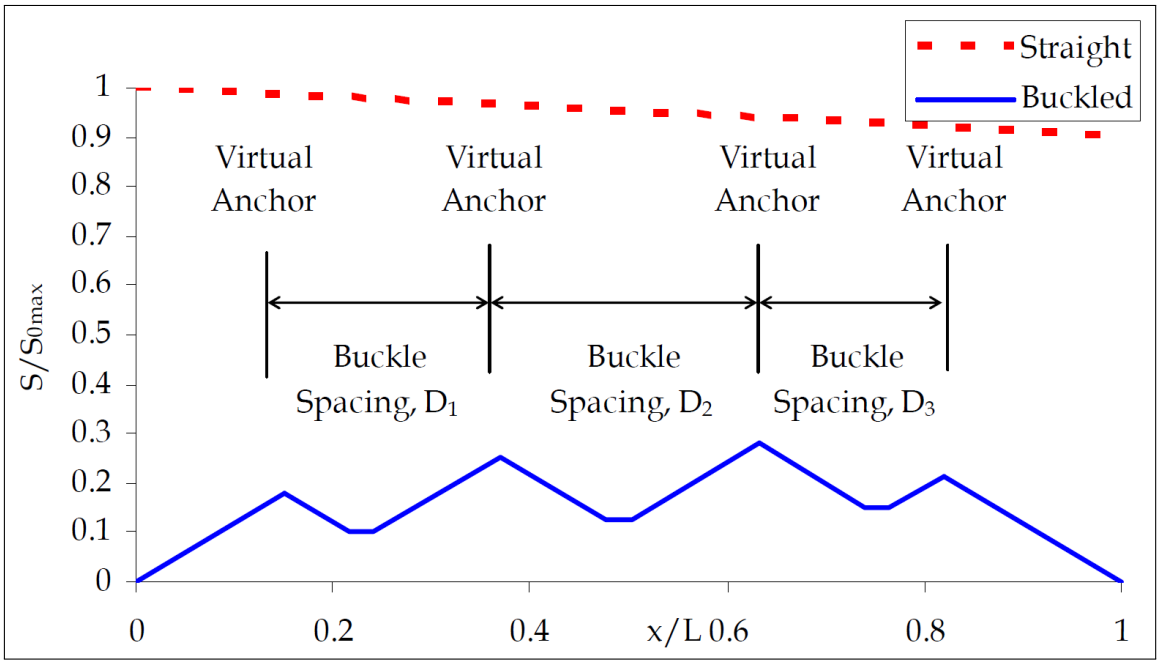


Figura 2.13: Perfil de Força Axial Efetiva com Múltiplas Flambagens [15]

2.7.2 Dutos de Parede Dupla, ou *Pipe-in-Pipe*

Em dutos de parede dupla, ou PiP, o fenômeno de flambagem lateral é mais complexo devido à interação entre o duto interno e o externo. Esta interação ocorre por meio de *bulkheads* e de centralizadores ao longo da linha. O coeficiente de atrito entre o centralizador e o duto externo, bem como a folga entre ambos, são parâmetros importantes no estudo do comportamento mecânico do sistema [33].

O conceito de PiP pode ser categorizado em "não-complacente" quando o duto interno pode deslizar axialmente em relação ao externo, e "complacente" quando os dutos interno e externo deformam juntos como um corpo único, conforme será discutido na Seção 2.12. Os sistemas complacentes permitem a maior transferência de esforços entre os dutos, incluindo o momento fletor [24].

Em sistemas não-complacentes aquecidos, como não há transferência de momento fletor entre os dutos e existe movimento relativo entre as camadas, o duto interno pode flambar dentro do espaço anular, resultando em tensões de flexão elevadas [24], conforme ilustrado na Figura 2.14. Essa flambagem apresenta formato helicoidal, como demonstrado por diversos estudos experimentais e numéricos [33–35].

Por outro lado, em sistemas complacentes, o comportamento conjunto das camadas interna e externa faz com que o sistema funcione como um único duto. Nesse caso, a flambagem global só ocorre quando a força efetiva total, representada pelo somatório das forças efetivas dos dutos interno e externo, ultrapassa o valor crítico de flambagem [33]. A Figura 2.15 apresenta o perfil de força axial ao longo do comprimento de um sistema complacente, destacando o comportamento das camadas interna e externa e sua influência na flambagem global.

As curvas azul e vermelha representam, respectivamente, as forças axiais nos dutos externo e interno, enquanto a curva verde indica a força axial total do sistema. Observa-se que as forças nas camadas interna e externa variam de forma oposta, devido à interação mecânica entre os dutos. A curva verde, que representa o somatório das forças, exibe um perfil típico associado à flambagem lateral, com alívio da compressão efetiva nos pontos onde ocorre flambagem global. Esses resultados evidenciam que, em sistemas complacentes, a flambagem global ocorre apenas quando a força efetiva total ultrapassa o valor crítico, tornando esse tipo de sistema estruturalmente mais robusto contra perda de estabilidade.

Harrison et al. [36] propuseram um método analítico de expansão térmica que considera o gradiente de temperatura, a pressão, a resistência do solo e as forças de interação entre os dutos interno e externo. O estudo gerou fórmulas para calcular expansão, tensões e deformações.

Vaz e Patel [37] propuseram uma abordagem analítica da instabilidade acoplada de um sistema PiP baseada na teoria de viga de Timoshenko [38]. Os resultados mostraram que a relação de rigidez entre os dutos interno e externo, assim como o número de centralizadores, afetam a forma da flambagem lateral em sistemas PiP. Foram feitas algumas simplificações, como ignorar a interação solo–duto e não considerar uma imperfeição inicial como iniciador da flambagem.

Alguns estudos analisaram a flambagem lateral em dutos PiP usando o método dos elementos finitos (MEF). Konuk et al. [34] propuseram um método de análise do processo de flambagem de um duto PiP com uma imperfeição global usando

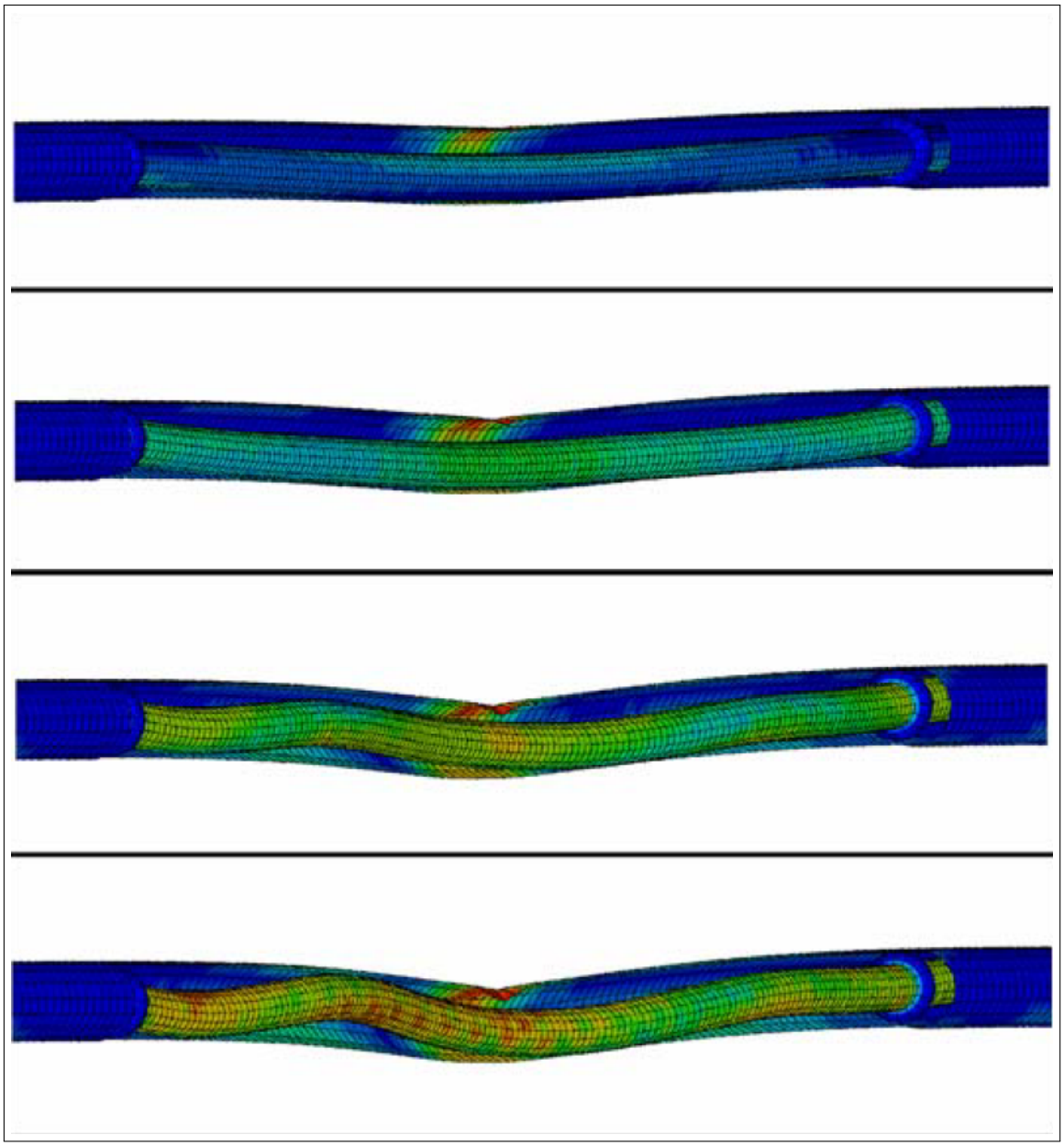


Figura 2.14: Flambagem do Duto Interno em Sistema PiP Não-Complacente [34]

elementos de casca e interação solo–duto não-linear. Zhao et al. [24] também propuseram um método de análise usando elementos de casca e compararam sistemas complacentes e não-complacentes. Ambos os estudos comprovaram a ocorrência de flambagem do duto interno em sistemas não-complacentes, o que representa um risco estrutural devido ao acúmulo de tensões associadas à flexão. Entretanto, a análise com elementos de casca demanda um alto custo computacional, além de frequentemente apresentar problemas de convergência [33]. Carr et al. [39] usaram um modelo híbrido para modelar um sistema PiP que não considera o movimento relativo entre os dutos interno e externo. Goplen et al. [33] analisaram sistemas complacentes e não-complacentes, porém propuseram um estado-limite apenas para o caso complacente. O estudo de Goplen concluiu que sistemas não-complacentes apresentam

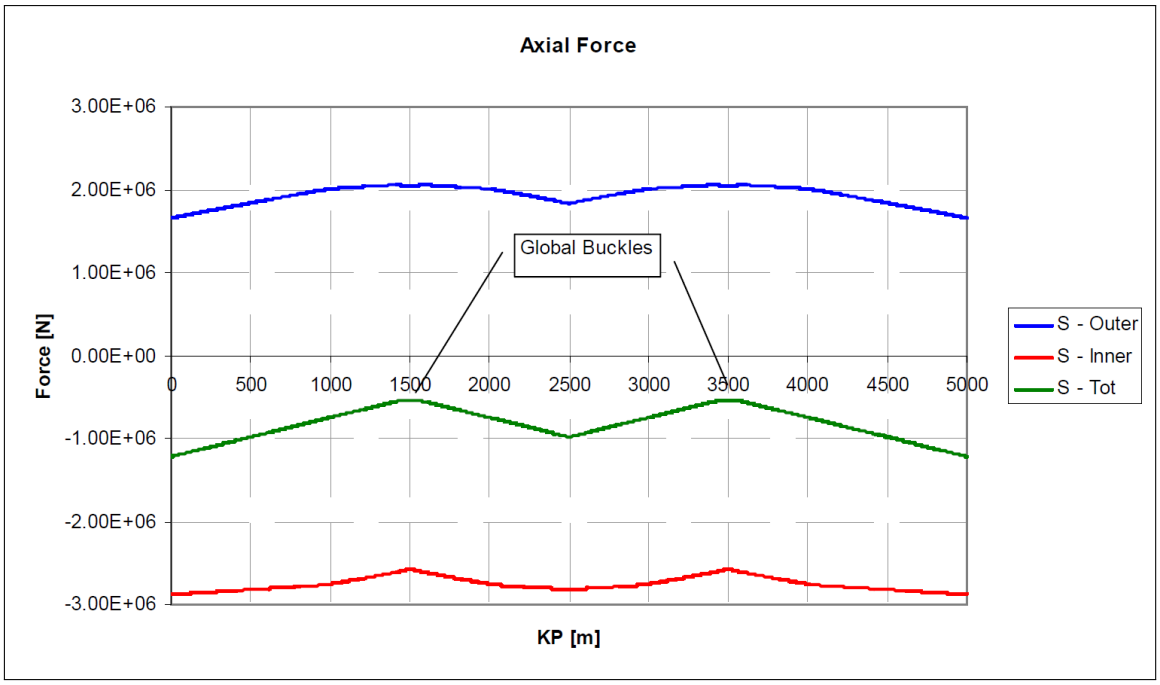


Figura 2.15: Distribuição de Força Axial Efetiva ao Longo de Duto PiP Complacente [33]

comportamento mais complexo, com maior grau de incerteza e de aleatoriedade.

Wang et al. [40] propuseram um modelo de elementos finitos usando elementos de viga para simular o comportamento de PiPs desde a instalação até a operação. O estudo observou que, conforme o número de *bulkheads* ao longo da linha aumenta, a tração no duto externo tende a diminuir enquanto a compressão no interno e a deformação nas extremidades do duto tendem a aumentar. Wang et al. [35] deram continuidade a esse estudo considerando uma imperfeição inicial e propriedades não-lineares de interação solo–duto, chegando à conclusão que a força axial resultante entre os dutos interno e externo é o fator que governa a flambagem lateral em dutos PiP. O modo de flambagem helicoidal do duto interno também foi comprovado.

Haq e Kenny [41] desenvolveram estudos paramétricos em MEF baseados no modelo de interação solo–duto não-linear em Abaqus [42]. Os parâmetros incluem enterramento do duto, imperfeição inicial (*out-of-straightness* ou OOS), resistência do solo, distância de mobilização e pressão externa.

Liu et al. [21] compararam diferentes métodos de simulação de flambagem global em dutos usando Abaqus [42]: 2D implícita, 2D explícita, 3D implícita e 3D explícita. Os resultados foram comparados com soluções analíticas clássicas. A comparação indicou que as soluções 2D se aproximaram mais das soluções analíticas tradicionais, enquanto as soluções 3D foram significativamente diferentes.

Zhang et al. [1] analisaram, por meio de simulações em elementos finitos, os efeitos da imperfeição inicial, das propriedades do solo e de parâmetros estruturais

na força crítica de flambagem de dutos. O estudo destacou como pequenas variações geométricas e características do ambiente podem influenciar significativamente a estabilidade estrutural. Em trabalho posterior, Zhang et al. [43] investigaram especificamente a flambagem de sistemas PiP, considerando a influência das imperfeições iniciais, da interação solo–duto e das características dos centralizadores. A pesquisa combinou análises numéricas com testes experimentais e resultou em formulações teóricas para estimar a força crítica de flambagem global, contribuindo para o entendimento do comportamento estrutural desses sistemas em condições reais de operação.

2.7.3 Interação entre Flambagem Lateral e *Pipeline Walking*

Dutos projetados para sofrer flambagem lateral controlada veem seu comportamento de *walking* alterado. As alças de flambagem atuam como "descontinuidades" que dividem um duto longo em uma série de segmentos "curtos" independentes, conforme ilustrado na Figura 2.13, onde cada um potencialmente sujeito ao seu próprio regime de *walking*. Isso ocorre devido a presença de pontos de âncora virtual, i.e, pontos entre as alças de flambagem com deslocamento nulo.

2.8 *Upheaval Buckling* em Dutos *Offshore* Enterrados

Embora o presente trabalho tenha como foco principal a flambagem lateral e o fenômeno de *pipeline walking* em dutos apoiados sobre o leito marinho, a discussão sobre *upheaval buckling* permanece relevante por envolver mecanismos físicos semelhantes associados ao desenvolvimento de forças axiais compressivas em dutos submetidos a carregamentos térmicos e de pressão. Ambos os fenômenos decorrem da interação entre expansão axial restringida, imperfeições geométricas e resistência do solo. Assim, a revisão sobre *upheaval buckling* é apresentada principalmente como contextualização teórica dos mecanismos gerais de instabilidade em dutos submarinos.

2.8.1 Introdução e Mecanismo Físico

Dutos submarinos que transportam hidrocarbonetos em condições de alta pressão e alta temperatura (HPHT) tendem a expandir-se longitudinalmente. Quando essa expansão é restringida pelo atrito com o solo, grandes forças de compressão axial são geradas na parede do duto [44, 45].

O *upheaval buckling* (UHB) ocorre quando essa força de compressão axial excede a resistência vertical combinada do peso submerso do duto, sua rigidez à flexão e a

resistência oferecida pela cobertura de solo ou *backfill* [19, 46]. Como a resistência lateral do solo costuma ser superior à resistência ao levantamento (*uplift*) em profundidades típicas de soterramento, o duto tende a flambar verticalmente em direção à superfície do leito marinho [46, 47].

2.8.2 Força Axial Efetiva e Temperatura Equivalente

A análise do UHB é governada pela força axial efetiva, que combina os efeitos de temperatura e pressão interna. A variação de temperatura equivalente (ΔT_e), que leva em conta ambos os fatores, pode ser expressa como [19, 46, 48]:

$$\Delta T_e = \Delta T + \frac{P \cdot D(1-2\nu)}{4t \cdot E \cdot \alpha} \tag{2-25}$$

onde P é a pressão interna, D o diâmetro, t a espessura da parede, E o módulo de Young, ν o coeficiente de Poisson e α o coeficiente de expansão térmica.

2.8.3 O Papel das Imperfeições Iniciais

Dutos reais instalados em leitos marinhos irregulares apresentam imperfeições geométricas iniciais (OOS). Essas imperfeições são críticas, pois reduzem significativamente a carga necessária para desencadear a flambagem em comparação com um duto perfeitamente reto [16, 46, 49].

As imperfeições podem ser classificadas em três tipos principais, conforme proposto por Taylor e Tran (1996):

- ***Prop* (ou *isoprop*):** o duto repousa sobre uma saliência isolada, como uma rocha, formando vãos suspensos [19, 46].
- **Conformal (ou *empathetic*):** o duto acompanha continuamente o perfil ondulado do leito marinho [19, 46].
- ***Infilled prop*:** configuração semelhante ao caso *prop*, porém com os vãos preenchidos por areia ou sedimentos [19, 46].

Estudos de análise dimensional indicam que a força crítica de flambagem depende da rigidez à flexão, do peso distribuído e da geometria da imperfeição. Adicionalmente, o raio de curvatura da imperfeição na região de crista constitui um parâmetro fundamental para a previsão da força crítica de flambagem [48].

2.8.4 Interação Solo–Duto e Resistência ao Levantamento

A segurança contra o UHB depende diretamente da capacidade do solo de resistir ao movimento ascendente do duto. A resistência máxima ao levantamento mobiliza-

se em deslocamentos relativamente pequenos e depende da densidade do solo, da profundidade de soterramento e do diâmetro do duto [46, 47].

Caso o deslocamento vertical do duto se torne significativo, a capacidade resistente do solo reduz-se progressivamente, podendo levar a um comportamento instável do tipo *snap-through* [46, 50].

2.8.5 Modos de Flambagem: *Snap-through* vs. Estável

O comportamento de flambagem associado ao UHB pode ser classificado em dois modos principais:

1. ***Snap-buckling* (instável):** ocorre tipicamente em dutos com pequenas imperfeições iniciais. Nesse caso, a temperatura aumenta até um ponto crítico, seguido por um salto abrupto do deslocamento vertical enquanto a carga necessária para manter o equilíbrio reduz-se para um patamar inferior, frequentemente denominado *safe temperature* [16, 46, 50].

2. **Flambagem estável:** ocorre geralmente em dutos com grandes imperfeições iniciais, situação em que o deslocamento vertical cresce de forma gradual e monotônica com o aumento da temperatura, sem ocorrência de saltos bruscos de deslocamento [16, 46, 50].

2.8.6 Considerações de Projeto e Mitigação

Para evitar falhas estruturais associadas à deformação plástica excessiva, fratura ou fadiga, o projeto de dutos submarinos deve garantir resistência adequada ao UHB por meio de soterramento apropriado e controle das condições de instalação [49].

Entre as estratégias mais utilizadas para mitigação do UHB destacam-se:

- aumento da profundidade de cobertura ou deposição localizada de rochas (*rock dumping*) em regiões críticas [49, 51];

- controle rigoroso do perfil de instalação visando minimizar imperfeições geométricas iniciais (OOS) [52];

- utilização de abordagens de projeto baseado em deformações (*strain-based design*), permitindo flambagem controlada desde que os níveis de deformação plástica permaneçam admissíveis [49, 51];

- aumento da tração de lançamento (*lay tension*), reduzindo a força de compressão axial desenvolvida durante a operação [49, 51].

2.9 Tecnologia *Pipe-in-Pipe* para Temperaturas Criogênicas

A tecnologia PiP já é amplamente usada na indústria *subsea offshore* para o transporte de petróleo e derivados, com o objetivo de minimizar a perda de calor. Esta solução também vem sendo cada vez mais empregada em dutos criogênicos *onshore* para o transporte de líquidos como etano (−89 °C), etileno (−104 °C), gás natural liquefeito (−160 °C), oxigênio líquido (−183 °C) e hidrogênio líquido (−253 °C) [53].

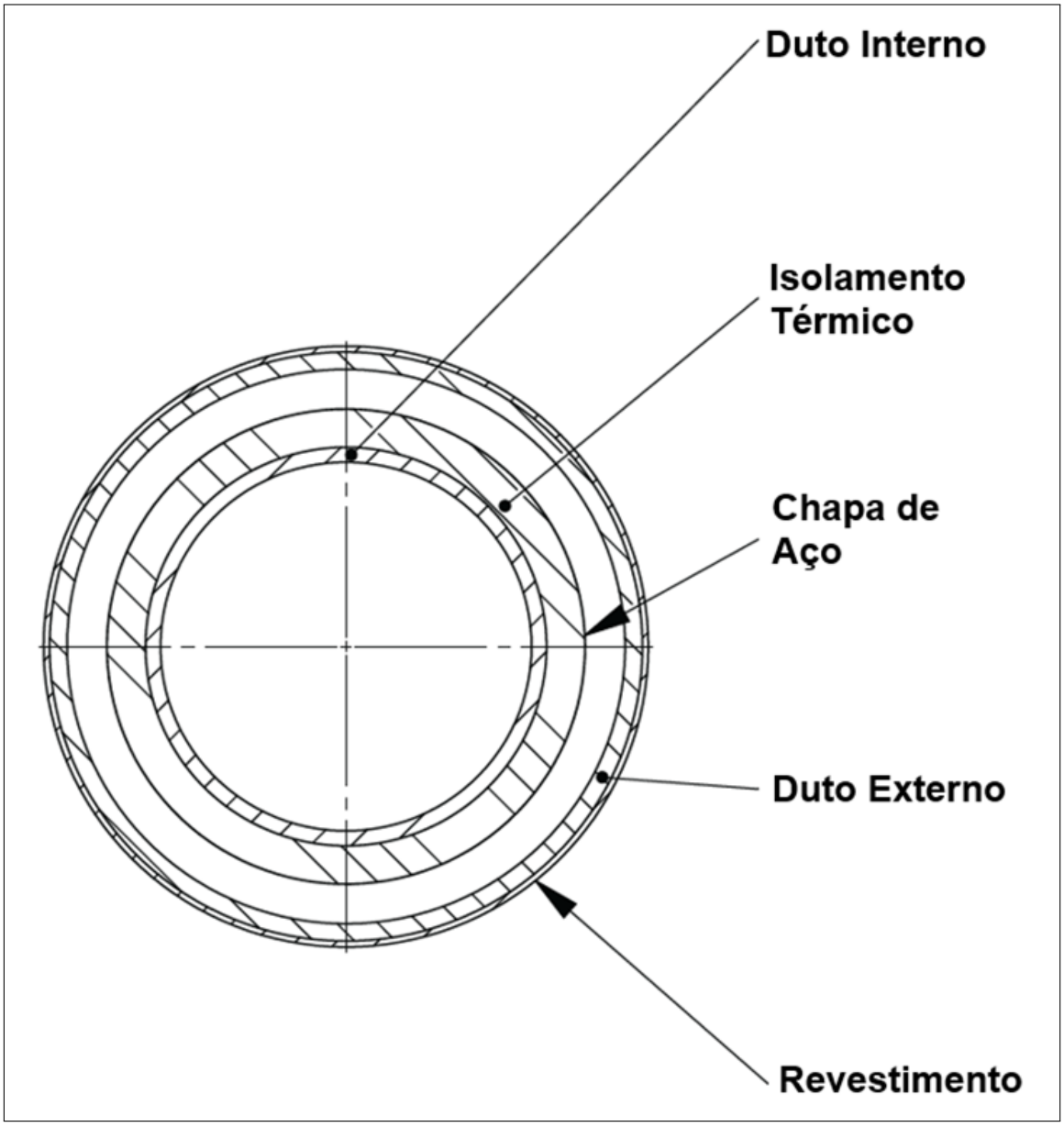


Figura 2.16: Seção Transversal de um Duto PiP

O PiP típico consiste em dois dutos coaxiais, conforme ilustrado na Figura 2.16. Alguns projetos adicionam uma contenção secundária (terceiro duto) para criar o chamado conceito *Pipe-in-Pipe-in-Pipe* (PiPiP). O duto interno (também chamado

de carreador ou *carrier*) transporta o fluido, o espaço anular fornece as propriedades de isolamento necessárias, e o duto externo (também chamado de jaqueta, *jacket* ou *casing*) oferece proteção contra o ambiente externo e aumenta a eficiência do isolamento térmico [54].

No campo da criogenia, é comum o uso de uma liga composta por 36% de níquel e 64% de ferro, conhecida como *Alloy* 36, Invar ou Invar 36. Sua principal vantagem está no coeficiente de expansão térmica extremamente baixo, cerca de dez vezes menor que o do aço carbono convencional, o que permite reduzir ou até eliminar a necessidade de *loops* de expansão e pontos de ancoragem em sistemas de dutos e tubulações. Embora o mecanismo responsável por esse comportamento ainda não seja completamente compreendido, Sahoo e Medicherla [55] discutem possíveis hipóteses para explicar esse fenômeno, conhecido como "Comportamento Invar". Além disso, essa liga apresenta menor suscetibilidade à fragilização em baixas temperaturas quando comparada a outras ligas metálicas convencionais.

Para o isolamento do duto interno, existem três conceitos propostos: aplicação de material isolante, vácuo total no espaço anular ou uma combinação de materiais isolantes com vácuo parcial. Diversos materiais isolantes são propostos para dutos criogênicos submarinos, incluindo espumas de poliuretano e materiais isolantes de alto desempenho (isolamento microporoso e nanoporoso) [54].

No caso *onshore* de aplicações conhecidas, o duto externo pode ser feito de aço inoxidável, aço carbono ou ligas de níquel. A função principal deste duto é manter o isolamento térmico do carreador. Em caso de ruptura ou vazamento do carreador, o duto externo será exposto a temperaturas criogênicas e poderá sofrer fragilização devido às baixas temperaturas, portanto, na maioria dos casos, ele não pode ser considerado uma barreira física em caso de vazamento. Para os casos onde é necessário que o duto externo contenha o fluido em um cenário de ruptura do carreador, é necessário o emprego de um material que não sofra fragilização a baixas temperaturas [54].

Os dutos interno e externo são conectados por meio de peças forjadas, chamadas de *bulkheads*. Eles são posicionados nas extremidades do duto e também podem estar localizados ao longo do comprimento para distribuir os esforços entre os dutos interno e externo. Um exemplo esquemático de um *bulkhead* de extremidade é apresentado na Figura 2.17 e a Figura 2.18 ilustra um *bulkhead* intermediário (ou *inline*).

O espaço anular é normalmente contínuo ao longo de todo o comprimento do duto e mantido a uma pressão reduzida. Este vácuo parcial tem duas principais vantagens: aumenta o desempenho do isolante térmico em até três vezes e atua como um sistema simples e robusto de detecção de vazamentos. A pressão no espaço anular é monitorada continuamente e, devido à baixa pressão, qualquer vazamento de fluido é rapidamente detectado. A pressão reduzida é facilmente obtida com

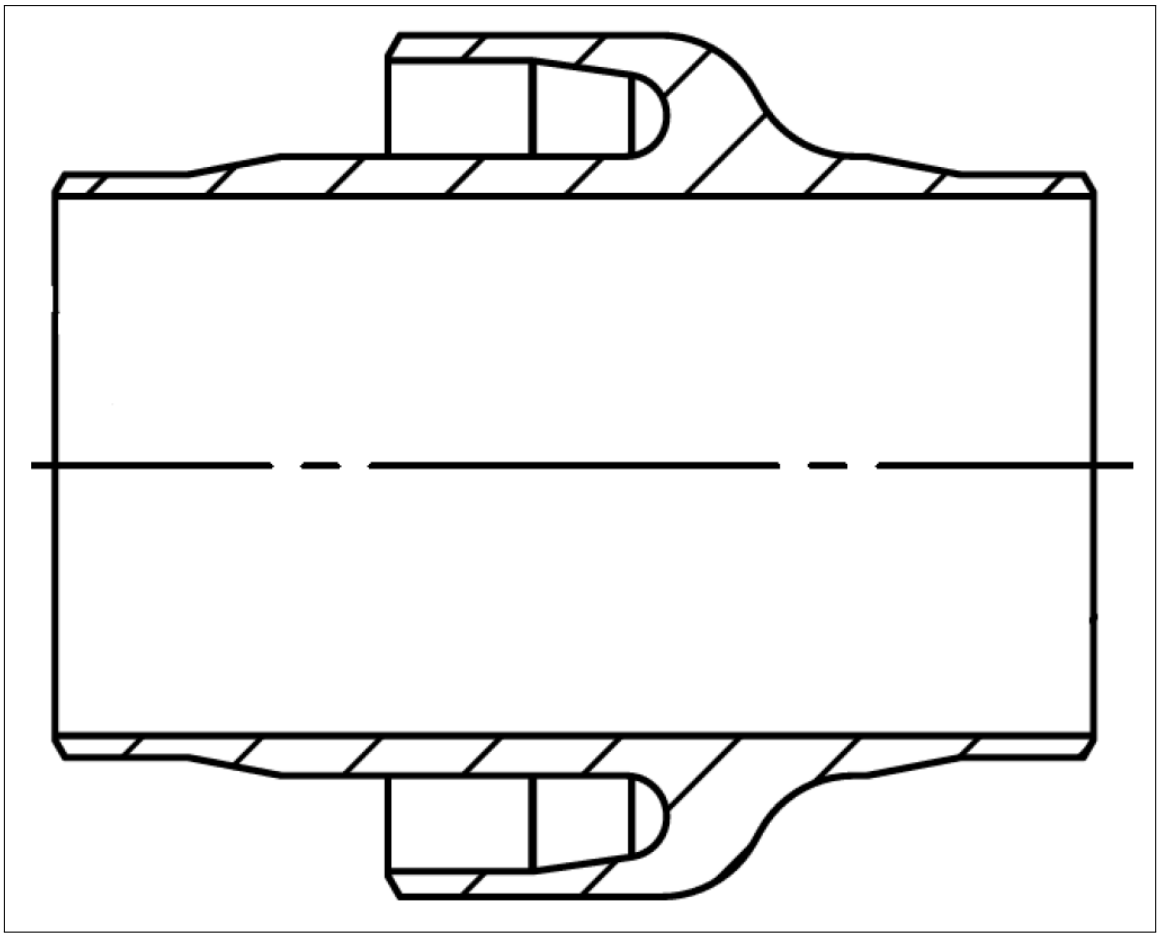


Figura 2.17: Esquemático de um *Bulkhead* de Extremidade

equipamento de vácuo padrão e pode ser mantida indefinidamente sem manuseio especial do duto [56].

O Izoflex (material de isolamento microporoso) patenteado pela ITP [53] está atualmente instalado em mais de 300 km de dutos. Ao contrário de todos os outros materiais de isolamento mecanicamente resistentes, o isolamento microporoso tem uma condutividade térmica inferior à condutividade térmica do ar. A condutividade térmica instalada do Izoflex é inferior a 0,007 W/(m·K). Isto é obtido através de uma combinação dos painéis Izoflex e uma pressão reduzida no espaço anular (vácuo parcial). O isolamento é fornecido em painéis flexíveis, com densidade aproximada de 250 kg/m^3 e que são enrolados no duto interno e cobertos com uma fina lâmina de aço. A finalidade desta lâmina é fixar o isolamento no lugar, além de auxiliar na inserção do duto interno no duto externo. Dentre as propriedades mais importantes do Izoflex, destacam-se [57]:

- Não apresenta envelhecimento térmico;
- Pode ser utilizado em faixas de temperatura de -200 °C a 900 °C. Isto permite a soldagem diretamente sobre o isolamento, o que facilita o processo de

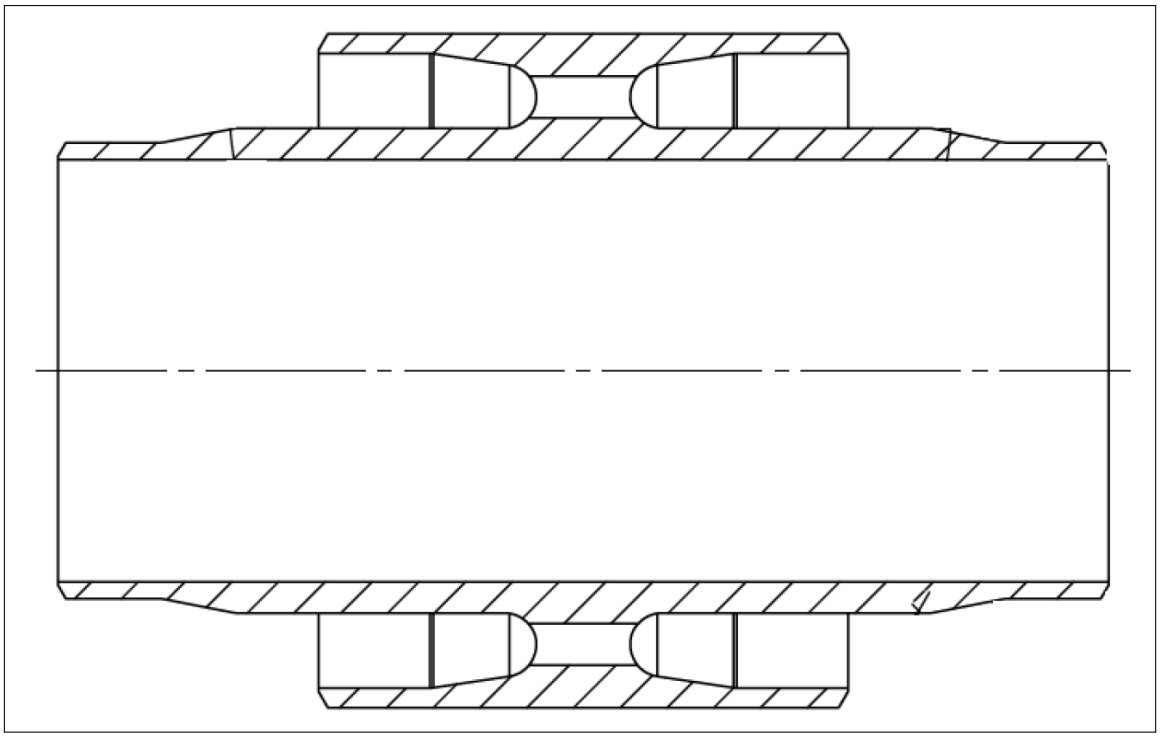


Figura 2.18: Esquemático de um *Bulkhead* Intermediário ou *Inline*

fabricação;

- Possui boas propriedades mecânicas e compressivas, podendo eliminar a necessidade de centralizadores ou espaçadores em alguns casos.

2.10 Fragilização por Hidrogênio

Quando submetido a baixas temperaturas, o aço pode sofrer um processo de fragilização, que resulta na menor resistência à fratura quando submetido a carregamentos cíclicos [58].

O hidrogênio, por ser uma molécula muito pequena, é capaz de penetrar facilmente nos vazios da microestrutura de ligas metálicas. Este processo, em combinação com a aplicação de tensões no metal, é chamado de "fragilização por hidrogênio". Efeitos da fragilização por hidrogênio incluem perda de ductilidade, diminuição da tenacidade à fratura e diminuição da resistência do metal à fadiga [59].

A fragilização por hidrogênio e a fragilização a baixas temperaturas são fenômenos com causas diferentes mas que podem se combinar [58].

A ductilidade refere-se à capacidade de deformação plástica de um material antes de ocorrer a ruptura. Materiais dúcteis podem sofrer grandes deformações permanentes sob tensão sem fraturar. Exemplos de materiais dúcteis incluem alguns metais, como o alumínio e o cobre. A ductilidade é importante em processos de conformação, como laminação e forjamento. A tenacidade está relacionada à resistência à

fratura de um material. Ela quantifica a capacidade do material de absorver energia antes de fraturar. Materiais tenazes podem resistir à propagação de trincas e falhas catastróficas. A tenacidade é especialmente relevante em situações onde há defeitos, como trincas. A ductilidade lida com a deformação plástica, enquanto a tenacidade está relacionada à resistência à fratura.

Embora o emprego de aços de alta resistência seja vantajoso na redução de custos associados ao consumo de material, sabe-se que a suscetibilidade à fragilização por hidrogênio aumenta conforme a resistência do aço aumenta [60]. Esta suscetibilidade também está diretamente associada ao nível de tensão no material [61].

Briottet et al. [62] conduziram ensaios em aços ferríticos e martensíticos em ambiente de 300 bar de hidrogênio, e os comparou com ensaios realizados em gás inerte. Os resultados mostraram que a presença do hidrogênio não altera o módulo de elasticidade, a tensão de escoamento, a tensão de ruptura nem o encruamento, mas gera uma forte perda de ductilidade do aço.

É possível definir vários índices de fragilização por hidrogênio, dependendo das condições de carregamento [62]:

- Perda de ductilidade no ensaio à tração;
- Diminuição da tenacidade à fratura;
- Aumento dos incrementos de crescimento de trincas por ciclo de carregamento;

Mills e Edeskuty [61] mostraram que o hidrogênio não induz à fragilização em amostras de Invar. O estudo foi conduzido a uma pressão de 117 bar de gás hidrogênio em temperatura ambiente. Esta conclusão foi corroborada por Michler [63], que submeteu amostras de Invar a uma pressão de 10 bar de hidrogênio a -50 °C e demonstrou que não houve perda de ductilidade no ensaio à tração, conforme ilustrado na Figura 2.19. Os resultados foram comparados com testes realizados em atmosfera de gás hélio que, por ser inerte, não afeta as propriedades mecânicas dos materiais.

Apesar de existir pouca informação na literatura a respeito do efeito do hidrogênio no Invar, Thompson e Posey [64] conduziram estudos em outras ligas de baixa expansão, como as ligas Kovar (Fe-29Ni-17Co) e Ceramvar (Fe-27Ni-25Co), e mostraram que elas não apresentam perda de ductilidade à tração quando expostas ao gás hidrogênio em temperatura ambiente. Michler et al. [65] observaram que determinadas ligas de base níquel (18Cr-12.5Ni, 18Cr-35Ni, 18Cr-8Ni-6Mn-0.25N) também não apresentam perda de ductilidade à tração quando expostos a uma atmosfera de alta pressão de hidrogênio em temperatura ambiente.

No entanto, não foram identificados estudos específicos sobre o comportamento do Invar ou de ligas similares em ambientes contendo hidrogênio sob condições simultâneas de alta pressão e temperatura criogênica. Apesar dessa lacuna, há um

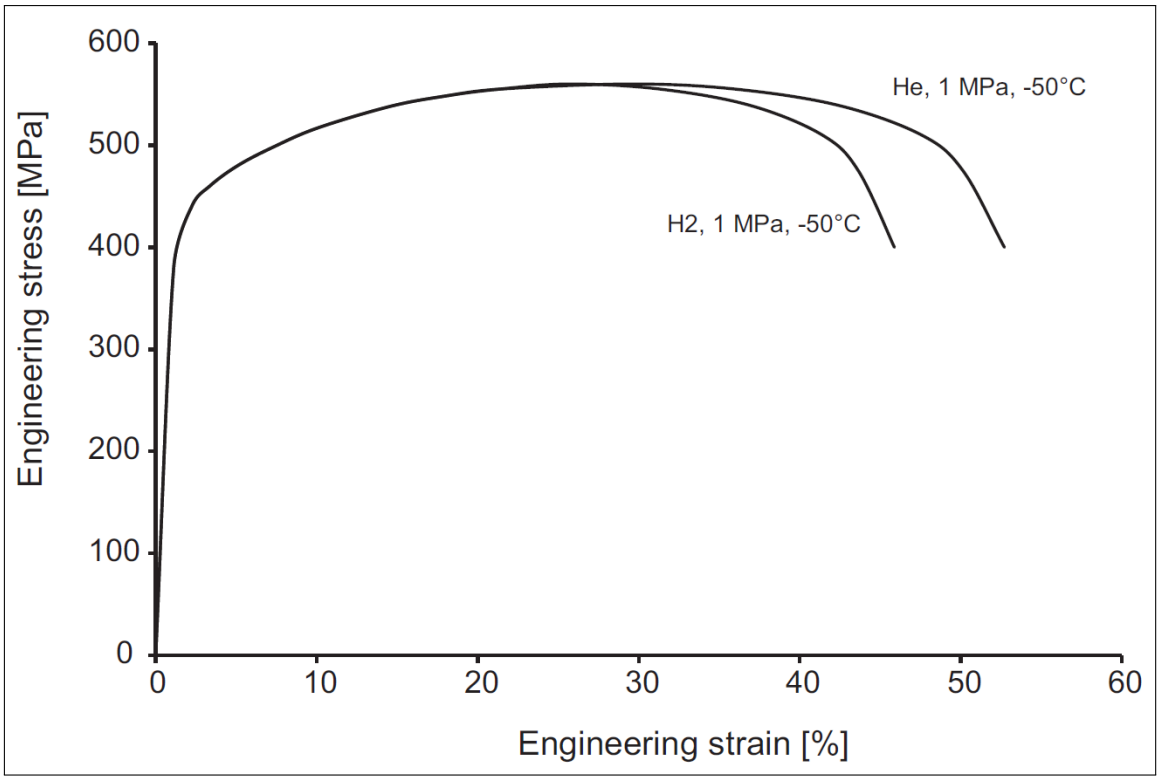


Figura 2.19: Diagrama de Tensão-Deformação do Invar testado a 10 bar de He e H_2 a -50 °C [63]

consenso técnico de que essas ligas não apresentam degradação significativa de propriedades mecânicas nessas condições, o que é corroborado pelo uso industrial contínuo de ligas como o Invar e o Kovar em aplicações críticas, incluindo componentes aeroespaciais, ópticos e sistemas de vedação em ambientes com hidrogênio. Projetos industriais que operam em condições severas, como satélites e instrumentos científicos de alta precisão, já utilizam essas ligas com sucesso, reforçando sua confiabilidade mesmo em ambientes extremos.

2.11 Materiais Compatíveis com Transporte e Armazenamento de Hidrogênio

Kim e Chun [66] propuseram requisítos mínimos para transporte e armazenamento de hidrogênio líquido em navios, usando como base os requisitos mínimos para materiais metálicos em sistemas de armazenamento de GNL, conforme estipulado pelos códigos IGC [67] e IGF [68]. Os critérios de segurança foram expandidos para levar em conta os fatores de risco adicionais associados ao hidrogênio.

Os principais fatores de risco associados ao hidrogênio são:

- Fatores relacionados à combustão: baixa energia de ignição, ampla faixa de condições de combustão, chama menos visível e rápida propagação da chama;

- Fatores relacionados à baixa temperatura: queimaduras por baixa temperatura, enriquecimento de oxigênio por liquefação/condensação, solidificação de outros fluidos;
- Alta permeabilidade;
- Baixa viscosidade;
- Fragilização por hidrogênio em materiais base e metais de solda.

Medidas para reduzir os fatores de risco (focadas na fragilização por hidrogênio) incluem:

- Redução da tensão de trabalho (para o nível de 30-50% da resistência ao escoamento);
- Minimização da deformação plástica a baixa temperatura durante o trabalho a frio;
- Tratamento térmico para aço inoxidável;
- Emprego de dutos de aço sem costura para ambientes de hidrogênio de pressão igual ou superior a 200 bar;
- Solda de topo com penetração total.

Quando se trata de sistemas de armazenamento e transporte de hidrogênio líquido, suas propriedades criogênicas, juntamente com a permeabilidade ao hidrogênio e a fragilização, devem ser minuciosamente revisadas. O aço carbono, por exemplo, pode ser utilizado de forma limitada em determinados ambientes de hidrogênio, contanto que a temperatura não fique abaixo da temperatura de transição dúctil-frágil.

As paredes internas dos dutos que transportam hidrogênio líquido permanecem constantemente expostas a uma atmosfera de hidrogênio de baixa temperatura, e, portanto, devem ser suficientemente resistentes a baixas temperaturas e à penetração de hidrogênio. As paredes externas dos sistemas PiP são separadas por uma camada de vácuo e, assim, não são expostas a uma atmosfera de hidrogênio durante condições normais de operação. Mesmo em caso de vazamento, elas são expostas ao hidrogênio por um período relativamente curto devido à rápida evaporação do hidrogênio líquido. Neste caso, uma alta resistência à fragilização por hidrogênio não é necessária.

A aplicabilidade a baixas temperaturas e a resistência à fragilização por hidrogênio são os dois requisitos mais importantes para o transporte e armazenamento de hidrogênio líquido. De acordo com normas de segurança, incluindo a ISO/TR

15916 [69], entre os materiais aplicáveis, são selecionados aqueles com excelente resistência ao hidrogênio. Esses materiais podem ser classificados de acordo com sua sensibilidade ao hidrogênio da seguinte forma [70]:

- Categoria 1: Materiais que quase não são afetados pela fragilização por hidrogênio sob condições limitadas;
- Categoria 2: Materiais que sofrem fragilização por hidrogênio, e, portanto, só podem ser usados sob condições limitadas;
- Categoria 3: Materiais que são significativamente afetados pela fragilização por hidrogênio, por exemplo, apresentando falha ou fratura no domínio elástico.

Os materiais que se enquadram na Categoria 1 incluem ligas de alumínio e ligas de aço inoxidável austenítico. Nem todos os graus de aço inoxidável austenítico se enquadram nessa categoria. Foi constatado que, se o teor de Ni for de 12,5% ou mais, suas propriedades mecânicas não são afetadas mesmo em um ambiente altamente propenso à fragilização por hidrogênio [65]. A ASME BPVC [71] especifica que os materiais aplicáveis a um ambiente de hidrogênio gasoso de alta pressão, com um nível de pressão de 1030 bar ou menos, incluem ligas de aço como SA-372 e SA-723; aço inoxidável, como SA-336 Gr. F316; e ligas de alumínio, como Al 6061-T6.

Os materiais que se enquadram na Categoria 2 incluem aço inoxidável e aço carbono. Diferentes normas de segurança (KGS FU671: 2021 [72], CGA G-5.6 (2005) [73] e CGA H-5 (2020) [74]) especificam que alguns graus de aço carbono podem ser usados se a pressão parcial de hidrogênio for de 10 bar ou menos. Também é recomendado que o aço inoxidável ferrítico, martensítico, duplex e endurecido por precipitação sejam usados apenas em componentes com baixa tensão de operação.

Entre os graus de aço inoxidável austenítico, o 316 L com o maior teor de Ni pode ser a escolha mais segura para aplicações em atmosferas de hidrogênio. Esta conclusão é corroborada pela norma ASME B31.12 para dutos e tubulações de hidrogênio [75].

O Invar, além de atender aos critérios de resistência a baixas temperaturas e de fragilização por hidrogênio, possui a vantagem de apresentar um coeficiente de expansão térmica aproximadamente 10 vezes menor que o aço carbono, sendo portanto um bom candidato no emprego em dutos para transporte de hidrogênio líquido.

Os requisitos e materiais propostos neste capítulo são fundamentados em diretrizes estabelecidas para sistemas de tubulação e dutos em aplicações industriais e *subsea*, podendo ser combinados com os critérios definidos para o transporte de hidrogênio pelas normas ASME e ISO. No entanto, a definição dos riscos e critérios específicos para o transporte submarino de hidrogênio líquido ainda demanda estudos mais aprofundados para garantir a segurança e a eficiência desse processo.

2.12 Força Axial Efetiva em Dutos *Pipe-in-Pipe*

Em sistemas PiP, a força axial efetiva total é a soma das forças em cada duto, o externo e o interno. A força axial efetiva totalmente restrita em cada duto pode ser expressa como [33]:

$$S_0 = -\Delta P_i \cdot A_i \cdot (1 - 2\nu) + \Delta P_e \cdot A_e \cdot (1 - 2\nu) - A_s \cdot E \cdot \Delta T \cdot \alpha \tag{2-26}$$

A diferença desta expressão para a Equação 2-15 é a presença de um termo que considera a variação de pressão externa do duto. Este termo não é relevante em dutos de parede simples pois não se espera que haja variação de pressão externa no duto entre a fase de instalação e operação.

Em dutos PiP, a pressão externa no duto interno será igual à pressão interna no duto externo. Os diferenciais de temperatura em cada duto também devem considerar a diferença relativa da temperatura em relação ao momento da construção, especialmente quando os *bulkheads* foram fixados.

A Equação 2-26 foi comparada à equação 13.15 da norma DNV-ST-F101 [12], que define a força axial totalmente restrita de um sistema PiP. Durante essa análise, foi identificada uma inconsistência no sinal do termo associado à variação de temperatura na norma. A avaliação do comportamento mecânico esperado para dutos rígidos indicou que o sinal adotado pela norma não refletia corretamente os efeitos térmicos sobre a força axial. Em decorrência dessa constatação, um comentário técnico foi submetido à DNV, que reconheceu o equívoco e confirmou que a correção será incorporada na próxima revisão da norma.

A Equação 2-27 representa a versão atual, e incorreta, apresentada na norma:

$$S_0 = H - \sum_{j=1}^{n} (\Delta P_{ij} \cdot A_{ij}(1 - 2\nu) - E \cdot A_{sj} \cdot \alpha \cdot \Delta T_j) \tag{2-27}$$

A Equação 2-28 apresenta a equação sugerida à DNV:

$$S_0 = H - \sum_{j=1}^{n} (\Delta P_{ij} \cdot A_{ij}(1 - 2\nu) + E \cdot A_{sj} \cdot \alpha \cdot \Delta T_j) \tag{2-28}$$

A força axial efetiva de um duto PiP totalmente restrito será a soma das forças em ambos os dutos, acrescida da tração de instalação residual H:

$$S_0^{tot} = H + S_0^{int} + S_0^{ext} \tag{2-29}$$

A força axial totalmente restrita, S_0^{tot}, pode ser considerada como a força motriz para expansão potencial no PiP. O atrito com o solo restringirá parcialmente o movimento axial do duto à medida que este é aquecido (ou resfriado) e pressurizado.

Quando a resistência no solo é excedida, o duto se expandirá e sairá do nível restrito, S_0^{tot}, para um novo equilíbrio, S. A mudança na força axial efetiva ao longo do comprimento é limitada pela força de atrito disponível.

Para um duto PiP, é importante notar que o atrito axial entre os dois dutos, f_I, também influenciará na expansão. Três cenários diferentes são dados para ilustrar esse efeito:

1. Atrito suficiente para garantir a aderência total entre os dutos (sem deslizamento entre os dutos)
2. Inexistência de atrito entre os dutos
3. Aderência parcial entre os dutos

2.12.1 Atrito Axial Suficiente Entre os Dutos para Aderência Total

Para um caso em que o atrito entre os dutos (f_I) é suficiente para assegurar a aderência no sentido axial, os dois dutos terão o mesmo padrão de deslocamento. Ambos os dutos terão o mesmo comprimento de ancoragem. O sistema agora pode ser comparado a um único duto quando se trata da expansão; porém, o duto interno estará em compressão e o externo em tração.

A variação de força axial efetiva por comprimento é limitada pela disponibilidade de atrito do solo $\Delta S^{tot} = f_s$. Essa variação é distribuída entre os dutos de acordo com as seguintes equações [33]:

$$\Delta S^{int} = f_s \frac{(E \cdot A_s)^{int}}{(E \cdot A_s)^{int} + (E \cdot A_s)^{ext}} \tag{2-30}$$

$$\Delta S^{ext} = f_s \frac{(E \cdot A_s)^{ext}}{(E \cdot A_s)^{int} + (E \cdot A_s)^{ext}} \tag{2-31}$$

$$\Delta S^{tot} = \Delta S^{int} + \Delta S^{ext} = f_s \tag{2-32}$$

A distribuição da força axial efetiva nos dutos é apresentada na Figura 2.20. A soma das forças axiais efetivas dos dutos interno e externo fornece a força axial efetiva total do sistema. Na extremidade livre, essa soma é igual a zero, enquanto neste local o duto interno está em compressão e o externo em tração (no caso de dutos aquecidos). Ao longo do comprimento de ancoragem, l_a, a componente de variação na força axial efetiva, ΔS^{tot}, terá uma inclinação igual ao atrito do solo, f_s. A expansão do duto se acumulará ao longo do comprimento de ancoragem. Os componentes de variação de força dos dutos interno e externo têm inclinações conforme indicado

na Equação 2-30 e na Equação 2-31, respectivamente. Fora do comprimento da ancoragem, o duto externo não será afetado pelas cargas de temperatura e pressão aplicadas ao duto interno. O interior estará em compressão, mas contido para se mover. Fora da região de ancoragem da linha, a tubulação será contida e aplicam-se a Equação 2-26 e a Equação 2-29. É importante notar que estas equações representam cenários simplificados, desconsiderando fatores como a batimetria do solo e perfis não-uniformes de pressão e temperatura. Para obter resultados mais precisos, é necessário recorrer a simulações numéricas.

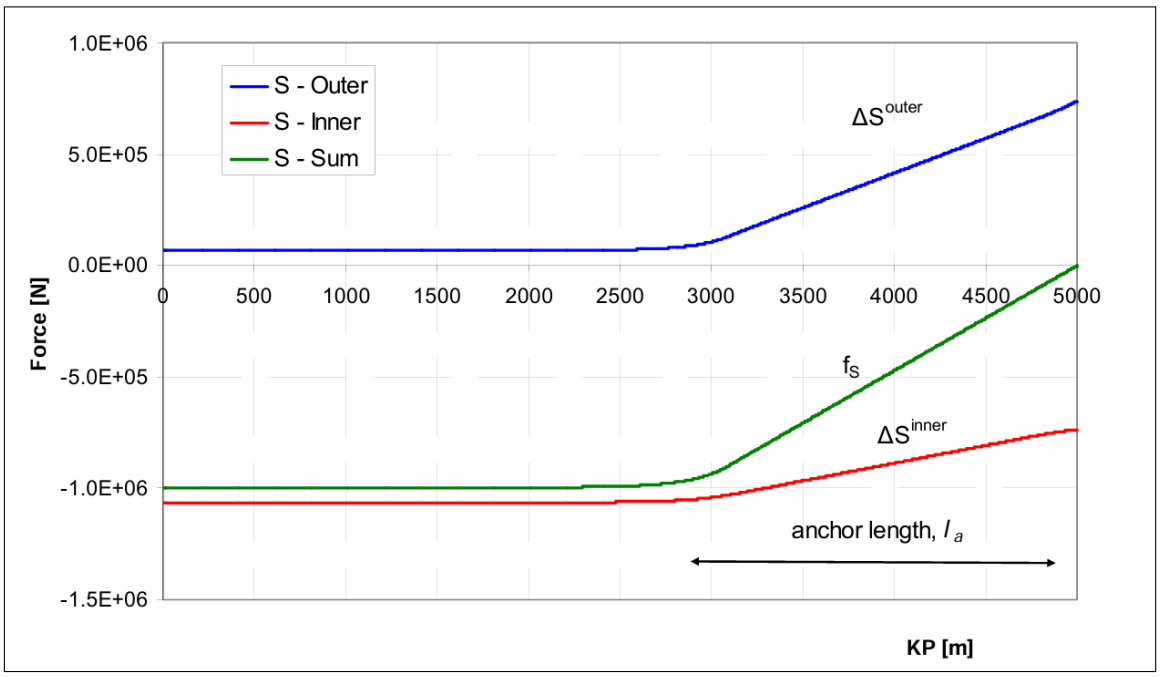


Figura 2.20: Distribuição de Força Efetiva no Sistema PiP [33]

O atrito mínimo entre os dutos para a garantia da aderência total é dado pela condição $f_I \geq \Delta S^{interno}$. A expansão de extremidade do duto PiP pode ser expressa de maneira similar a do duto de parede simples:

$$\delta = \frac{1}{2}\frac{(S_0^{tot})^2}{[(E \cdot A_s)^{ext} + (E \cdot A_s)^{int}]} \tag{2-33}$$

2.12.2 Atrito Inexistente entre os Dutos, $f_I = 0$

Sem atrito entre os dutos, a força axial efetiva do duto interno não terá nenhuma variação ao longo do comprimento, mas apresentará uma distribuição uniforme entre os *bulkheads*. Isso ocorrerá mesmo se a temperatura e a pressão aplicadas tiverem um gradiente ao longo do duto. A força axial efetiva será uniforme, e o duto interno se expandirá ao longo do comprimento total entre *bulkheads*. Ao longo do comprimento de ancoragem, a mudança na força axial efetiva no duto externo será igual à força

de atrito do solo; o interno não terá nenhuma variação.

$$\Delta^{int} = 0 \tag{2-34}$$

$$\Delta^{ext} = f_s \tag{2-35}$$

$$\Delta^{tot} = \Delta^{int} + \Delta^{ext} = fs \tag{2-36}$$

Para o caso sem atrito axial entre os dutos, uma ilustração é apresentada na Figura 2.21.

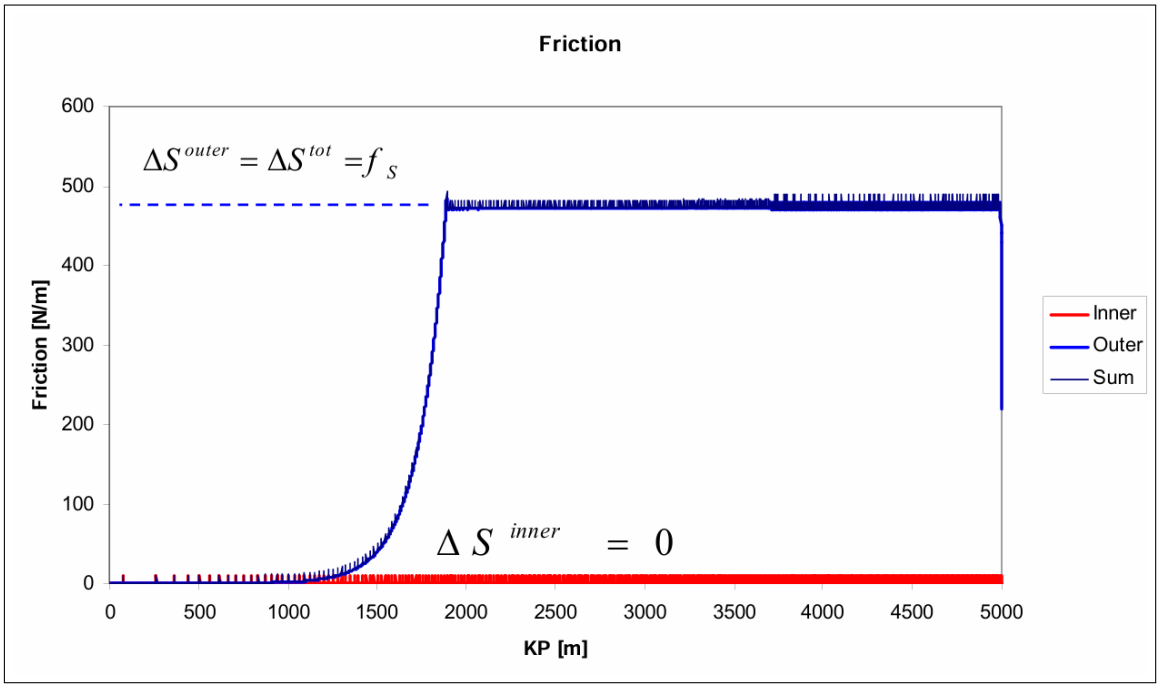


Figura 2.21: Caso 1 - Atrito inexistente entre os dutos [33]

2.12.3 Aderência Parcial entre os Dutos

Quando o atrito entre os dutos está dentro do intervalo $0 < f_I < \Delta S^{interno}$, os dutos deslizarão entre si, apresentando padrões de deslocamento diferentes.

Para o caso onde a extremidade do duto está livre para expandir, a mudança de força axial efetiva no duto interno será igual ao atrito entre os dutos, $\Delta S^{interno} = fi$. O duto externo terá uma mudança de força axial efetiva igual a $\Delta S^{externo} = fs - fi$. O comprimento de ancoragem do duto externo será maior, conforme ilustrado na Figura 2.22.

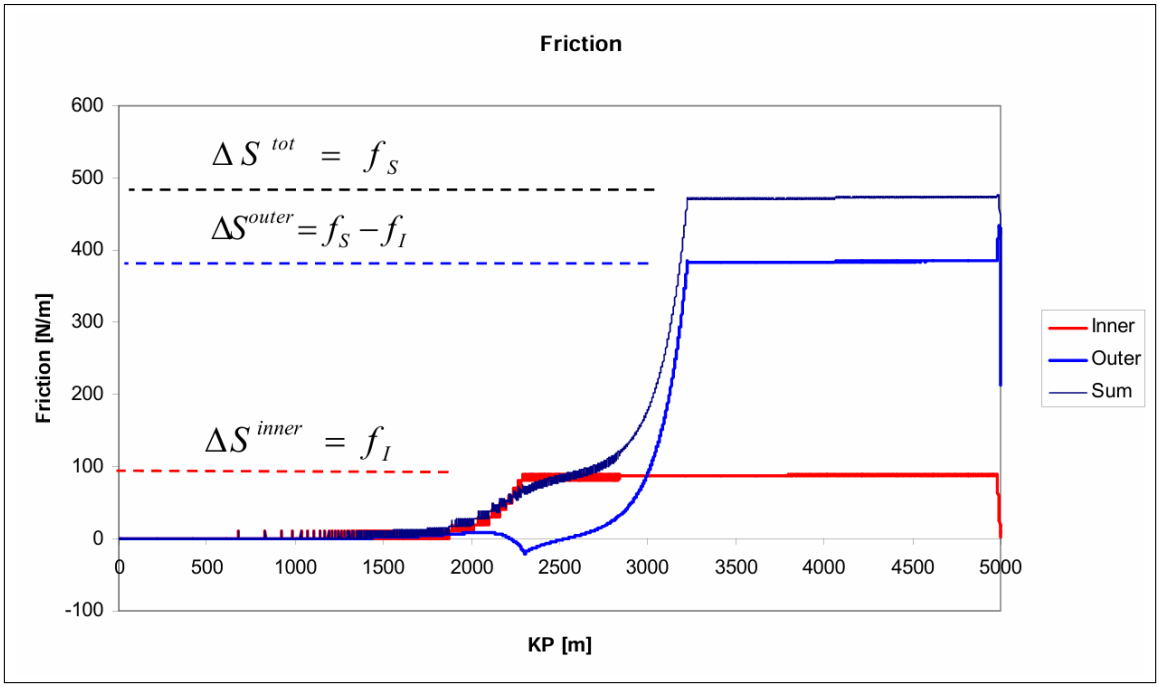


Figura 2.22: Caso 2 - Aderência parcial entre os dutos [33]

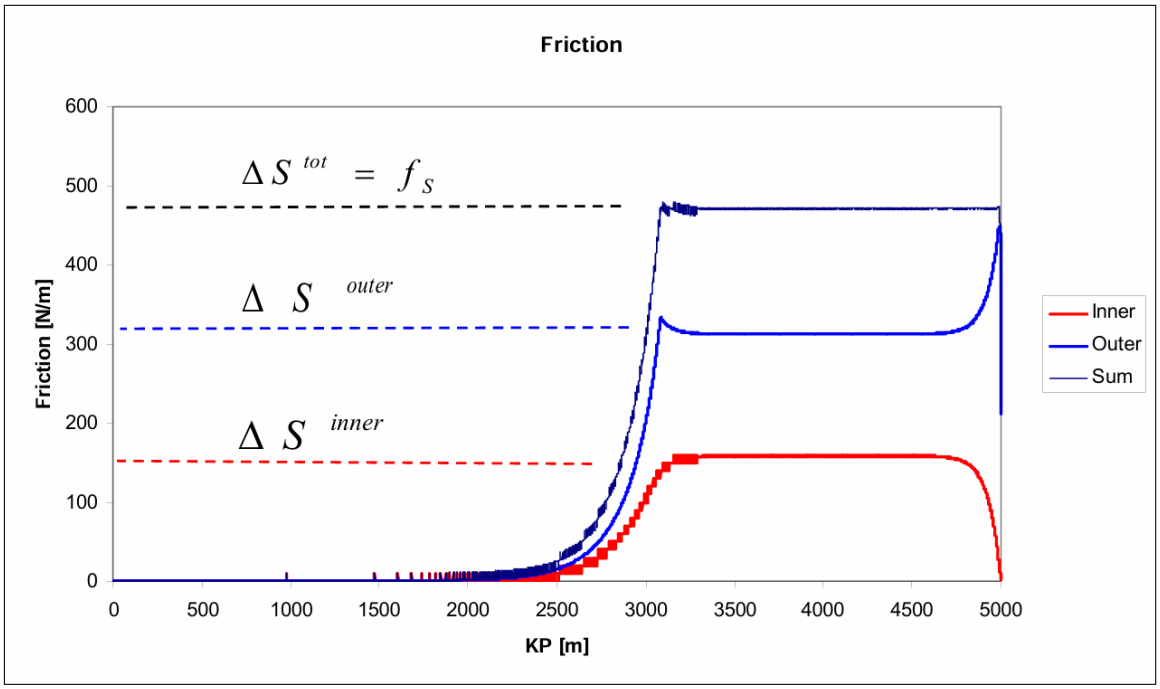


Figura 2.23: Caso 3 - Aderência total entre os dutos [33]

Capítulo 3

Modelagem Numérica do Sistema PiP

3.1 Introdução

Neste capítulo é apresentada a modelagem numérica desenvolvida para a análise termomecânica de um sistema submarino do tipo PiP destinado ao transporte de fluidos criogênicos. O modelo foi desenvolvido no software *Abaqus* [42] com o objetivo de investigar os mecanismos de flambagem lateral e *pipeline walking* induzidos por carregamentos térmicos e pressurização interna.

O sistema modelado consiste em um duto PiP apoiado sobre o leito marinho, representado por uma superfície analítica rígida. Ao longo da rota é posicionado um *sleeper* vertical destinado a induzir uma descontinuidade geométrica capaz de favorecer a ocorrência controlada da flambagem lateral. Adicionalmente, uma imperfeição geométrica horizontal (HOOS) é aplicada na região do *sleeper*, funcionando como iniciador geométrico da flambagem.

A modelagem considera explicitamente:

- não linearidades geométricas;
- contato solo–duto;
- contato entre os dutos interno e externo;
- atrito axial e lateral;
- carregamentos gravitacionais;
- pressurização interna e externa;
- carregamentos térmicos criogênicos.

3.2 Descrição Geral do Modelo

O modelo numérico representa um sistema PiP modelado com elementos de viga, discretizado ao longo de seu eixo longitudinal. A malha foi construída com espaçamento uniforme de aproximadamente 1 m, permitindo adequada representação dos modos de flambagem lateral e da linha, conforme demonstrado na Seção 3.10.

Entre os dutos é considerado um elemento de interface duto-duto (ITT), com a finalidade de representar o contato entre eles.

O modelo foi desenvolvido utilizando formulação geometricamente não linear, através da opção:

```
NLGEOM=YES
```

permitindo a representação de grandes deslocamentos e rotações associados à flambagem lateral.

3.3 Discretização por Elementos Finitos

3.3.1 Dutos Interno e Externo

Os dutos interno e externo foram discretizados utilizando elementos de viga espacial compatíveis com a formulação de dutos do Abaqus, sendo do tipo `PIPE31H`.

Essa formulação permite representar adequadamente:

- rigidez axial;
- rigidez à flexão;
- expansão térmica;
- carregamentos de pressão.

O elemento finito de viga é adequado para a simulação deste sistema, uma vez que se trata de uma estrutura ultra-delgada, caracterizada por um comprimento axial significativamente superior às demais dimensões.

A utilização de elementos de viga é amplamente adotada em análises globais de dutos submarinos devido à elevada eficiência computacional e à capacidade de representar adequadamente fenômenos globais de instabilidade estrutural.

3.3.2 Elementos de Interface ITT

A interação entre o duto interno e o duto externo foi modelada utilizando elementos do tipo `ITT31`, conectando os nós correspondentes dos dois dutos através de elementos distribuídos ao longo de toda a extensão da linha.

Os elementos de interface foram utilizados para representar:

- transferência de carregamentos entre os dutos;
- abertura e fechamento do contato entre os dutos;
- atrito relativo entre os dutos.

O elemento ITT é capaz de modelar a interação de deslizamento finito entre dois dutos concêntricos [42]. Uma direção de deslizamento, alinhada com o eixo axial do duto externo, é definida para estabelecer a trajetória dos elementos ITT. Os dois principais parâmetros associados a esses elementos são o coeficiente de atrito e a folga (*gap*) entre os dutos.

Foi considerado um *gap* radial inicial entre os dutos de 1 mm. A interação tangencial entre os dutos foi modelada por meio de atrito de Coulomb, adotando-se um coeficiente de atrito $\mu_{pip} = 0{,}3$.

A rigidez normal de contato foi definida através de comportamento normal rígido (*hard contact*).

Os graus de liberdade de ambas as extremidades do duto interno são acoplados ao duto externo pela conexão do tipo MPC (*multi-point constraint*), simulando a conexão rígida entre os dutos proporcionada pelos *bulkheads* de extremidade.

3.4 Modelagem da Interação Solo–Duto

3.4.1 Representação do Solo

O leito marinho foi representado através de uma superfície analítica rígida cilíndrica definida no Abaqus por meio do comando:

```
*SURFACE, TYPE=CYLINDER
```

A adoção de superfícies analíticas reduz significativamente o custo computacional associado ao contato, além de eliminar distorções numéricas decorrentes da discretização explícita do solo.

O contato solo–duto foi definido entre a superfície analítica do leito e a superfície externa do duto externo.

3.4.2 Contato Solo–Duto

O contato foi modelado utilizando formulação superfície-superfície com atrito anisotrópico:

```
*FRICTION, ANISOTROPIC
```

Essa abordagem permite representar diferentes resistências mobilizadas nas direções axial e lateral, comportamento fundamental para análises de *pipeline walking* e flambagem lateral.

3.4.3 Comportamento Histerético do Atrito

O modelo considera curvas de mobilização de atrito dependentes do deslocamento relativo, permitindo representação do comportamento histerético associado aos ciclos operacionais.

Essa característica é particularmente importante para análises de:

- expansão térmica cíclica;
- acumulação de deslocamentos residuais;
- evolução do *pipeline walking*;
- estabilização pós-flambagem.

3.5 Modelagem do *Sleeper*

Um *sleeper* vertical foi introduzido aproximadamente no meio da rota, sendo modelado como corpo rígido por meio de elementos do tipo `R3D4`, com superfície cilíndrica de diâmetro $D_{sleeper} = 1{,}0\ m$ e largura transversal de $L_{sleeper} = 25\ m$.

O contato entre o duto e o *sleeper* foi definido utilizando comportamento normal rígido (*hard contact*).

A presença do *sleeper* promove uma descontinuidade geométrica vertical localizada, reduzindo a resistência à flambagem lateral na região desejada e favorecendo a iniciação controlada da instabilidade.

3.6 Imperfeição Geométrica Inicial

Com o objetivo de iniciar a flambagem lateral de forma controlada, foi aplicada uma imperfeição geométrica horizontal do tipo HOOS (*Horizontal Out-of-Straightness*) na região do *sleeper*.

A introdução explícita de imperfeições geométricas é prática consolidada em análises de flambagem de dutos submarinos para representar adequadamente a iniciação da flambagem.

3.7 Carregamentos Aplicados

3.7.1 Carregamento Gravitacional

Os carregamentos gravitacionais foram aplicados através do comando:

```
*DLOAD, GRAV
```

considerando pesos submersos equivalentes.

3.7.2 Pressurização

Foi considerada pressão interna no duto interno e pressão externa no duto externo, considerando as extremidades do duto fechadas. Os efeitos de pressão contribuem para o desenvolvimento de forças axiais efetivas ao longo da linha, influenciando diretamente os mecanismos de flambagem térmica.

3.7.3 Carregamento Térmico

A análise considera diferentes condições térmicas operacionais, incluindo temperaturas criogênicas.

3.8 Sequência de Análise

A modelagem numérica foi conduzida por meio de uma sequência incremental de passos no Abaqus, cuidadosamente definida para representar, de forma estável e fisicamente consistente, as diferentes fases de instalação, acomodação e operação do sistema de duto sobre o leito marinho. Todas as etapas foram resolvidas considerando não linearidade geométrica, permitindo a captura de grandes deslocamentos e efeitos de instabilidade.

A seguir, descreve-se o objetivo e o papel de cada passo adotado no modelo.

Passo 1 – Inicialização do Modelo

O primeiro passo tem como objetivo inicializar o modelo numérico, estabelecendo a configuração de referência com todas as restrições cinemáticas aplicadas e sem carregamentos externos relevantes. Nesta etapa, todos os graus de liberdade dos nós de referência associados ao duto, ao leito marinho e ao *sleeper* são completamente restringidos, garantindo uma condição inicial estável para as análises subsequentes.

Esse procedimento evita a introdução de tensões espúrias decorrentes de movimentos rígidos iniciais e assegura a convergência numérica das etapas seguintes.

Passo 2 – Aplicação do Peso Próprio

No segundo passo, é aplicado o carregamento gravitacional correspondente ao peso submerso dos dutos interno e externo, além da pressão hidrostática externa atuando sobre o duto externo. A restrição no grau de liberdade axial de uma das extremidades do duto é removida para permitir a expansão ou contração do sistema durante a aplicação da pressão.

Nesta etapa, pode-se também aplicar uma força concentrada na extremidade do duto que represente a tração residual de instalação. No estudo apresentado neste trabalho, esta tração não é considerada, de forma conservadora.

Durante essa etapa foi utilizada estabilização automática:

```
*STATIC, STABILIZE
```

com tolerância de dissipação energética:

$$ALLSDTOL = 0.05$$

A estabilização viscosa foi utilizada para auxiliar a convergência durante o estabelecimento inicial do contato.

Passo 3 – Acomodação sobre o Solo

Após aplicação do peso próprio, o sistema foi gradualmente acomodado sobre o leito marinho.

Essa estratégia reduz instabilidades numéricas associadas ao fechamento abrupto do contato solo–duto.

Durante esta etapa, continuam aplicados o peso submerso e a pressão externa, permitindo o estabelecimento progressivo das forças normais e do estado inicial de contato entre o duto e o leito marinho.

Nesta etapa, o atrito solo–duto ainda não está ativado, de modo a evitar a mobilização do solo antes que ele chegue na configuração ao lançamento (*as-laid*).

Passo 4 – Elevação do Sleeper

No quarto passo, é imposto um deslocamento vertical prescrito ao nó de referência do *sleeper*, simulando sua elevação e a consequente alteração da geometria de apoio do duto. Essa etapa é essencial para a introdução controlada de uma imperfeição geométrica no sistema, favorecendo o desenvolvimento posterior da flambagem lateral.

O carregamento gravitacional e a pressão externa permanecem ativos, garantindo a consistência física do estado de tensões durante a elevação.

Passo 5 – Introdução da Imperfeição Lateral Inicial

Neste passo, é aplicado um deslocamento lateral prescrito no nó correspondente ao contato no centro do *sleeper*, representando uma imperfeição geométrica fora do plano (HOOS). Os nós do duto fora da região da imperfeição são restringidos lateralmente de forma que o deslocamento aplicado gere uma configuração senoidal com comprimento de onda definido.

Essa imperfeição inicial é fundamental para direcionar o modo de flambagem lateral e evitar soluções numéricas não representativas.

Neste passo, o atrito duto–*sleeper* ainda não está ativado, de modo a evitar a mobilização do atrito antes da aplicação da imperfeição.

Passo 6 – Ativação do Atrito Solo–Duto

No sexto passo, as propriedades de atrito entre o duto e o solo são ativadas por meio da atualização das interações de contato. O modelo considera atrito anisotrópico, representando diferentes resistências ao deslizamento axial e lateral, além da ativação do atrito duto-*sleeper*.

Essa etapa marca a transição entre uma condição de contato essencialmente normal para um regime completo de interação por atrito, essencial para a correta simulação do comportamento em operação.

Passo 7 – Ajuste das Restrições nas Extremidades

O sétimo passo é dedicado ao ajuste das condições de contorno nas extremidades do duto, de modo a representar a configuração ao lançamento.

Passo 8 – Aplicação de Temperatura e Pressão Interna

No oitavo passo, é aplicada uma variação uniforme de temperatura ao duto interno, juntamente com a introdução da pressão interna correspondente ao estado operacional.

Os carregamentos são aplicados de forma incremental, permitindo a captura do desenvolvimento progressivo das deformações.

Passo 9 – Incremento Adicional de Temperatura

Este passo representa um segundo patamar de temperatura operacional, intensificando os efeitos térmicos introduzidos anteriormente. A análise permite avaliar a sensibilidade do comportamento estrutural a incrementos adicionais de temperatura e verificar a estabilidade da configuração deformada.

Passo 10 – Incremento Final de Temperatura

No décimo passo, um terceiro nível de temperatura é aplicado ao sistema, representando uma condição operacional mais severa. Esta etapa é particularmente relevante para a avaliação de esforços e deslocamentos máximos na estrutura.

Passo 11 – Retorno à Temperatura Ambiente

Por fim, é considerado um passo de retorno à temperatura ambiente, juntamente com a remoção da pressão interna, simulando uma condição de parada do duto. Essa etapa permite avaliar efeitos residuais de deformação e possíveis redistribuições de tensão após o ciclo térmico completo.

3.9 Critérios Numéricos e Estabilização

Devido às elevadas não linearidades presentes no problema, foram adotadas estratégias adicionais para melhoria da robustez numérica.

3.9.1 Matriz Não Simétrica

Foi utilizada formulação com matriz tangente não simétrica:

```
UNSYMM=YES
```

adequada para problemas envolvendo:

- contato com atrito;
- grandes deslocamentos;
- comportamento altamente não linear.

3.9.2 Controle de Incrementação

O modelo utiliza controle automático de incrementação temporal, permitindo adequada captura da iniciação da flambagem e da configuração pós-flambagem.

3.9.3 Estabilização Numérica

Em etapas críticas foram utilizados mecanismos de estabilização automática para evitar perda de convergência decorrente de:

- *snap-through*;

- fechamento abrupto de contato;
- mudanças rápidas de rigidez tangente;
- instabilidades locais associadas ao atrito.

3.10 Teste de Convergência de Malha

Com o objetivo de garantir que os resultados numéricos obtidos não dependam de forma significativa da discretização espacial adotada, foi realizado um teste de convergência de malha. Esse procedimento é fundamental em análises baseadas no Método dos Elementos Finitos, especialmente em problemas não lineares envolvendo grandes deslocamentos, instabilidade estrutural e elevados gradientes de tensão, como é o caso do fenômeno de *pipe walking* e flambagem lateral analisado neste trabalho.

3.10.1 Grandezas de Interesse

Inicialmente, foram definidas as grandezas de interesse (*Quantities of Interest* – QoIs) utilizadas como referência para a avaliação da convergência. Considerando os objetivos desta dissertação, foram selecionadas as seguintes grandezas globais e locais:

- o deslocamento lateral máximo do duto;
- a máxima tensão longitudinal no ápice da alça de flambagem;
- a força crítica de flambagem.

Essas grandezas são particularmente relevantes por estarem diretamente associadas ao comportamento estrutural global do duto e aos critérios de integridade estrutural adotados em projetos *offshore*.

3.10.2 Modelo de Referência

O teste de convergência foi conduzido a partir de um modelo numérico de referência, no qual todas as hipóteses físicas, propriedades de material, condições de contorno, carregamentos e parâmetros de solução numérica foram mantidos constantes. A única variável alterada ao longo do estudo foi a discretização espacial da malha de elementos finitos.

Essa abordagem permite isolar o efeito do refinamento da malha sobre as grandezas de interesse, assegurando que eventuais variações observadas nos resultados

sejam atribuídas exclusivamente à mudança no tamanho característico dos elementos.

3.10.3 Estratégia de Refinamento de Malha

Para o presente estudo, foi adotada uma estratégia de refinamento global da malha, por razões de simplicidade e reprodutibilidade. Embora estratégias de refinamento local possam ser mais eficientes do ponto de vista computacional, o refinamento global permite uma avaliação direta e sistemática da convergência, sem a introdução de subjetividades associadas à definição de zonas críticas.

Os tamanhos característicos de elemento avaliados foram 10 m, 5 m, 2 m, 1 m, 0.5 m e 0.25 m. Esses valores foram escolhidos de modo a abranger desde uma discretização relativamente grosseira até uma malha consideravelmente refinada, compatível com a escala dos fenômenos de deformação e instabilidade analisados.

3.10.4 Procedimento de Análise

Para cada tamanho de elemento considerado, o modelo foi resolvido de forma independente, e as grandezas de interesse foram extraídas ao final da análise. Em seguida, os resultados obtidos foram comparados entre si, sendo construídos gráficos do tipo "QoI versus tamanho de elemento", com o objetivo de identificar a tendência assintótica das respostas numéricas à medida que a malha é progressivamente refinada.

A convergência é caracterizada pela redução sistemática da variação das grandezas de interesse entre malhas consecutivas, indicando que a solução numérica se aproxima de um valor independente da discretização.

3.10.5 Critério de Convergência

O critério quantitativo adotado para avaliar a convergência da malha baseia-se na diferença relativa entre os resultados obtidos com duas discretizações sucessivas. Para uma determinada grandeza de interesse Q, a condição de convergência é definida como:

$$\left| \frac{Q_i - Q_{i-1}}{Q_{i-1}} \right| < 2\% \text{ a } 5\% \tag{3-1}$$

onde Q_i representa o valor da grandeza de interesse obtido com a malha mais refinada, e Q_{i-1} corresponde ao valor obtido na malha imediatamente menos refinada.

Neste trabalho, buscou-se adotar preferencialmente o limite mais restritivo de 2%, sempre que possível, de modo a garantir elevada confiabilidade dos resultados.

Diferenças relativas inferiores ou iguais a esse limite foram consideradas indicativas de que a solução numérica atingiu convergência em relação à malha.

3.10.6 Resumo do Estudo de Convergência

Tabela 3.1: Resumo do Teste de Convergência

Tamanho do Elemento [m]	Tensão Longitudinal [MPa]		Deslocamento Lateral [m]	Força Crítica de Flambagem [kN]
	Duto Interno	Duto Externo		
0,25	437,9	454,6	2,782	830,0
0,5	437,0	453,7	2,787	830,2
1	435,2	452,0	2,804	830,7
2	427,0	444,2	2,893	833,7
5	409,8	420,9	2,903	863,9
10	369,7	362,3	2,924	970,0

Tabela 3.2: Diferença Reltiva de Cada Variável

Tamanho do Elemento [m]	Tensão Longitudinal		Deslocamento Lateral	Força Crítica de Flambagem
	Duto Interno	Duto Externo		
0,25	0,21%	0,20%	0,18%	0,02%
0,5	0,41%	0,37%	0,61%	0,07%
1	1,88%	1,73%	3,17%	0,36%
2	4,03%	5,25%	0,35%	3,62%
5	9,79%	13,92%	0,72%	12,28%

Com base nos resultados apresentados nas Tabelas 3.1 e 3.2, conclui-se que o elemento de 1 metro é capaz de representar de maneira adequada o problema analisado, atendendo ao critério da Equação 3-1 para os parâmetros de tensão e força crítica de flambagem. Essa malha foi adotada nas análises subsequentes apresentadas ao longo desta dissertação.

3.11 Considerações sobre Interação Solo-Estrutura no Abaqus

A interação solo-estrutura em análises numéricas de dutos *offshore* pode ser representada no Abaqus por diferentes estratégias de modelagem, variando em complexidade, custo computacional e nível de representação física do solo. De maneira geral,

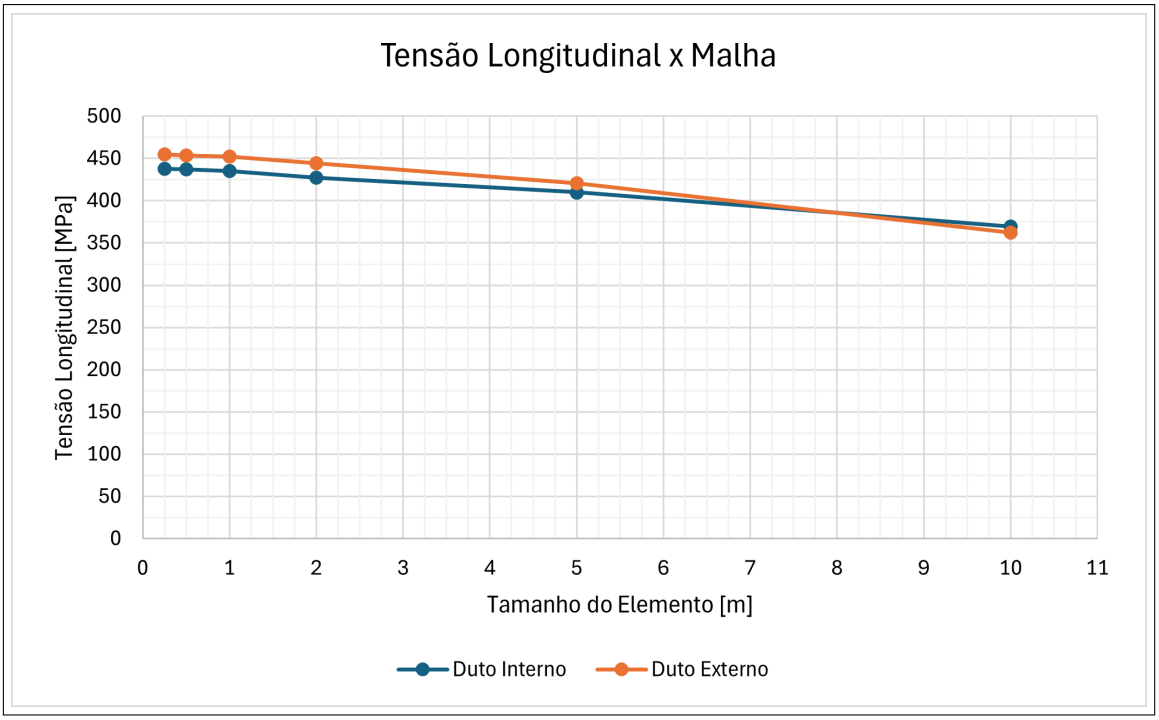


Figura 3.1: Tensão Longitudinal versus Tamanho do Elemento

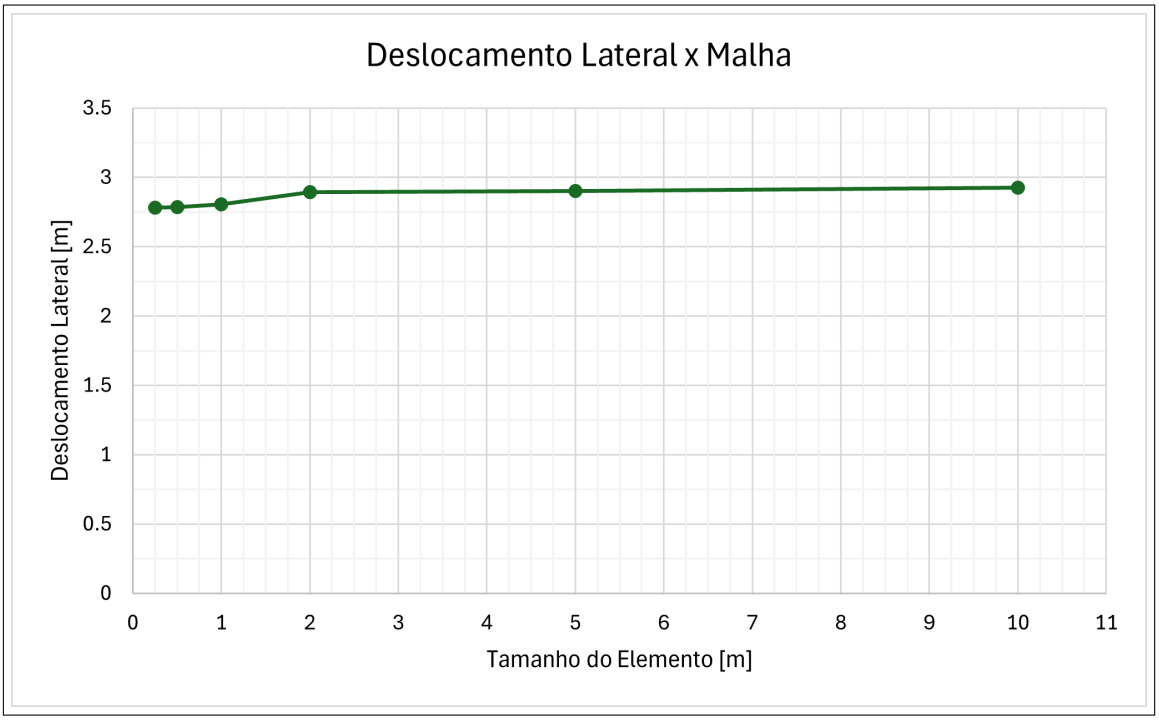


Figura 3.2: Tensão Longitudinal versus Tamanho do Elemento

o software permite três abordagens principais: (i) modelagem explícita do solo como meio contínuo, (ii) utilização de elementos especializados de interação solo–duto (elementos PSI), e (iii) representação simplificada por elementos de mola ou conectores equivalentes.

A escolha da abordagem depende diretamente do fenômeno físico de interesse,

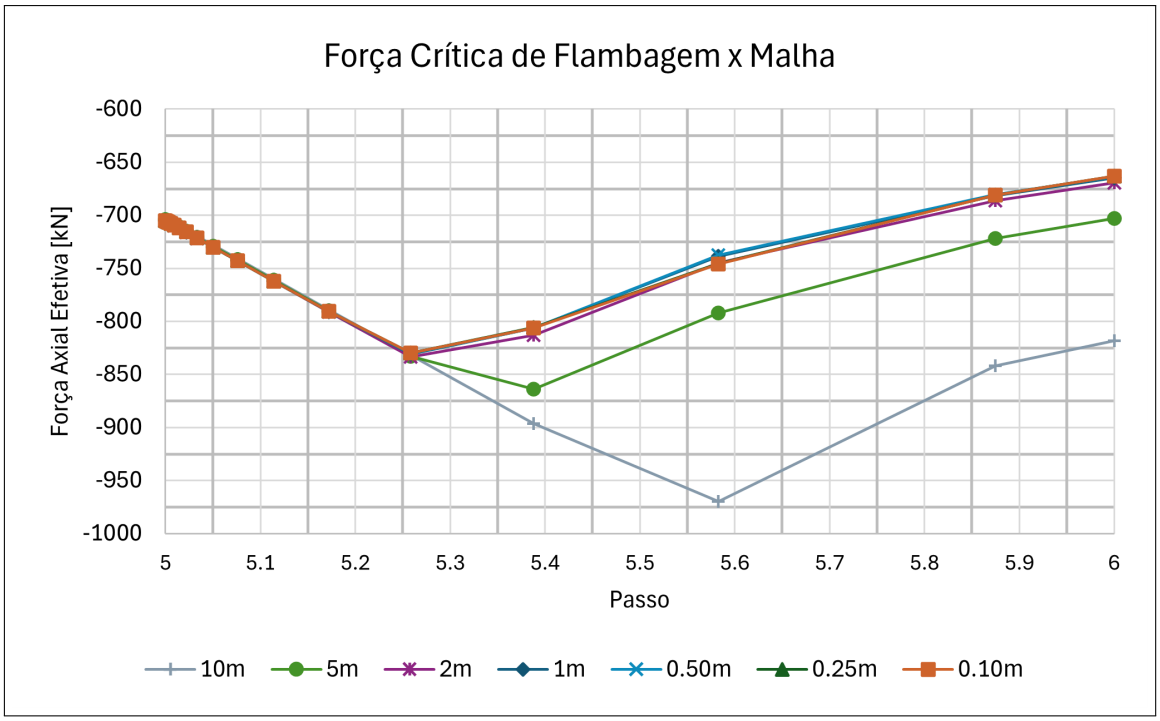


Figura 3.3: Força Crítica de Flambagem de Diferentes Malhas

da disponibilidade de parâmetros geotécnicos e do nível de fidelidade requerido pela análise. Em problemas envolvendo carregamentos térmicos cíclicos, como aqueles associados à expansão e contração repetitiva de dutos submarinos, torna-se também importante avaliar a capacidade de cada metodologia em representar mecanismos histeréticos de atrito e dissipação de energia na interface solo-estrutura.

3.11.1 Modelagem Explícita do Solo como Meio Contínuo

A abordagem mais completa consiste na discretização explícita do solo utilizando elementos contínuos tridimensionais, tais como os elementos hexaédricos da família C3D8 ou C3D8R. Nesse caso, o duto pode ser modelado por elementos de viga, casca ou sólidos, enquanto a interação entre as superfícies é representada por algoritmos de contato com atrito.

Essa metodologia permite a utilização de modelos constitutivos geotécnicos avançados, incluindo critérios elastoplásticos como Mohr-Coulomb, Drucker-Prager e Cam Clay, possibilitando a representação mais realista da distribuição de tensões, plastificação do solo e propagação de deformações no solo.

Uma alternativa frequentemente empregada para reduzir o custo computacional dessa abordagem consiste na representação do solo por meio de superfícies analíticas rígidas. Nesse tipo de modelagem, o solo deixa de ser discretizado volumetricamente, sendo substituído por uma superfície geométrica utilizada apenas para definição do contato com o duto.

Essa estratégia permite representar de maneira simplificada a interação normal e tangencial entre solo e estrutura, incluindo efeitos de atrito e separação de contato, com custo computacional significativamente inferior ao de modelos contínuos tridimensionais completos. Em muitos casos, o comportamento mecânico equivalente do solo é introduzido por meio de leis de contato, penalidades normais e modelos de atrito tangencial calibrados experimentalmente ou a partir de recomendações normativas.

Entretanto, como não há discretização explícita do solo, a utilização de superfícies analíticas não permite representar fenômenos geomecânicos internos do solo, como redistribuição de tensões, plastificação volumétrica ou propagação de deformações no entorno do duto. Dessa forma, essa abordagem situa-se conceitualmente entre os modelos contínuos completos e as representações fenomenológicas simplificadas por molas ou elementos PSI.

Em análises cíclicas, a modelagem explícita do solo apresenta a representação mais completa do comportamento histerético do atrito solo-estrutura dentre as metodologias consideradas. Isso ocorre porque a dissipação de energia emerge naturalmente da combinação entre plasticidade do solo, contato com atrito e evolução do estado de tensões no solo. Dessa forma, é possível reproduzir mecanismos como *stick-slip*, deformações permanentes acumuladas, degradação progressiva da resistência mobilizada e redistribuição local de tensões durante sucessivos ciclos térmicos.

No caso de superfícies analíticas rígidas, parte desses efeitos pode ser representada por modelos avançados de contato e atrito dependentes da trajetória de carregamento.

3.11.2 Elementos de Interação Solo–Duto

O Abaqus/Standard [42] possui uma biblioteca específica de elementos de interação solo-estrutura (elementos PSI), desenvolvidos especialmente para análises de dutos enterrados ou apoiados sobre o solo.

Esses elementos representam o solo de maneira fenomenológica, sem discretizar explicitamente o solo. O comportamento do solo é introduzido por meio de relações força-deslocamento distribuídas ao longo do duto, representando as resistências axial, lateral e vertical mobilizadas durante o deslocamento da estrutura.

Os principais elementos disponíveis são os PSI24 e PSI26 para análises bidimensionais, e PSI34 e PSI36 para análises tridimensionais. Esses elementos devem ser conectados a elementos estruturais de viga ou tubo, como PIPE31, PIPE32 ou B31.

A formulação PSI é particularmente eficiente em análises de flambagem térmica de dutos enterrados, incluindo fenômenos de *lateral buckling*, *upheaval buckling* e *pipeline walking*. Nessa abordagem, o solo é representado por curvas não lineares de

resistência mobilizada, frequentemente obtidas a partir de recomendações normativas ou modelos empíricos geotécnicos.

Uma vantagem significativa dessa metodologia é a redução substancial do custo computacional em comparação com modelos tridimensionais explícitos de solo. Além disso, a abordagem permite incorporar diferentes rigidezes e resistências nas direções axial, lateral e vertical, possibilitando representar a anisotropia típica da interação solo–duto.

3.11.3 Representação por Molas e Conectores

Outra alternativa amplamente utilizada consiste na representação simplificada da interação solo-estrutura por meio de elementos de mola ou conectores equivalentes.

Nesse tipo de modelagem, o solo é substituído por elementos discretos de rigidez concentrada, como SPRING1, SPRING2 ou CONN3D2, conectados aos nós estruturais do duto. As propriedades desses elementos podem ser lineares ou não lineares, permitindo representar curvas de resistência mobilizada semelhantes às utilizadas em modelos PSI.

Essa abordagem apresenta implementação relativamente simples e baixo custo computacional, sendo frequentemente empregada em análises preliminares, estudos paramétricos e modelos conceituais.

Em sua forma mais simples, modelos baseados em molas não reproduzem comportamento histerético ou dissipação de energia em carregamentos cíclicos. Contudo, mediante utilização de curvas não lineares dependentes da trajetória de carregamento, conectores especializados ou subrotinas de usuário, é possível incorporar mecanismos histeréticos simplificados capazes de representar parcialmente o atrito cíclico solo-estrutura.

Apesar disso, a discretização pontual das resistências do solo pode introduzir dependência da malha estrutural e limitar a representação contínua da evolução das condições de contato ao longo do duto. Além disso, efeitos tridimensionais associados à redistribuição de tensões no solo geralmente não são capturados por esse tipo de abordagem.

Ainda assim, modelos baseados em molas podem reproduzir satisfatoriamente a resposta global de dutos enterrados quando adequadamente calibrados, particularmente para carregamentos monotônicos, sem ciclagem operacional, em análises preliminares ou estudos paramétricos de flambagem.

3.11.4 Considerações sobre a Escolha da Estratégia de Modelagem

A estratégia de modelagem da interação solo-estrutura adotada neste trabalho consiste na modelagem explítica do solo a partir de uma superfície analítica. A escolha dessa alternativa deve-se à sua capacidade de representar o comportamento histerético do atrito ao longo de ciclos operacionais, o que será importante para o estudo de caso analisado.

3.12 Considerações sobre Estabilização Numérica

Em análises não lineares pelo método dos elementos finitos, dificuldades de convergência podem surgir em problemas caracterizados por perda de rigidez, instabilidades estruturais, grandes deslocamentos, contato complexo ou presença de modos de corpo rígido insuficientemente restringidos. Nessas situações, o sistema de equações não lineares tende a apresentar mau condicionamento da matriz de rigidez tangente, comprometendo a eficiência e a robustez do procedimento iterativo de Newton–Raphson [76, 77].

Para contornar essas dificuldades, diferentes estratégias de regularização e estabilização numérica podem ser empregadas, incluindo métodos de controle de incremento, técnicas de comprimento de arco, regularização constitutiva e introdução de mecanismos artificiais de dissipação de energia. De forma geral, tais técnicas têm como objetivo reduzir oscilações numéricas e melhorar a estabilidade do processo iterativo sem alterar significativamente a resposta física do problema.

A necessidade de estabilização torna-se particularmente importante em análises envolvendo contato mecânico. Os processos de abertura e fechamento das interfaces de contato introduzem descontinuidades no problema não linear, podendo provocar oscilações locais, perda temporária de restrições cinemáticas e dificuldades de convergência [78]. Em problemas envolvendo grandes deslocamentos, atrito ou contato com separação, pequenas perturbações geométricas podem resultar em mudanças abruptas do estado de contato ao longo das iterações, dificultando a obtenção do equilíbrio numérico.

Nessas situações, a introdução controlada de dissipação artificial atua como um mecanismo de amortecimento numérico, reduzindo movimentos espúrios e oscilações de alta frequência associadas ao processo iterativo. Em particular, esse mecanismo auxilia na estabilização do reposicionamento iterativo das superfícies de contato e na transição sucessiva entre estados de contato aberto e fechado.

No Abaqus/Standard, a estabilização automática em análises quase-estáticas pode ser ativada por meio do comando `*STABILIZE` [42]. Embora o procedimento

permaneça formulado como uma análise estática, o algoritmo introduz forças dissipativas artificiais proporcionais às velocidades nodais incrementais, produzindo um efeito equivalente a um amortecimento viscoso artificial.

A equação de equilíbrio incremental modificada pode ser escrita como:

$$\mathbf{R}(\mathbf{u}) + \mathbf{F}_v = \mathbf{0} \tag{3-2}$$

em que $\mathbf{R}(\mathbf{u})$ representa o vetor residual associado ao desequilíbrio entre forças internas e externas, enquanto $\mathbf{F}_v$ corresponde às forças viscosas artificiais introduzidas para estabilização numérica.

No procedimento implementado pelo Abaqus/Standard, essas forças artificiais podem ser expressas genericamente por:

$$\mathbf{F}_v = c\,\mathbf{M}^*\,\dot{\mathbf{u}} \tag{3-3}$$

onde c é o coeficiente de estabilização viscoso, $\mathbf{M}^*$ representa uma matriz positiva definida construída internamente pelo algoritmo de estabilização, e $\dot{\mathbf{u}}$ corresponde ao vetor de velocidades nodais artificiais obtidas incrementalmente. Diferentemente de uma formulação dinâmica convencional, a matriz $\mathbf{M}^*$ não representa necessariamente a matriz de massa física do sistema, sendo utilizada apenas como operador numérico para introdução controlada de dissipação artificial [42].

A linearização da equação de equilíbrio conduz ao sistema tangente modificado:

$$(\mathbf{K}_T + \mathbf{K}_v)\,\Delta\mathbf{u} = -\mathbf{R} \tag{3-4}$$

onde $\mathbf{K}_T$ é a matriz de rigidez tangente convencional do problema não linear e $\mathbf{K}_v$ representa a contribuição estabilizadora associada ao amortecimento viscoso artificial. A presença desse termo adicional melhora o condicionamento numérico do sistema e reduz instabilidades locais ao longo do processo iterativo de Newton–Raphson [77].

A introdução dessas forças viscosas artificiais resulta em dissipação artificial de energia ao longo da análise. A energia dissipada pelo mecanismo de estabilização pode ser representada genericamente por:

$$E_{\text{diss}} = \int_0^t \mathbf{F}_v^T \dot{\mathbf{u}}\,dt \tag{3-5}$$

Substituindo-se a expressão das forças viscosas artificiais, obtém-se:

$$E_{\text{diss}} = \int_0^t c\,\dot{\mathbf{u}}^T \mathbf{M}^* \dot{\mathbf{u}}\,dt \tag{3-6}$$

Como a matriz $\mathbf{M}^*$ é positiva definida, o termo dissipativo permanece sempre

positivo, caracterizando um mecanismo puramente dissipativo de estabilização numérica.

No Abaqus, essa dissipação artificial é monitorada por meio de variáveis globais de energia, particularmente `ALLSD` (*Artificial Stabilization Dissipated Energy*) e `ALLIE` (*Internal Energy*) [42]. A variável `ALLSD` representa a energia dissipada pelos mecanismos artificiais de estabilização, enquanto `ALLIE` corresponde à energia interna total associada aos mecanismos físicos do modelo estrutural.

A razão entre essas duas grandezas fornece uma medida quantitativa da influência da estabilização artificial sobre a resposta estrutural, sendo frequentemente utilizada como critério de verificação da validade física da solução numérica:

$$\frac{\texttt{ALLSD}}{\texttt{ALLIE}} \ll 1 \tag{3-7}$$

Em aplicações práticas, valores inferiores a aproximadamente 5% são frequentemente considerados aceitáveis em análises quase-estáticas [42, 76]. Valores elevados dessa razão indicam que parcela significativa da resposta estrutural está sendo controlada artificialmente pelo mecanismo viscoso introduzido para estabilização, podendo resultar em alterações da trajetória de equilíbrio, da rigidez aparente da estrutura e da distribuição de tensões.

Além da verificação do valor final dessa razão, recomenda-se monitorar sua evolução ao longo da análise, uma vez que efeitos excessivos de estabilização podem ocorrer localmente em determinados incrementos, especialmente em problemas envolvendo contato com abertura e fechamento intermitente das interfaces.

3.12.1 Cálculo da Energia de Estabilização Relativa por Passo

Para avaliar de forma mais consistente a influência da estabilização artificial em cada etapa da análise, deve-se considerar que a variável `ALLSD` fornecida pelo Abaqus possui caráter acumulativo ao longo de todo o histórico de carregamento. Assim, a utilização direta de seu valor total pode mascarar a contribuição efetiva da estabilização em passos específicos da análise.

Com o objetivo de quantificar apenas a dissipação artificial associada a cada passo individual, adotou-se uma formulação incremental. Inicialmente, definiu-se o valor de referência da energia de estabilização no início do passo, denotado por $\texttt{ALLSD}(0)$. A energia de estabilização incremental associada ao passo considerado foi então calculada por:

$$\Delta\texttt{ALLSD} = \texttt{ALLSD} - \texttt{ALLSD}(0) \tag{3-8}$$

A partir dessa definição, foi introduzida a razão de energia de estabilização relativa:

$$\eta_{SD} = \frac{\texttt{ALLSD} - \texttt{ALLSD}(0)}{\texttt{ALLIE}} \tag{3-9}$$

em que `ALLIE` corresponde à energia interna total do sistema ao final do passo analisado. Essa razão adimensional representa a fração da energia artificial dissipada durante um passo específico em relação à energia interna física correspondente ao estado de equilíbrio obtido.

3.12.2 Critério de Aceitabilidade

Como critério de aceitabilidade, verificou-se que a razão de energia de estabilização relativa η_{SD} permanecesse suficientemente pequena em todos os passos analisados. De forma prática, considerou-se aceitável que:

$$\eta_{SD} \leq 2\% \text{ a } 5\% \tag{3-10}$$

valores compatíveis com recomendações amplamente adotadas em análises não lineares por elementos finitos [42, 76].

Quando essa condição é satisfeita, pode-se assumir que a estabilização atua predominantemente como um mecanismo auxiliar de convergência numérica, sem interferir de maneira significativa na resposta estrutural física do sistema. Dessa forma, garante-se que os efeitos introduzidos artificialmente pelo procedimento de estabilização permaneçam suficientemente pequenos para não comprometer a representatividade física dos resultados obtidos.

3.13 Considerações sobre Convergência Numérica no Modelo com Leito Inclinado

A modelagem numérica de dutos apoiados sobre leitos marinhos com inclinação constante apresenta desafios adicionais de convergência quando comparada a configurações com superfícies horizontais. Esses desafios estão associados, principalmente, à combinação de contato, forças normais assimétricas, redistribuição progressiva de esforços e ativação simultânea de atrito ao longo do comprimento do duto.

Durante as etapas iniciais deste estudo, verificou-se que a tentativa de apoiar diretamente um duto inicialmente horizontal sobre uma superfície de leito já inclinada resultava em convergência lenta e, em diversos casos, em divergência do *solver* estático. Tal comportamento mostrou-se particularmente crítico durante a fase de

estabelecimento inicial do contato duto–leito marinho, mesmo com o uso de incrementos pequenos e estabilização numérica.

3.13.1 Influência da Configuração PiP na Convergência

As dificuldades de convergência observadas no modelo com leito marinho inclinado são intensificadas pelo fato de o sistema analisado possuir uma configuração do tipo PiP. Nesse tipo de sistema, o solucionador numérico deve resolver simultaneamente dois problemas de contato distintos e fortemente acoplados:

- o contato entre o duto interno e o duto externo;
- o contato entre o duto externo e o leito marinho.

Esses contatos apresentam naturezas físicas diferentes e atuam em escalas distintas. Enquanto o contato entre os dutos interno e externo é caracterizado por pequenas folgas, elevada rigidez normal e comportamento predominantemente estrutural, o contato entre o duto externo e o solo envolve uma resposta fortemente influenciada pelas condições geométricas do leito e pelo atrito.

No caso específico de um leito marinho inclinado, a complexidade aumenta devido ao fato de que o peso próprio do sistema PiP gera componentes de carregamento que tendem simultaneamente a:

- promover o deslizamento relativo entre o duto interno e o duto externo;
- induzir esforços tangenciais ao longo do contato entre o duto externo e o solo;
- modificar continuamente as forças normais nos dois contatos à medida que o equilíbrio global é buscado.

Dessa forma, qualquer pequena redistribuição de forças em um dos contatos reflete-se imediatamente no outro, resultando em forte acoplamento não linear entre as duas interfaces. Esse comportamento é particularmente crítico durante os incrementos iniciais de carregamento, nos quais o sistema ainda não atingiu um estado estável de contato.

Quando o duto é apoiado diretamente sobre um leito já inclinado desde o início da análise, o solucionador precisa lidar simultaneamente com:

- estabelecimento inicial do contato PiP;
- estabelecimento do contato solo–duto com forças normais assimétricas;
- ativação imediata de forças tangenciais em ambos os contatos.

Essa combinação resulta em um elevado grau de não linearidade geométrica e de contato logo nos primeiros incrementos, o que explica a convergência lenta ou a divergência observada em diversas tentativas de solução.

Adicionalmente, foi avaliada uma terceira alternativa de modelagem, na qual a geometria inicial do duto era definida já inclinada, isto é, paralela ao leito marinho inclinado desde o início da análise. Essa abordagem buscou eliminar, a priori, a incompatibilidade geométrica entre o eixo do duto e a superfície do solo, reduzindo teoricamente os efeitos de assimetria inicial no contato.

Entretanto, verificou-se que essa configuração apresentava as mesmas dificuldades de convergência observadas no caso em que o duto inicialmente horizontal era apoiado diretamente sobre um leito inclinado. Em particular, os problemas persistiam durante os incrementos iniciais de aplicação do peso próprio, com convergência lenta e frequentes falhas do solucionador.

Esse comportamento indica que a origem das dificuldades de convergência não está associada apenas à orientação relativa inicial entre o duto e o leito marinho, mas sim à combinação de:

- múltiplos contatos fortemente acoplados inerentes à configuração PiP;
- ativação simultânea de forças normais e tangenciais no contato solo–duto em uma superfície inclinada;
- redistribuição contínua de esforços entre o duto interno, o duto externo e o leito marinho durante a busca do equilíbrio.

Assim, a simples inclinação prévia da geometria do duto não foi suficiente para mitigar os problemas numéricos observados. Esses resultados reforçam a necessidade da estratégia adotada neste trabalho, na qual o contato é inicialmente estabelecido em um leito horizontal antes da introdução gradual da inclinação através da rotação do solo em torno de sua origem, de modo a estabilizar o estado de contato do sistema PiP previamente à aplicação das assimetrias geométricas.

A estratégia adotada neste trabalho, baseada no estabelecimento inicial do contato com o leito horizontal, seguido da rotação gradual do solo, mostrou-se particularmente eficaz para modelos PiP, pois permite que o contato interno e externo seja estabilizado previamente, antes da introdução das assimetrias associadas à inclinação do leito marinho.

3.13.2 Estratégia Numérica Adotada

Após a realização de diversos testes exploratórios, foi adotada uma estratégia alternativa para contornar as dificuldades de convergência observadas. Essa estratégia consiste em decompor o problema físico em duas fases numericamente mais estáveis:

1. inicialmente, o peso próprio do duto é aplicado com o leito marinho completamente horizontal, permitindo o estabelecimento progressivo e robusto do contato solo–duto;

2. em seguida, uma rotação imposta é aplicada à superfície do leito marinho, ajustando-a gradualmente até a inclinação desejada.

Essa abordagem está representada na sequência de passos do modelo, na qual o contato duto–leito é ativado e estabilizado antes da introdução da inclinação do seabed. A rotação da superfície é aplicada por meio de deslocamentos prescritos no ponto de referência do leito marinho, mantendo a consistência cinemática do sistema.

3.13.3 Justificativa Física e Numérica

Do ponto de vista numérico, essa estratégia reduz significativamente o grau de não linearidade presente nos incrementos iniciais da análise, uma vez que:

- o contato entre os dutos externo e interno é estabelecido sob condições simétricas e estáveis;
- as forças normais de contato são inicialmente uniformes;
- o efeito da inclinação é introduzido de forma controlada após o sistema já se encontrar em equilíbrio.

Do ponto de vista físico, a rotação do leito marinho após o estabelecimento do contato é equivalente a uma mudança gradual da orientação gravitacional relativa ao duto, não alterando o estado final de equilíbrio estático, desde que o processo seja conduzido de forma quasi-estática.

3.13.4 Verificação da Validade da Abordagem

Com o objetivo de verificar a validade da solução adotada, os resultados obtidos com essa estratégia foram comparados com aqueles provenientes de um modelo alternativo, no qual o duto inicialmente horizontal era apoiado diretamente sobre um leito já inclinado, apesar da convergência lenta.

As comparações realizadas mostraram que os resultados finais de deslocamento axial e força axial efetiva ao lançamento eram praticamente idênticos entre as duas abordagens, dentro da precisão numérica esperada, conforme ilustrado nas Figuras 3.4 e 3.5, respectivamente. Essa equivalência confirma que o artifício numérico adotado não altera a resposta física do problema, mas atua exclusivamente como um facilitador de convergência.

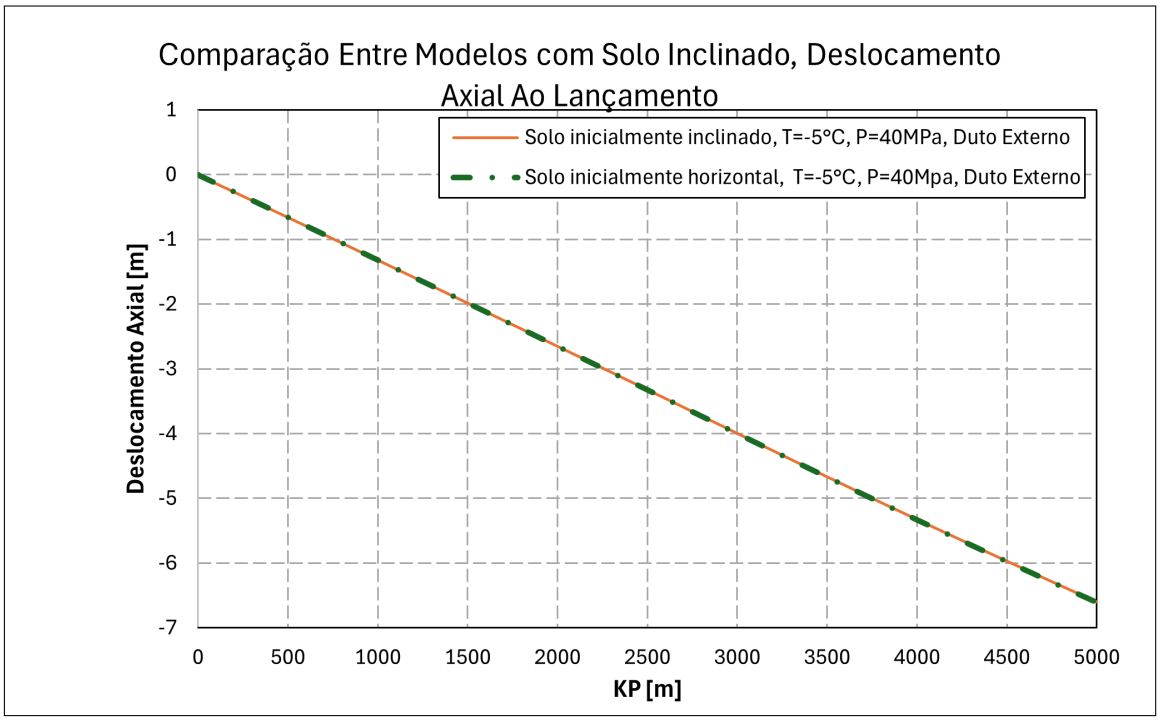


Figura 3.4: Comparaçao entre Modelos com e sem Inclinação – Deslocamento Axial

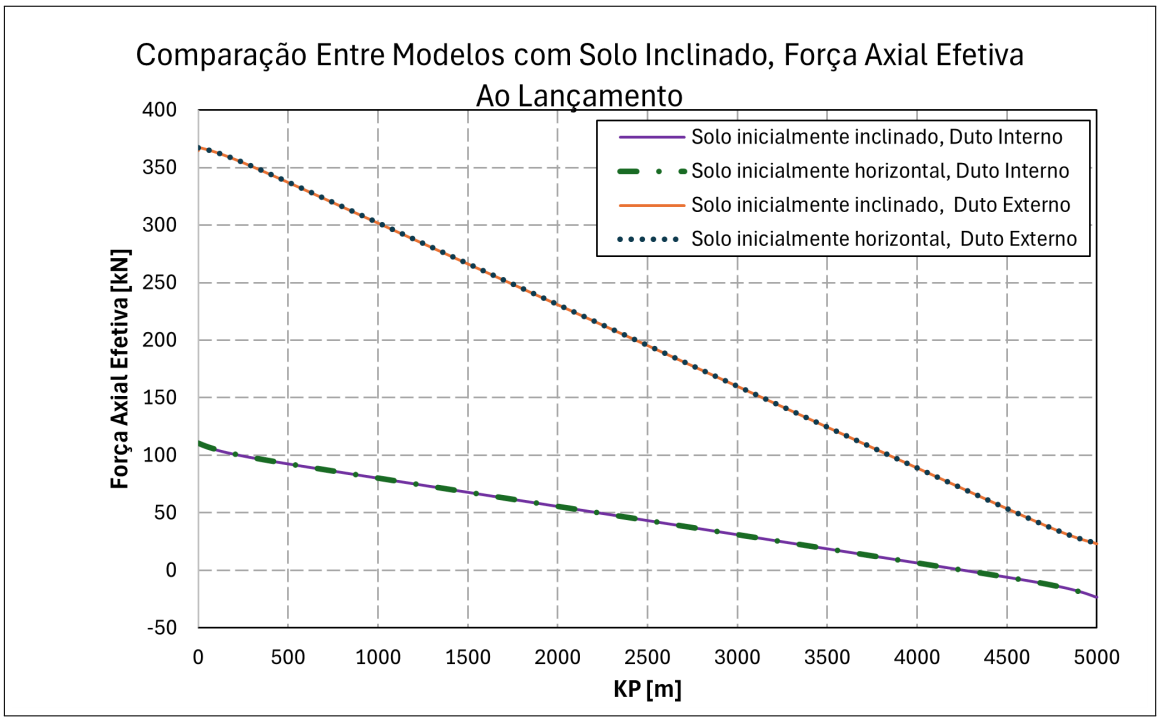


Figura 3.5: Comparaçao entre Modelos com e sem Inclinação – Força Axial Efetiva

Capítulo 4

Estudo de Caso

4.1 Objetivo

O objetivo deste estudo é analisar o comportamento estrutural de um duto submarino PiP, destinado ao transporte e *offloading* de fluidos criogênicos entre o continente e o ambiente marítimo.

Este estudo visa analisar diferentes opções de materiais e configurações estruturais, com o objetivo de investigar a suscetibilidade a fenômenos como flambagem lateral e *pipeline walking*, de modo a garantir a integridade e a segurança do sistema.

4.2 Cálculo Hidráulico Preliminar

Esta seção apresenta uma avaliação preliminar dos requisitos de pressão para a transferência de líquidos criogênicos, hidrogênio líquido (LH_2) e amônia líquida (NH_3), de uma unidade de produção em terra para um ponto de carregamento *offshore*. Assume-se que a instalação de produção esteja localizada aproximadamente a 1 km do litoral, seguida por mais 5 km de duto submarino até o PLET *offshore*, resultando em um comprimento total de duto de 6 km. A declividade do leito marinho é considerada aproximadamente igual a 1%, e a coluna vertical de líquido que deve ser vencida no PLET inclui de forma conservadora tanto a profundidade local da água quanto a altura interna dos tanques de carga do navio, assumida como 40 m acima da linha d'água. Assim, a coluna vertical total que o fluido deve vencer desde o PLET até o topo dos tanques de carga do navio é dada por $H_{tot} = H_{mar} + H_{tanque}$; $H_{tot} \approx 90\ m$. As perdas de carga por atrito no duto são calculadas utilizando a Equação de Darcy–Weisbach:

$$\Delta P_f = f \cdot \frac{L}{D} \cdot \frac{\rho v^2}{2} \tag{4-1}$$

onde:

- f = fator de atrito de Darcy (assumido $f \approx 0,02$ para regime turbulento),
- L = comprimento do duto,
- D = diâmetro interno,
- ρ = massa específica do fluido,
- v = velocidade média do escoamento.

A pressão hidrostática associada à coluna vertical é dada por:

$$\Delta P_{coluna} = \rho \cdot g \cdot h \tag{4-2}$$

Ao se adotar como referência a capacidade dos maiores navios transportadores de hidrogênio liquefeito (LH_2) atualmente em desenvolvimento, em particular o conceito de embarcação em larga escala com volume total de 160.000 m^3, observa-se uma sensibilidade significativa do tempo de carregamento em relação à velocidade de escoamento na linha de transferência. Considerando um duto com diâmetro interno de 200 mm e a relação de vazão volumétrica $Q = v \cdot A$, velocidades de 2 m/s e 10 m/s resultam em vazões da ordem de $Q \approx 226$ m^3/h e $Q \approx 1130$ m^3/h, respectivamente.

Essas vazões implicam tempos totais de carregamento de aproximadamente 708 h ($\sim$ 29 dias) para $v = 2$ m/s e 142 h ($\sim$ 6 dias) para $v = 10$ m/s. A redução expressiva do tempo operacional associada ao aumento da velocidade evidencia um *trade-off* clássico de projeto: ganhos em produtividade e redução do tempo de estadia do navio ocorrem à custa de perdas de carga significativamente maiores. Como consequência direta, o sistema de transferência é deslocado para regimes de operação em alta pressão, com impactos relevantes no dimensionamento hidráulico, na especificação dos sistemas de bombeamento e nos requisitos estruturais e de integridade do duto.

Para um duto com comprimento total de 6 km, diâmetro interno $D = 0,2$ m e fator de atrito $f \approx 0,02$, as perdas de carga por atrito foram estimadas para velocidades representativas de 2 m/s e 10 m/s. Considerando as propriedades apresentadas na Tabela 4.1, os resultados obtidos são apresentados na Tabela 4.2.

Tabela 4.1: Propriedades dos Fluidos Criogênicos

Fluido	**Massa Específica (kg/m^3)**	**Viscosidade (mPa·s)**
Hidrogênio líquido (LH_2)	70	0,013
Amônia líquida (NH_3)	682	0,25

Esses resultados confirmam que a amônia, em função de sua densidade significativamente mais elevada, apresenta perdas de carga por atrito muito superiores às do hidrogênio. Para uma velocidade de 10 m/s, a queda de pressão associada ao

Tabela 4.2: Perdas de Carga por Atrito

Fluido	**Velocidade (m/s)**	ΔP_f **(MPa)**	**Número de Reynolds**
LH_2	2	0,084	$1,1 \times 10^5$
LH_2	10	2,10	$5,6 \times 10^5$
NH_3	2	0,82	$1,1 \times 10^6$
NH_3	10	20,5	$5,5 \times 10^6$

escoamento de amônia excede 20 MPa. As perdas de pressão hidrostática associadas à coluna vertical total H_{tot} são dadas por $\Delta P_{h,\text{LH}_2} = \rho_{\text{LH}_2} \cdot g \cdot H_{\text{tot}} \approx 0{,}062$ MPa e $\Delta P_{h,\text{NH}_3} \approx 0{,}60$ MPa.

Para uma operação em regime totalmente turbulento e com alta vazão utilizando amônia, o requisito representativo de pressão total de operação pode ser estimado como

$$P_{\text{requerida}} = \Delta P_f + \Delta P_h + \Delta P_{\text{manifold}} \approx 23 \text{ MPa}. \tag{4-3}$$

Uma vez que as perdas por atrito escalam com o quadrado da velocidade, isto é, $\Delta P_f \propto v^2$, o simples aumento da velocidade por um fator dois resulta, aproximadamente, na quadruplicação de ΔP_f, elevando rapidamente a pressão requerida para valores da ordem de dezenas de MPa em operações de carregamento de alta capacidade.

A prática industrial usual estabelece que a pressão de teste hidrostático seja de até duas vezes a pressão máxima de operação. Assim, para um sistema que requer pressões da ordem de 20–25 MPa durante operações de carregamento em alta vazão, a pressão correspondente de teste hidrostático é estimada como

$$P_{\text{teste}} \approx 2 \times P_{\text{requerida}} \approx 50 \text{ MPa}. \tag{4-4}$$

Esse valor é adotado ao longo dos cálculos como uma condição de carregamento intermitente e dependente do ciclo, associada à alternância entre as operações de carregamento e descarregamento das embarcações.

4.3 Dados de Entrada

As propriedades físicas e mecânicas do duto são apresentadas na Tabela 4.3, enquanto os dados de interação solo–duto estão descritos na Tabela 4.4.

A Figura 4.1 ilustra a configuração do sistema PiP a ser modelado. O duto interno é concêntrico em relação ao duto externo, sendo ambos mantidos alinhados por uma série de centralizadores. Cada centralizador é fixado ao duto interno, permitindo

Tabela 4.3: Propriedades dos Dutos

	Duto Interno	**Duto Externo**
Diâmetro Externo [mm]	298,5	394,0
Espessura de Parede [mm]	14,3	20,5
Módulo de Elasticidade [GPa]	207	207
Coeficiente de Poisson [-]	0,3	0,3
Densidade [kg/m^3]	7850	7850
Coeficiente de Expansão Térmica a 20°C [°C^{-1}]	$1{,}17\times10^{-5}$	$1{,}17\times10^{-5}$
Atrito entre os Dutos [-]	0,3	

Tabela 4.4: Propriedades de Interação Solo–Duto

Parâmetro	**Valor**
Coeficiente de Atrito Solo–Duto Axial (μ_{ax}) [-]	0,264
Coeficiente de Atrito Solo–Duto Lateral (μ_{lat}) [-]	0,5

que o conjunto (duto interno + centralizador) se mova livremente dentro do duto externo. A transferência de forças ocorre por meio do contato entre o centralizador e a parede interna do duto externo.

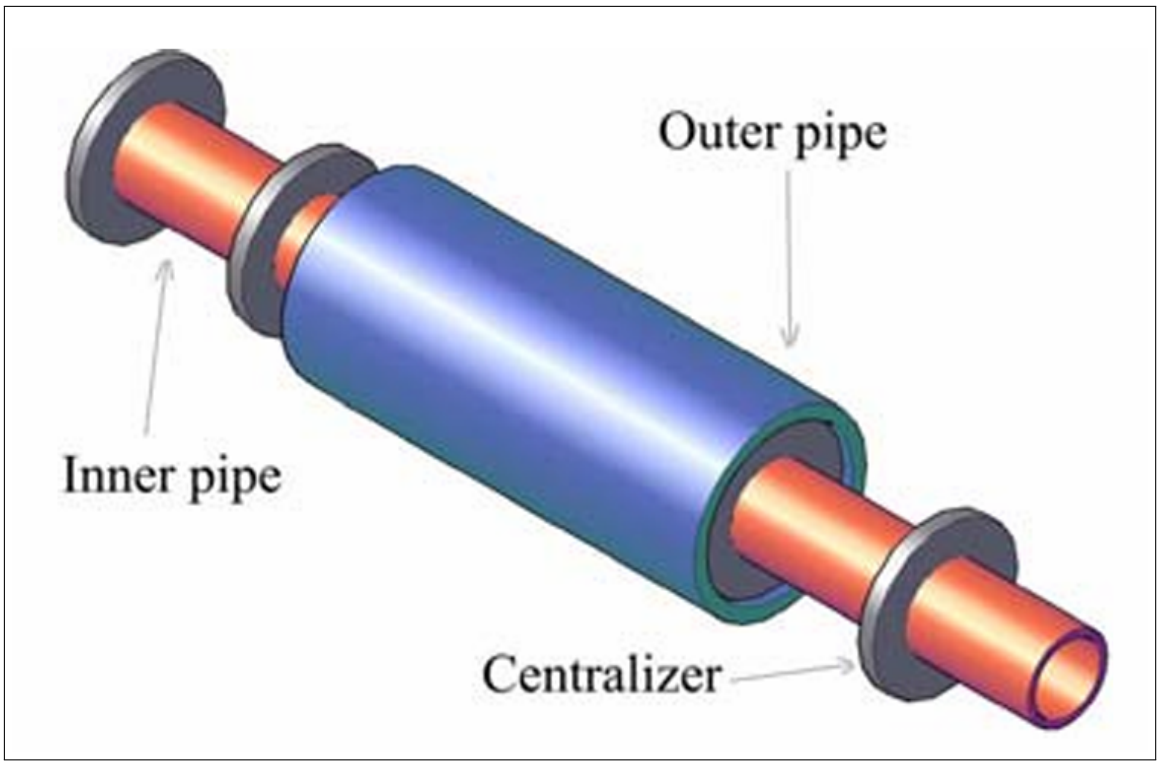


Figura 4.1: Sistema PiP [35]

As condições de contorno do modelo são definidas de forma que o duto permaneça completamente restrito nos seis graus de liberdade em sua extremidade ancorada, correspondente ao lado praia. Por outro lado, a extremidade voltada para o mar é mantida livre para permitir expansão ou contração axial, conforme ilustrado na Figura 4.2. Essa configuração representa uma condição de simetria ou simula um cenário típico de duto de *offload*, em que a extremidade em terra está fixada por meio de um bloco de travamento, enquanto a extremidade apoiada no leito marinho está conectada a uma estrutura submarina que admite certo grau de deslocamento axial, como um PLET.

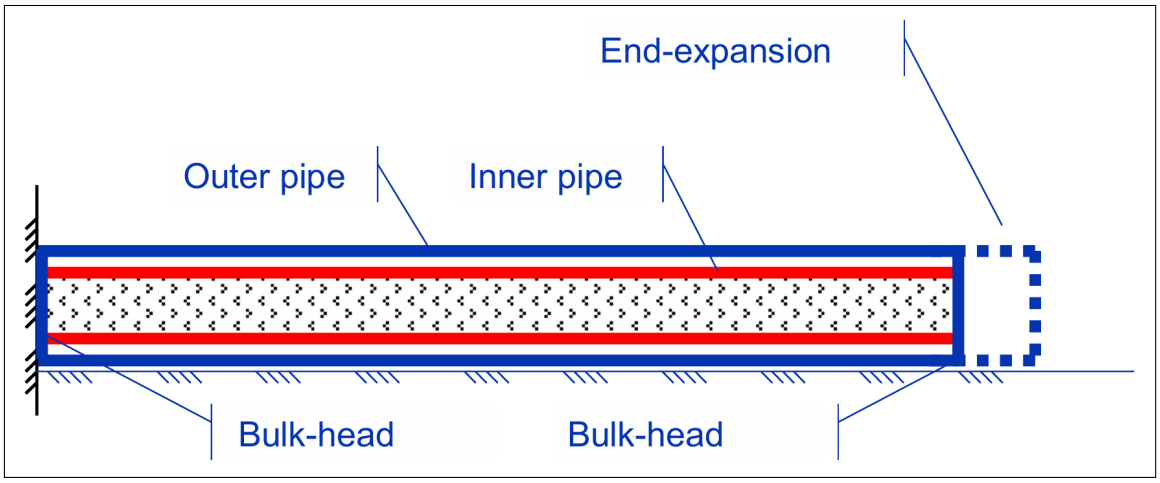


Figura 4.2: Condições de Contorno do PiP [33]

Carregamentos de peso próprio, pressão interna e variações de temperatura são aplicados ao sistema com o objetivo de simular condições de operação em regime permanente, bem como eventos de parada e repartida do sistema, caracterizados por carregamentos cíclicos.

O leito marinho é modelado como uma superfície analítica, e a interação entre o solo e o duto é representada por um modelo de Coulomb, que considera um fator de atrito e uma distância de mobilização associada às direções axial e lateral.

Neste estudo, a interação solo–duto é definida nas direções axial e lateral do duto. Adota-se um modelo de resistência do solo bilinear para simular ambas as direções, conforme ilustrado na Figura 4.3. As forças H e V representam, respectivamente, a força resistente do solo e o peso submerso. u representa o deslocamento do duto. A relação entre H e V pode ser expressa pela Equação 4-5. O deslocamento de *breakout*, representado por u_{bk}, corresponde ao deslocamento necessário para atingir a resistência máxima do solo. Para o modelo lateral, assume-se u_{bk} igual a 10% do diâmetro externo do duto (0,1×OD), enquanto para o modelo axial, considera-se 1% do diâmetro ou 0,005 m.

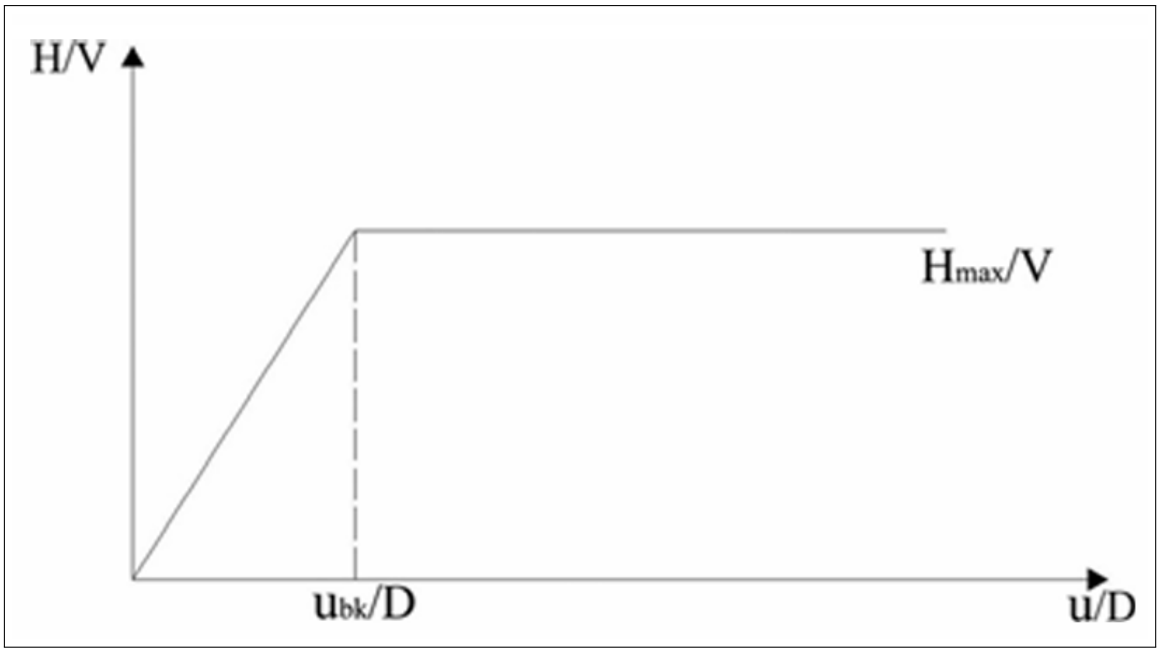


Figura 4.3: Modelo de Resistência Bi-Linear do Solo [35]

$$\frac{H}{V} = \mu \tag{4-5}$$

Ressalta-se que os materiais adotados para representar os dutos interno e externo no modelo numérico consideram comportamento estritamente linear-elástico, não sendo contemplados efeitos de plastificação. Tal simplificação é justificada pelo caráter acadêmico do estudo e pelo seu objetivo principal, que se concentra na investigação dos mecanismos de *pipeline walking*, e não na resposta material pós-escoamento. Além disso, o método de instalação compatível com a configuração analisada, como o S-Lay, não induz deformações plásticas significativas durante o lançamento, ao contrário de técnicas como o *Reel*-Lay, nas quais o material é submetido a escoamento pronunciado. Destaca-se ainda que a consideração de um modelo elastoplástico para o aço teria impacto limitado nos resultados apresentados, restringindo-se essencialmente à possível previsão de deformações permanentes em regiões localizadas de flambagem. Dessa forma, entende-se que a hipótese de comportamento linear-elástico é adequada para os fins deste trabalho, sobretudo considerando que a não linearidade mais relevante para o fenômeno investigado é devidamente capturada pela modelagem do solo.

4.4 Validação do Modelo

Devido à escassez de estudos sobre dutos submarinos PiP criogênicos, o modelo em elementos finitos foi desenvolvido a partir da reprodução dos resultados de estudos

existentes sobre dutos PiP aquecidos.

4.4.1 Validação a partir do Modelo de Wang et al. [35]

Inicialmente, busca-se reproduzir os resultados de Wang et al. [35], em que um duto PiP com uma imperfeição inicial é aquecido até que se observe a flambagem global do duto.

A imperfeição é introduzida no sistema através da modificação das coordenadas dos nós do duto, sendo l_0 e h_0 o comprimento e a amplitude da imperfeição, respectivamente. Neste estudo, adota-se uma imperfeição senoidal, conforme mostrado na Figura 4.4, em conformidade com abordagens amplamente utilizadas na literatura especializada para representar imperfeições iniciais em dutos. Assume-se que a deformação inicial do duto é descrita pela Equação 4-6.

$$h = h_0 sen\left[\frac{\pi(l + l_0/2)}{l_0}\right] \tag{4-6}$$

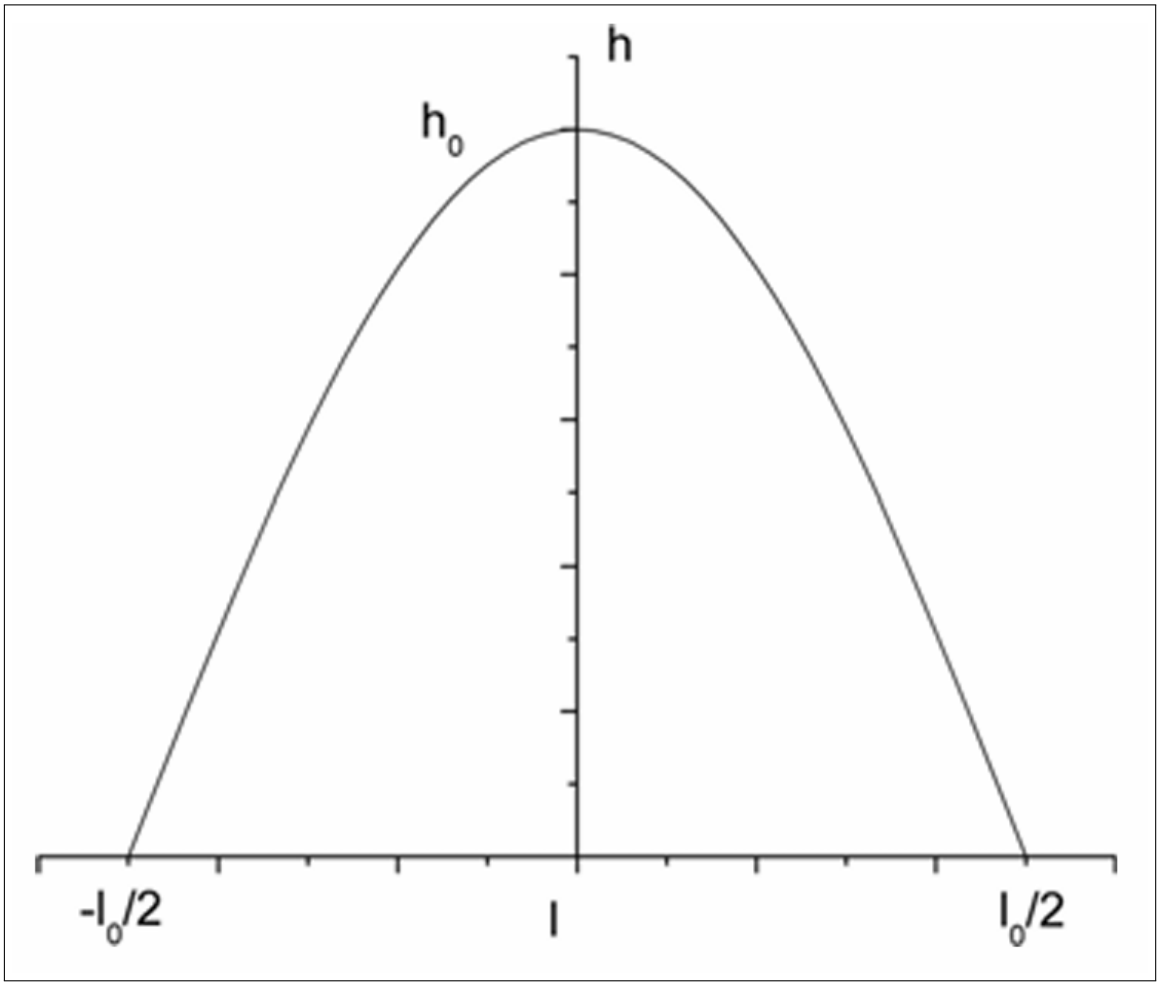


Figura 4.4: Imperfeição do PiP [35]

O comprimento do duto é determinado de modo que o efeito da flambagem

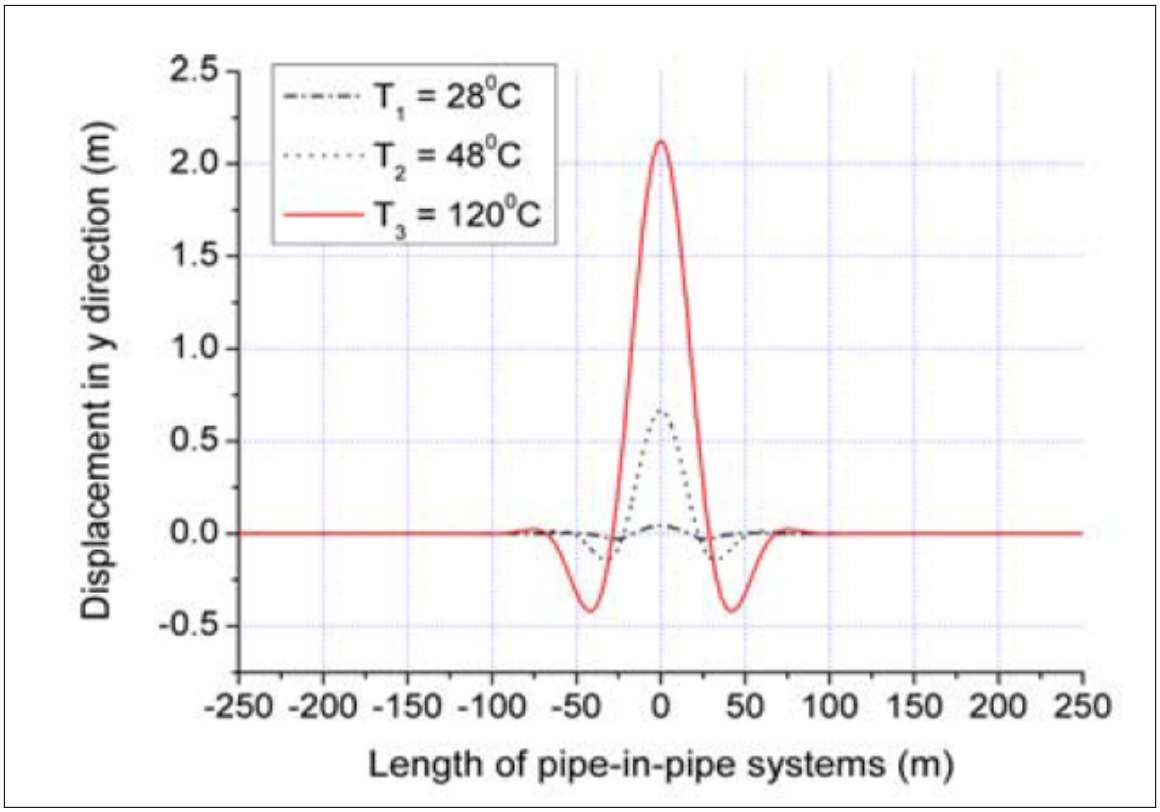
lateral ocorra apenas numa região localizada, sem ser influenciado pelas condições de contorno nas extremidades.

Ambas as extremidades do duto são fixadas, e o duto externo é restrito na direção vertical.

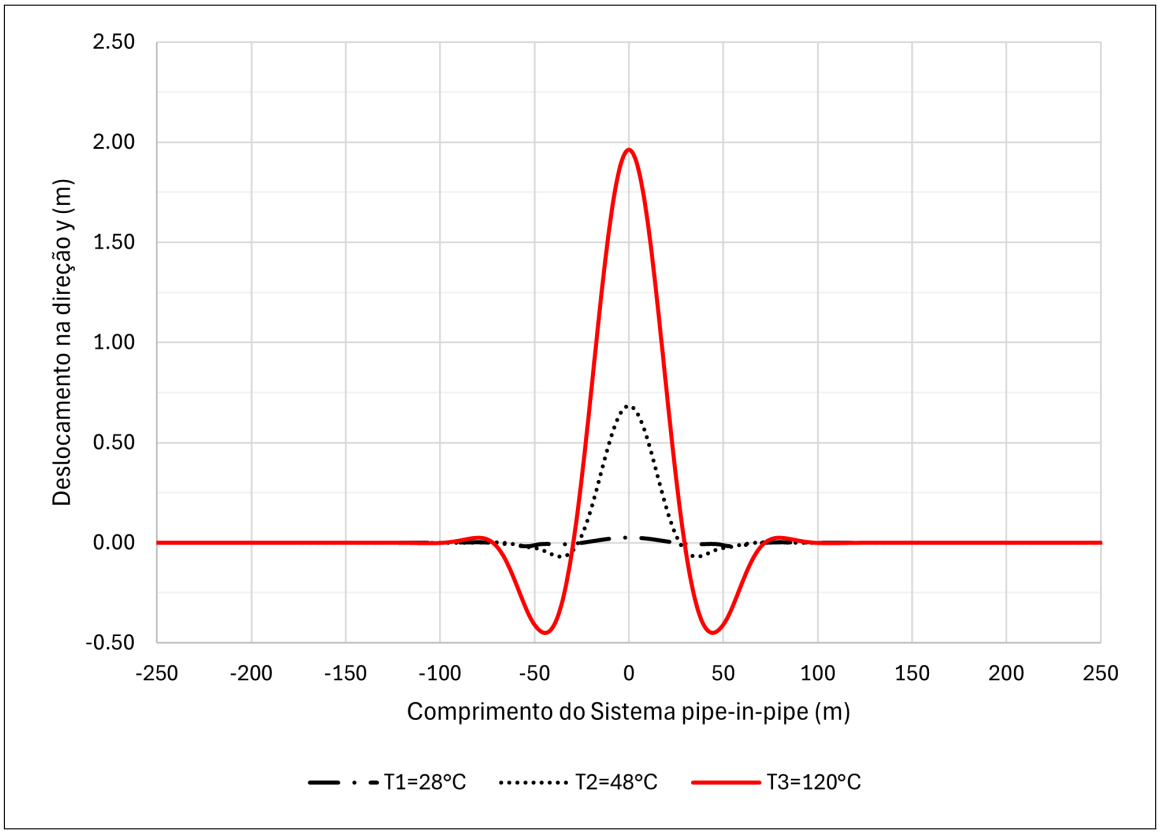
Inicialmente, aplica-se ao duto interno um carregamento linear na direção vertical de 900 N/m, correspondente ao seu peso próprio. Em seguida, é aplicado um campo uniforme de temperatura de 120°C ao duto interno, com o objetivo de simular seu aquecimento.

A flambagem lateral em sistemas PiP é um problema não linear, localizado e instável, especialmente em sistemas com imperfeições iniciais e carregamentos térmicos, o que pode gerar redistribuição de energia de deformação. Em problemas com instabilidades, como flambagem ou contato com atrito, o método de Newton-Raphson pode falhar em convergir, especialmente se houver mudanças abruptas na rigidez ou perda de contato [35]. Para contornar essas limitações numéricas, é prática comum empregar estratégias como análise dinâmica implícita ou o uso de amortecimento artificial. No contexto do Abaqus, a funcionalidade *automatic stabilization* introduz uma força virtual viscosa proporcional à velocidade nodal, que atua como um mecanismo externo para suavizar a resposta do sistema e evitar saltos abruptos no caminho de equilíbrio. Embora o termo "amortecimento" possa sugerir um modelo físico, neste caso ele é aplicado como uma técnica numérica para garantir a estabilidade da solução em análises estáticas com comportamento instável. O Abaqus ajusta o fator de estabilização com base na energia dissipada, permitindo que a análise prossiga mesmo em regiões críticas do comportamento estrutural.

A comparação dos resultados obtidos durante a validação do modelo apresenta boa concordância com os resultados publicados por Wang et al. [35], conforme ilustrado nos perfis de flambagem na Figura 4.5.



(a) Pefil de Flambagem Lateral do PiP [35]



(b) Pefil de Flambagem Lateral do PiP no Modelo de Validação

Figura 4.5: Comparação entre os Perfis de Flambagem Lateral

4.4.2 Revalidação a partir do Modelo de Goplen et al. [33]

Esta etapa tem como objetivo validar o comportamento da força axial efetiva no sistema, com base no trabalho de Goplen et al. [33].

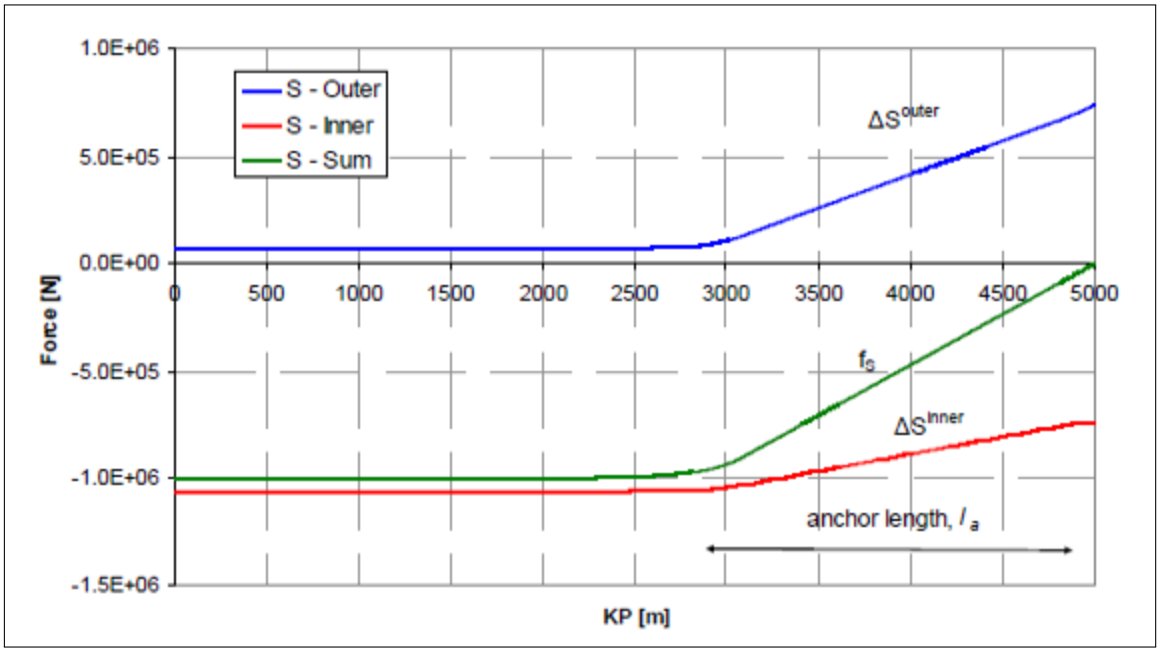
Inicialmente, compara-se a força axial efetiva sob a condição totalmente restrita. Esse parâmetro pode ser obtido por meio de simulação numérica, modelando um duto perfeitamente retilíneo e suficientemente longo para atingir o comprimento de ancoragem. Os resultados do modelo são comparados com a Equação 2-26 [12].

O estudo do autor avalia, conforme apresentado na Seção 2.12, o comprimento de ancoragem dos dutos de um sistema PiP. Dependendo da relação entre o atrito duto-duto e o atrito solo–duto, o duto interno pode deslizar em relação ao externo, ou ambos podem se comportar como uma única estrutura, sem movimento relativo entre eles. Os resultados são apresentados na Figura 4.6.

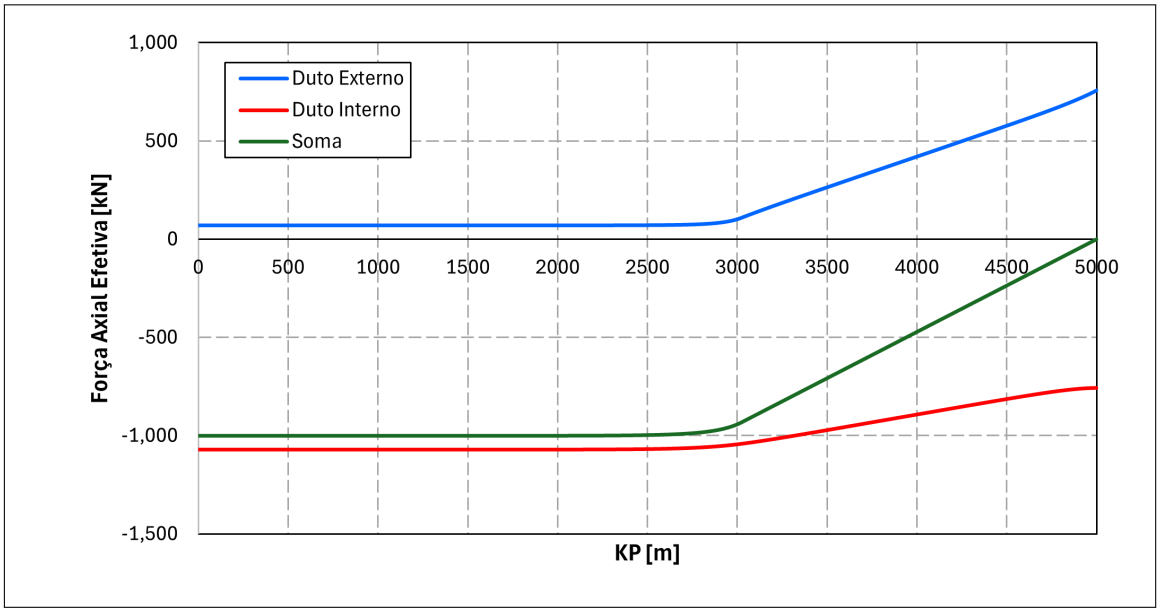
Compara-se o valor da força axial efetiva totalmente restrita com a equação 2-26. Os dados de entrada e os resultados são resumidos na Tabela 4.5.

Tabela 4.5: Força Totalmente Restrita – Duto Perfeitamente Retilíneo – Caso de Validação

Parâmetro	**Duto Interno**	**Duto Externo**
H [kN]	0	0
Δp_i [MPa]	40,3	0
Δp_e [MPa]	0	1,44
A_s [m^2]	0,0127	0,0241
A_i [m^2]	0,0573	0,0979
A_e [m^2]	0,0700	0,1219
E [GPa]	199	207
α [°C^{-1}]	$1{,}17 \times 10^{-5}$	$1{,}17 \times 10^{-5}$
ΔT [°C]	5	0
$\boldsymbol{S_0}$ (Modelo) [kN]	**-1070,9**	**70,2**
$\boldsymbol{S_0}$ (Analítico) [kN]	**-1071,1**	**70,2**



(a) Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP [33]



(b) Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP no Modelo de Validação

Figura 4.6: Comparação entre os Perfis de Força Axial Efetiva

4.5 Modelo Retilíneo com Temperaturas Criogênicas

Assume-se que o modelo está devidamente calibrado e pode ser corretamente expandido para análises em temperaturas criogênicas, mesmo diante da escassez ou inexistência de referências específicas na literatura. Parte-se do pressuposto de que os fenômenos físicos observados são, de alguma forma, reproduzíveis por meio dos modelos numéricos validados, os quais abrangem os limites atuais do conhecimento da engenharia sobre o tema.

As condições de contorno são mantidas de modo a representar um duto de *offloading*, conforme ilustrado na Figura 4.7.

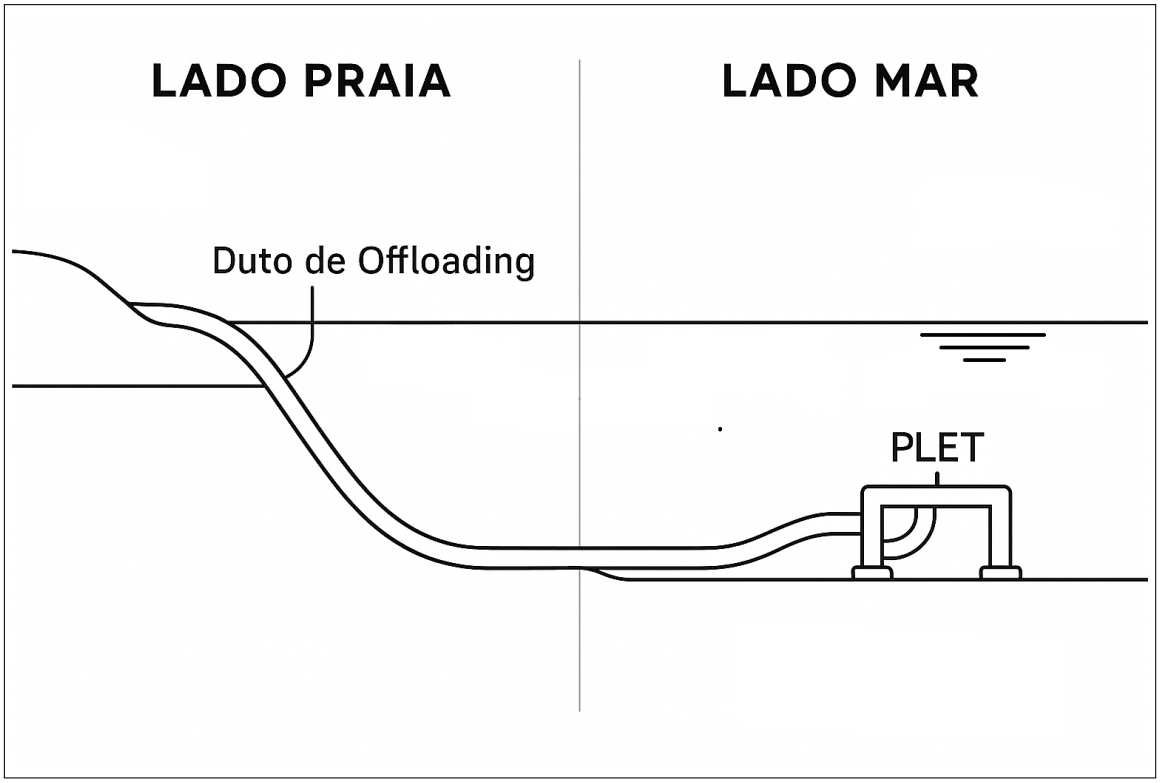


Figura 4.7: Diagrama Esquemático do Sistema PiP

A Figura 4.8 apresenta os perfis de força axial efetiva para um caso em que o duto interno é resfriado até -40°C, enquanto a Figura 4.9 ilustra o caso de resfriamento a -253°C. A Tabela 4.6 mostra a comparação entre a força axial efetiva totalmente restrita obtida por meio do modelo de elementos finitos e aquela calculada pela formulação analítica.

Observa-se que, no caso de -40°C, o duto atinge a condição de força totalmente restrita, e o valor obtido numericamente aproxima-se do valor analítico, com uma discrepância relativa menor que 2%. No caso de -253°C, o comprimento do duto é inferior ao comprimento de ancoragem necessário para que a linha atinja a força

axial efetiva totalmente restrita.

Nota-se que o duto interno apresenta um elevado nível de tração efetiva ($>$ 5000 kN), enquanto o duto externo apresenta um elevado nível de compressão efetiva (< -2500 kN).

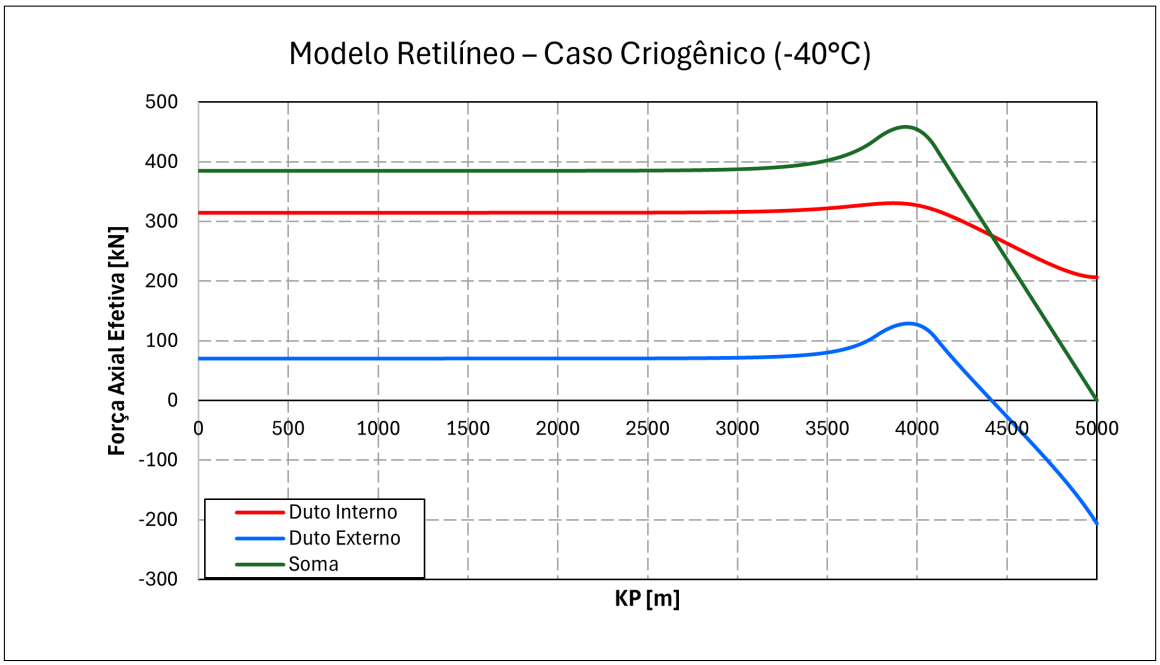


Figura 4.8: Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP - Caso Criogênico (-40°C)

Tabela 4.6: Força Totalmente Restrita – Modelo Retilíneo com Temperaturas Criogênicas

	$T = -40\,^{\circ}\mathrm{C}$		$T = -253\,^{\circ}\mathrm{C}$	
Duto	**Interno**	**Externo**	**Interno**	**Externo**
S_0 (Modelo) [kN]	314,6	70,2	5292	-2887
S_0 (Analítico) [kN]	309,8	70,2	6874	70,2

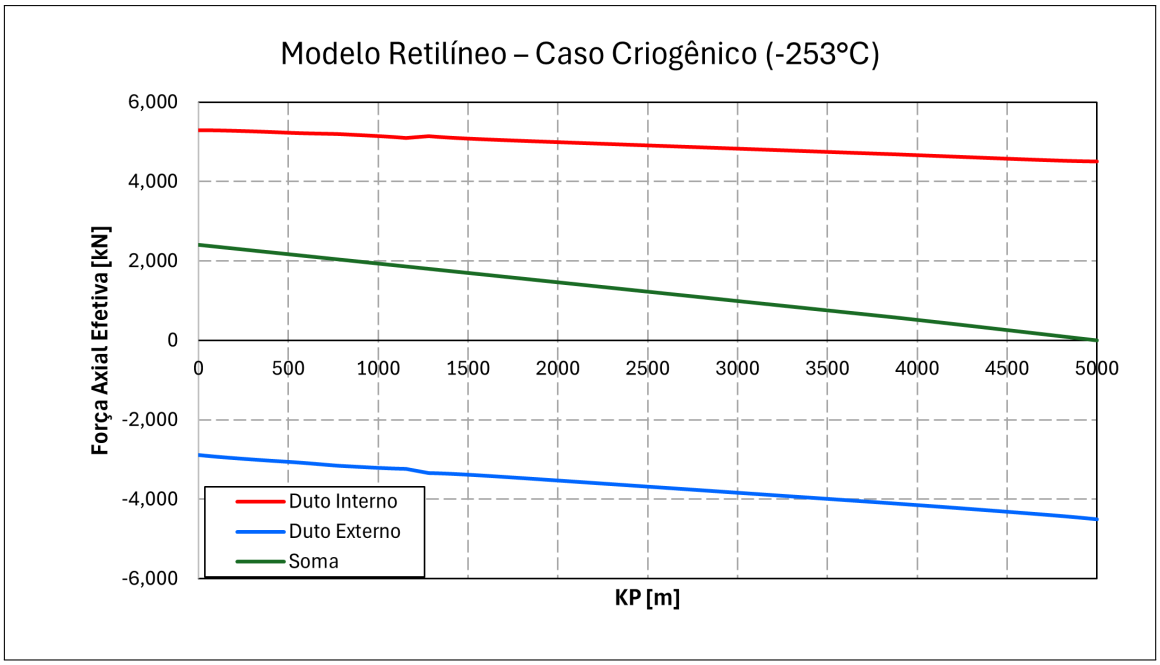


Figura 4.9: Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP - Caso Criogênico (-253°C)

4.6 Estudo do Efeito de *Bulkheads* Intermediários

O efeito da inclusão de *bulkheads* intermediários a cada quilômetro é analisado. Os resultados comparativos para os dutos interno e externo são apresentados na Figura 4.10 e na Figura 4.11, respectivamente. Observa-se que a presença de *bulkheads* intermediários ao longo do comprimento da linha reduz a tração no duto interno e aumenta a compressão no duto externo. Esses resultados estão em concordância com as conclusões apresentada por Wang et al. [40], conforme apresentado na Subseção 2.7.2, onde, para dutos aquecidos, observa-se o comportamento inverso: a tração no duto externo tende a diminuir, enquanto a compressão no duto interno tende a aumentar.

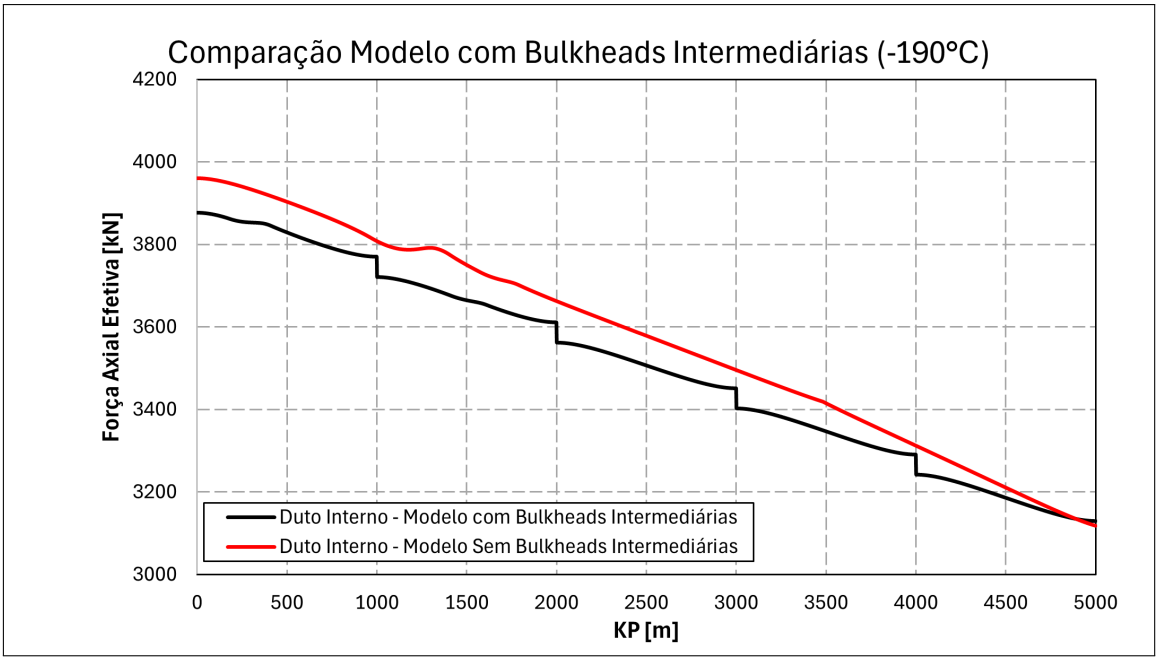


Figura 4.10: Distribuição de Força Axial Efetiva no Duto Interno do PiP com e sem *Bulkheads* Intermediários

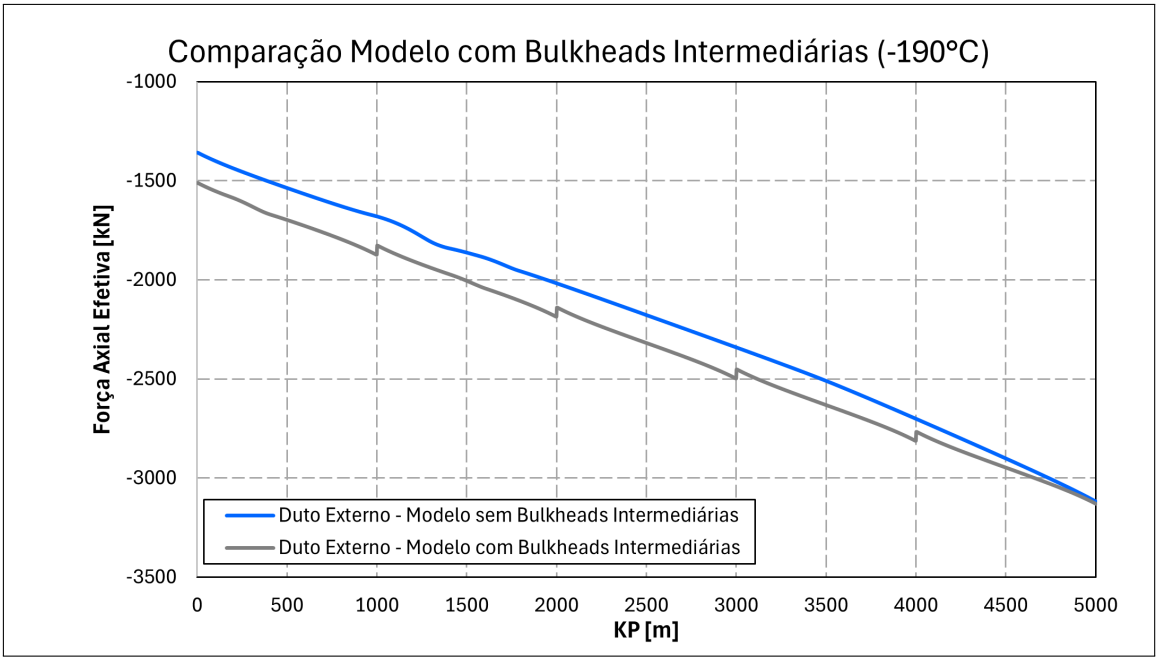


Figura 4.11: Distribuição de Força Axial Efetiva no Duto Externo do PiP com e sem *Bulkheads* Intermediários

4.7 Estudo do Efeito do Invar no Duto Interno

Devido às baixas temperaturas associadas ao transporte de amônia e hidrogênio, estuda-se a adoção do Invar como material para o duto interno. As propriedades adotadas do Invar estão resumidas na Tabela 4.7. Observa-se que a influência da temperatura no desenvolvimento da força axial torna-se significativamente menor,

uma vez que seu coeficiente de expansão térmica é aproximadamente dez vezes inferior ao do aço carbono. Consequentemente, sob elevados níveis de pressão interna, o duto interno pode estar sujeito a cargas compressivas mesmo quando submetido a temperaturas negativas, como ilustrado nos exemplos apresentados na Figura 4.12 e na Figura 4.13. Nota-se que, mesmo a -253 °C, o duto interno permanece sob compressão, o que evidencia uma influência reduzida da temperatura em comparação ao efeito da pressão.

Tabela 4.7: Propriedades Mecânicas do Invar

Parâmetro	**Valor**
Módulo de Elasticidade [GPa]	135
Coeficiente de Poisson [-]	0,3
Massa Específica [kg/m^3]	8100
Coeficiente de Expansão Térmica a 20°C [°C^{-1}]	$1{,}0 \times 10^{-6}$

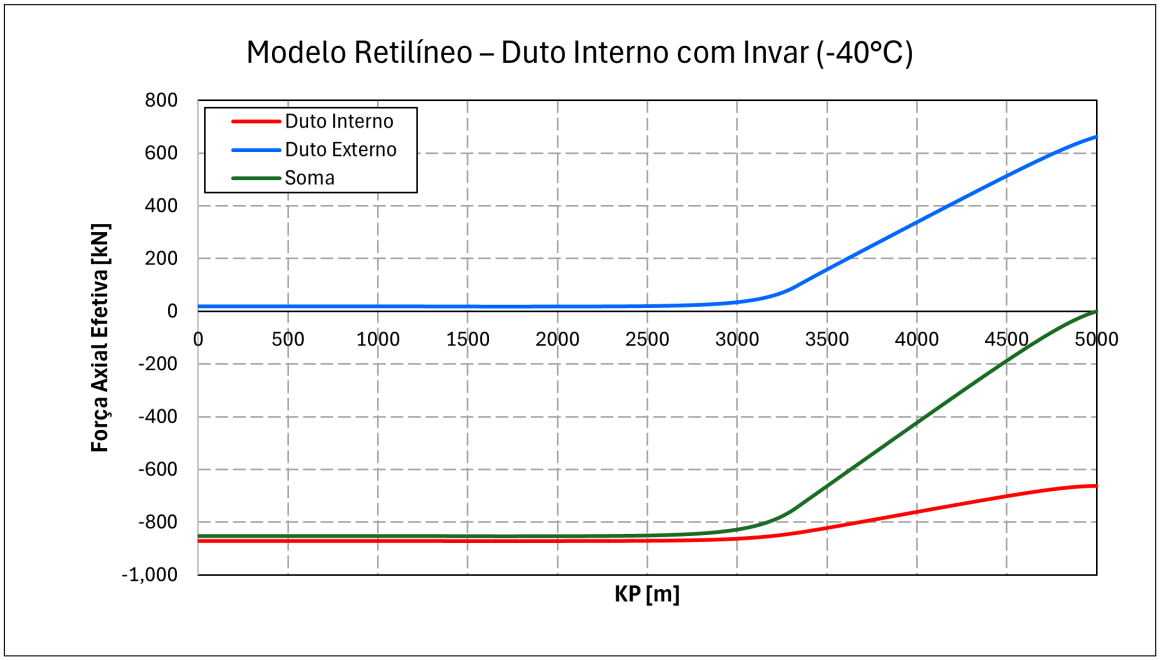


Figura 4.12: Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP – Modelo Retilíneo com Invar (-40 °C)

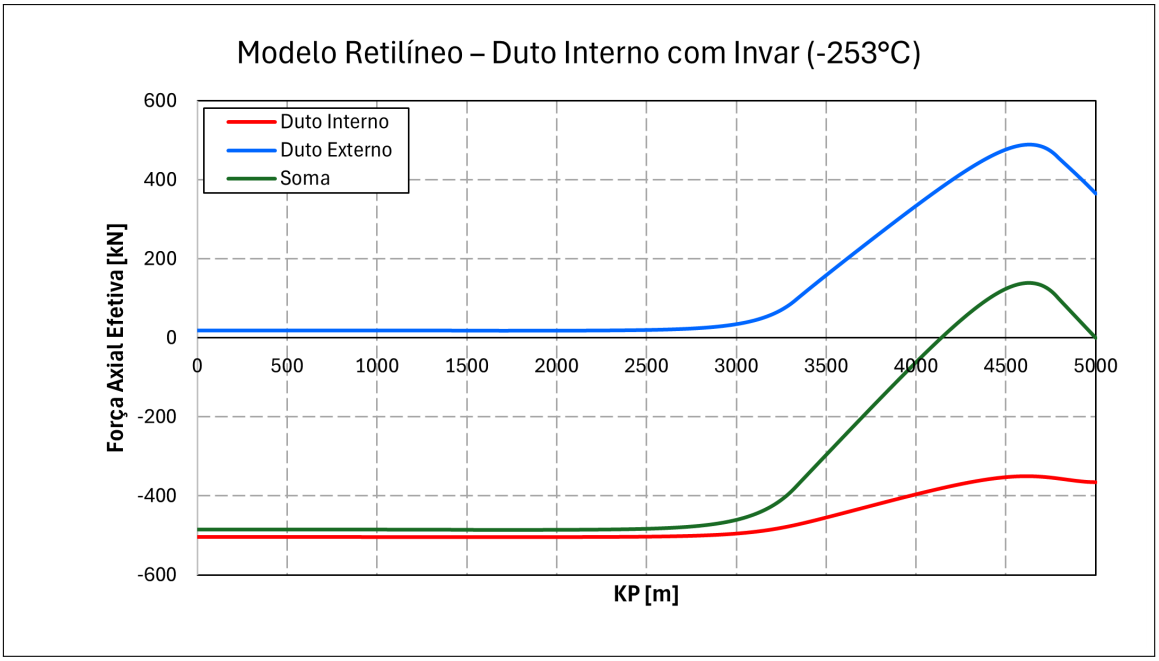


Figura 4.13: Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP – Modelo Retilíneo com Invar (-253 °C)

4.8 Posicionamento de Imperfeição na Região do Duto sob Compressão

A identificação de forças compressivas no duto interno, quando submetido a pressões internas elevadas, levanta o questionamento sobre a possibilidade do duto PiP criogênico estar sujeito aos fenômenos de flambagem lateral e *walking*.

Com o objetivo de investigar a ocorrência desses fenômenos, uma imperfeição vertical combinada com uma imperfeição lateral é introduzida na região comprimida do duto PiP. A imperfeição vertical é representada por um *sleeper*, modelado como uma superfície semicircular elevada a 1 metro acima do leito marinho, conforme ilustrado na Figura 4.14. A imperfeição horizontal segue a Equação 4-6. Os parâmetros da imperfeição horizontal são apresentados na Tabela 4.8, enquanto os parâmetros do *sleeper* estão descritos na Tabela 4.9.

Tabela 4.8: Propriedades da Imperfeição Lateral

Parâmetro	**Valor**
Comprimento da imperfeição Horizontal (l_0) [m]	50,0
Amplitude da Imperfeição Horizontal (h_0) [m]	1,0

Uma pressão interna de 50 MPa é aplicada ao duto interno. Observa-se que o duto apresenta flambagem lateral na região da imperfeição, com um aumento do deslocamento lateral após a aplicação da pressão e uma queda no nível de compressão

Tabela 4.9: Propriedades da Imperfeição Vertical (*Sleeper*)

Parâmetro	**Valor**
Altura da imperfeição Vertical [m]	1,0
Atrito Duto-Sleeper [-]	0,3

efetiva, conforme ilustrado na Figura 4.15 e Figura 4.16.

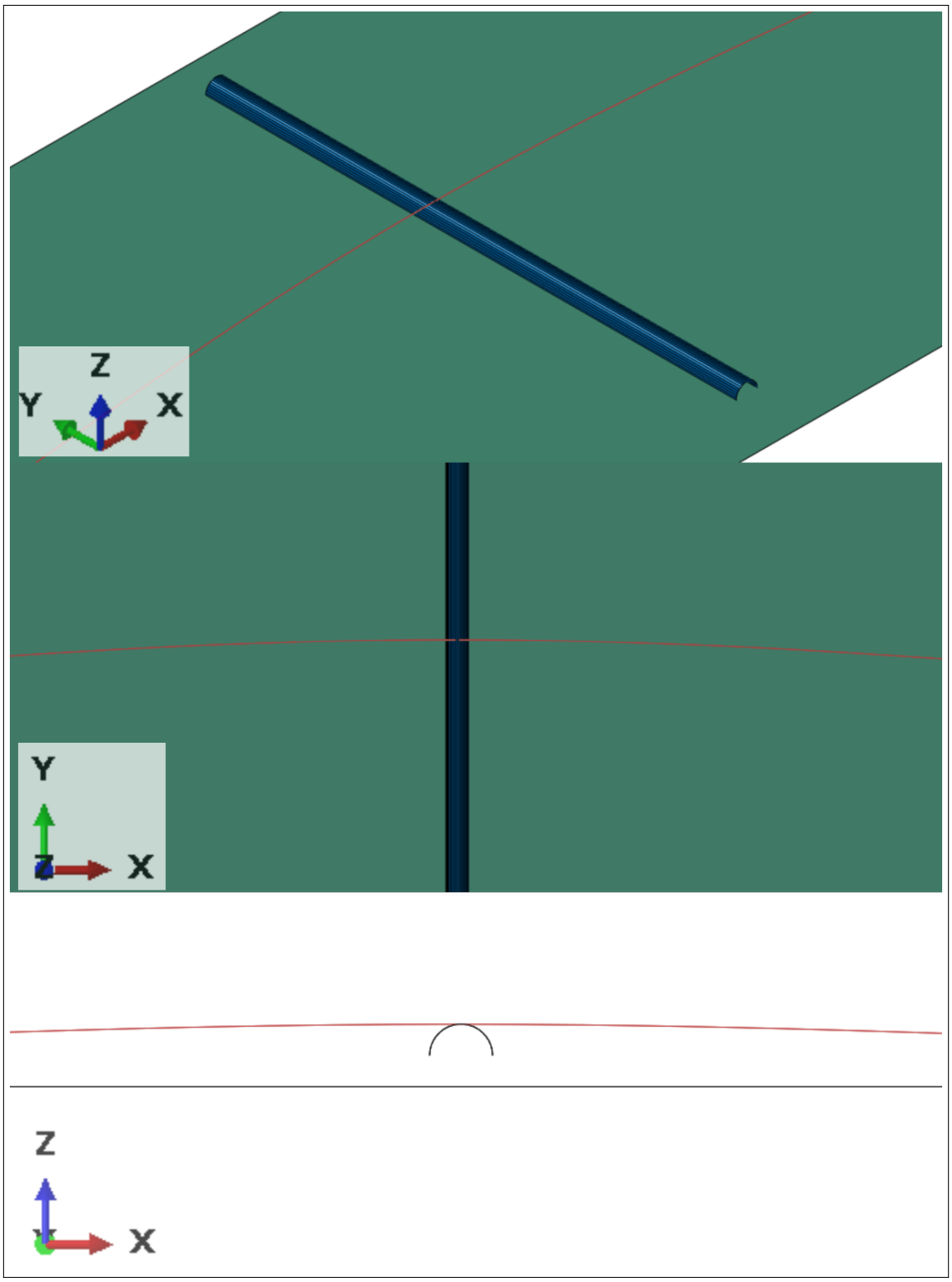


Figura 4.14: Vistas do Iniciador de Flambagem no Modelo Numérico

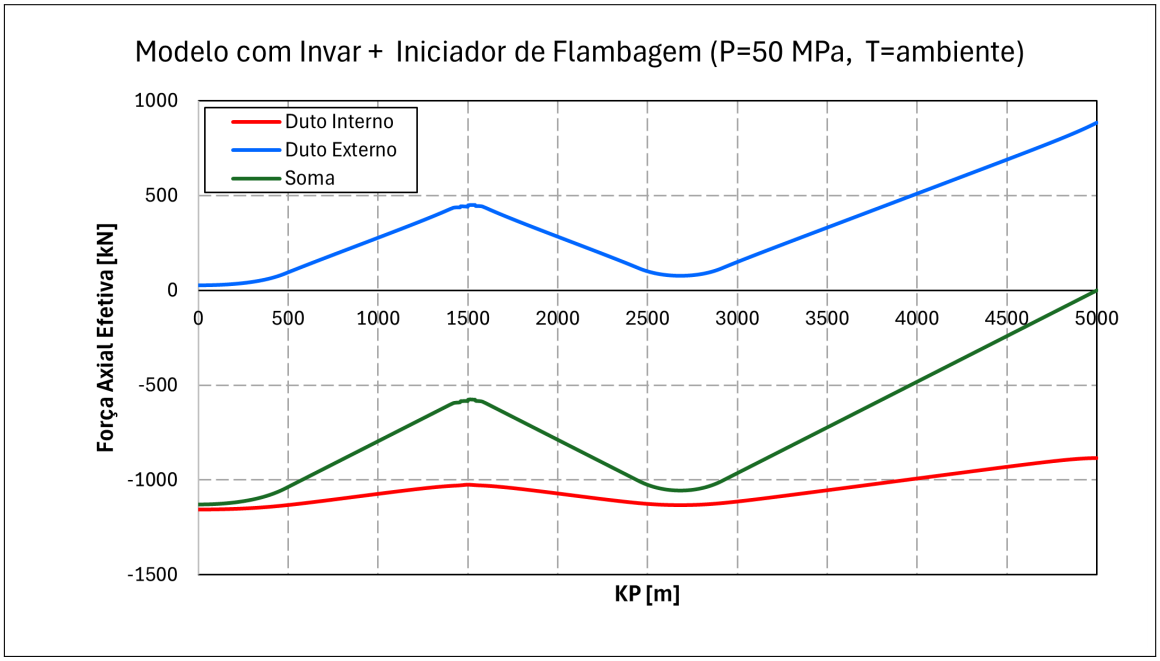


Figura 4.15: Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem

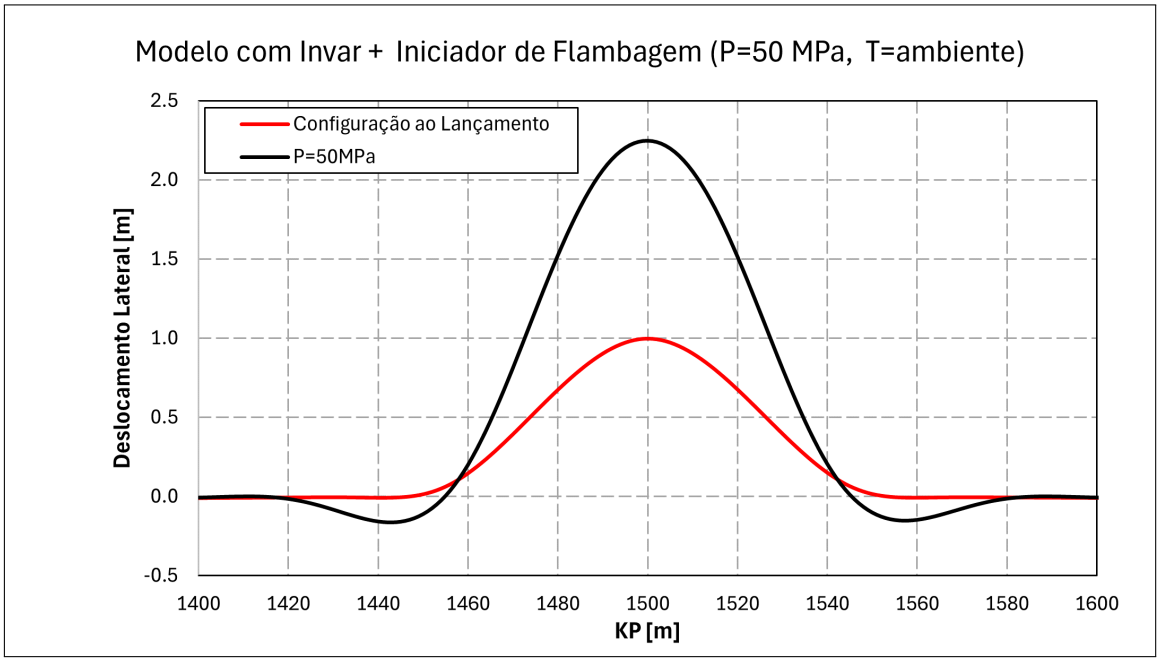


Figura 4.16: Perfil de Deslocamento Lateral no PiP – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem

4.9 Aplicação de Carregamentos Cíclicos de Parada e Repartida

De forma a investigar a ocorrência de interação entre flambagem lateral e *walking*, aplica-se um carregamento cíclico ao duto, simulando eventuais paradas e repartidas do sistema, bem como condições associadas a testes de pressão. A ciclagem operacional é simulada da seguinte forma:

- Aplicação da pressão operacional;
- Aplicação da temperatura de -40 °C;
- Aplicação da temperatura de -253 °C;
- Retorno à temperatura ambiente e pressão interna igual a 0 barg.

A sequência acima é repetida até que se observe a estabilização das forças e deslocamentos no sistema. Três parâmetros de interesse são analisados:

- Força axial na âncora (lado praia);
- Deslocamento axial no PLET (lado mar);
- Deslocamento lateral na alça de flambagem.

Os resultados para os três parâmetros mencionados são apresentados nas Figuras 4.17, 4.18 e 4.19. No eixo das abscissas, cada passo representa uma etapa da ciclagem operacional: o passo 0 corresponde à configuração do duto no lançamento; o passo 1 à aplicação da pressão operacional; o passo 2 à aplicação da temperatura de -40°C; e assim por diante.

Observa-se que o deslocamento lateral na alça de flambagem e a força na âncora aumentam ao longo dos ciclos operacionais, estabilizando-se após aproximadamente 4 ciclos. O deslocamento axial no PLET permanece estável, indicando que o fenômeno de interação entre flambagem lateral e *walking* ocorre apenas na região entre a âncora e a imperfeição.

Na Figura 4.17, valores negativos da força de reação indicam tração no duto. Observa-se que a força máxima de tração não ocorre durante o primeiro carregamento, mas sim após alguns ciclos operacionais.

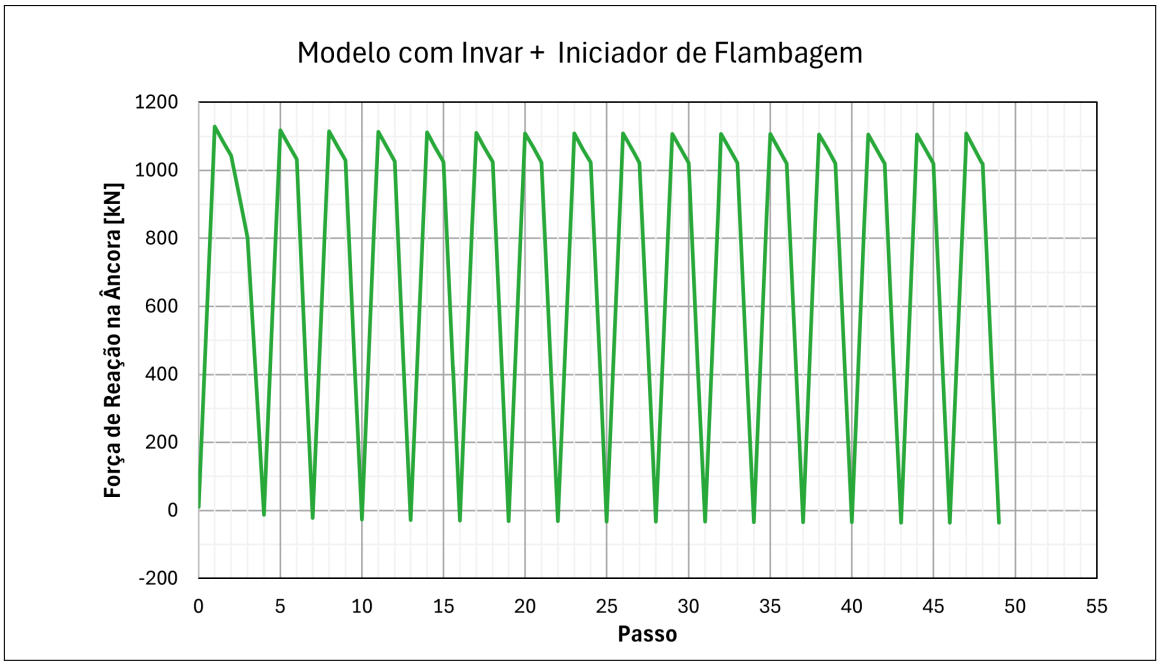


Figura 4.17: Força de Reação na Âncora (Lado Praia) – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem

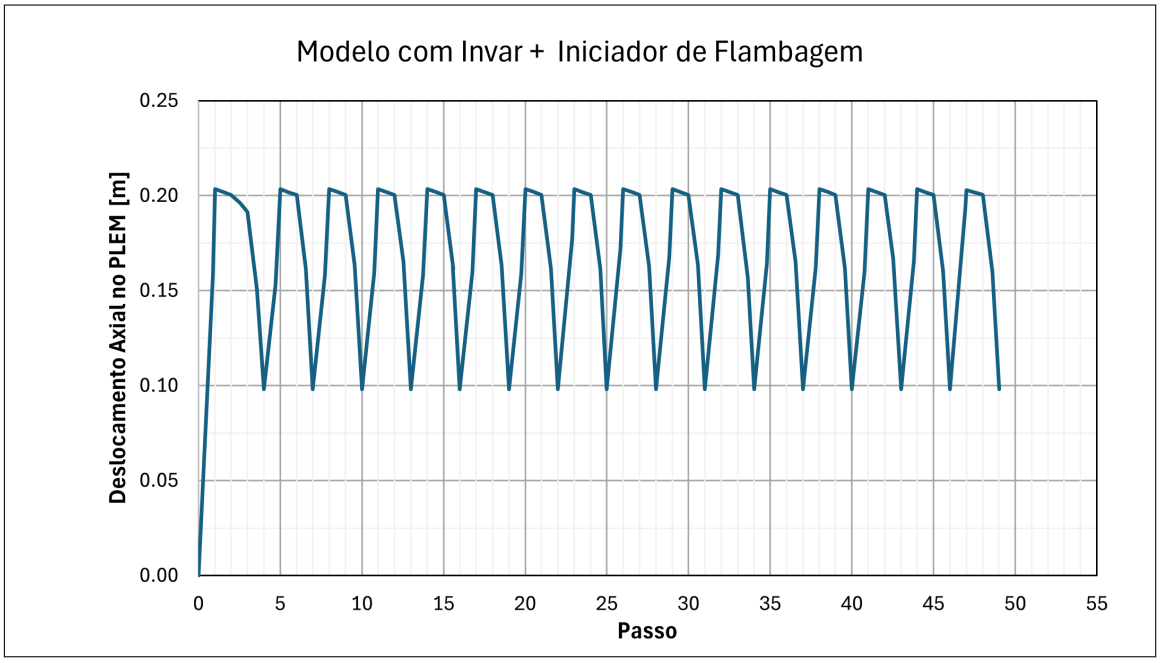


Figura 4.18: Deslocamento Axial no PLET (Lado Mar) – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem

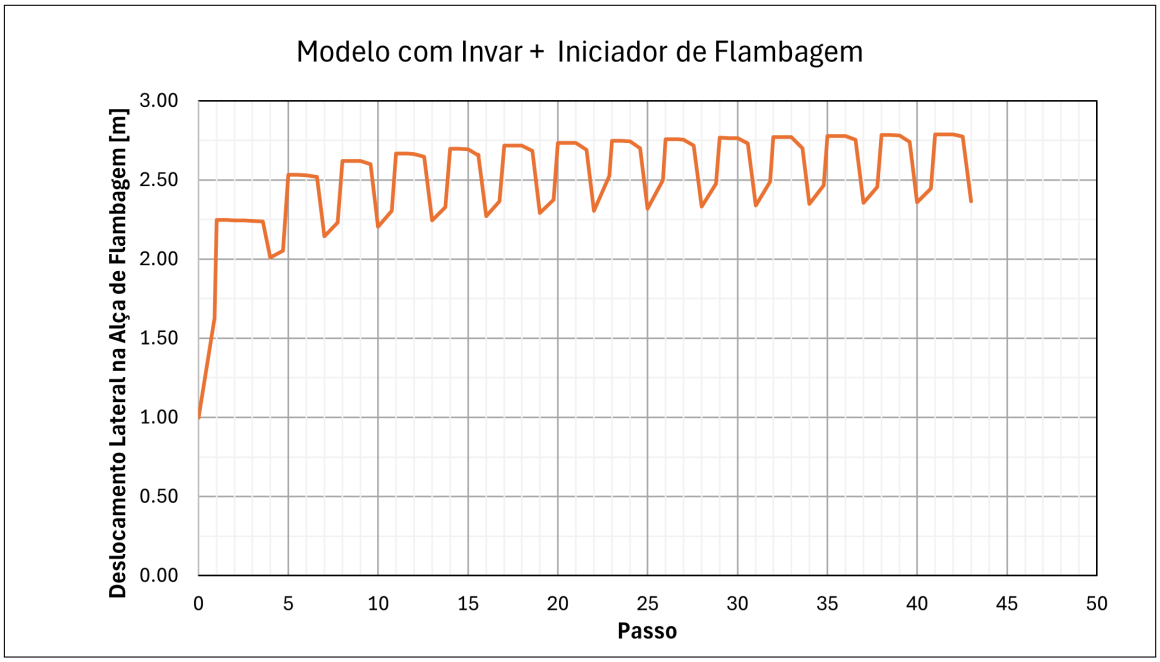


Figura 4.19: Deslocamento Lateral na Alça de Flambagem – Modelo com Invar + Iniciador de Flambagem

4.10 Estudo do Efeito da Inclinação do Leito Marinho

Estuda-se a adoção de uma inclinação constante no leito marinho, de modo que o lado praia fique mais elevado que o lado mar, simulando o relevo natural da costa marítima. Os resultados mostram que, quando há ocorrência de flambagem lateral, o fenômeno de interação entre flambagem e *walking* se torna mais evidente em comparação ao caso de leito plano, conforme ilustrado nas Figuras 4.20 e 4.22. Assim como no caso plano, não se observa aumento do deslocamento lateral no PLET (lado mar) ao longo dos ciclos operacionais.

Por outro lado, observa-se que o fenômeno de *walking* induz incrementos significativos nas cargas transmitidas à âncora (lado praia), evidenciando que a inclinação do leito marinho pode amplificar os esforços axiais no sistema.

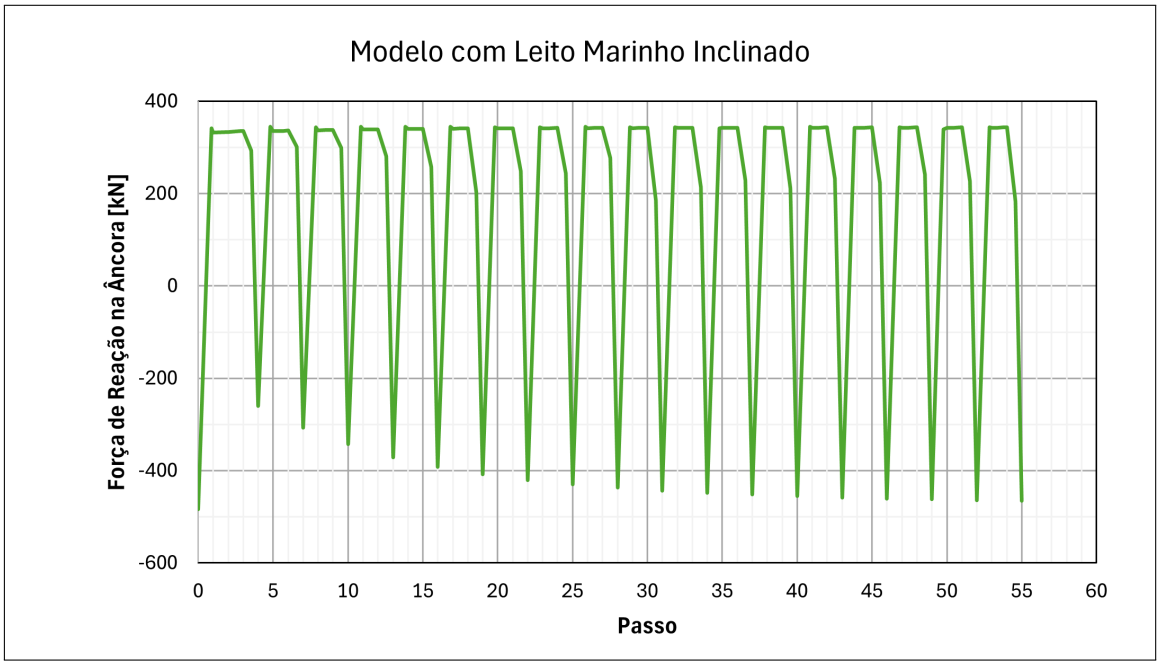


Figura 4.20: Força de Reação na Âncora (Lado Praia) – Modelo com Leito Marinho Inclinado

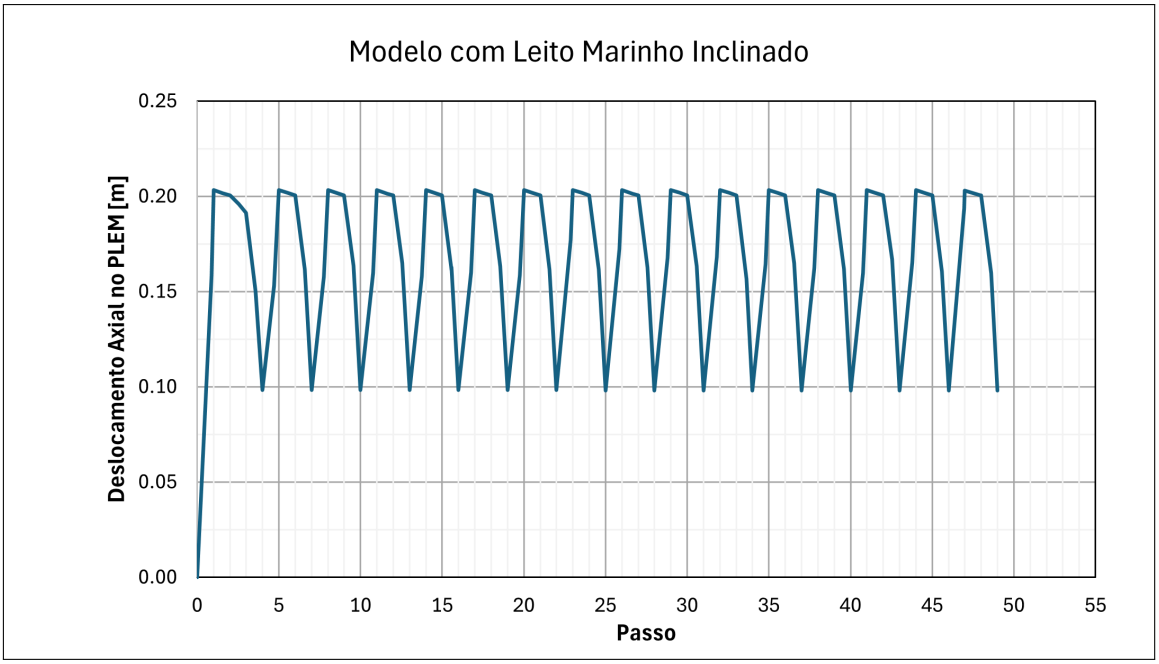


Figura 4.21: Deslocamento Axial no PLET (Lado Mar) – Modelo com Leito Marinho Inclinado

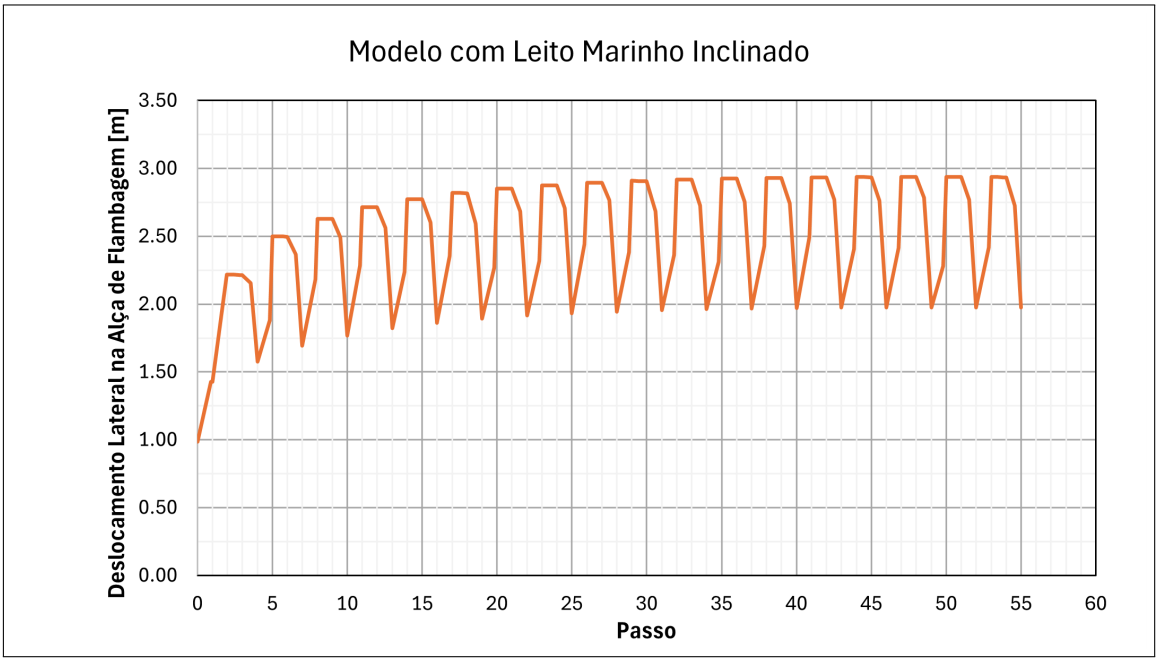


Figura 4.22: Deslocamento Lateral na Alça de Flambagem – Modelo com Leito Marinho Inclinado

4.11 Verificação da Espessura de Parede do Duto Interno

Durante a análise das etapas anteriores, observou-se que o duto interno apresentava níveis elevados de força axial de compressão, o que levantou a hipótese de que a

espessura de parede adotada inicialmente poderia estar subdimensionada. Para verificar essa hipótese, realizou-se um cálculo rápido de espessura mínima de parede, com base na condição de que a tensão circunferencial não ultrapasse a tensão de escoamento do material (Invar), considerando os níveis de pressão interna aplicados.

Com a nova espessura de parede, o modelo foi reexecutado sob as mesmas condições das etapas anteriores, incluindo a presença de imperfeições geométricas e inclinação do leito marinho. Os resultados mostraram que:

- A força axial efetiva de compressão no duto interno foi significativamente reduzida;
- Não foi observada ocorrência de flambagem lateral, mesmo com a presença de imperfeições na região comprimida;
- O deslocamento lateral na alça de flambagem permaneceu estável ao longo dos ciclos operacionais;
- A força de reação na âncora também se manteve constante, sem apresentar crescimento cíclico;
- O fenômeno de *pipeline walking* não foi observado, mesmo com o leito marinho inclinado.

Os resultados são detalhados no Apêndice A. Estes indicam que a ocorrência de flambagem lateral em sistemas PiP criogênicos está diretamente relacionada à magnitude da força axial de compressão, que por sua vez depende da relação entre pressão interna, espessura de parede e propriedades do material. A ausência de flambagem lateral elimina o mecanismo de instabilidade que, nas etapas anteriores, foi identificado como gatilho para o *pipeline walking*.

Portanto, conclui-se que o dimensionamento adequado da espessura de parede do duto interno é um fator crítico para a integridade estrutural de sistemas PiP em ambientes criogênicos. A adoção de materiais com baixo coeficiente de expansão térmica, como o Invar, deve ser acompanhada de uma verificação rigorosa da espessura de parede, especialmente em projetos sujeitos a pressões internas elevadas.

Capítulo 5

Conclusões

Este trabalho teve como objetivo analisar o comportamento estrutural de um sistema de duto submarino do tipo PiP, destinado ao transporte de fluidos criogênicos, com foco na avaliação da integridade frente a fenômenos como flambagem lateral e *pipeline walking*. Para isso, foi desenvolvido um modelo numérico em elementos finitos, capaz de representar com fidelidade as interações entre os componentes do sistema e o solo marinho.

A modelagem adotada considerou elementos de viga para os dutos, elementos de contato ITT para os centralizadores, e um modelo de interação solo–duto baseado em resistência bilinear com atrito de Coulomb. As condições de contorno e os carregamentos foram definidos para simular tanto o regime permanente quanto eventos transientes de operação.

A etapa de validação foi conduzida com base em dois estudos de referência:

- **Wang et al. (2015)**: O modelo reproduziu com sucesso o comportamento de flambagem lateral em dutos PiP aquecidos com imperfeições iniciais, utilizando estabilização automática para garantir a convergência numérica em situações de instabilidade. A comparação dos perfis de flambagem demonstrou excelente concordância com os resultados publicados.

- **Goplen et al. (2011)**: A força axial efetiva e o comprimento de ancoragem foram avaliados com base em diferentes condições de atrito entre os dutos e entre o duto e o solo. Os resultados numéricos mostraram elevada precisão em relação às soluções analíticas, com erros inferiores a 0,1%.

Com base na validação, o modelo foi então aplicado a simulações com temperaturas criogênicas. Os principais achados incluem:

Temperaturas Criogênicas

- Para $-40\,^{\circ}\text{C}$, o sistema atingiu a condição de força axial efetiva totalmente restrita, com discrepância inferior a 2% entre os resultados numéricos e analíticos.
- Para $-253\,^{\circ}\text{C}$, o comprimento do duto foi insuficiente para atingir a força axial efetiva totalmente restrita, evidenciando a importância do comprimento de ancoragem em sistemas criogênicos.
- Observou-se elevada tração no duto interno (até 5292 kN) e compressão significativa no duto externo (até -2887 kN).

Bulkheads Intermediários

- A inclusão de *bulkheads* intermediários a cada quilômetro reduziu a tração no duto interno e aumentou a compressão no duto externo, promovendo redistribuição das forças axiais.
- O comportamento observado difere dos sistemas aquecidos, reforçando a influência da temperatura no mecanismo de interação entre os dutos.

Uso de Invar

- A adoção do Invar no duto interno, com coeficiente de expansão térmica cerca de 10 vezes menor que o do aço carbono, reduziu significativamente os efeitos térmicos.
- Mesmo a -253°C, o duto interno permaneceu sob compressão, indicando que a pressão interna passa a dominar o comportamento estrutural, com menor influência da temperatura.

Imperfeições e Flambagem

- A introdução de imperfeições verticais e laterais na região comprimida do duto interno revelou a ocorrência de flambagem lateral, mesmo em sistemas criogênicos com Invar.
- Observou-se aumento do deslocamento lateral e redução da compressão efetiva após a aplicação da pressão interna, indicando que o sistema pode estar sujeito a instabilidades estruturais mesmo em condições de baixa temperatura.

Carregamentos Cíclicos

- A aplicação de ciclos térmicos e de pressão simulando paradas e repartidas revelou interação entre flambagem lateral e *pipeline walking*.
- A força na âncora e o deslocamento lateral na alça de flambagem aumentaram ao longo dos ciclos, estabilizando-se após cerca de quatro ciclos.
- O deslocamento axial no PLET permaneceu estável, indicando que o *walking* ocorre de forma localizada, entre a âncora e a região da imperfeição.

Inclinação do Leito Marinho

- A introdução de uma inclinação constante no leito marinho, com o lado praia mais elevado, intensificou a interação entre flambagem lateral e *pipeline walking*.
- A força na âncora e o deslocamento lateral apresentaram maior variação ao longo dos ciclos, em comparação ao caso plano.
- O deslocamento axial no PLET permaneceu estável, confirmando que o *walking* continua sendo um fenômeno localizado, mas potencializado pela geometria do terreno.

Verificação da Espessura de Parede

- Após identificar possível subdimensionamento da espessura de parede do duto interno, foi realizado um redimensionamento baseado na tensão circunferencial admissível para o Invar.
- Com a nova espessura, observou-se redução significativa da força axial de compressão no duto interno.
- Não houve ocorrência de flambagem lateral, mesmo com imperfeições e inclinação do leito marinho.
- A força na âncora e o deslocamento lateral permaneceram estáveis ao longo dos ciclos operacionais.
- Conclui-se que a ocorrência de *pipeline walking* está condicionada à presença de flambagem lateral, e que o dimensionamento adequado da espessura de parede é essencial para evitar instabilidades estruturais em sistemas PiP criogênicos.

Esses resultados demonstram que o modelo proposto é capaz de capturar com precisão os efeitos térmicos, estruturais, geométricos e geotécnicos em sistemas PiP submetidos a temperaturas criogênicas, contribuindo para o entendimento e o dimensionamento seguro de linhas de *offloading* em ambientes extremos.

Como limitações, destaca-se a simplificação do modelo de solo como superfície analítica e a ausência de efeitos dinâmicos externos, como correntes marítimas ou movimentações da estrutura de ancoragem. Estudos futuros podem explorar a inclusão desses fatores, bem como a validação experimental dos modelos numéricos propostos.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

Embora o presente estudo tenha fornecido uma análise abrangente do comportamento estrutural de dutos submarinos do tipo PiP em condições criogênicas, algumas simplificações e limitações foram adotadas com o objetivo de viabilizar a modelagem numérica e a análise paramétrica. Com base nessas limitações, são sugeridas a seguir possíveis direções para trabalhos futuros:

- Análises de sensilidade considerando diferentes parâmetros de solo
- Modelagem da interação solo–duto através de modelos mais avançados, que consigam simular atrito *breakout* e residual, por exemplo
- Estudo dos efeitos da ação de correntes e ondas na estabilidade do duto
- Análise de vida útil e fadiga
- Análise de *on-bottom roughness* e de vãos livres considerando batimetrias usuais da costa brasileira
- Análise de fadiga causada por vibrações induzidas por vórtices (VIV)

Considerações Finais

As sugestões apresentadas visam ampliar a compreensão do comportamento de sistemas PiP em ambientes criogênicos e contribuir para o desenvolvimento de projetos mais seguros, eficientes e resilientes. A continuidade das investigações nesta área é essencial para viabilizar o transporte de fluidos de baixa temperatura em ambientes offshore com elevados requisitos de integridade estrutural.

Referências Bibliográficas

[1] ZHANG, X., DUAN, M., SOARES, C. G. "Lateral buckling critical force for submarine pipe-in-pipe pipelines", *Applied Ocean Research*, v. 78, pp. 99–109, 2018.

[2] *Energy Transition Outlook 2025*. Relatório técnico, Det Norske Veritas, Oslo, 2025.

[3] WINGERDEN, T. V., GEERDINK, D., TAYLOR, C., et al. *Specification of a European Offshore Hydrogen Backbone*. Relatório técnico, Det Norske Veritas, Oslo, 2023.

[4] WINGERDEN, T. V., GEERDINK, D., TAYLOR, C., et al. *The Rise of Green Hydrogen in Latin America and the Caribbean*. Relatório técnico, BNamericas, Santiago, 2024.

[5] Mercado Livre de Energia. "Nordeste: o pólo de produção de energia limpa do país". Disponível em: <`https://livremercadodeenergia.com.br/nordeste-o-polo-de-producao-de-energia-limpa-do-pais/`>.

[6] *Shipping of Ammonia: What is New?* Relatório técnico, SBM, Mônaco, 2024.

[7] AZIZ, M., WIJAYANTA, A. T., NANDIYANTO, A. B. D. "Ammonia as effective hydrogen storage: A review on production, storage and utilization", *Energies*, v. 13, n. 12, pp. 3062, 2020.

[8] WAN, Z., TAO, Y., SHAO, J., et al. "Ammonia as an effective hydrogen carrier and a clean fuel for solid oxide fuel cells", *Energy Conversion and Management*, v. 228, pp. 113729, 2021.

[9] Inaflex. "Transferência em Alto Mar: Tudo o que Você Precisa Saber". Disponível em: <`https://inaflex.com.br/transferencia-em-alto-mar-tudo-o-que-voce-precisa-saber/`>.

[10] TIMOSHENKO, S. P., WOINOWSKY-KRIEGER, S. *Theory of Plates and Shells*. 2nd ed. New York, McGraw-Hill, 1959.

[11] BAI, Y., BAI, Q. *Subsea Pipeline Design, Analysis, and Installation*. Oxford, UK, Gulf Professional Publishing, 2014. ISBN: 9780123868886.

[12] *DNV-ST-F101 Submarine Pipeline Systems*. Standard, Det Norske Veritas, Oslo, 2021.

[13] API. *Recommended Practice 1111: Design, Construction, Operation, and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines*. Relatório técnico, American Petroleum Institute, Washington, DC, 2015.

[14] CARNEIRO, D. L. *A Time-Dependent Axial Pipe-Soil Interaction Model for Global Analyses of Subsea Pipelines*. Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE), Rio de Janeiro, Brazil, 2015.

[15] CARR, M., BRUTON, D., LESLIE, D. "Lateral buckling and pipeline walking, a challenge for hot pipelines". In: *Offshore Pipeline Technology Conference*, pp. 1–36, 2003.

[16] ZENG, X., DUAN, M., CHE, X. "Critical Upheaval Buckling Forces of Imperfect Pipelines", *Applied Ocean Research*, v. 47, pp. 1–10, 2014.

[17] ZHOU, J., BAI, Y., GONG, S. "Finite Element Modelling and Parameter Validation for Lateral Buckling of Subsea Pipelines", *Ocean Engineering*, v. 188, pp. 106262, 2019. doi: 10.1016/j.oceaneng.2019.106262.

[18] GUHA, I., WHITE, D. J., RANDOLPH, M. F. "Parametric Solution of Lateral Buckling of Submarine Pipelines", *Applied Ocean Research*, v. 98, pp. 102077, 2020. doi: 10.1016/j.apor.2020.102077.

[19] KARAMPOUR, H., ALBERMANI, F., GROSS, J. "On lateral and upheaval buckling of subsea pipelines", *Engineering structures*, v. 52, pp. 317–330, 2013.

[20] CHIOU, Y.-J., CHI, S.-Y. "A Study on Buckling of Offshore Pipelines", *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 118, n. 1, pp. 62–70, 1996. doi: 10.1115/1.2828844.

[21] LIU, R., XIONG, H., WU, X., et al. "Numerical studies on global buckling of subsea pipelines", *Ocean Engineering*, v. 78, pp. 62–72, 2014.

[22] HOBBS, R. E. "In-service buckling of heated pipelines", *Journal of transportation engineering*, v. 110, n. 2, pp. 175–189, 1984.

[23] LIU, Y., WANG, L. "Sensitivity of Lateral Buckling Behaviour to Sectional Rigidity in Subsea Pipelines", *Marine Structures*, v. 61, pp. 450–467, 2018. doi: 10.1016/j.marstruc.2018.07.006.

[24] ZHAO, T., DUAN, M., PAN, X., et al. "Lateral buckling of non-trenched high temperature pipelines with pipelay imperfections", *Petroleum Science*, v. 7, pp. 123–131, 2010.

[25] LI, X., LIU, R. "Numerical Investigation of Lateral Buckling in Subsea Pipelines with Geometric Imperfections", *Thin-Walled Structures*, v. 151, pp. 106764, 2020. doi: 10.1016/j.tws.2020.106764.

[26] TAYLOR, N., GAN, A. B. "Submarine pipeline buckling—imperfection studies", *Thin-Walled Structures*, v. 4, n. 4, pp. 295–323, 1986.

[27] WANG, Z., CHEN, Y., LIU, X. "Nonlinear Pipe-Soil Interaction and Snap-Through Behaviour of Laterally Buckled Pipelines", *Ocean Engineering*, v. 234, pp. 109300, 2021. doi: 10.1016/j.oceaneng.2021.109300.

[28] CHEE, J., WALKER, A., WHITE, D. "Controlling Lateral Buckling of Subsea Pipeline with Sinusoidal Shape Pre-Deformation", *Ocean Engineering*, v. 151, pp. 170–190, 2018. doi: 10.1016/j.oceaneng.2018.01.018.

[29]

[30] SINCLAIR, F., CARR, M., BRUTON, D., et al. "Design Challenges and Experience with Controlled Lateral Buckle Initiation Methods". In: *Proceedings of the 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE 2009)*, Honolulu, Hawaii, USA, 2009. doi: 10.1115/OMAE2009-79434. Paper OMAE2009-79434.

[31] ZHANG, H., WANG, Y., DUAN, M. "Controlled Lateral Buckling of Pipe-in-Pipe Systems Using Sleeper Constraints", *Thin-Walled Structures*, v. 162, pp. 107507, 2021. doi: 10.1016/j.tws.2021.107507.

[32] MILES, D. J., CALLADINE, C. "Lateral thermal buckling of pipelines on the sea bed", 1999.

[33] GOPLEN, S., FYRILEIV, O., GRANDAL, J. P., et al. "Global buckling of pipe-in-pipe: structural response and design criteria". In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 44366, pp. 777–784, 2011.

[34] KONUK, I., FREDJ, A., YU, S. "3-dimensional bifurcations of pipe-in-pipe structures". In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 41979, pp. 747–753, 2005.

[35] WANG, Z., CHEN, Z., LIU, H. "On lateral buckling of subsea pipe-in-pipe systems", *International Journal of Steel Structures*, v. 15, pp. 881–892, 2015.

[36] HARRISON, G. E., KERSHENBAUM, N. Y., CHOI, H. S. "Expansion analysis of subsea pipe-in-pipe flowline". In: *ISOPE International Ocean and Polar Engineering Conference*, pp. ISOPE–I. ISOPE, 1997.

[37] VAZ, M., PATEL, M. "Lateral buckling of bundled pipe systems", *Marine structures*, v. 12, n. 1, pp. 21–40, 1999.

[38] TIMOSHENKO, S. P., GERE, J. M. *Theory of elastic stability*. Chelmsford, Massachusetts, Courier Corporation, 2012.

[39] CARR, M., MATHESON, I., PEEK, R., et al. "Load and resistance modelling of the Penguins pipe-in-pipe flowline under lateral buckling". In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 37459, pp. 39–47, 2004.

[40] WANG, F., LIU, Z., LIU, X. "Full-history finite element modelling of pipe-in-pipe flowline system: from installation to operation". In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 55362, p. V04AT04A022. American Society of Mechanical Engineers, 2013.

[41] HAQ, M. M., KENNY, S. "Assessment of Parameters Influencing Lateral Buckling of Deep Subsea Pipe-in-Pipe Pipeline System Using Finite Element Modeling". In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 45462, p. V06AT04A051. American Society of Mechanical Engineers, 2014.

[42] DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP. *ABAQUS Theory Manual, Version 2022*. Dassault Systèmes, Providence, RI, USA, 2022. Available from: https://www.3ds.com/products-services/simulia/products/abaqus/.

[43] ZHANG, Z., LIU, H., CHEN, Z. "Lateral buckling theory and experimental study on pipe-in-pipe structure", *Metals*, v. 9, n. 2, pp. 185, 2019.

[44] CRAVEIRO, M. V., GAY NETO, A. "Upheaval Buckling of Pipelines Due to Internal Pressure: A Geometrically Nonlinear Finite Element Analysis", *Engineering Structures*, v. 174, pp. 479–489, 2018.

[45] CROLL, J. G. A. "A Simplified Model of Upheaval Thermal Buckling of Subsea Pipelines", *Thin-Walled Structures*, v. 29, n. 1–4, pp. 59–78, 1997.

[46] SUBEDI, R., HAWLADER, B., ROY, K., et al. "Numerical Modelling of Upheaval Buckling of Offshore Pipelines with Unstressed and Stressed Initial Imperfections", *Ocean Engineering*, 2024.

[47] SCHAMINÉE, P. E. L., ZORN, N. F., SCHOTMAN, G. J. M. "Soil Response for Pipeline Upheaval Buckling Analyses: Full-Scale Laboratory Tests and Modelling". In: *Offshore Technology Conference*, Houston, TX, USA, 1990.

[48] ZHANG, X., DUAN, M. "Prediction of the Upheaval Buckling Critical Force for Imperfect Submarine Pipelines", *Ocean Engineering*, v. 109, pp. 465–473, 2015.

[49] GUIJT, J. "Upheaval Buckling of Offshore Pipelines: Overview and Introduction". In: *Offshore Technology Conference*, Houston, TX, USA, 1990.

[50] WANG, Z., HUACHEN, Z., LIU, H., et al. "Static and Dynamic Analysis on Upheaval Buckling of Unburied Subsea Pipelines", *Ocean Engineering*, v. 96, pp. 177–187, 2015.

[51] PALMER, A. C., ELLINAS, C. P., RICHARDS, D. M., et al. "Design of Submarine Pipelines Against Upheaval Buckling". In: *Offshore Technology Conference*, Houston, TX, USA, 1990.

[52] THUSYANTHAN, N. I., MESMAR, S., ROBERT, D. J., et al. "Upheaval Buckling Assessment Based on Pipeline Features". In: *Offshore Technology Conference*, Houston, TX, USA, 2011.

[53] "ITP Interpipe". Disponível em: <`https://www.itp-interpipe.com/`>.

[54] BALLESIO, J., PATEL, H. N., REVENGA, A., et al. "SS: Cryogenic Pipelines: Risk Assessment and Technology Qualification Process for Offshore LNG Pipelines". In: *Offshore Technology Conference*, pp. OTC–20301. OTC, 2009.

[55] SAHOO, A., MEDICHERLA, V. "Fe-Ni Invar alloys: a review", *Materials today: proceedings*, v. 43, pp. 2242–2244, 2021.

[56] BROWN, T. S., JUKES, P., SUN, J. "SS: Cryogenic Pipeline-Mechanical Design of Subsea and Buried LNG Pipelines". In: *Offshore Technology Conference*, pp. OTC–20226. OTC, 2009.

[57] GEERTSEN, C., VERNAGEAU, S. "Designing and building a buried high integrity pipeline for 150 C emulsion transportation". In: *SPE Canada Heavy Oil Conference*, p. D031S020R002. SPE, 2014.

[58] YOSHINO, K., MCMAHON, C. "The cooperative relation between temper embrittlement and hydrogen embrittlement in a high strength steel", *Metallurgical and Materials Transactions B*, v. 5, pp. 363–370, 1974.

[59] MURAKAMI, Y., KANEZAKI, T., MINE, Y. "Hydrogen effect against hydrogen embrittlement", *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 41, pp. 2548–2562, 2010.

[60] SERGEEV, N., SERGEEV, A., KUTEPOV, S., et al. "Mechanism of the hydrogen cracking of metals and alloys, part I", *Inorganic Materials: Applied Research*, v. 10, pp. 24–31, 2019.

[61] MILLS, R. L., EDESKUTY, F. *HYDROGEN EMBRITTLEMENT TESTS OF CRYOGENIC METALS*. Relatório técnico, Los Alamos National Lab.(LANL), Los Alamos, NM (United States), 1963.

[62] BRIOTTET, L., MORO, I., LEMOINE, P. "Quantifying the hydrogen embrittlement of pipeline steels for safety considerations", *International journal of hydrogen energy*, v. 37, n. 22, pp. 17616–17623, 2012.

[63] MICHLER, T. "Influence of gaseous hydrogen on the tensile properties of Fe–36Ni INVAR alloy", *International journal of hydrogen energy*, v. 39, n. 22, pp. 11807–11809, 2014.

[64] THOMPSON, A., POSEY, W. "Effect of hydrogen on iron-nickel-cobalt sealing alloys", *Journal of Testing and Evaluation*, v. 2, n. 4, pp. 240–242, 1974.

[65] MICHLER, T., SAN MARCHI, C., NAUMANN, J., et al. "Hydrogen environment embrittlement of stable austenitic steels", *International journal of hydrogen energy*, v. 37, n. 21, pp. 16231–16246, 2012.

[66] KIM, M.-S., CHUN, K. W. "A comprehensive review on material compatibility and safety standards for liquid hydrogen cargo and fuel containment systems in marine applications", *Journal of Marine Science and Engineering*, v. 11, n. 10, pp. 1927, 2023.

[67] *International Code for the Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk (IGC Code)*. 2014 ed. London, UK, International Maritime Organization, 2014. Adopted by resolution MSC.5(48).

[68] *International Code of Safety for Ship Using Gases or Other Low-flashpoint Fuels (IGF Code)*. 2016 ed. London, UK, International Maritime Organization, 2016. Adopted by resolution MSC.391(95).

[69] ISO/TR 15916:2015. *Basic considerations for the safety of hydrogen systems*. Standard, International Organization for Standardization, Geneva, CH, 2015.

[70] IIJIMA, T., ABE, T., ITOGA, H. "Development of material testing equipment in high pressure gaseous hydrogen and international collaborative work of a testing method for a hydrogen society—Toward contribution to international standardization—", *Synthesiology English edition*, v. 8, n. 2, pp. 61–69, 2015.

[71] *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*. 2023 ed. New York, NY, American Society of Mechanical Engineers, 2023. An International Code.

[72] CORPORATION, K. G. S. "수소연료사용시설의 시설·기술·검사 기준 (KGS FU671)". July 2024. Disponível em: <https://www.h2hub.or.kr/main/info/regulation_info.do?mode=view&articleNo=2181&article.offset=0&articleLimit=10>. 개정.

[73] ASSOCIATION, C. G. "CGA G-5.6 - Hydrogen Pipeline Systems". May 2005. Disponível em: <https://standards.globalspec.com/std/1646871/cga-g-5-6>. EIGA Doc. 121/04.

[74] ASSOCIATION, C. G. "CGA H-5 - Standards for Bulk Hydrogen Supply Systems". January 2020. Disponível em: <https://standards.globalspec.com/std/9868462/cga-h-5>.

[75] *Hydrogen Piping and Pipelines*. 2023 ed. New York, NY, American Society of Mechanical Engineers, 2023. ASME Code for Pressure Piping, B31.12.

[76] BATHE, K.-J. *Finite Element Procedures*. Upper Saddle River, NJ, Prentice Hall, 1996.

[77] CRISFIELD, M. A. *Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures*, v. 1. Chichester, UK, John Wiley & Sons, 1991.

[78] ZIENKIEWICZ, O. C., TAYLOR, R. L., ZHU, J. Z. *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals*. 7 ed. Oxford, UK, Elsevier, 2013.

Apêndice A

Resultados para o Duto Interno Redimensionado com Espessura de Parede de 28 mm

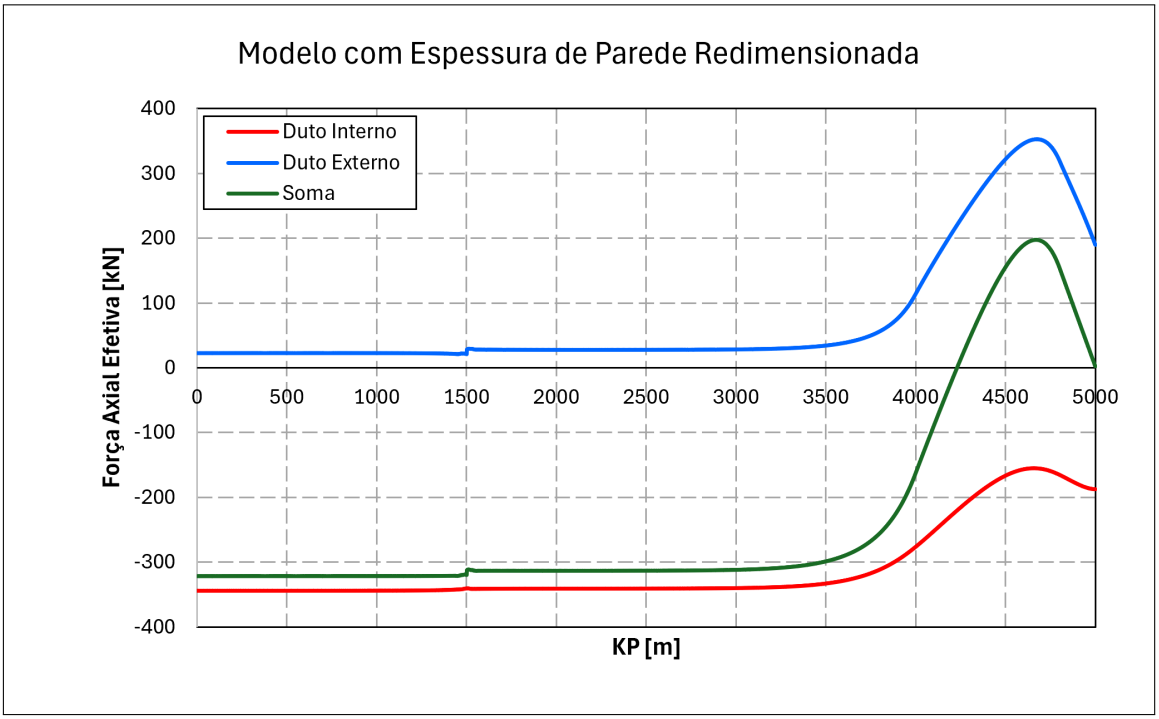


Figura A.1: Distribuição de Força Axial Efetiva no PiP – Modelo com Duto Interno Redimensionado

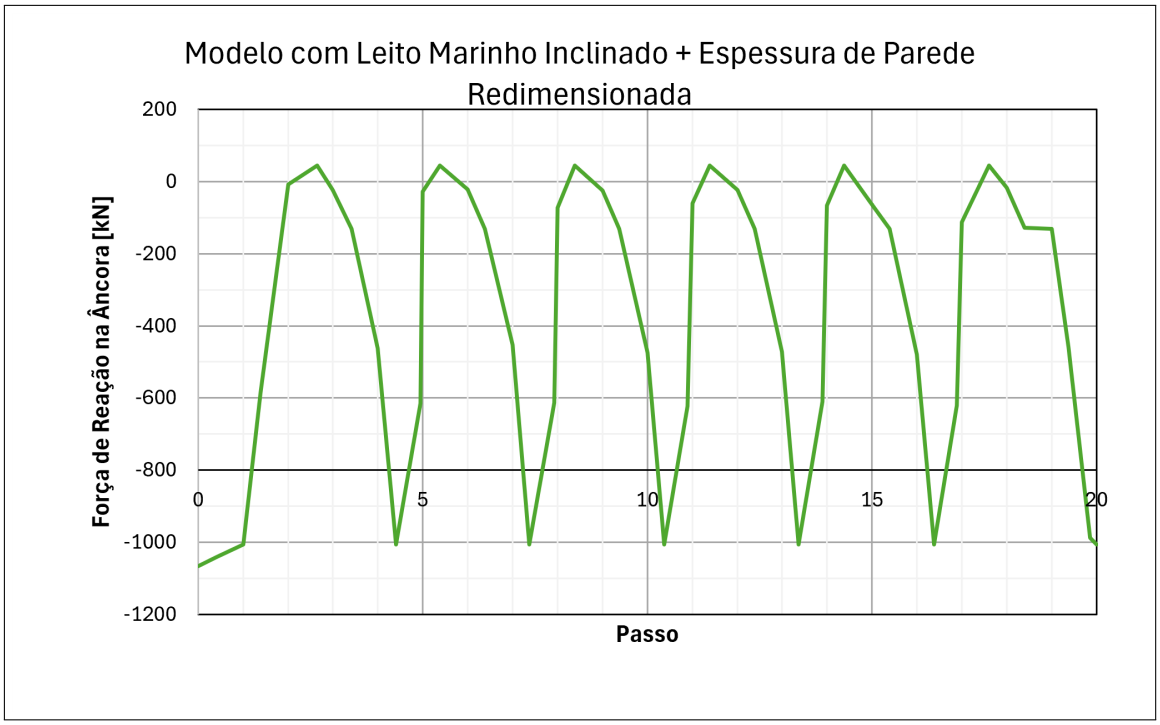


Figura A.2: Força de Reação na Âncora (Lado Praia) – Modelo com Duto Interno Redimensionado

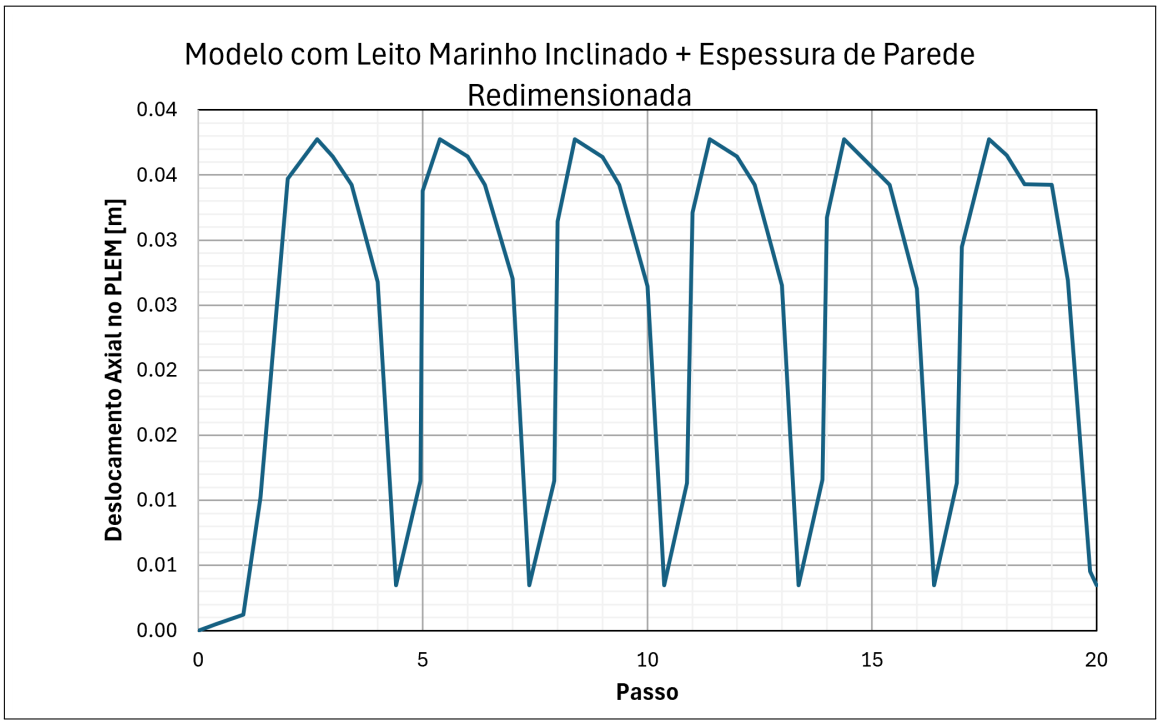


Figura A.3: Deslocamento Axial no PLET (Lado Mar) – Modelo com Duto Interno Redimensionado

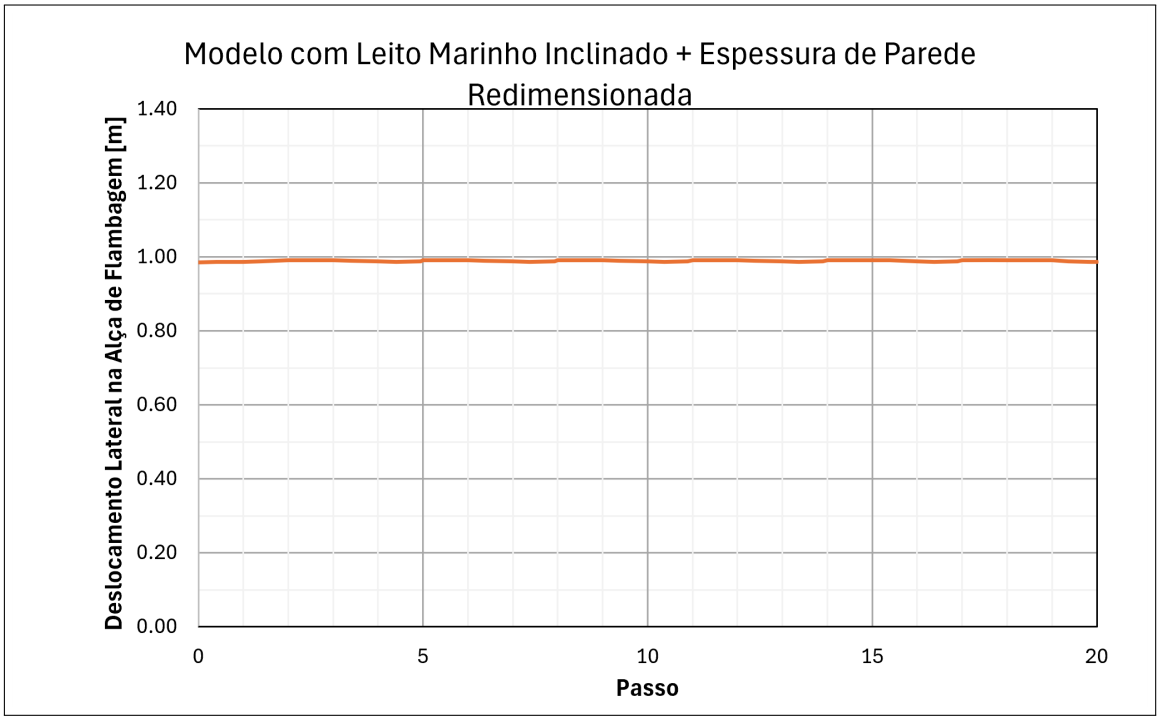


Figura A.4: Deslocamento Lateral no Centro da Imperfeição – Modelo com Duto Interno Redimensionado