



DUTO SANDUÍCHE: VIABILIDADE TÉCNICA EM DUTOS SUBMARINOS PARA EXPORTAÇÃO DE GÁS.

Claudio Moura Paz

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Oceânica.

Orientadores: Marcelo Igor Lourenço de Souza
Segen Farid Estefen

Rio de Janeiro
Agosto de 2023

DUTOS SANDUÍCHE: VIABILIDADE TÉCNICA EM DUTOS SUBMARINOS
PARA EXPORTAÇÃO DE GÁS.

Claudio Moura Paz

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

Orientadores: Marcelo Igor Lourenço de Souza

Segen Farid Estefen

Aprovada por: Prof. Marcelo Igor Lourenço de Souza, D.Sc.

Prof. Segen Farid Estefen, Ph.D.

Prof. Júlio César Ramalho Cyrino, D.Sc.

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Prof. Celso Kazuyuki Morooka, D.Sc.

Leonardo Sant'Anna do Nascimento, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

AGOSTO DE 2023

Paz, Claudio Moura

Duto sanduíche: viabilidade técnica em dutos submarinos para exportação de gás. / Claudio Moura Paz – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2023.

XVIII, 139 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Marcelo Igor Lourenço de Souza

Segen Farid Estefen

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2023.

Referências Bibliográficas: p.176-180.

1.Dutos Sanduíche. 2.Gasoduto. 3.Elementos Finitos. 4. Flambagem Lateral. I. Lourenço, M. I. *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

Ao meu filho, Eros, fonte de minha força nos dias mais difíceis.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de expressar minha profunda gratidão à minha família, que sempre me envolveu com amor e carinho, sendo minha principal âncora. Em especial, minha mãe, Carmen Lúcia, que com muita determinação me criou sozinha, instilando em mim valores e princípios através do seu próprio exemplo de vida.

À Laiz, minha companheira, por uma parceria incomparável. Aprendi a conhecer seus medos e desejos e tenho a certeza de que compreende os meus tão profundamente quanto.

Aos meus orientadores, Prof. Marcelo Igor Lourenço de Souza e Prof. Segen Farid Estefen, minha gratidão por sua paciência e orientação, que me ajudaram a direcionar minha forte personalidade.

Ao Leonardo Sant'anna do Nascimento, minha gratidão pela valiosa contribuição na melhoria deste trabalho e por me proporcionar a oportunidade de integrar a equipe do Bureau Veritas Brasil em 2019. Sua prontidão e habilidade singular para ensinar são algo que sempre irei valorizar.

Rafael Solano merece meu especial agradecimento. Sua contribuição foi determinante para a direção que esta tese tomou, principalmente em relação à avaliação da flambagem lateral em dutos sanduíche.

Lucianita Barbosa, da secretaria da Engenharia Oceânica, agradeço de coração pela sua dedicação e sempre estar pronta a ajudar com um sorriso acolhedor.

Estendo meus agradecimentos à equipe do Bureau Veritas França pelo ambiente de trabalho enriquecedor. Um agradecimento especial a François Migeon, Ludovic Bouy e Thomas Breheret pelas valiosas dicas que contribuíram para a melhoria deste trabalho. Também sou grato à Anne-Laure Gaigneux, que me proporcionou as condições ideais para desenvolver esta tese de doutorado em paralelo com minhas atividades profissionais. Não poderia deixar de expressar meu agradecimento à Ana Beatriz e Olivier. A amizade e o carinho de ambos fizeram da minha chegada à França uma experiência mais calorosa e acolhedora.

À incrível equipe do Laboratório de Tecnologia Submarina (COPPE/UFRJ). Cada um de vocês contribuiu de maneira inestimável para este trabalho. Sinto como se juntos escrevêssemos cada palavra desta tese, e os ensinamentos que me passaram serão eternamente carregados comigo: Ana Paula de Souza, Antônio Robson, Prof. Bianca Pinheiro, Caroline Ferraz, Cristiane Silva, Danielle Da Fonseca, Elias Sérgio, Flávio

Edgar, Prof. Ilson Paranhos, João Fabrício, José Roberto Lima, Juseverck Júnior, Livia Castilho, Prof. Luciana Loureiro, Luciano Crespo, Marcelo Costa, Marcelo Martins, Marcos Pedreira, Prof. Paulo Camara, Paulo Roberto, Reinaldo Merendaz, Renan Lima, Ricardo Oliveira, Roberto Ferreira, Prof. Theodoro Antoun Netto e Wulf Otto.

Aos meus colegas do programa de Engenharia Oceânica, cuja presença enriqueceu minha jornada acadêmica e pessoal: Alexandre Paranhos, Carlos Quispe, Eldred Villacrés, Juca Feng, Giancarlo Franko, John Chujutalli, José Luis Parraga, Katherine Beltrán, Paulo Paz, Ricardo Lima e Victor Palma. Uma menção especial ao Prof. Chen An, Prof. Guangming Fu, Huarong Cheng e Jiankun Yang, nossas interações e trocas de conhecimentos foram cruciais para um entendimento mais aprofundado sobre o material central desta tese: SHCC.

Ao Prof. Romildo Toledo Dias Filho por ter aberto as portas do Laboratório de Estruturas (LABEST) do Programa de Engenharia Civil. Sua equipe técnica, com sua excelência e acolhimento, proporcionou um ambiente enriquecedor para a realização deste trabalho. Sou igualmente grato pelas valiosas lições nas disciplinas de Materiais Compósitos a Base de Cimento e Dosagem Científica de Materiais Cimentícios, esta segunda ministrada em colaboração com o Prof. Eduardo Fairbairn. Estes ensinamentos foram cruciais para a concepção e desenvolvimento desta tese.

Por fim, agradeço aos meus colegas do Bureau Veritas Brasil. Foi um privilégio trabalhar ao lado de profissionais tão dedicados. Em especial, agradeço ao José Viuge, pelas valiosas aulas de MATHCAD, e a Renato Barros, por sua acolhida calorosa quando ingressei na equipe.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Programa Ciências do Mar II.

ACKNOWLEDGMENTS

First and foremost, I would like to express my profound gratitude to my family, who have always enveloped me with love and affection, serving as my primary anchor. Especially to my mother, Carmen Lúcia, who with great determination raised me on her own, instilling in me values and principles through her own life example.

To Laiz, my partner, for an unparalleled companionship. I have come to understand her fears and desires, and I am certain she comprehends mine just as deeply.

To my advisors, Prof. Marcelo Igor Lourenço de Souza, and Prof. Segen Farid Estefen, I am thankful for their patience and guidance, which helped me channel my strong personality.

To Leonardo Sant'anna do Nascimento, my gratitude for the invaluable contribution to the enhancement of this work and for providing me the opportunity to join the Bureau Veritas Brazil team in 2019. His readiness and unique teaching ability are something I will always cherish.

Rafael Solano deserves my special thanks. His contribution was pivotal to the direction this thesis took, especially concerning the assessment of lateral buckling in sandwich pipes.

Lucianita Barbosa, from the Ocean Engineering secretariat, I wholeheartedly thank you for your dedication and always being ready to help with a welcoming smile.

I extend my gratitude to the Bureau Veritas France team for the enriching work environment. A special thanks to François Migeon, Ludovic Bouy and Thomas Breheret for the valuable tips that contributed to the improvement of this work. Also, I'm grateful to Anne-Laure, who provided me with the ideal conditions to develop this doctoral thesis alongside my professional activities. I must express my heartfelt thanks to Ana Beatriz and Olivier. Their friendship and warmth made my arrival in France a much more welcoming and heartwarming experience.

To the incredible team at the Submarine Technology Laboratory (COPPE/UFRJ). Each one of you has contributed invaluable to this work. I feel as though we wrote every word of this thesis together, and the teachings you've imparted will be eternally carried with me: Ana Paula de Souza, Antônio Robson, Prof. Bianca Pinheiro, Caroline Ferraz, Cristiane Silva, Danielle Da Fonseca, Elias Sérgio, Flávio Edgar, Prof. Ilson Paranhos, João Fabrício, José Roberto Lima, Juseverck Júnior, Livia Castilho, Prof. Luciana Loureiro, Luciano Crespo, Marcelo Costa, Marcelo Martins, Marcos Pedreira, Prof. Paulo

Camara, Paulo Roberto, Reinaldo Merendaz, Renan Lima, Ricardo Oliveira, Roberto Ferreira, Prof. Theodoro Antoun Netto, and Wulf Otto.

To my colleagues from the Ocean Engineering program, whose presence enriched my academic and personal journey: Alexandre Paranhos, Carlos Quispe, Eldred Villacrés, Juca Feng, Giancarlo Franko, John Chujutalli, José Luis Parraga, Katherine Beltrán, Paulo Paz, Ricardo Lima, and Victor Palma. A special mention to Prof. Chen An, Prof. Guangming Fu, Huarong Cheng, and Jiankun Yang; our interactions and exchanges of knowledge were vital for a deeper understanding of the core material of this thesis: SHCC.

To Prof. Romildo Toledo Dias Filho for opening the doors of the Structures Laboratory (LABEST) of the Civil Engineering Program. His technical team, with their excellence and warmth, provided a nurturing environment for the completion of this work. I am equally grateful for the valuable lessons in the courses on Cement-based Composite Materials and Scientific Dosage of Cementitious Materials, the latter taught in collaboration with Prof. Eduardo Fairbairn. These courses were pivotal to the conception and development of this thesis.

Lastly, I thank my colleagues from Bureau Veritas Brazil. It was a privilege to work alongside such dedicated professionals. Especially, I thank José Viuge, for his invaluable MATHCAD lessons, and Renato Barros, for his warm welcome when I joined the team.

This study was financed in part by the Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Programa Ciências do Mar II.

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

DUTO SANDUÍCHE: VIABILIDADE TÉCNICA EM DUTOS SUBMARINOS PARA EXPORTAÇÃO DE GÁS

Claudio Moura Paz

Agosto/2023

Orientadores: Marcelo Igor Lourenço de Souza
Segen Farid Estefen

Programa: Engenharia Oceânica

Neste estudo avaliou-se o desempenho de dutos sanduíche para aplicações submarinas, em particular gasodutos, propondo-os como uma solução técnica e econômica em comparação aos dutos de parede simples. Protótipos em escala real foram fabricados e submetidos a testes no Laboratório de Tecnologia Submarina (COPPE/UFRJ), considerando critérios como colapso, propagação do colapso e instalação pelo método carretel. Tais testes possibilitaram uma análise numérico-experimental rigorosa, visando calibrar uma ferramenta que reflete o comportamento estrutural do duto sanduíche através do método dos elementos finitos no software ABAQUS. Após validação, um estudo paramétrico focado em flambagem lateral foi conduzido, com ênfase no estado limite de flambagem local controlada por deslocamento (DCC). Paralelamente, uma análise comparativa de resistência ao colapso e custos foi realizada, destacando os benefícios estruturais e financeiros do duto sanduíche em relação ao duto de parede simples.

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

SANDWICH PIPE: TECHNICAL VIABILITY IN SUBSEA GAS PIPELINES

Claudio Moura Paz

August/2023

Advisors: Marcelo Igor Lourenço de Souza
Segen Farid Estefen

Department: Ocean Engineering

In this study, the performance of sandwich pipes for subsea applications, in particular gas pipelines, was evaluated, proposing them as a technical and economical solution compared to single-walled pipes. Full-scale prototypes were manufactured and subjected to tests at the Subsea Technology Laboratory (COPPE/UFRJ), considering criteria such as collapse, propagation buckling, and installation using the Reel-Lay method. These tests allowed for a rigorous numerical-experimental analysis, aiming to calibrate a tool that reflects the structural behavior of the sandwich pipe through the finite element method in the ABAQUS software. After validation, a parametric study focused on lateral buckling was conducted, emphasizing the displacement controlled local buckling limit state (DCC). Concurrently, a comparative analysis of collapse resistance and costs was carried out, highlighting the structural and financial benefits of the sandwich pipe compared to the single-walled pipe.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Contexto: A produção de gás natural no Pré-sal brasileiro.....	1
1.2	Motivação e Objetivos	5
1.3	Organização da tese	6
1.4	Contribuições da tese	7
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	8
2.1	Dimensionamento de dutos rígidos.....	8
2.2	Instalação e Pré-comissionamento de dutos rígidos	20
2.3	Interação solo-duto	27
2.3.1	<i>Enterramento do duto</i>	29
2.3.2	<i>Resistência axial do solo</i>	31
2.3.3	<i>Resistência lateral do solo</i>	34
2.4	Flambagem global de dutos rígidos	35
2.5	Histórico do duto sanduíche	46
2.6	Materiais compósitos à base de cimento.....	57
3	TESTES EXPERIMENTAIS	69
3.1	Fabricação dos protótipos	70
3.2	Flexão dos protótipos.....	78
3.3	Pressurização externa dos protótipos	83
3.3.1	<i>Pressão de colapso</i>	84
3.3.2	<i>Colapso propagante</i>	92
4	VALIDAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL	99
4.1	Comportamento mecânico (SHCC).....	100
4.1.1	<i>Tração direta (SHCC)</i>	101
4.1.2	<i>Compressão uniaxial (SHCC)</i>	106
4.1.3	<i>Flexão em quatro pontos (SHCC)</i>	108
4.2	Comportamento estrutural (DS).....	110
4.2.1	<i>Flexão dos protótipos (DS)</i>	112
4.2.2	<i>Pressão de colapso (DS)</i>	117
5	ESTUDO PARAMÉTRICO	124
5.1	Interação solo-duto	125

5.1.1	<i>Caracterização geológica</i>	125
5.1.2	<i>Resultados da interação solo-duto</i>	136
5.2	Flambagem lateral.....	139
5.2.1	<i>Metodologia</i>	140
5.2.2	<i>Resultados da flambagem lateral</i>	148
5.3	Resistência ao colapso e custos.....	164
5.3.1	<i>Análise estrutural</i>	164
5.3.2	<i>Análise de custos</i>	165
5.3.3	<i>Resultados gerais</i>	170
6	CONCLUSÕES	172
6.1	Sumário	172
6.2	Conclusões	173
6.3	Trabalhos Futuros	175
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	176
	APÊNDICE A: Caracterização dos Materiais	181

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1: Polígono do Pré-Sal [1].	2
Figura 1-2: Alternativas Tecnológicas para a Utilização do Gás [2].	2
Figura 1-3: Atividade de E&P abaixo da camada de Sal [1].	3
Figura 1-4: Rotas de escoamento da produção de gás no litoral brasileiro [1].	4
Figura 2-1: Resultados experimentais de dutos com 4 polegadas [4].	8
Figura 2-2: Aparato utilizado para pressurizar as amostras [4].	9
Figura 2-3: Amostra com 16 lobes [5].	10
Figura 2-4: Representação gráfica da equação desenvolvida por Von Mises [5].	10
Figura 2-5: (a) Desenho esquemático de um ensaio de compressão na seção transversal de um anel em suas configurações: inicial e final e (b) típica curva de força vs deslocamento do ensaio [9].	12
Figura 2-6: Atuação de enrijecedores durante um ensaio hidrostático [16].	13
Figura 2-7: (a) Duto PiP intacto e (b) Duto PiP colapsado [20]-[21].	14
Figura 2-8: Desenho esquemático do método <i>S-Lay</i> [24].	21
Figura 2-9: Desenho esquemático do método <i>J-Lay</i> de instalação e os carregamentos associados à instalação [25].	22
Figura 2-10: Desenho esquemático do método <i>Reel-Lay</i> [25].	23
Figura 2-11: Histórico de carregamento de momento-curvatura durante todo o processo de instalação do método <i>Reel-Lay</i> [25].	24
Figura 2-12: Desenhos esquemáticos dos tipos de instalação pelo método <i>Tow</i> : (a) Reboque de superfície, (b) Reboque de profundidade controlada, (c) Reboque fora do fundo e (d) Reboque de fundo [25].	25
Figura 2-13: Inspeção à laser de dutos rígidos por ROV.	27
Figura 2-14: Área da seção transversal enterrada do duto no solo [28].	30
Figura 2-15: Desenho esquemático da resistência axial [28].	31
Figura 2-16: Parâmetros da taxa de resistência à interface não-drenada [31].	32
Figura 2-17: Dados utilizados para obtenção dos ângulos de atrito da interface drenada [31].	33
Figura 2-18: Desenho esquemático da resistência lateral [28].	34
Figura 2-19: Tipos de flambagem global: (a) Flambagem vertical (<i>upheaval buckling</i>) [32] e (b) Flambagem lateral (<i>lateral buckling</i>) [33].	36
Figura 2-20: Fluxograma de projeto de dutos rígidos [28].	36
Figura 2-21: Cobrimento de um duto submarino [34].	37
Figura 2-22: Detalhes do acidente com o duto PE-2 [41]: (a) Deslocamento lateral pós flambagem (4,5 m) e (b) Detalhe na falha do duto PE-2.	39
Figura 2-23: Força axial efetiva em duto submarino que sofreu flambagem [42].	40
Figura 2-24: Modos de flambagem [43].	40
Figura 2-25: Reação da alça de flambagem após aliviar a carga (<i>Shutdown</i>) [43].	41
Figura 2-26: Duto submarino com vários pontos de flambagem [42].	42
Figura 2-27: Dispositivos para atenuar deformações longitudinais causadas pela flambagem lateral: (a) <i>Spool</i> intermediário, (b) <i>Snake-lay</i> ou lançamento em zig-zag, (c) módulo de boias, (d) <i>sleepers</i> e (e) RCM [34], [42] e [44].	44

Figura 2-28: Configuração do duto sanduíche [45].....	46
Figura 2-29: (a) Duto sanduíche com anular de pasta de cimento e (b) Duto sanduíche com anular de polipropileno [47].	47
Figura 2-30:Aparato de preenchimento do anular do duto sanduíche com pasta de cimento [47].....	48
Figura 2-31: Aparato para injeção de polipropileno [47].....	49
Figura 2-32: Posicionamento das resistências elétricas [48].	50
Figura 2-33: Aplicação do dano na estrutura [49].	50
Figura 2-34: (a) Duto sanduíche antes do ensaio de cisalhamento e (b) Após o ensaio de cisalhamento [50].	51
Figura 2-35: (a) Duto sanduíche depois do ensaio de pressurização externa e (b) Curva típica de pressão vs volume do teste de propagação [58].	53
Figura 2-36: Duto sanduíche com anular de compósito à base de cimento reforçado com fibras de PVA depois do ensaio de pressurização externa [59].....	54
Figura 2-37: (a) Detalhe das camadas do duto sanduíche com anular de PVDF e (b) Realização do dano controlado na estrutura [61].	54
Figura 2-38: (a) <i>Set-up</i> do ensaio de análise da adesão e (b) Modelagem numérica do ensaio [73].	56
Figura 2-39: (a) FRP e (b) FRC [75].	57
Figura 2-40: Tipos de fibras: (a) Descontínua unidirecional, (b) Descontínua randômica, (c) Contínua unidirecional e (d) Contínua bidirecional [75].	58
Figura 2-41: Formato das fibras de aço [75].	60
Figura 2-42: Tipos de arranjo: (a) Unidirecional com fibras contínuas, (b) Bidirecional com fibras descontínuas, (c) Bidirecional com fibras contínuas e (d) Tridirecional com fibras descontínuas [75].	61
Figura 2-43: Comportamento mecânico do material à base de cimento sob tração: (a) Material convencional, (b) Compósito com <i>strain-softening</i> e (c) Compósito com <i>strain-hardening</i> [76].	63
Figura 2-44: Influência das fibras na fissuração da matriz [77].	64
Figura 2-45: UHPFRC com 2% de fibras de aço [79].	66
Figura 2-46: Classificação do material sob tração e flexão [80].	67
Figura 2-47: Aplicações do FRC [81]-[82].	68
Figura 3-1: Fluxograma dos testes experimentais.	69
Figura 3-2: (a) Preparação dos tubos para o mapeamento, (b) Mapeamento do duto com o auxílio do braço FaroArm e (c) Elipse ajustada pelo software CAM2.	71
Figura 3-3: (a) Medição por micrômetro e (b) Medição por ultrassom.....	72
Figura 3-4: Fluxograma da obtenção de parâmetros nas três etapas de mapeamento....	72
Figura 3-5: (a) Molde do centralizador, (b) Molde do centralizador preenchido com SHCC, (c) Desenho esquemático do centralizador e (d) Centralizador produzido.	73
Figura 3-6: (a) Mistura após adição da água, (b) Mistura após adição do superplastificante, (c) As fibras são depositadas randomicamente e (d) Mistura após adição de fibras.	75
Figura 3-7: Ensaio de espalhamento do compósito.	75

Figura 3-8: (a) Limpeza das superfícies com solvente, (b) Tubo interno posicionado dentro do tubo externo, (c) Montagem com o plugue inferior e (d) Tubo interno acomodado no plugue inferior.....	76
Figura 3-9: (A) Dutos verticalizados para deposição do material no anular (b) Motores de indução de vibração na superfície dos dutos, (c) SHCC sendo vertido no anular entre os tubos interno e externo e (d) Resultados da fabricação do duto sanduíche após 28 dias.	77
Figura 3-10: (a) Protótipo seccionado próximo a região do centralizador e (b) Corte transversal na canaleta externa do DS para avaliação visual.....	78
Figura 3-11: Desenho esquemático do aparato de dobramento.....	79
Figura 3-12: <i>Strain-gages</i> posicionadas na superfície do protótipo.	80
Figura 3-13: Etapas do simulador de instalação pelo método <i>Reel-Lay</i> : (a) Flexão do duto, (b) Retificação do duto e (c) Retorno elástico ao fim do teste.	81
Figura 3-14: Resultados do teste de flexão no protótipo DS-A2-R.....	82
Figura 3-15: Câmara hiperbárica horizontal.....	83
Figura 3-16: Sistema de controle e monitoramento dos testes de pressurização.....	84
Figura 3-17: Resultados do teste de colapso (geometrias DS-A).....	89
Figura 3-18: Resultados do teste de colapso (geometrias DS-B).....	89
Figura 3-19: Configuração do teste de colapso com a presença de hastes no protótipo DS-A1-a.	90
Figura 3-20: (a) Protótipos DS-A1-a (posição inferior na imagem) e DS-A1-b (posição superior na imagem) colapsados e (b) Protótipo DS-B1-R colapsado.	92
Figura 3-21: (a) Prensa hidráulica utilizada para realizar o dano na superfície do protótipo, (b) Dano na superfície do protótipo e (c) Mapeamento da imperfeição causada pelo dano.	93
Figura 3-22: Desenho esquemático do teste de propagação do colapso.....	94
Figura 3-23: (a) Protótipo DS-A1-c sendo posicionado no interior da câmara hiperbárica, (b) Conexão entre a tampa que está vedando o protótipo e a tampa da câmara hiperbárica e (c) Protótipo DS-A1-c após teste de propagação.	95
Figura 3-24: Resultados do teste de colapso propagante (geometrias DS-A).	96
Figura 3-25: Resultados do teste de colapso propagante (geometrias DS-B).	96
Figura 3-26: Protótipo DS-A3-b testado intacto para colapso propagante.....	97
Figura 3-27: (a) Protótipo DS-B1-R colapsado e (b) Protótipo DS-B1-R-PC após colapso propagante.	97
Figura 3-28: (a) Protótipo DS-A3-a colapsado e (b) Protótipo DS-A3-a-PC após colapso propagante.	98
Figura 4-1: Fluxograma do processo de validação por simulações numéricas.	100
Figura 4-2: Aspectos gerais do modelo de tração: (a) Modelo de tração, (b) <i>Set-up</i> do ensaio experimental e (c) Geometrias do corpo de prova.	102
Figura 4-3: Condições de contorno e malha do modelo de tração: (a) Simetria em x, (b) Simetria em z, (c) Restrição de deslocamento ($U_2=0$) e (d) Malha adotada no modelo de tração (C3D20).	103
Figura 4-4: CDP sob carregamentos uniaxiais de tração e compressão [86]: (a) Tração direta e (b) Compressão uniaxial.....	104

Figura 4-5: Correlação numérico-experimental do ensaio de tração direta (SHCC). ..	105
Figura 4-6: Condições de contorno e malha do modelo de compressão uniaxial: (a) Deslocamento durante a análise, (b) Restrição de deslocamentos e rotações, (c) Visualização geral do modelo e (d) Malha adotada no modelo de compressão (C3D10).	107
Figura 4-7: Correlação numérico-experimental do teste de compressão uniaxial (SHCC).	108
Figura 4-8: Condições de contorno e malha do modelo de flexão: (a) Deslocamento durante a análise, (b) Restrição de deslocamento no atuador, (c) Restrição de deslocamento nas bases e (d) Malha adotada no modelo de flexão (C3D8R).	109
Figura 4-9: Correlação numérico-experimental do teste de flexão em quatro pontos (SHCC): (a) <i>Set-up</i> do ensaio experimental, (b) Análise numérica e (c) Comparação dos resultados.	110
Figura 4-10: <i>Set-up</i> do teste experimental para medição da resistência ao cisalhamento entre as camadas [73].	111
Figura 4-11: Aspectos gerais do modelo numérico de flexão dos protótipos de DS: (a) Simetria em x, (b) Simetria em z, (c) Condições de contorno no molde de flexão, (d) Condições de contorno no molde de retificação, (e) <i>Kinematic coupling</i> no ponto de referência do “flange”, (f) Condições de contorno no “flange”, (g) Deslocamento 1: na direção do molde de flexão e (h) Deslocamento 2: na direção do molde de retificação.	114
Figura 4-12: Correlação numérico-experimental do ensaio de flexão do duto sanduíche.	115
Figura 4-13: Teste experimental vs modelo numérico: (a) Dobramento do duto e (b) Retificação do duto.	116
Figura 4-14: Método RIKS [86].	117
Figura 4-15: Aspectos gerais do modelo de colapso: (a) Simetria em x, (b) Simetria em y, (c) Contato entre as camadas externa metálica e o anular de SHCC, (d) Contato entre as camadas interna metálica e o anular de SHCC, (e) Carregamento de pressão e (f) Malha adotada (CPE8).	118
Figura 4-16: Correlação numérico-experimental da pressão de colapso: (a) Geometrias do tipo DS-A e (b) Geometrias do tipo DS-B.	123
Figura 5-1: Fluxo das análises desenvolvidas na tese.	124
Figura 5-2: Dados brutos do peso específico natural.	126
Figura 5-3: Tratamento estatístico dos dados de peso específico natural.	127
Figura 5-4: Curva bilinear utilizada em cada estimativa para o peso específico natural.	127
Figura 5-5: Dados no MATHCAD (peso específico natural).	128
Figura 5-6: Dados brutos da resistência não-drenada do solo.	129
Figura 5-7: Tratamento estatístico dos dados da resistência não-drenada do solo.	129
Figura 5-8: Curva bilinear utilizada em cada estimativa para a resistência não-drenada do solo.	130
Figura 5-9: Dados no MATHCAD (resistência não-drenada do solo).	131
Figura 5-10: Dados brutos da sensibilidade do solo.	131

Figura 5-11: Tratamento estatístico dos dados de sensibilidade do solo.....	132
Figura 5-12: Dados no MATHCAD (resistência não-drenada remoldada do solo).....	133
Figura 5-13: Parâmetros da taxa de resistência à interface não-drenada: (a) Dados obtidos através da literatura [31] e (b) Dados considerados (<i>smooth surfaces</i>).	133
Figura 5-14: Tratamento estatístico dos parâmetros da taxa de resistência à interface não-drenada.	134
Figura 5-15: Dados utilizados para obtenção dos ângulos de atrito da interface drenada: (a) Dados obtidos através da literatura [31] e (b) Dados considerados (<i>smooth surfaces</i>).	135
Figura 5-16: Tratamento estatístico para obtenção dos ângulos de atrito da interface drenada.	135
Figura 5-17: Resultados do comportamento lateral do solo: (a) Instalação, (b) Teste hidrostático e (c) Condição incidental.....	138
Figura 5-18: (a) Duto sanduíche e (b) PiP do tipo “bonded” [95].....	139
Figura 5-19: Fluxograma do estudo paramétrico.	141
Figura 5-20: Ilustração dos elementos de malha utilizados na análise numérica.....	143
Figura 5-21: Ilustração dos elementos de malha utilizados na análise numérica.....	143
Figura 5-22: Desalinhamento lateral (OOS) imposto no modelo.....	144
Figura 5-23: Instalação da linha submarina no modelo numérico.....	145
Figura 5-24: (a) Deslocamento lateral desenvolvido e (b) Visão da deformada do deslocamento lateral.	146
Figura 5-25: Deslocamento axial ao longo do comprimento do duto sanduíche para o caso M_3 (f_A^{BE}/f_L^{UE}).	149
Figura 5-26: Deslocamento axial ao longo do comprimento do duto sanduíche para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).	149
Figura 5-27: Força axial efetiva ao longo do comprimento do duto sanduíche para o caso M_3 (f_A^{BE}/f_L^{UE}).	150
Figura 5-28: Força axial efetiva e temperatura associada no pico da alça de flambagem para o caso M_3 (f_A^{BE}/f_L^{UE}).	151
Figura 5-29: Força axial efetiva ao longo do comprimento do duto sanduíche para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).	152
Figura 5-30: Força axial efetiva e temperatura associada no pico da alça de flambagem para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).	152
Figura 5-31: Deslocamento lateral para o caso M_3 (f_A^{BE}/f_L^{UE}).	153
Figura 5-32: Força axial efetiva e deslocamento lateral associado no pico da alça de flambagem para o caso M_3 (f_A^{BE}/f_L^{UE}).	154
Figura 5-33: Deslocamento lateral e temperatura associada no pico da alça de flambagem para o caso M_3 (f_A^{BE}/f_L^{UE}).	154
Figura 5-34: Deslocamento lateral no para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).	155
Figura 5-35: Força axial efetiva e deslocamento lateral associado no pico da alça de flambagem para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).	155
Figura 5-36: Deslocamento lateral e temperatura associada no pico da alça de flambagem para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).	156

Figura 5-37: Deformação axial (%) para o caso M ₃ : (a) Camada interna, (b) Camada anular e (c) Camada externa.	157
Figura 5-38: Deformação axial (%) para o caso M _{BE} : (a) Camada interna, (b) Camada anular e (c) Camada externa.	158
Figura 5-39: Tensão longitudinal (MPa) para o caso M ₃ : (a) Camada interna, (b) Camada anular e (c) Camada externa.	160
Figura 5-40: Tensão longitudinal (MPa) para o caso M _{BE} : (a) Camada interna, (b) Camada anular e (c) Camada externa.	161
Figura 5-41: Tensão pelo critério de Von Mises (MPa) para o caso M ₃ : (a) Camada interna e (b) Camada externa.	162
Figura 5-42: Tensão pelo critério de Von Mises (MPa) para o caso M _{BE} : (a) Camada interna e (b) Camada externa.	163
Figura 5-43: Modelos numéricos da análise estrutural: (a) Duto de parede simples e (b) Duto sanduíche.	164
Figura 5-44: Aço API 5L X65 [96].	166
Figura 5-45: (a) Cimento CII-F32 [97] e (b) Areia fina [98].	167
Figura 5-46: Cinza volante [99].	167
Figura 5-47: Glenium 51 [100].	168
Figura 5-48: VMA [101].	168
Figura 5-49: Fibras de PVA [102].	169
Figura 5-50: (a) Duto sanduíche vs duto de parede simples e (b) A contribuição de cada camada no custo total do duto sanduíche.	171

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1: Características de espessura de parede.....	19
Tabela 2-2: Deslocamentos axiais de mobilização [28].	33
Tabela 2-3: Deslocamentos laterais de mobilização [28].	35
Tabela 2-4: Critérios para carregamento combinado [23].	45
Tabela 2-5: Visão geral dos casos de sensibilidade para dutos expostos [23].	46
Tabela 2-6: Composição da pasta de cimento usada na fabricação dos dutos [47].	47
Tabela 2-7: Comparação de custos considerando apenas os insumos [67].	55
Tabela 2-8: Influência dos constituintes no compósito à base de cimento [78].	65
Tabela 3-1: Geometrias nominal dos protótipos.....	70
Tabela 3-2: Proporcionalidade das misturas do SHCC (kg/m ³).	74
Tabela 3-3: Mapeamento das imperfeições da geometria DS-A (Tabela 3-1).	85
Tabela 3-4: Espessuras de parede dos tubos do DS-A2.	86
Tabela 3-5: Espessuras de parede dos tubos do DS-A3.	86
Tabela 3-6: Mapeamento das imperfeições da geometria DS-B (Tabela 3-1).	87
Tabela 3-7: Espessuras de parede dos tubos do DS-B2.	87
Tabela 3-8: Espessuras de parede dos tubos do DS-B3.	88
Tabela 3-9: Resultados gerais dos testes de pressão de colapso (P_{co}).	88
Tabela 3-10: Direção das ovalizações.	91
Tabela 4-1: Condições de contorno do modelo de flexão dos protótipos.	115
Tabela 4-2: Resultados numéricos da geometria do tipo DS-A para cada seção.	120
Tabela 4-3: Resultados numéricos da geometria do tipo DS-B para cada seção.	121
Tabela 4-4: Resultados da correlação numérico-experimental da resistência ao colapso (P_{co}).	122
Tabela 5-1: Peso específico natural.	128
Tabela 5-2: Resistência não-drenada do solo.	130
Tabela 5-3: Parâmetros da condição não-drenada.	134
Tabela 5-4: Parâmetros do duto em diferentes fases.	136
Tabela 5-5: Parâmetros do solo para as fases de instalação, teste hidrostático e condição incidental	137
Tabela 5-6: Dados do duto sanduíche.....	142
Tabela 5-7: Parâmetros adotadas nas análises de flambagem lateral [28].	147
Tabela 5-8: Resultados das análises de flambagem lateral: força axial efetiva, deslocamento lateral e deformação longitudinal (ϵ_{long}).	148
Tabela 5-9: Resultados das análises de flambagem lateral: tensão longitudinal (σ_{long}) e tensão de Von Mises (σ_{VM}).	148
Tabela 5-10: Resultados da análise de resistência ao colapso.....	165
Tabela 5-11: Custo considerado para cada componente na produção do SHCC.	169
Tabela 5-12: Custo dos materiais.	169
Tabela 5-13: Resultados da rigidez à flexão (duto de parede simples vs duto sanduíche).	170
Tabela 5-14: Resultados gerais (duto de parede simples vs duto sanduíche).	170

NOMENCLATURA

ALS	<i>Accidental limit state</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BE	<i>Best estimate</i>
CDP	<i>Concrete Damaged Plasticity</i>
CPT	<i>Cone Penetration Test</i>
DCC	<i>Displacement controlled condition</i>
DNV	<i>Det Norske Veritas</i>
DS	Duto sanduíche
ECC	<i>Engineered Cementitious Composite),</i>
FLS	<i>Fatigue limit state</i>
FRC	<i>Fibre-reinforced concrete</i>
FRP	<i>Fibre-reinforced polymers</i>
HP/HT	<i>High pressure and high temperarute</i>
JIP	<i>Joint Industry Project</i>
JSCE	<i>Japan Society of Civil Engineers</i>
KP	<i>Kilometer point</i>
LCC	<i>Load controlled condition</i>
LE	<i>Lower estimate</i>
LTS	Laboratório de Tecnologia Submarina
MEF	Método dos elementos finitos
MEG	<i>Mono ethylene glycol</i>
OOS	<i>Out-of-straightness</i>

PA	Poliamida
PC	Policarbonato
PE	Polietileno
PEEK	Poli-éter-éter-cetona
PiP	<i>Pipe-in-pipe</i>
PP	Polipropileno
PVA	Poli (álcool vinílico)
PVDF	Fluoreto de polivinilideno
RCM	<i>Residual Curvature Method</i>):
ROV	<i>Remote operated vehicle</i>
SHCC	<i>Strain-Hardening Cementitious Composites</i>
SLS	<i>Serviceability limit state</i>
UE	<i>Upper estimate</i>
UHPFRC	<i>Ultra high performance fibre reinforced concrete</i>
ULS	<i>Ultimate limit state</i>
UPFRC	<i>Ultra performance fibre reinforced concrete</i>
VAS	<i>Virtual anchor spacing</i>

1 INTRODUÇÃO

Os recentes acontecimentos no cenário mundial, como a guerra na Ucrânia e os movimentos geopolíticos na tentativa de mudar o eixo econômico global, desencadearam uma grande crise energética nos países democráticos. Países como a Alemanha, que sempre tiveram forte protagonismo em energias renováveis dentro da União Europeia, foram obrigados a reativar suas usinas de linhito (carvão) devido ao corte no fornecimento de gás russo.

Para os países que não foram diretamente afetados pela crise energética, essa situação serviu como alerta sobre a importância da diversidade no fornecimento de energia. Para nações que exploram esse recurso, como o Brasil, isso representa uma janela de oportunidades para novos negócios.

O Brasil tem se destacado no desenvolvimento da indústria *offshore*, especialmente nos campos do Pré-Sal, uma região rica em reservas de petróleo e gás natural situada na costa brasileira. Para otimizar a exploração desses recursos, o país planeja expandir sua malha de gasodutos, facilitando assim o escoamento e transporte do gás natural produzido na área.

1.1 Contexto: A produção de gás natural no Pré-sal brasileiro

O Pré-Sal abrange uma vasta área oceânica que margeia os estados de Santa Catarina, Paraná, São Paulo, Rio de Janeiro e Espírito Santo. Ele é caracterizado por uma superfície poligonal com 800 km de extensão e 200 km de largura (Figura 1-1). Sua descoberta impulsionou a exploração de petróleo no Brasil. Prova disso são os dados de 2016, que indicaram que, apenas nessa região, o volume de óleo e gás produzido atingiu a marca de 1,5 milhões de boe por dia. Durante esse período, essa quantidade representou 46% da produção nacional total [1].



Figura 1-1: Polígono do Pré-Sal [1].

Devido à elevada produção de gás associado e visando otimizar o aproveitamento das reservas de gás natural em áreas com características do Pré-Sal, diversas medidas estão sendo adotadas. Entre elas, destacam-se a regulação da pressão interna nos reservatórios, o aumento do varrido através da injeção de gás e a geração de energia. Mais detalhes podem ser observados na Figura 1-2:

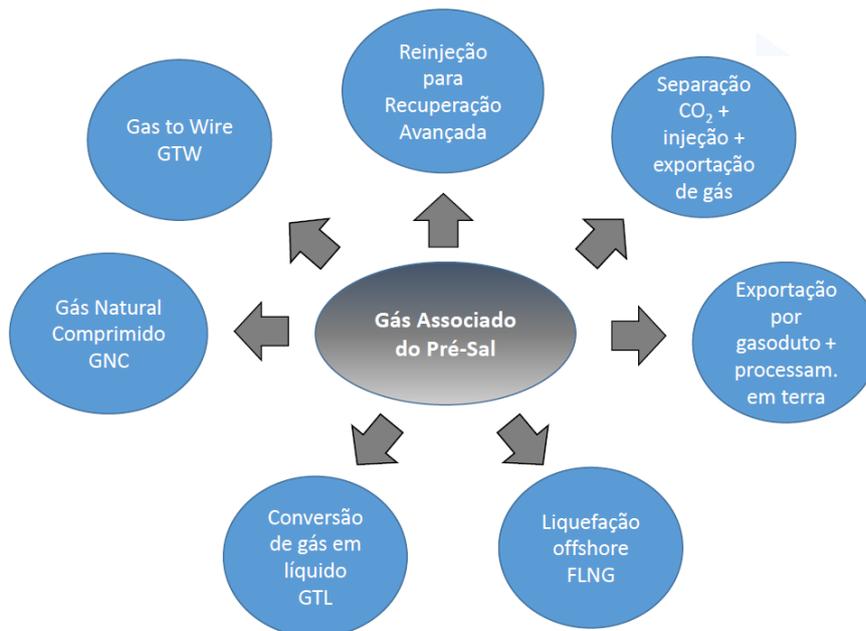


Figura 1-2: Alternativas Tecnológicas para a Utilização do Gás [2].

No início da exploração do pré-sal, a utilização do gás associado para manter a pressão interna nos reservatórios e para aumentar a recuperação de óleo era predominante. No entanto, essa alternativa apresenta incertezas técnicas geológicas, especialmente no que se refere ao nível ideal de injeção de gás natural devido à camada de sal (como ilustrado na Figura 1-3). Paralelamente, a opção de comercialização, por meio da exportação via gasodutos e processamento *onshore*, vem se destacando em relação a essa e outras medidas.

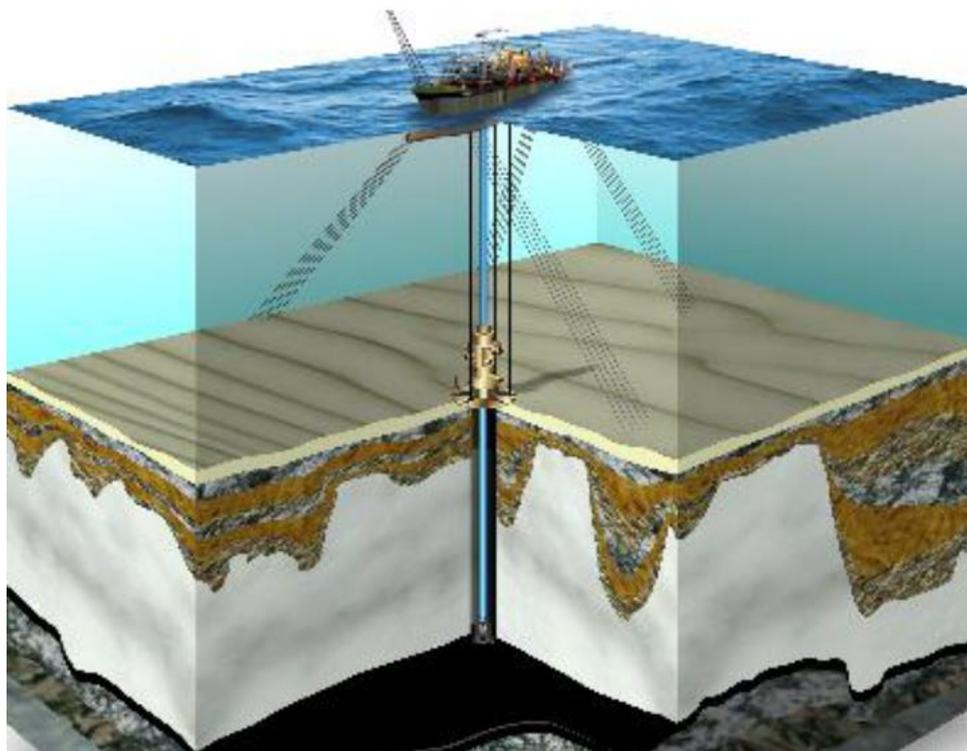


Figura 1-3: Atividade de E&P abaixo da camada de Sal [1].

Por outro lado, a utilização de gasodutos demanda especificações técnicas rigorosas, levando em conta as condições extremas às quais esses equipamentos submarinos são submetidos. Eles precisam lidar com altas pressões hidrostáticas relacionadas às profundidades onde os campos do pré-sal estão localizados, além da distância da costa, que é de cerca de 300 km. Devido a esses desafios de operação em águas profundas e as particularidades da região do pré-sal, os equipamentos de transporte de gás têm custos significativamente mais altos.

Uma malha de escoamento de gás diversificada pode beneficiar a indústria nacional de gás natural. Atualmente, o Brasil possui dois gasodutos de escoamento originários do pré-sal em operação: Gasoduto Rota 1 e Gasoduto Rota 2.

O Gasoduto Rota 1, com 359 km de extensão, opera desde 2011 e conecta os campos de Lula e Sapinhoá ao gasoduto entre o campo de Mexilhão e a UPGN de Caraguatatuba, em São Paulo. O Gasoduto Rota 2, que começou suas operações em fevereiro de 2016, liga a região de Santos ao Terminal de Tratamento de Gás de Cabiúnas, em Macaé (RJ). Com 401 km de extensão, ele foi instalado em profundidades variando do nível da praia até 2250 m de profundidade, sendo o gasoduto submarino de maior extensão em operação no Brasil.

Dando continuidade a seus investimentos na área, a Petrobras está finalizando o Gasoduto Rota 3, com previsão de início das operações em 2024. Com cerca de 355 km de extensão, ele conectará o campo de Búzios e outros campos da cessão onerosa à UPGN do Complexo Petroquímico do Rio de Janeiro (COMPERJ), em Itaboraí. A Figura 1-4 ilustra a localização desses gasodutos no litoral brasileiro.

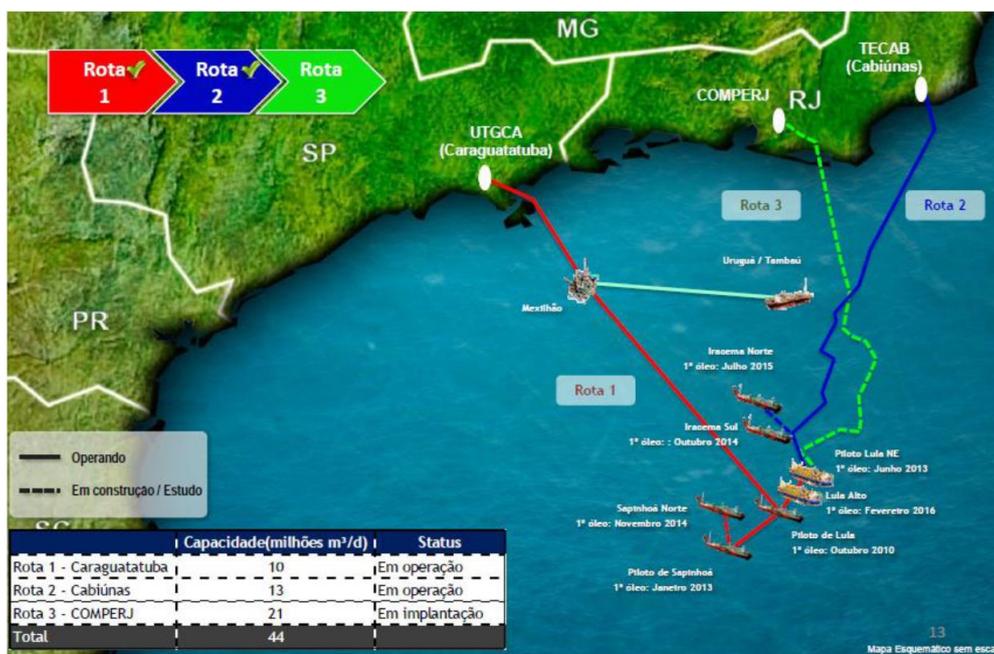


Figura 1-4: Rotas de escoamento da produção de gás no litoral brasileiro [1].

Além dos projetos já mencionados, a Petrobras tem planos para a implementação de mais três gasodutos. Esses novos empreendimentos reafirmam o compromisso da empresa em ampliar e diversificar a malha de escoamento de gás, consolidando a infraestrutura energética nacional.

Uma das rotas planejadas é o Gasoduto Rota 4, destinado a conectar a produção do Pré-Sal à Praia Grande, no litoral de São Paulo. Com uma extensão aproximada de 275 km, permitirá a distribuição do gás natural para uma região altamente populosa e

industrializada, contribuindo para o fornecimento de energia e fomentando o desenvolvimento econômico regional [3].

O Gasoduto Rota 5 é outro projeto significativo, que ligará a produção de gás natural do Pré-Sal ao Porto do Açu, situado no Norte do Rio de Janeiro. O Porto do Açu representa uma das principais bases logísticas do país, capacitado para receber grandes embarcações e apoiar atividades do setor de petróleo e gás. Esta conexão potencializará a exportação do gás natural brasileiro para outros mercados internacionais, reforçando a posição do Brasil como um *player* energético relevante.

Há também planos para a construção da Rota 6, conectando o polo de produção do Pré-Sal ao Porto Central, em Presidente Kennedy, Espírito Santo. O Porto Central é projetado para ser um *hub* logístico crucial para a indústria de óleo e gás, com infraestrutura pronta para manusear e exportar grandes volumes de produtos, incluindo petróleo e gás. Esta rota ampliará as oportunidades de exportação de gás natural, fortalecendo ainda mais a posição do Brasil no cenário energético internacional.

Com a implementação dessas novas rotas de gasoduto, o Brasil vislumbra a diversificação de suas opções de transporte de gás natural, assegurando a confiabilidade do fornecimento e expandindo as oportunidades de negócios no mercado global de energia.

1.2 Motivação e Objetivos

A tese de doutorado foi motivada pelo desejo de investigar a viabilidade técnica da utilização de dutos sanduíche com núcleo de compósito à base de cimento (SHCC) reforçados com 2% fibras de PVA como gasodutos. Para atingir essa meta, os seguintes objetivos foram estabelecidos:

- i. Realizar uma reprodução numérica do comportamento estrutural do compósito, correlacionando-a com análises experimentais;
- ii. Simular numericamente o comportamento estrutural do duto sanduíche, comparando os resultados com observações experimentais;
- iii. Conduzir um estudo paramétrico sobre a flambagem lateral do duto sanduíche;
- iv. Realizar uma análise de custos associada ao material utilizado na produção dessa tecnologia.

1.3 Organização da tese

O Capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica, abordando conceitos cruciais sobre os desafios relacionados à operação de dutos rígidos em águas profundas. O capítulo também traça um histórico do duto sanduíche e explora os aspectos gerais do compósito à base de cimento.

O Capítulo 3 detalha a fase experimental do trabalho, que inclui a fabricação dos protótipos, testes de flexão (simulando a instalação) e pressurização externa. Estes experimentos geraram parâmetros essenciais para a calibração numérica do comportamento estrutural do duto sanduíche.

O Capítulo 4 se aprofunda no estudo numérico baseado nos experimentos anteriores. A validação dos resultados experimentais é realizada por meio de uma correlação numérico-experimental. Para as análises, empregou-se o software de elementos finitos ABAQUS [86].

No Capítulo 5 um estudo paramétrico do duto sanduíche é apresentado com foco em sua resposta à flambagem lateral. O software ABAQUS [86] foi novamente utilizado para avaliar o comportamento do duto. Parâmetros necessários, derivados da interação solo-duto, foram adquiridos com o apoio do software MATHCAD [90]. O capítulo também examina a resistência última ao colapso via método de elementos finitos (MEF) e discorre sobre os custos associados à produção da estrutura.

Por fim, o Capítulo 6 reúne as conclusões e propõe direções para futuras investigações.

1.4 Contribuições da tese

As principais contribuições desta tese incluem:

- i. Confirmar a viabilidade da fabricação dos protótipos em escala real: a tese contou com vasto material experimental que foi meticulosamente executado desde as fases de preparação dos protótipos (mapeamento das imperfeições iniciais - ovalização), produção do compósito para preenchimento do anular, corpos de provas extraídos para caracterização dos materiais envolvidos na fase experimental, até os testes de flexão (simulação da instalação pelo método carretel), colapso e propagação do colapso nos protótipos;
- ii. Estabelecer de uma metodologia para caracterização dos materiais: O detalhamento da metodologia para uma caracterização numérica desses materiais está presente no **APÊNDICE A**. Esta fase foi de extrema importância para garantir uma sólida correlação numérico-experimental;
- iii. Analisar numericamente a flambagem lateral em dutos sanduíche: A tese preenche uma lacuna no campo de estudo, visto que, até então, não havia literatura abordando este específico tema. Apesar de existirem estudos sobre flambagem lateral em duto rígidos do tipo *pipe-in-pipe* (PiP), em nenhuma das referências analisadas o material anular foi tratado sob uma perspectiva estrutural.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A seguir é apresentada uma contextualização dos tópicos principais abordados na tese, visando fornecer ao leitor uma fundamentação teórica sobre os desafios associados à operação de dutos rígidos em águas profundas.

2.1 Dimensionamento de dutos rígidos

Em 1858, Fairbairn [4] estabeleceu-se como um dos pioneiros na investigação técnica do comportamento mecânico de dutos rígidos. Adotando uma abordagem metodológica rigorosa, ele conduziu experimentos focados na análise dos efeitos do colapso dessas estruturas. Seus primeiros resultados, elucidados na Figura 2-1, fornecem uma análise criteriosa sobre a correlação entre o comprimento do duto e a eficácia da implementação de anéis enrijecedores. Essas investigações iniciais de Fairbairn foram um marco referencial para estudos subsequentes na área de engenharia de dutos.

Mark.	No.	Diameter. inches.	Length. inches.	Thickness of plates. inch.	Pressure of collapse. lbs. per sq. in.	Remarks.
A.	1	4	19	.043	170	<p>N.B. The figures are drawn to a scale of $\frac{3}{8}$ in. = 1 ft. The cross-sections are taken through the line <i>a b</i>, where the collapse was greatest. The dotted lines show their form before they were subjected to experiment.</p>
B.	2	4	19	.043	137	
C.	3	4	40	.043	65	
D.	4	4	38	.043	65	
E.	5	4	60	.043	43	
F.	6	4	60	.043	140	

Figura 2-1: Resultados experimentais de dutos com 4 polegadas [4].

O cientista não se restringiu a um único tipo de teste. Explorou o colapso externo em amostras de duto, com foco no impacto da forma elíptica (ovalização) do duto na resistência ao colapso, e até realizou testes de pressurização interna, conhecidos como testes de explosão. Essas investigações iniciais conduziram ao desenvolvimento de soluções empíricas para a resistência ao colapso em dutos.

Fairbairn descreveu detalhadamente sua metodologia experimental em [4]. A Figura 2-2 apresenta o desenho esquemático do aparelho utilizado. Para garantir a

eficácia dos testes, o dispositivo precisava ser tanto resistente quanto amplo o suficiente para acomodar tubos grandes. O cilindro principal, feito de ferro fundido, tinha 8 pés de comprimento, 28 polegadas de diâmetro e 2 polegadas de espessura. Esse cilindro estava estrategicamente posicionado sobre um suporte para facilitar a remoção da tampa após cada teste. Canos conectavam uma bomba ao cilindro e aos manômetros. Para garantir a precisão da medição da pressão, Fairbairn usou dois tipos de manômetros e uma válvula de segurança.

As tampas do cilindro eram fixadas por parafusos e um cano especial, que passava pela tampa superior, permitia que o ar do duto escapasse durante o colapso, replicando assim as condições de uma caldeira. O cilindro era enchido com água por meio de uma bomba hidráulica. Em situações de alta pressão, o ar era liberado, e o teste de colapso era realizado apenas com água, garantindo uma pressão uniforme em todo o duto.

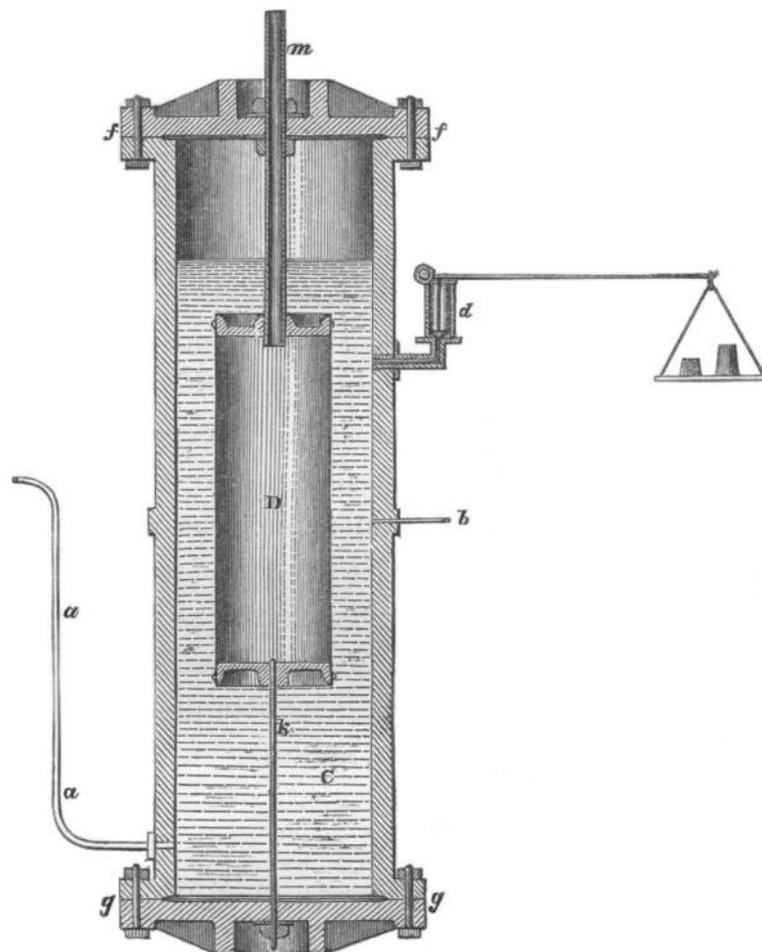


Figura 2-2: Aparato utilizado para pressurizar as amostras [4].

Em 1929, Von Mises [5] fez uso da teoria de cascas para criar uma equação que, considerando uma variável (número de *lobes*) observada após o ensaio, conseguia

estabelecer uma boa correlação entre os resultados experimentais e o valor calculado pela fórmula proposta. No entanto, devido à necessidade de identificar uma característica após a realização do ensaio, ele concluiu que a busca por uma expressão analítica para descrever tal comportamento ainda estava em aberto. A Figura 2-3 mostra uma seção do duto que colapsou durante os testes experimentais conduzidos por Von Mises. O elemento apresenta 16 *lobes* ao longo de sua circunferência.



Figura 2-3: Amostra com 16 *lobes* [5].

A Figura 2-4 ilustra graficamente a Equação 2-1, que fornece uma solução para a pressão de colapso de um duto com tampas nas extremidades. Como descrito pela Equação 2-1, a determinação da pressão de colapso não depende apenas das dimensões como comprimento, diâmetro e espessura do duto, mas também da contagem de *lobes*, n , observados na superfície externa da seção transversal, conforme destacado na Figura 2-3.

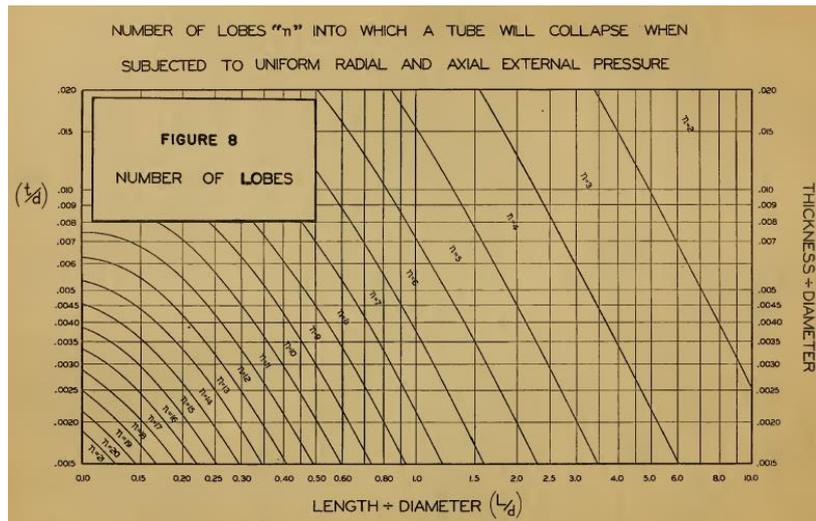


Figura 2-4: Representação gráfica da equação desenvolvida por Von Mises [5].

$$\phi = \frac{(1 - \nu^2)P_{cr} a}{(E_r h_o)} = \frac{1 - \nu^2}{(n^2 - 1) \left(1 + \frac{n^2 l^2}{\pi^2 a^2}\right)^2} + \frac{h_o^2}{12a^2} \left(n^2 - 1 + \frac{2n^2 - 1 - \nu}{1 + \frac{n^2 l^2}{\pi^2 a^2}} \right) \quad \text{Equação 2-1}$$

onde \mathbf{P}_{cr} é a carga crítica ao colapso, \mathbf{a} é o raio médio do duto, \mathbf{h}_o é a espessura de parede nominal, \mathbf{E}_r é o módulo de elasticidade reduzido, $\mathbf{\nu}$ é o coeficiente de Poisson, \mathbf{l} é o comprimento do duto entre suportes e \mathbf{n} é o número de *lobes* do duto colapsado.

Timoshenko [6], em 1961, destacou que a pressão de colapso para dutos de paredes finas pode ser determinada por meio de fórmulas clássicas de flambagem. No entanto, quando se trata de dutos com paredes mais espessas, é essencial levar em consideração o comportamento elasto-plástico do material. Além disso, outros fatores também são relevantes, como:

- i. A relação entre o diâmetro externo e a espessura de parede (OD/t);
- ii. A geometria da seção transversal e a distribuição uniforme da espessura ao longo do duto;
- iii. A tensão de escoamento do duto;
- iv. A tensão residual devido aos processos de fabricação do duto;
- v. A presença de imperfeições localizadas no corpo do duto.

Na década de 70, estudos conduzidos por Mesloh [7] e Palmer [8] inauguraram o debate sobre o colapso propagante. No entanto, a fórmula (Equação 2-2) sugerida por Palmer [8] tendia a subestimar as pressões verificadas em experimentos. Em 1988, Kamalarasa [9] refinou a equação proposta por Palmer [8], resultando na Equação 2-3. Esta modificação foi baseada em resultados experimentais que demonstravam uma relação entre a pressão de propagação e um determinado parâmetro experimental. Esse parâmetro foi obtido de um teste que comprimia uma seção transversal do duto entre dois cilindros sólidos, conforme ilustrado na Figura 2-5.

$$\frac{P_p}{\sigma_y} = \frac{\pi}{4} \left(\frac{t}{R} \right)^2 \quad \text{Equação 2-2}$$

onde \mathbf{P}_p é o pressão de propagação, $\mathbf{\sigma}_y$ é o tensão de escoamento, \mathbf{R} é o raio do duto e \mathbf{t} é a espessura.

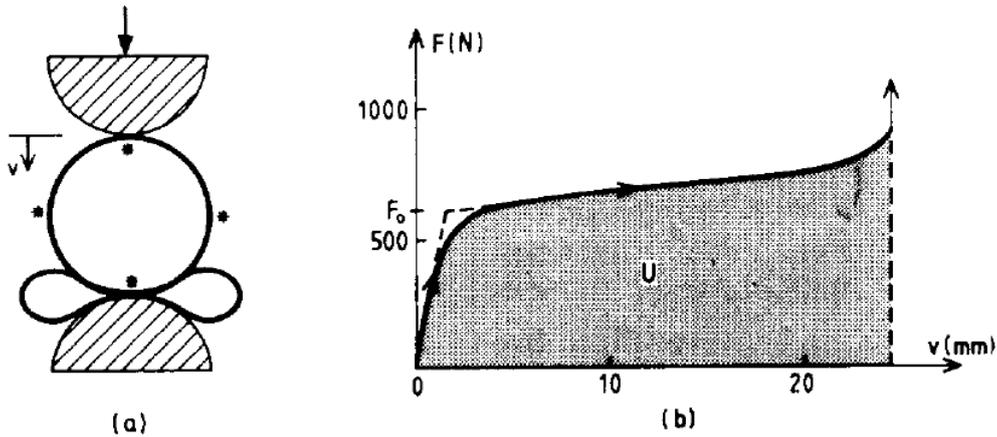


Figura 2-5: (a) Desenho esquemático de um ensaio de compressão na seção transversal de um anel em suas configurações: inicial e final e (b) típica curva de força vs deslocamento do ensaio [9].

$$P_{pm} = \left(\frac{\pi}{4}\right) \left(\frac{F_0}{al}\right) \quad \text{Equação 2-3}$$

onde P_{pm} é a pressão de propagação, F_0 é o resultado da compressão na seção transversal, a é o raio do duto e o l é o comprimento da amostra.

A operação de dutos submarinos indiscutivelmente enfrenta uma miríade de desafios. Desde o momento de sua fabricação, passando pelo armazenamento, instalação e ao longo de sua operação, estes dutos estão suscetíveis a danos. Intempéries na instalação ou incidentes como a queda de equipamentos podem levar a danos pontuais na superfície do duto. Tais adversidades foram evidenciadas por Park [10] e Estefen [11], que destacaram o impacto de danos localizados na superfície de um duto sobre sua resistência ao colapso.

Para além do desafio de compreender e parametrizar os mecanismos de falha em dutos submarinos, como colapso e colapso propagante, pesquisadores também se debruçaram sobre soluções preventivas. Uma abordagem amplamente estudada envolve o uso de dispositivos projetados para atuar como barreiras contra tais falhas. Estes são, em essência, anéis de reforço instalados externamente ao duto, frequentemente referidos como "*buckle arrestors*" [13]-[16]. A Figura 2-6 ilustra o comportamento típico de um duto equipado com esses enrijecedores: à medida em que a instabilidade avança, colapsando o duto ao longo de seu comprimento, cada enrijecedor, adjacente à instabilidade, atua como um dispositivo de proteção que amplia a pressão requerida para que o colapso continue sua propagação.

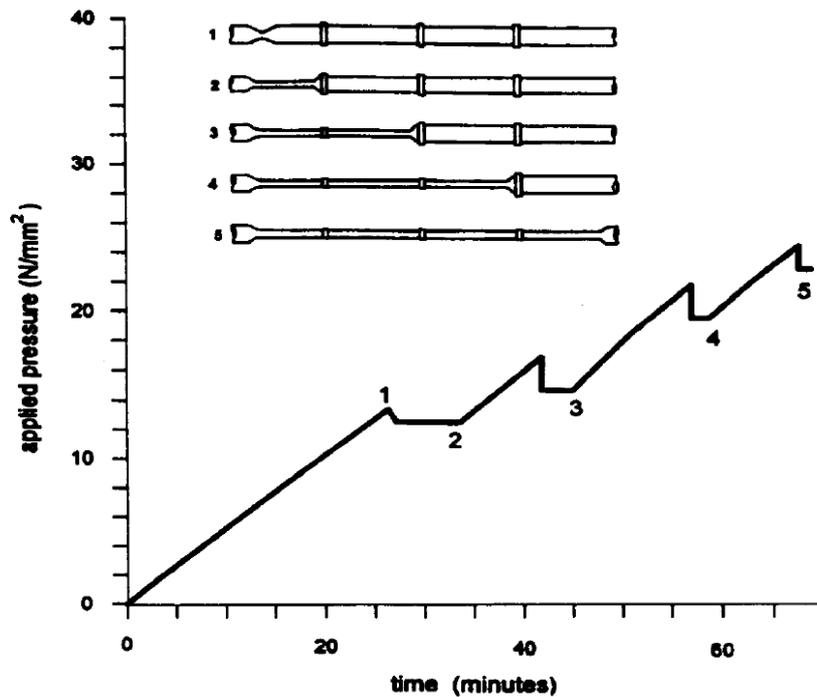


Figura 2-6: Atuação de enrijecedores durante um ensaio hidrostático [16].

Os ensaios iniciais com enrijecedores foram conduzidos quase de forma estática. Ao analisar esses procedimentos, é notável que a metodologia pode subestimar a verdadeira eficácia do enrijecedor. Em suas investigações Netto, nas referências [17] e [18], fez uma comparação entre ensaios quase-estáticos e dinâmicos. Concluiu-se que a abordagem dinâmica fornece resultados mais alinhados à realidade, enquanto os testes quase-estáticos tendem a ser mais conservadores em suas estimativas.

Kyriakides, já com um extenso portfólio de pesquisas sobre a propagação do colapso em dutos rígidos, destacou-se como pioneiro ao estudar experimentalmente os efeitos dinâmicos desse fenômeno em 1979 [19]. Mais tarde, em 2002, nas referências [20] e [21], ele publicou um estudo sobre o colapso propagante em dutos do tipo *pipe-in-pipe* (PiP) em duas partes, representado na Figura 2-7. Estes dutos são escolhidos na indústria *offshore* quando se demanda um isolamento térmico mais avançado. Com base nos dados coletados empiricamente, Kyriakides formulou a Equação 2-4 para prever o comportamento de falha desse tipo de duto.

$$\frac{P_{P2}}{P_P} = 1 + 1,095 \left(\frac{\sigma_{oi}}{\sigma_o} \right)^{0,4} \left(\frac{D_i}{D} \right) \left(\frac{t_i}{t} \right)^2 \quad \text{Equação 2-4}$$

onde $\frac{P_{P2}}{P_P}$ é a relação da pressão de propagação do duto interno com o duto externo, $\frac{\sigma_{oi}}{\sigma_o}$ é a relação tensão de escoamento do material duto interno com o duto externo, $\frac{D_i}{D}$ é a relação do diâmetro do duto interno com o duto externo e $\frac{t_i}{t}$ é a relação da espessura de parede do duto interno com o duto externo.

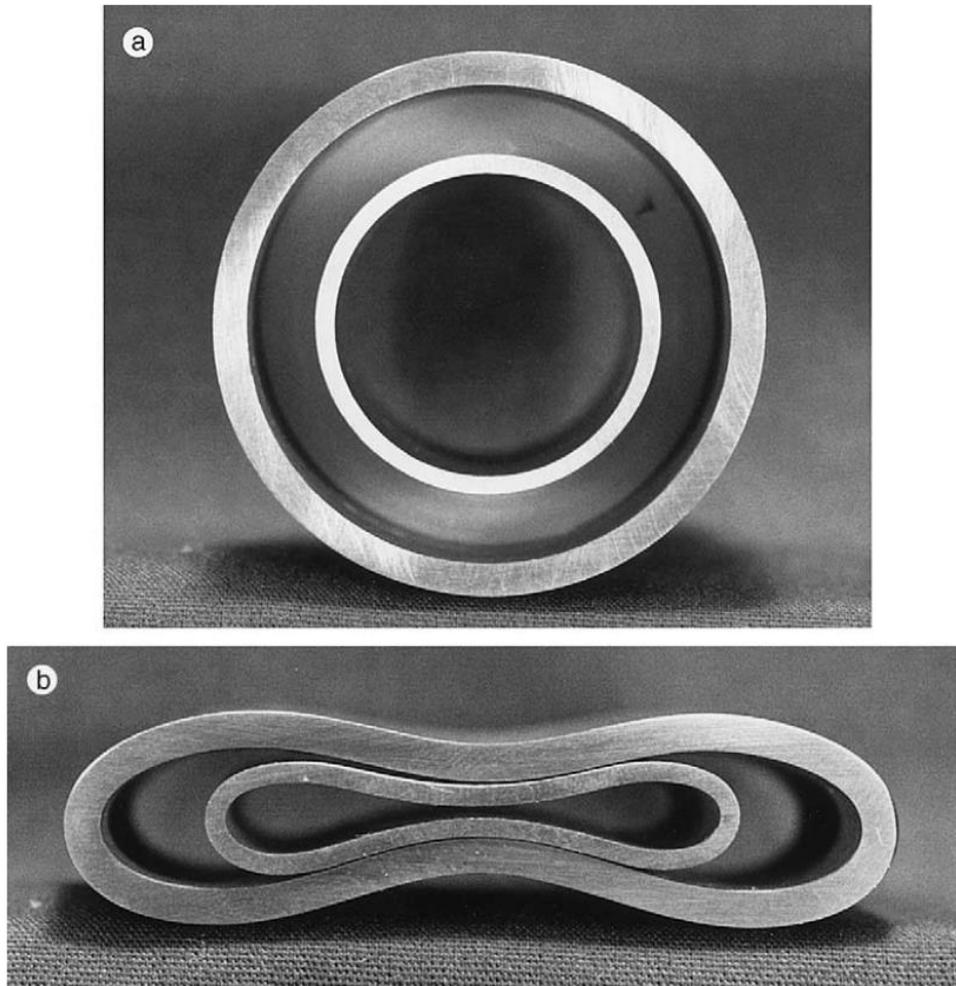


Figura 2-7: (a) Duto PiP intacto e (b) Duto PiP colapsado [20]-[21].

Em decorrência do significativo avanço da indústria *offshore* para explorações em profundidades oceânicas crescentes, um projeto colaborativo denominado SAFEBUCK JIP teve início em 2002. Este projeto agregou as principais empresas do setor.

Este *Joint Industry Project* (JIP), sob a liderança da Atkins, manteve-se ativo até 2015. A sinergia entre as empresas, com foco em consolidar as melhores práticas, culminou em metodologias padronizadas para projetos de dutos em águas profundas sob

condições de altas pressões e temperaturas (HP/HT). Essas metodologias, ao longo do tempo, foram aperfeiçoadas devido à evolução tecnológica.

Segundo a norma mais reconhecida do setor *offshore*, a DNV-ST-F101 [22], ao desenvolver o projeto de um duto submarino, é mandatório considerar todos os estados limites (ou modos de falha) para cada etapa de sua vida útil:

- i. Transporte;
- ii. Instalação;
- iii. Pré-comissionamento;
- iv. Operação;
- v. Descomissionamento.

Para assegurar a robustez e longevidade de um duto submarino, é imperativo considerar todos os carregamentos mecânicos a que este possa estar sujeito, assim como possíveis adversidades exteriores. Proteções são vitais contra eventualidades como danos decorrentes de objetos em queda, interações com equipamentos pesqueiros, embarcações e ancoragens. Dispositivos de proteção, como revestimentos de concreto, enterramento da estrutura ou a aplicação de revestimentos com materiais granulares como areia ou cascalho, são algumas das opções disponíveis para tal resguardo.

Ao delinear o projeto estrutural de um duto submarino, a definição da espessura de sua parede é crucial, sendo estabelecida com base em critérios de resistência que garantam a integridade da estrutura. Estes abrangem a resistência à explosão, colapso local, propagação de colapso e resistência a carregamentos combinados.

Os estados limites também são determinantes na definição dos fatores de segurança a serem empregados: estado limite de serviço (SLS), estado limite último (ULS), estado limite accidental (ALS) e o estado limite de fadiga (FLS).

Dentro do espectro de verificações, a resistência à explosão é um ponto de extrema importância, representada pela Equação 2-5. Tal critério é particularmente relevante durante a fase operacional, uma vez que, na instalação, a pressão interna é frequentemente desconsiderada.

$$P_{li} - P_e \leq \frac{P_b(t)}{\gamma_m \gamma_{SC}} \quad \text{Equação 2-5}$$

$$P_b(t) = \frac{2t}{D-t} f_{cb} \frac{2}{\sqrt{3}} \quad \text{Equação 2-6}$$

$$f_{cb} = \min\left(f_y, \frac{f_u}{1,15}\right) \quad \text{Equação 2-7}$$

onde P_{ii} é a pressão interna durante a fase de operação ou pressão durante o teste hidrostático, P_e é a pressão externa, γ_{sc} é o fator de segurança de resistência, γ_m é o fator de resistência do material 1,15 (SLS, ULS e ALS) e 1,00 (FLS), γ_{sc} é o fator de resistência de classe de segurança (Tabela 5-2 da literatura [22]), P_b é a pressão de resistência interna, t é a espessura de parede nominal, D é o diâmetro externo nominal, f_y é a tensão de escoamento do material em detrimento da temperatura de projeto e f_u é a tensão última do material em detrimento da temperatura de projeto.

A Equação 2-8 aborda o colapso local, enquanto a Equação 2-12 concentra-se na propagação de colapso. Caso análises indiquem que a pressão externa ultrapasse os limites estipulados, é de suma relevância adotar *buckle arrestors*, cujo espaçamento é definido segundo critérios econômicos do projeto.

$$P_e - P_{min} \leq \frac{P_c(t_1)}{\gamma_m \gamma_{sc}} \quad \text{Equação 2-8}$$

$$(P_c(t) - P_{el}(t))(P_c(t)^2 - P_p(t)^2) = P_c(t)P_{el}(t)P_p(t)f_o \frac{D}{t} \quad \text{Equação 2-9}$$

$$P_{el}(t) = \frac{2E \left(\frac{t}{D}\right)^3}{1 - \nu^2} \quad \text{Equação 2-10}$$

$$P_p(t) = 2f_y \alpha_{fab} \frac{t}{D} \quad \text{Equação 2-11}$$

$$P_e < \frac{P_{pr}}{\gamma_m \gamma_{sc}} \quad \text{Equação 2-12}$$

$$P_{pr} = 35f_y \alpha_{fab} \left(\frac{t_2}{D}\right)^{2.5} \quad \text{Equação 2-13}$$

onde P_e é a pressão externa, P_c é a pressão característica ao colapso, P_{el} é a pressão de colapso elástico, P_p é a pressão de colapso plástico, $f_o = (D_{m\acute{a}x} - D_{m\acute{i}n}) / D$ (ovalização do duto), E é o módulo de elasticidade do material, ν é o coeficiente de Poisson, α_{fab} é o fator de fabricação do material (Tabela 5-2 da literatura [22]), P_{min} é o valor mínimo de pressão interna, normalmente assumida igual a zero para dutos instalados (*as-laid*) e P_{pr} é a pressão de colapso propagante.

A análise de flambagem local é fundamentada em dois critérios essenciais de carregamento combinado, conforme delineado em [23]:

- i. Condição controlada por carga (LCC – *load controlled condition*): Esta condição descreve cenários onde a principal influência sobre a resposta estrutural é oriunda das cargas aplicadas. Em outras palavras, o comportamento da estrutura é fortemente atrelado às magnitudes e direções das cargas impostas;
- ii. Condição controlada por deslocamento (DCC – *displacement controlled condition*): Nesta condição a estrutura reage mais intensamente aos deslocamentos geométricos predeterminados. Tais deslocamentos podem ser fruto de condições de instalação, interações com outros sistemas ou outros fatores operacionais.

Quando o efeito do sistema é abordado, observa-se nuances na flambagem local sob carregamento combinado se comparado com fenômenos como ruptura e colapso. A aplicação uniforme de momento/curvatura em todo o duto é desafiadora, pois tendemos a observar picos de momentos se deslocando ao longo do comprimento do duto. Tais picos são comuns em cenários de curvatura, suportes e processos de enrolamento. Portanto, a flambagem local em situações de carregamento combinado se ajusta em resposta à variação do momento ao longo do duto, especialmente quando esse momento transita de uma seção mais robusta para uma mais vulnerável. Em aplicações mais complexas, a avaliação deve se concentrar na identificação e análise de elos fracos, que se referem à variação significativa de propriedades de uma junta para outra.

Além disso, é vital observar que dutos submetidos a critérios predominantemente controlados por deslocamento tendem a exibir deformações longitudinal que superam 0,4%. Diante desta constatação, torna-se imperativo realizar uma análise meticulosa para detectar possíveis zonas de fratura.

Por fim, ao buscar compreender se uma condição é essencialmente moldada por carga ou deslocamento, encontramos ambiguidades. A pergunta correta talvez seja: "Como podemos explorar as nuances de uma situação que é parcialmente regida pelo controle de deslocamento?". Essa questão complexa exige análises de sensibilidade abrangentes. No entanto, é imprescindível sublinhar que o critério baseado no controle

por carga (LCC) oferece um pilar sólido e confiável, sendo aplicável em qualquer condição.

De acordo com a norma DNV-ST-F101 [22] e as diretrizes recomendadas pela DNV-RP-F110 [23], é imperativo realizar verificações específicas para estados limites a fim de garantir a integridade estrutural e o desempenho desejado sob variadas condições de carregamento.

Primeiramente, tem-se o **limite de flambagem local**, esse procedimento é descrito matematicamente pela Equação 2-14, e deve ser cuidadosamente verificado.

$$|\epsilon_{sd}| \leq |\epsilon_{rd}| = \left| \frac{\epsilon_c}{\gamma_\epsilon} \right| \quad \text{Equação 2-14}$$

onde ϵ_{sd} é a deformação de projeto, ϵ_{rd} é a deformação de resistência, ϵ_c é a capacidade de deformação característica e a γ_ϵ é o fator de resistência à deformação.

Avançando para o conceito de **capacidade de deformação uniforme**. Esta orientação enfatiza que a deformação longitudinal de uma estrutura não deve se aproximar da capacidade máxima de deformação uniforme do material. Esse limiar representa o ponto de resistência à deformação. Conseqüentemente, para se obter uma análise acurada, a deformação equivalente máxima, particularmente observada na alça de flambagem, deve estar em conformidade com a Equação 2-15.

$$\epsilon_{eq} \leq \frac{\epsilon_{US}}{\gamma_{US}} \quad \text{Equação 2-15}$$

$$\epsilon_{US} = 0,5 (1,04 - \alpha_h) \quad \text{Equação 2-16}$$

$$\gamma_{US} = \text{máx} (2,5; 4,1(2 \cdot \alpha_h - 1)) \quad \text{Equação 2-17}$$

$$\epsilon_{eq} = \epsilon_{eq}^p + \frac{\sigma_{eq}}{E} \quad \text{Equação 2-18}$$

$$\epsilon_{eq}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot [(\epsilon_l^p)^2 + (\epsilon_h^p)^2 + (\epsilon_r^p)^2]} \quad \text{Equação 2-19}$$

onde ϵ_{eq} é a deformação equivalente, ϵ_{US} é a capacidade de deformação equivalente, α_h é a razão entre a tensão de escoamento e a resistência de tração do aço (Tabela 7-5 da literatura [22]), γ_{US} é o fator de segurança uniforme de deformação, ϵ_{eq}^p é a deformação plástica equivalente, σ_{eq} é a tensão equivalente pelo critério de Von Mises, E é o módulo

de elasticidade, ϵ_l^p é a deformação longitudinal plástica, ϵ_h^p é a deformação circunferencial plástica e ϵ_r^p é a deformação radial plástica.

No que diz respeito ao **limite de plasticidade cíclica**, cuja função é assegurar que as tensões internas não se aproximem da capacidade máxima de deformação do material, a tensão nominal equivalente no pico da alça de flambagem não deve ultrapassar o valor prescrito pela Equação 2-20.

$$\frac{\sigma_R}{f_y} \leq 2\alpha_B \sqrt{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{\sigma_h}{f_y} \right)^2} \quad \text{Equação 2-20}$$

onde σ_R é a faixa de tensão axial máxima, f_y é a tensão de escoamento, α_B é o fator de efeito Bauschinger e σ_h é a tensão circunferencial máxima.

A aderência a essas verificações e diretrizes é essencial para garantir uma operação segura e eficiente dos componentes e sistemas ao longo de sua vida útil, minimizando potenciais riscos associados a falhas estruturais.

Por fim, orientações relativas à espessura a ser adotada nas equações desta seção são elucidadas na Tabela 2-1.

Tabela 2-1: Características de espessura de parede.

Tipo de espessura	Antes da operação ⁽¹⁾	Operação ⁽²⁾
t ₁	t - t _{fab}	t - t _{fab} - t _{corr}
t ₂	t	t - t _{corr}

(1) Utilizado quando a presença de corrosão é insignificante;

(2) Utilizado quando existe corrosão.

É importante destacar que o efeito Bauschinger refere-se a um fenômeno observado em muitos materiais metálicos, particularmente aços, em que o material mostra uma redução na resistência ao escoamento durante a carga de tração subsequente a uma carga de compressão prévia, e vice-versa. O nome é derivado de Johann Bauschinger, que foi o primeiro a documentar esse comportamento no final do século XIX.

O efeito Bauschinger é amplamente atribuído à interação de discordâncias (defeitos lineares no arranjo cristalino dos átomos em um material) com obstáculos, como átomos em solução sólida, contornos de grãos e outras discordâncias. Especificamente,

quando um material é deformado plasticamente, as discordâncias se movem e se multiplicam. Se a direção da deformação é invertida, por exemplo, de compressão para tração, essas discordâncias encontram resistência ao seu movimento devido aos obstáculos criados durante a deformação inicial.

2.2 Instalação e Pré-comissionamento de dutos rígidos

A instalação de dutos submarinos é uma operação altamente crítica, exigindo atenção a diversas variáveis como condições marítimas, alinhamento da linha durante o lançamento, tensões geradas durante a instalação e o grau de flexão da linha durante todo o procedimento. Quatro métodos predominantes são empregados para a instalação de dutos: *S-Lay*, *J-Lay*, *Reel-Lay* e *Tow* [24]-[26].

O método *S-Lay* (Figura 2-8), denominado assim devido à forma "S" que a linha adota durante o lançamento, é o mais tradicional. A construção da linha submarina é realizada em sequência, com os segmentos de tubos sendo soldados juntos horizontalmente à medida que são alimentados a partir da embarcação de instalação. Este processo é facilitado por várias estações de soldagem a bordo, permitindo que múltiplas juntas sejam trabalhadas simultaneamente. A realização de soldas na posição horizontal oferece vantagens significativas:

- i. Acessibilidade e eficiência: A posição horizontal facilita o acesso dos soldadores ao tubo, permitindo uma soldagem mais rápida e eficiente;
- ii. Inspeção: Depois de completada, a solda horizontal é mais acessível para inspeção visual e outros métodos de teste não destrutivo, garantindo a qualidade da junta;
- iii. Manuseio e rotatividade: A alimentação e rotação de tubos para soldagem e inspeção subsequente são mais facilmente realizadas com a linha na posição horizontal.

Durante a instalação de dutos utilizando o método *S-Lay*, a tração horizontal desempenha um papel fundamental para assegurar que o duto seja adequadamente estendido a partir da embarcação até o leito marinho. Este requerimento de tração é crucial para evitar danos ao duto durante sua instalação e para garantir que ele siga o caminho projetado no leito do mar. Ao decorrer do processo, o duto passa por duas áreas de flexão distintas, denominadas *Overbend* e *Sagbend*:

- i. *Overbend*: Esse termo refere-se à curvatura ascendente que a linha submarina assume quando é guiada pela rampa treliçada, conhecida como "*stinger*", durante o lançamento. Esta estrutura de suporte faz com que a linha flexione na parte superior, uma vez que ela está sendo suportada na parte inferior e se projetando para fora no mar;
- ii. *Sagbend*: Depois que a linha é lançada e começa a se assentar no leito marinho, ela sofre uma curvatura descendente, ou "*sagbend*". Esse ponto de flexão começa onde a linha toca o fundo do mar, conhecido como "*touchdown point*". Este é o ponto onde a linha começa a suportar o próprio peso sem o auxílio do *stinger*, levando a uma curvatura oposta à do *overbend*.

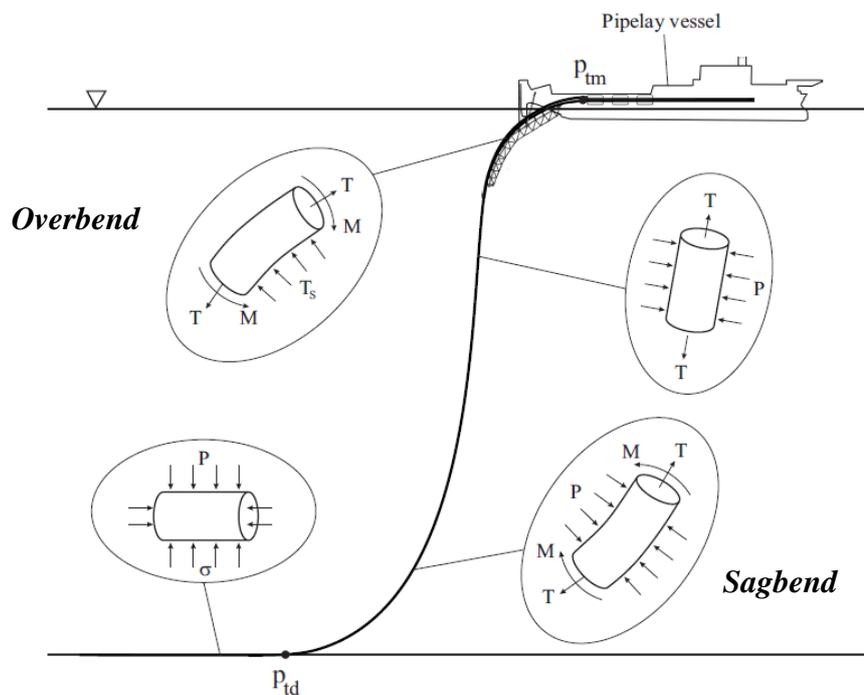


Figura 2-8: Desenho esquemático do método *S-Lay* [24].

O método mencionado permite instalar linhas submarinas de qualquer diâmetro. Cuidados com o uso de *buckle arrestors* na linha submarina precisam ser tomados, visto que podem causar deformações concentradas no *stinger*.

Em contrapartida, o método *J-Lay* (Figura 2-9), nomeado por sua semelhança com a letra "J", apresenta apenas uma região de flexão, resultando em uma menor solicitação mecânica da linha submarina durante a instalação. Este método permite uma flexibilidade

maior no posicionamento do duto no leito marinho, sendo particularmente vantajoso em regiões já ocupadas por outros equipamentos.

Foi um método desenvolvido para águas profundas e assim como o método *S-Lay*, permite instalar linhas submarinas de qualquer diâmetro, com a conexão entre os dutos realizada através de soldas feitas na posição vertical. Permite a instalação de equipamento *in-line* com maior facilidade que o método *S-Lay*, dentro de restrições da torre de lançamento do método *J-Lay*.

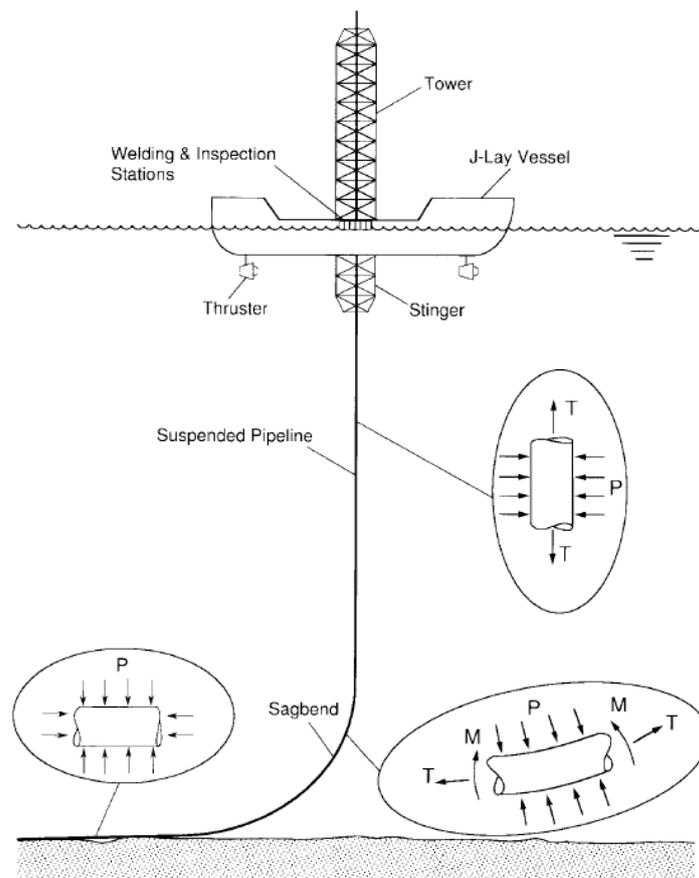


Figura 2-9: Desenho esquemático do método *J-Lay* de instalação e os carregamentos associados à instalação [25].

O método *Reel-Lay* (Figura 2-10), também conhecido como método do carretel, representa uma abordagem inovadora para a instalação de dutos submarinos. As características distintas deste método têm vantagens e desafios próprios que os engenheiros e técnicos devem considerar. Sobre as vantagens, podemos ressaltar:

- i. Eficiência temporal: O duto já vem preparado no carretel, o que reduz significativamente o tempo de instalação. Enquanto outros métodos

necessitam soldar e preparar o duto em tempo real durante a instalação, o *Reel-Lay* já traz o duto pronto, otimizando o processo;

- ii. Controle de qualidade em terra: As soldas e conexões realizadas em terra permitem um maior controle de qualidade. Em um ambiente estável e controlado, é mais fácil garantir que os padrões sejam mantidos, além disso, as inspeções são mais facilmente realizadas;
- iii. Custo-benefício: Considerando a redução no tempo de instalação e a ausência da necessidade de procedimentos complexos de soldagem em alto-mar, o *Reel-Lay* pode resultar em economias significativas para os operadores.

Quanto aos desafios, é importante enfatizar:

- i. Deformações altas: A natureza deste método impõe uma demanda mecânica substancial ao duto. Este é curvado e depois esticado, o que pode introduzir deformações significativas que, por sua vez, podem impactar a integridade estrutural do duto;
- ii. Limitação de diâmetro: O *Reel-Lay* é mais adequado para dutos de diâmetros menores devido às restrições físicas do carretel;
- iii. Manuseio de equipamentos: A instalação de equipamentos na linha (equipamentos *in-line*) é mais complexa com este método. Se equipamentos específicos precisam ser integrados ao duto, isso pode complicar a operação;
- iv. Critérios rigorosos de soldagem: Devido às deformações impostas ao duto, os critérios para soldagem são mais rigorosos, com o intuito de garantir que as soldas mantenham sua integridade mesmo sob tais condições.

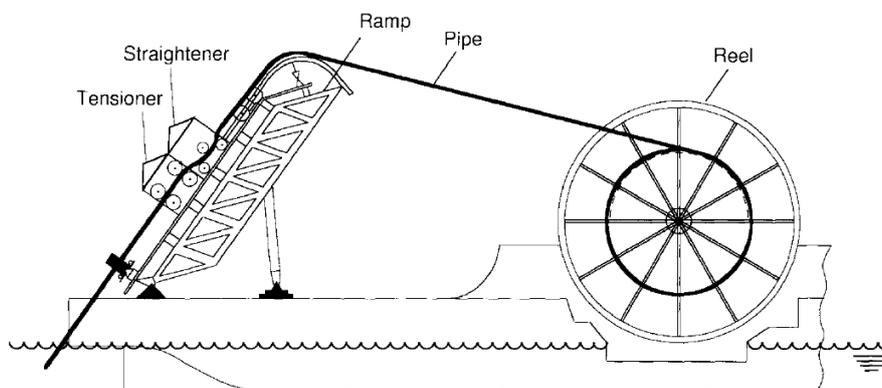


Figura 2-10: Desenho esquemático do método *Reel-Lay* [25].

Em 1999, Estefen [27] realizou pesquisas enfocando o impacto do método *Reel-Lay* na capacidade de resistência ao colapso dos dutos rígidos. Suas observações indicaram que as condições específicas desse método de instalação tendem a diminuir a resistência ao colapso. Isso ocorre principalmente devido ao agravamento das imperfeições na seção transversal do duto, resultando em uma maior ovalização.

A Figura 2-11 destaca o histórico de carregamento no formato momento-curvatura durante todo o processo de instalação do método *Reel-Lay*. Este gráfico é vital para entender as nuances mecânicas enfrentadas pelo duto enquanto ele é manuseado.

- 0-1: Dobramento da linha no carretel;
- 1-2: Alinhamento entre o carretel e o retificador;
- 2-3: Curvatura sobre o retificador;
- 3-4: Dobramento reverso no retificador;
- 4-5-0: Retorno elástico da curvatura reversa.

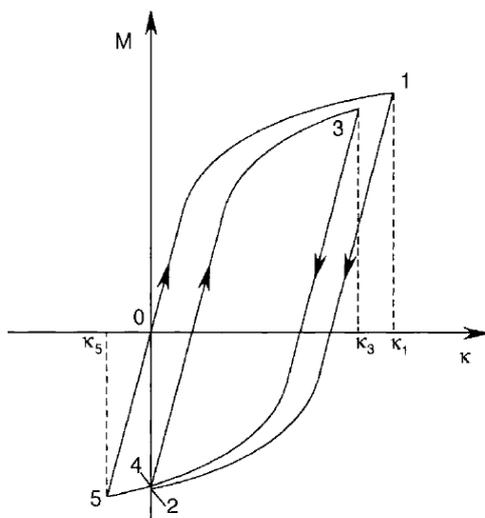


Figura 2-11: Histórico de carregamento de momento-curvatura durante todo o processo de instalação do método *Reel-Lay* [25].

O método *Tow*, ou método de arraste, frequentemente adotado para instalações de linhas curtas, inicia com a fabricação das linhas em terra (*onshore*). Uma vez prontas, são lançadas ao mar e, posteriormente, rebocadas até o ponto de instalação. Durante essa operação, para garantir que a linha permaneça flutuando, boias são estrategicamente posicionadas, minimizando as tensões envolvidas no processo. No entanto, apesar dessas precauções, a linha não está isenta de enfrentar cargas hidrodinâmicas, somadas ao seu próprio peso e força de flutuação. Para reduzir a exposição a essas cargas, sobretudo as

geradas pela ação das ondas, a linha pode ser rebocada a uma profundidade estabelecida abaixo da superfície do mar.

Ao chegar ao ponto de instalação, há um procedimento cuidadoso para submergir a linha até o leito marinho. Isso é feito controladamente, inundando a linha e, simultaneamente, removendo os dispositivos que a mantinham flutuando. A Figura 2-12 ilustra com clareza as diversas configurações associadas ao método *Tow*.

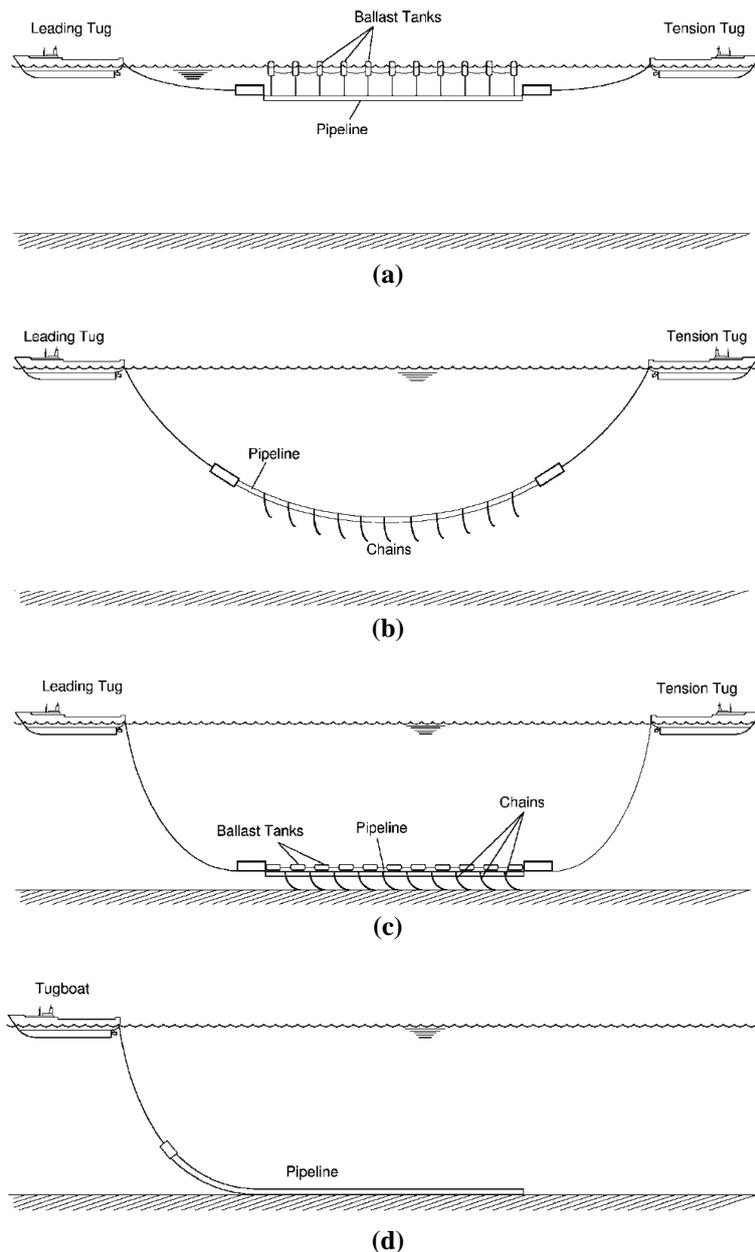


Figura 2-12: Desenhos esquemáticos dos tipos de instalação pelo método *Tow*:
(a) Reboque de superfície, (b) Reboque de profundidade controlada, (c) Reboque fora do fundo e (d) Reboque de fundo [25].

O método de instalação selecionado é um fator determinante para a configuração das equações que serão empregadas de acordo com a norma DNV-ST-F101 [22]. Esta norma estipula critérios específicos para determinar a resistência dos dutos submarinos sob carregamentos combinados (*combined loading criteria*) durante sua instalação.

Após a conclusão da instalação da linha submarina, é indispensável verificar se todas as especificações e condições previstas foram atendidas. Para isso, realiza-se um *survey*, que coleta e avalia informações imediatamente após a instalação, em uma inspeção denominada "*as-laid*". Durante essa análise, são avaliados pontos como o correto posicionamento da linha, as áreas que permanecem suspensas (vãos livres) e a adequação das conexões.

Uma vez terminada essa primeira fase de inspeção, dá-se início ao processo de pré-comissionamento, que tem como principal objetivo certificar-se da integridade estrutural da linha. Durante essa etapa, a linha submarina é submetida a:

- i. Limpeza: Utilizando dispositivos conhecidos como "*pigs*", esse processo garante que não existam detritos no interior da linha, os quais poderiam ter sido deixados durante a soldagem ou instalação;
- ii. Alagamento: A linha é completamente preenchida com água, garantindo a eliminação de todo o ar contido em seu interior;
- iii. Teste hidrostático: A pressurização interna da linha é realizada para atestar sua resistência e integridade, bem como para assegurar a ausência de vazamentos;
- iv. Desalagamento e Secagem: Com auxílio de "*pigs*", toda a água é retirada da linha. Durante esse procedimento, são inseridos bolsões de MEG entre os "*pigs*" para garantir a eficiência da secagem;
- v. Inertização: Específico para linhas de gasoduto, nessa etapa, a linha é purgada com nitrogênio. Isso garante que todo o ar seja retirado do sistema, minimizando assim a presença de oxigênio, que poderia ser uma fonte potencial de corrosão.

Concluído o pré-comissionamento, uma nova inspeção, conhecida como "*as-built*", é realizada. Seu propósito é identificar qualquer alteração ou efeito na linha que possa ter ocorrido durante o pré-comissionamento. Esse procedimento é fundamental para certificar-se de que a linha está em conformidade com as especificações originais. Para

exemplificar, a Figura 2-13 mostra algumas imagens capturadas por um veículo operado remotamente (ROV) durante a inspeção de uma seção específica da linha submarina.



Figura 2-13: Inspeção à laser de dutos rígidos por ROV.

2.3 Interação solo-duto

A interação solo-duto descreve a relação complexa entre o duto rígido e o leito do mar onde está instalado. Essa interação é vital para entender o comportamento estrutural do duto, avaliar as cargas que atuam sobre ele e antecipar possíveis desafios, como deslocamentos laterais e verticais, tensões excessivas, corrosão e fadiga. Essa interação tem impacto direto no comportamento de flambagem global do duto, introduzindo variáveis intrincadas como a flambagem vertical, predominante em **dutos enterrados**, e a flambagem lateral, comum em **dutos expostos**.

O estudo dessa interação permite identificar fatores geotécnicos que influenciam a integridade do duto, como a capacidade de carga do solo, a composição do leito marinho e as características geotécnicas do substrato. Essa compreensão é imprescindível para o projeto eficaz de dutos, garantindo que sejam dimensionados para suportar as exigentes condições operacionais e ambientais da indústria *offshore*.

As incertezas e a variabilidade inerentes à interação duto-solo representam desafios na sua quantificação precisa. Quando os dados de sondagem são escassos, pode-se observar uma maior dispersão nas características do solo. Se essa variabilidade tiver um impacto significativo na performance do duto, estratégias de projeto mais cautelosas podem ser necessárias, implicando em fatores de segurança mais rigorosos e, em determinadas situações, a coleta de amostras adicionais.

Os componentes da interação solo-duto podem ser descritos de acordo com vários parâmetros, e cada um tem implicações específicas para o projeto de operação dos dutos [28]:

- i. Resistência axial: Esta interação torna-se relevante para qualquer modo de flambagem, pois influencia a configuração pós-flambagem. O *feed-in* (expansão ou movimentação do duto) axial das seções retas para a região flambada é determinada pela reação axial mobilizada (do solo natural e/ou da cobertura de cascalho/rocha);
- ii. Resistência lateral: Para um duto exposto, a interação lateral entre o duto e o solo é um dos parâmetros-chave. Ela influencia tanto a carga crítica de flambagem (resistência ao deslocamento) quanto a configuração pós-flambagem do duto (resistência residual do solo após o deslocamento). No caso de um duto enterrado, é necessário avaliar a probabilidade de movimento;
- iii. Rigidez descendente (*downward stiffness*): Esta é primordial para a suavização dos dados coletados em inspeções. Ela pode influenciar a resistência ao levantamento (*uplift*) na flambagem vertical (*upheaval buckling*). Para dutos expostos, a estimativa BE (melhor estimativa) deve representar os valores característicos, enquanto para dutos enterrados, tanto a estimativa BE (melhor estimativa) quanto a estimativa LE (limite inferior) devem ser consideradas;
- iv. Resistência ascendente (*upward resistance*): A interação vertical entre o duto e o solo é uma grande preocupação para a flambagem vertical (*upheaval buckling*), pois afeta a carga de mobilização. Um modelo de interação multi-linear é normalmente necessário. A estimativa LE (limite inferior) deve ser usada como valor característico, e isso pode ser posteriormente modificado por um fator de segurança de resistência.

A análise da interação solo-duto requer uma seleção criteriosa de fórmulas e parâmetros. Este processo deve ser norteado por um julgamento técnico robusto, fundamentado na experiência com o problema em questão. Sempre que viável, é recomendável correlacionar os resultados com medições obtidas em campo, agregando precisão às conclusões. Realizar análises de sensibilidade é uma prática altamente aconselhada.

O solo desempenha um papel crítico na análise geotécnica, especialmente em operações *offshore*. Sua representação matemática precisa ser robusta e embasada em uma rigorosa investigação e caracterização geotécnica da região em que os equipamentos serão implantados. O solo é notoriamente repleto de incertezas técnicas, decorrentes de sua natureza heterogênea e complexidade intrínseca.

Um dos principais métodos utilizados para caracterizar mecanicamente os solos em operações *offshore* é o Ensaio de Penetração com Cone (CPT, do inglês "*Cone Penetration Test*"). Nesse procedimento, uma haste equipada com um cone é introduzida no solo de forma pneumática, registrando a resistência que o solo oferece durante a penetração [29].

É de extrema importância destacar a natureza complexa do solo, cuja formação resulta de deposições horizontais de materiais, que nem sempre são homogêneos. Isso é evidenciado durante os ensaios CPT, que frequentemente revelam faixas alternadas de resistência ou até regiões com súbitos aumentos de resistência. Para modelar adequadamente esse comportamento, são estabelecidas faixas estatisticamente determinadas, identificadas como LE (limite inferior) representa a tradução de "*lower estimate*", BE (melhor estimativa) traduz "*best estimate*", e UE (limite superior) é a versão em português de "*upper estimate*". Esses termos são frequentemente utilizados para representar estimativas ou intervalos de confiança em análises estatísticas, fornecendo uma faixa de possíveis valores com base em dados observados ou em modelos preditivos. Essas faixas englobam a maioria dos resultados dos ensaios de penetração. Além disso, o comportamento de falha do solo é geralmente descrito pela teoria de Mohr-Coulomb, que fornece um modelo confiável para a predição do comportamento do solo sob diferentes condições de carregamento.

É importante ressaltar que, neste estudo, as verificações foram realizadas em conformidade com os requisitos estipulados pela norma DNV-RP-F114 [30] e pelas diretrizes do SAFEBUCK JIP [28]. A atenção foi particularmente voltada para dutos expostos, propensos ao fenômeno de flambagem lateral. Os tópicos essenciais para compreender este fenômeno serão detalhados a seguir:

2.3.1 Enterramento do duto

O grau de enterramento do duto desempenha um papel crucial na interação solo-duto, afetando diretamente as resistências axial e lateral do solo. Para avaliar o nível de

enterramento em condições não drenadas, é imperativo determinar a área da seção transversal do duto que está enterrada no solo, pois é a partir dela que se obtém o empuxo do solo (ou fluatibilidade do solo). Os parâmetros essenciais para essa determinação estão ilustrados na Figura 2-14:

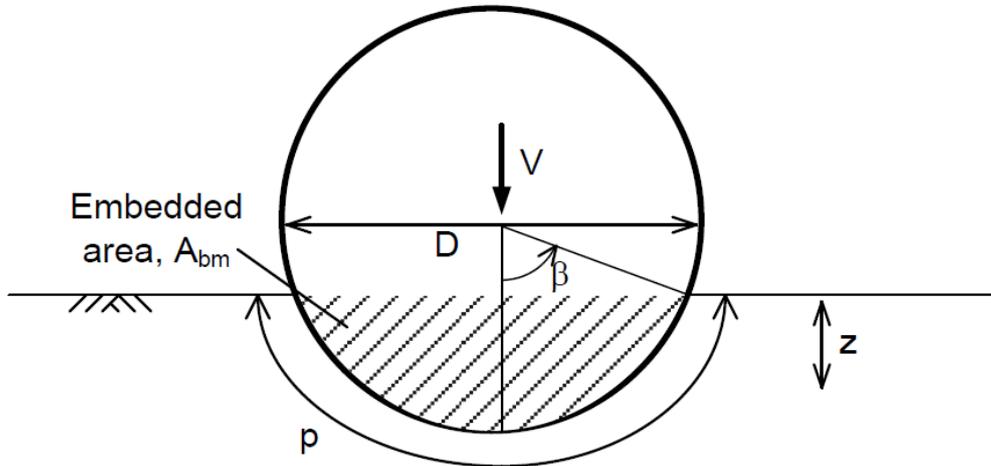


Figura 2-14: Área da seção transversal enterrada do duto no solo [28].

A área da seção transversal do duto que está enterrada no solo pode ser calculada utilizando as seguintes equações:

$$A_{bm} = \frac{D^2}{4} (\beta - \sin \beta \cos \beta) \quad \text{Equação 2-21}$$

$$\begin{cases} \beta = \cos^{-1} \left(1 - \frac{2z}{D} \right) & \text{para } \frac{z}{D} < 1 \\ \pi & \text{para } \frac{z}{D} > 1 \end{cases} \quad \text{Equação 2-22}$$

onde A_{bm} é a área da seção transversal enterrada do duto no solo, D é o diâmetro externo do duto, β é o ângulo apontado na Figura 2-14 (em radianos) e z é o enterramento (influenciado pela fase analisada: instalação, teste hidrostático ou operação).

Na sequência a aplicação das seguintes equações:

$$\frac{V}{D \cdot S_u(z)} = \min \left[6 \left(\frac{z}{D} \right)^{0,25} ; 3,4 \left(\frac{10 \cdot z}{D} \right)^{0,5} \right] + 1,5 \frac{\gamma' \cdot A_{bm}}{D \cdot S_u(z)} \quad \text{Equação 2-23}$$

$$k_{lay} = 0,6 + 0,4 \left(\frac{EIk_{lay}W_i}{z_{in}T_0^2} \right)^{0,25} \quad \text{Equação 2-24}$$

onde V é o peso submerso do duto na fase analisada, $S_u(z)$ é a resistência não-drenada do solo (na primeira interação = $S_{ur}(z)$), D é o diâmetro externo do duto, γ' é o peso submerso

do solo, A_{bm} é a área da seção transversal enterrada do duto no solo, z é o enterramento do duto, k_{lay} é o fator *touchdown* de instalação, EI é a rigidez à flexão do duto, W_i é o peso submerso na fase de instalação, z_{in} é o enterramento após a instalação e T_0 é a tração residual proveniente da instalação.

O fator k_{lay} pode ser definido por um processo iterativo. Primeiramente, emprega-se a resistência não-drenada remoldada do solo na Equação 2-24. Após essa etapa, utiliza-se a resistência não-drenada do solo em substituição à anterior.

2.3.2 Resistência axial do solo

O deslocamento longitudinal de um duto apoiado sobre o leito oceânico é definido pela resistência axial que o solo exerce sobre ele. A representação dessa interação é esquematizada na Figura 2-15. Nesta pesquisa, a resposta dessa interação é analisada sob condição não-drenada, omitindo-se o pico inicial. Portanto, adota-se um comportamento bilinear para essa análise. Neste contexto, dois parâmetros cruciais devem ser estabelecidos: a resistência residual e o deslocamento no qual a mobilização plena da resistência ocorre, denominado x_{mob} .

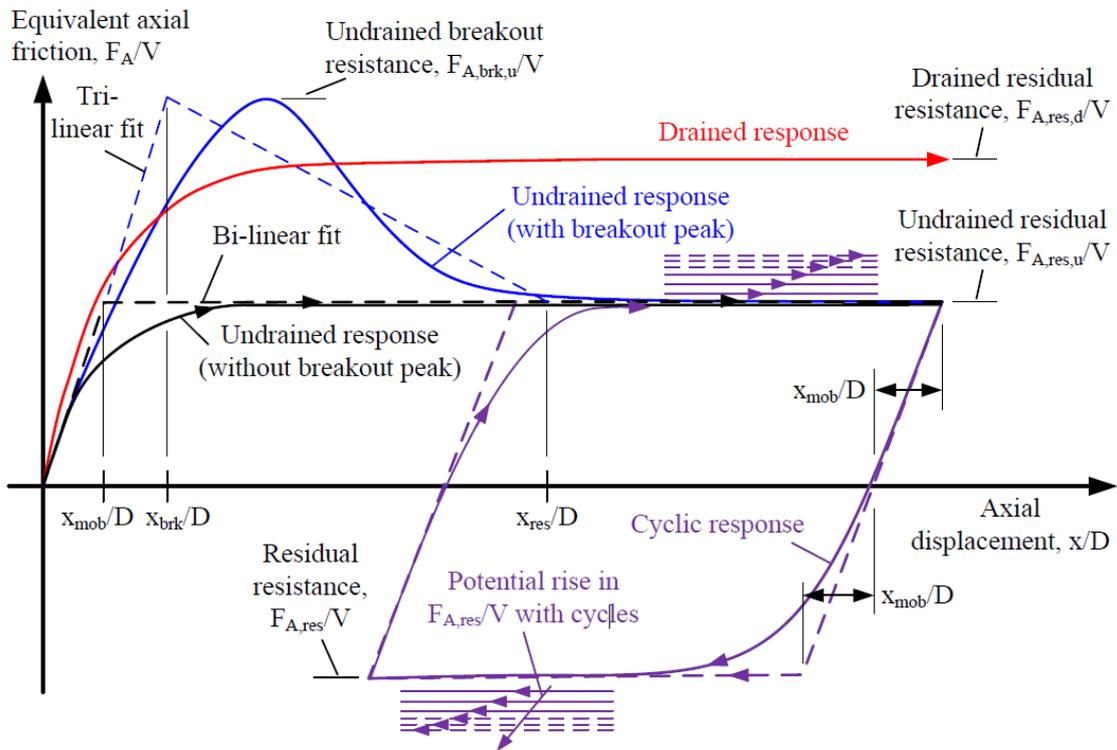


Figura 2-15: Desenho esquemático da resistência axial [28].

A resistência axial residual ($F_{axial.res}$) do solo em uma condição não-drenada é expressa pela seguinte relação, conforme Equação 2-25:

$$F_{axial.res} = V \cdot \zeta \cdot \left(\frac{S_{u.int.res}}{\sigma'_{no}} \right)_{nc} \cdot OCR^m \quad \text{Equação 2-25}$$

$$\zeta = \frac{2(\sin \beta)}{\beta + (\sin \beta \cdot \cos \beta)} \quad \text{Equação 2-26}$$

onde V é o peso submerso do duto na fase analisada, ζ é o fator *wedging*, $\left(\frac{S_{u.int.res}}{\sigma'_{no}} \right)_{nc}$ é a taxa de resistência à interface não-drenada residual consolidada, OCR é a taxa de consolidação do solo, m é o índice da taxa de consolidação do solo (valor entre 0,65 e 0,90) e β é o ângulo apontado na Figura 2-14 (em radianos).

Os parâmetros referentes à taxa de resistência à interface não-drenada (Figura 2-16) foi determinado com base nas investigações de Westgate [31], realizadas em 2018. Esse estudo oferece um banco de dados global que permite definir tais parâmetros considerando as características da superfície do solo.

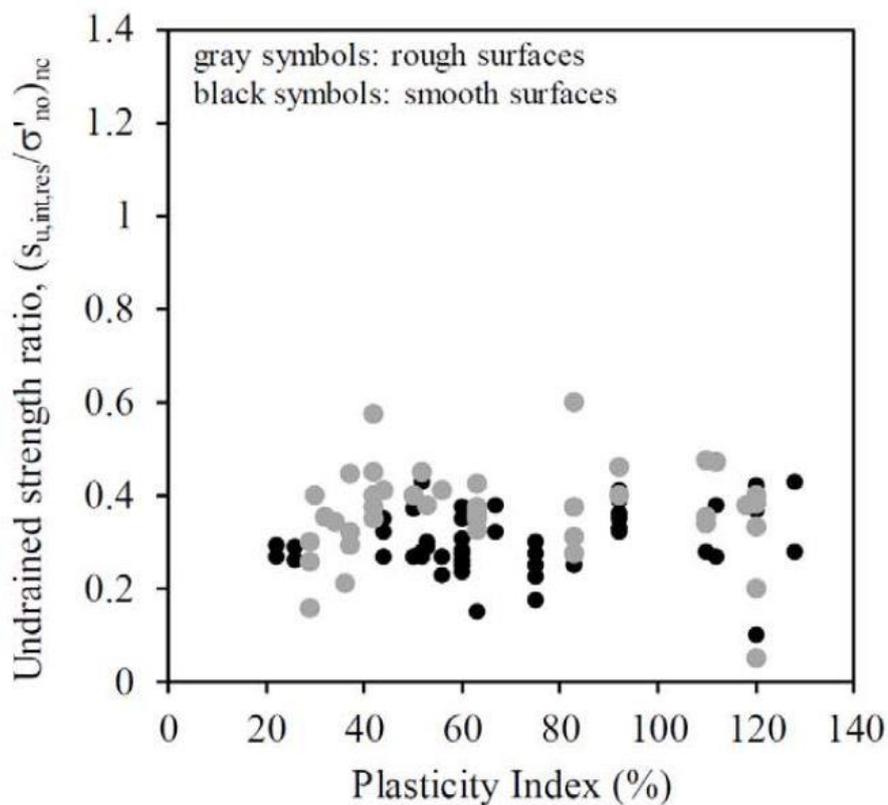


Figura 2-16: Parâmetros da taxa de resistência à interface não-drenada [31].

A resistência axial residual drenada ($F_{axial.res.d}$) é definida pela Equação 2-27:

$$F_{axial.res.d} = V \cdot \zeta \cdot \tan \delta_{res} \quad \text{Equação 2-27}$$

onde V é o peso submerso do duto na fase analisada, ζ é o fator *wedging* e δ_{res} é o ângulo de atrito residual da interface.

De maneira similar, os valores associados ao ângulo de atrito da interface drenada (Figura 2-17) foram extraídos das mesmas investigações realizadas por Westgate [31].

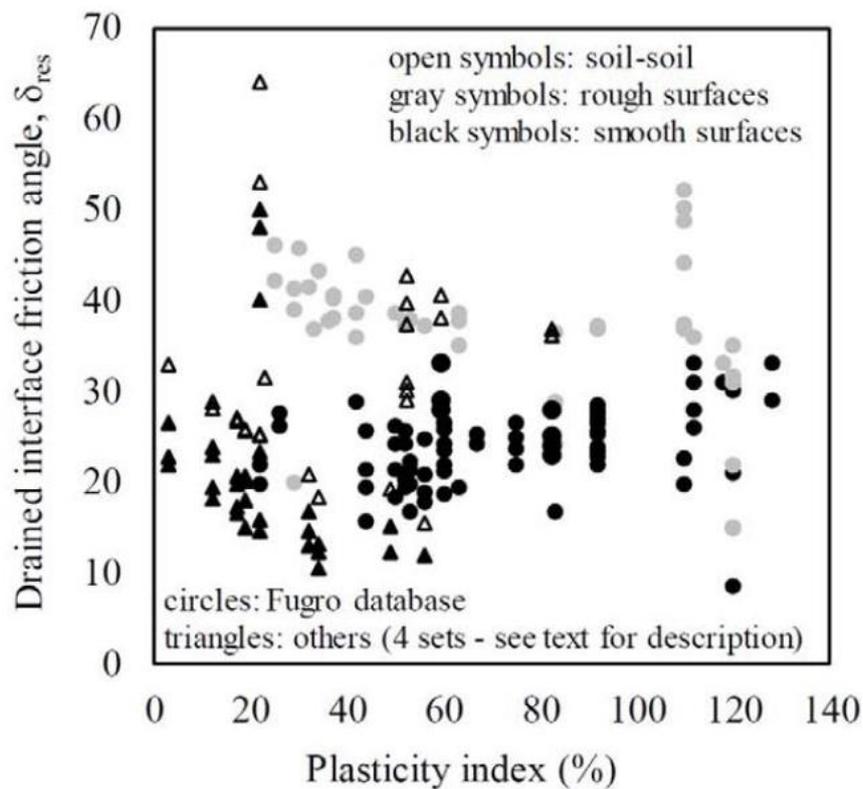


Figura 2-17: Dados utilizados para obtenção dos ângulos de atrito da interface drenada [31].

Seguindo as diretrizes do SAFEBUCK JIP [28], a Tabela 2-2 descreve os deslocamentos de mobilização relacionados à resistência axial em um modelo bilinear de solo axial:

Tabela 2-2: Deslocamentos axiais de mobilização [28].

Parâmetro	Deslocamento de mobilização na resistência axial (X_{mob})
LE	Mínimo de 1,25 mm e 0,25% diâmetro externo
BE	Mínimo de 5,00 mm e 1,00% diâmetro externo
UE	Mínimo de 250 mm e 50,0% diâmetro externo

2.3.3 Resistência lateral do solo

O deslocamento transversal do duto apoiado no leito marinho é caracterizado pela resistência lateral do solo. A Figura 2-18 ilustra a representação visual dessa interação:

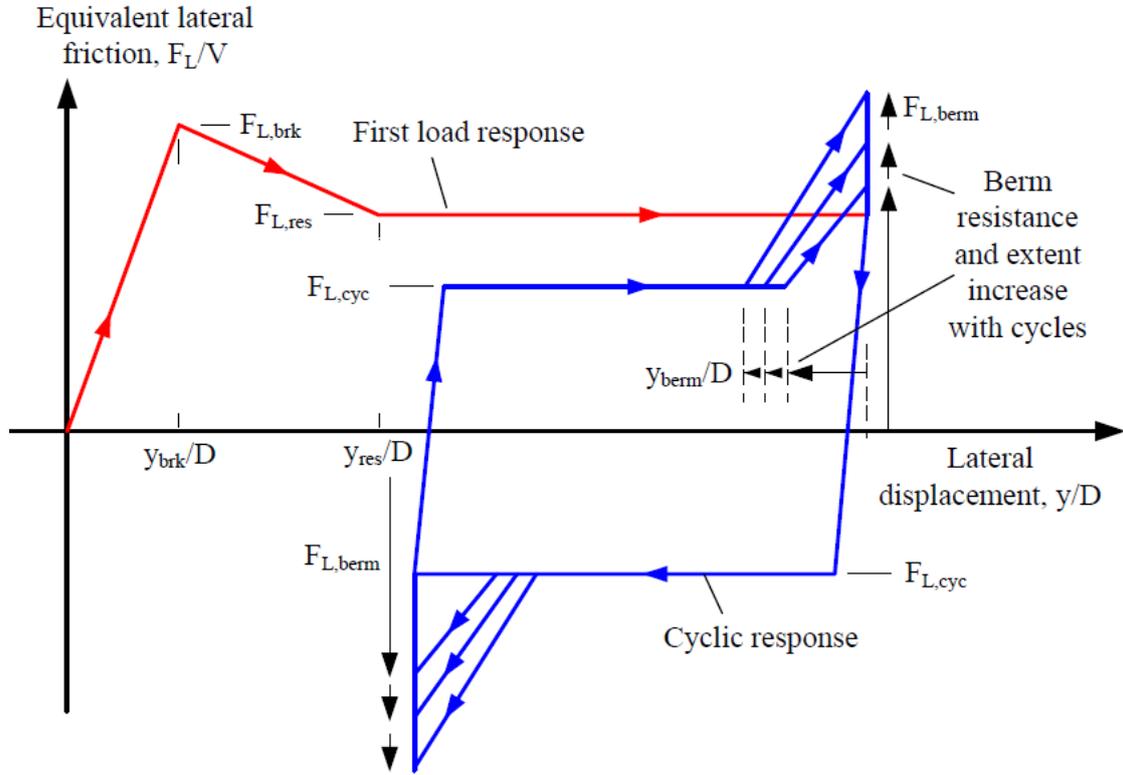


Figura 2-18: Desenho esquemático da resistência lateral [28].

A resistência lateral de pico ($F_{L.brk.u}$) é definida pela Equação 2-28:

$$\frac{F_{L.brk.u}}{S_u \cdot D} = 1,7 \left(\frac{z}{D}\right)^{0,61} + 0,23 \left(\frac{V}{S_u \cdot D}\right)^{0,83} + 0,6 \left(\frac{\gamma' D}{S_u}\right) \left(\frac{z}{D}\right)^2 \quad \text{Equação 2-28}$$

onde V é o peso submerso do duto na fase analisada, $S_u(z)$ é a resistência não-drenada do solo, D é o diâmetro externo do duto, z é o enterramento do duto e γ' é o peso submerso do solo.

E a resistência lateral residual ($F_{L.res.u}$) é definida pela Equação 2-29

$$\frac{F_{L.res.u}}{V} = 0,32 + 0,80 \left(\frac{z}{D}\right)^{0,8} \quad \text{Equação 2-29}$$

onde V é o peso submerso do duto na fase analisada, D é o diâmetro externo do duto e z é o enterramento do duto.

Da mesma forma, de acordo com as diretrizes do SAFEBUCK JIP [28], a Tabela 2-3 apresenta os deslocamentos de mobilização vinculados à resistência lateral de pico e à resistência lateral residual.

Tabela 2-3: Deslocamentos laterais de mobilização [28].

Parâmetro	Deslocamento de mobilização na resistência lateral de pico (y_{brk}):	Deslocamento de mobilização na resistência lateral residual (y_{res}):
LE	$\frac{y_{brk}}{D} = 0,004 + 0,02 \frac{z}{D}$	$\frac{y_{res}}{D} = 0,6$
BE	$\frac{y_{brk}}{D} = 0,02 + 0,25 \frac{z}{D}$	$\frac{y_{res}}{D} = 1,5$
UE	$\frac{y_{brk}}{D} = 0,1 + 0,7 \frac{z}{D}$	$\frac{y_{res}}{D} = 2,8$

2.4 Flambagem global de dutos rígidos

O projeto para prevenção de flambagem global é frequentemente associado ao cálculo de expansão da linha submarina, integrando assim o cálculo operacional. É relevante destacar que existe uma correlação significativa entre o cálculo de vão livre e o cálculo de expansão, pois a liberação das forças compressivas em um vão livre pode alterar substancialmente as frequências naturais.

Conforme detalhado nas seções 2.1 e 2.2, os dutos submarinos necessitam cumprir critérios estritos em seu dimensionamento mecânico. Além das diretrizes já mencionadas, é imperativo considerar estados limites que levem em conta os efeitos das deformações decorrentes da flambagem em resposta a carregamentos térmicos. Para efetivamente dimensionar tais aspectos, é primordial entender as condições às quais o equipamento estará exposto. Uma vez posicionado no fundo do mar, o duto submarino estabelece uma interação com o ambiente ao seu redor. Duas possíveis configurações dessa interação são consideradas:

- i. Duto submarino enterrado: Este cenário é associado à flambagem vertical, também conhecida como "*upheaval buckling*" (Figura 2-19a);
- ii. Duto submarino exposto: Neste caso, a interação está vinculada à flambagem lateral, ou "*lateral buckling*" (Figura 2-19b).

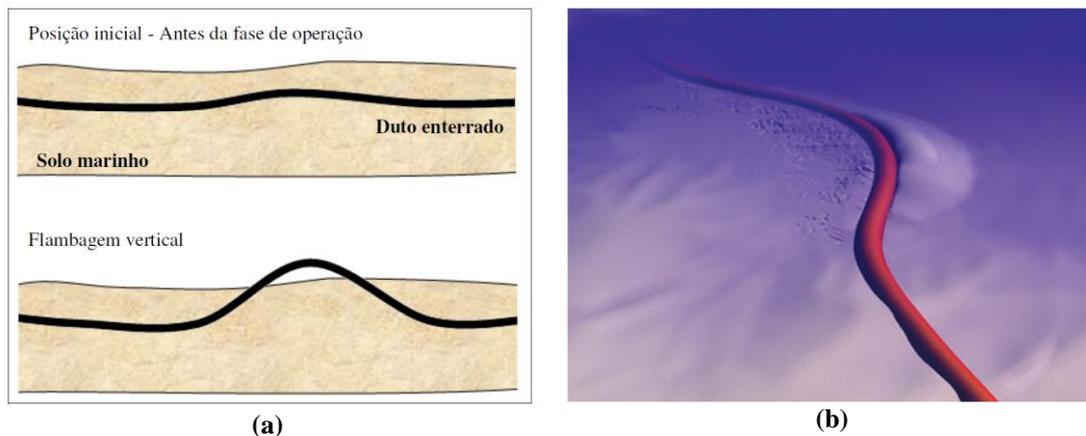


Figura 2-19: Tipos de flambagem global: (a) Flambagem vertical (*upheaval buckling*) [32] e (b) Flambagem lateral (*lateral buckling*) [33].

A Figura 2-20 delinea o fluxograma do projeto para todas as etapas de um duto rígido, correlacionando com as variáveis inerentes a cada fase. Este fluxograma possui uma natureza iterativa, estendendo-se até a fase operacional, período no qual as cargas combinadas e a expectativa de vida útil do equipamento são examinadas. Dependendo dos resultados obtidos nesta análise, revisões nas fases anteriores podem ser necessárias, tais como modificações na espessura do duto, além de outras possíveis alterações.

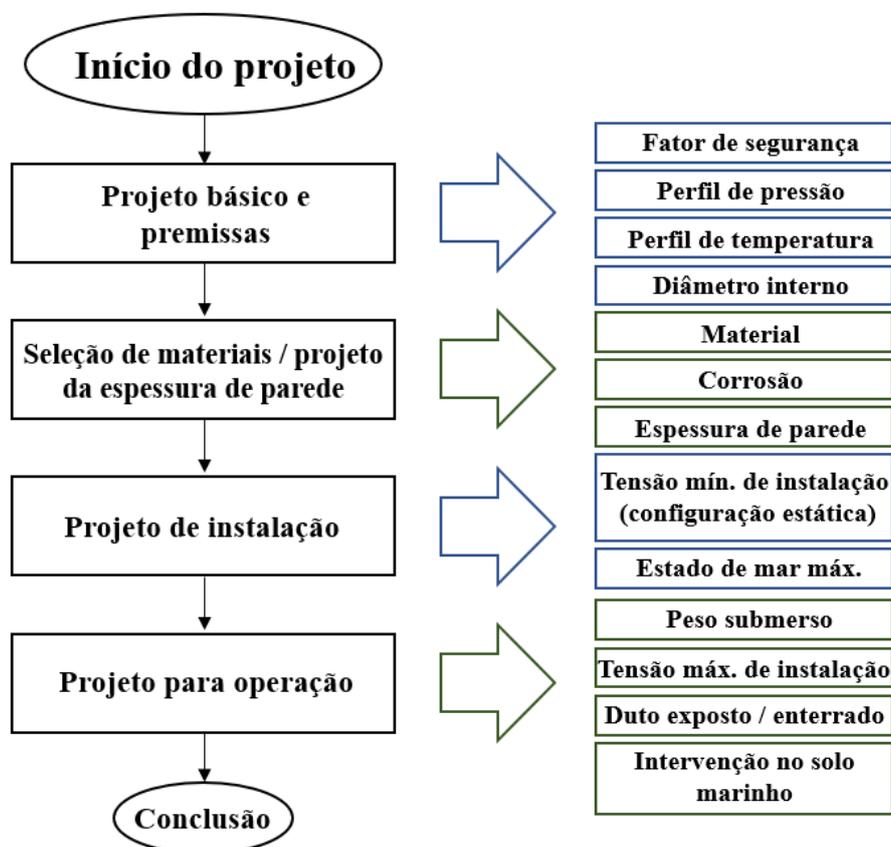


Figura 2-20: Fluxograma de projeto de dutos rígidos [28].

Devido às etapas envolvidas e aos significativos investimentos financeiros associados, dutos enterrados são típicos em águas mais rasas, enquanto dutos expostos (ou não enterrados) são mais frequentes em águas profundas. Assim, embora a flambagem vertical seja uma consideração relevante nas análises de estados limites para dutos submarinos, o foco deste estudo será voltado para a operação de dutos em águas profundas.

Apesar de sua exposição, ou seja, da ausência de uma trincheira pré-fabricada para acomodar a linha submarina ou de um revestimento pós-instalação (conforme Figura 2-21), o duto submarino não enterrado ainda sofre um certo grau de enterramento natural devido ao seu próprio peso. Ademais, o nível em que o duto exposto se encontra enterrado é influenciado pela capacidade do solo em suportar o peso do duto, além dos carregamentos residuais provenientes do processo de instalação e das forças hidrodinâmicas atuantes.



Figura 2-21: Cobrimento de um duto submarino [34].

A origem dos estudos sobre flambagem lateral remonta à década de 1920, quando houve uma transição na construção dos trilhos de trens - passando das juntas de dilatação para os trilhos soldados. Essa alteração fez com que os trilhos soldados, por serem mais longos, desenvolvessem forças axiais de compressão elevadas quando expostos a altas temperaturas, conduzindo a instabilidades estruturais, conforme descrito por

Bandeira [33] e Belmont [35]. Em resposta a essa questão, Martinet [36], em 1936, propôs uma solução analítica baseada na equação diferencial linear da teoria de vigas clássicas. Mais tarde, em 1978, Kerr [37] introduziu uma abordagem analítica, empregando o princípio dos deslocamentos virtuais e cálculos variacionais, determinando a temperatura segura para impedir esse fenômeno.

No contexto de dutos submarinos, Hobbs [38] foi pioneiro em 1984, adaptando os estudos de Kerr [37] para este novo cenário. Hobbs formulou cálculos para determinar a força compressiva requerida para iniciar a flambagem, incorporando a formulação de Euler para flambagem e considerando a simetria nas resistências do solo. Subsequentemente, em 1989, Hobbs e Liang [39] refinaram essa pesquisa, permitindo variações na resistência do solo entre as direções lateral e axial.

Em 2004, Palmer e King [40] associaram a ocorrência da flambagem em dutos submarinos ao aumento da temperatura devido à operação de equipamentos submarinos. Esse aumento térmico leva à dilatação axial dos dutos, resultando em elevadas forças axiais de compressão, frequentemente atenuadas pelo atrito com o solo.

Notavelmente, no Brasil o estudo da flambagem lateral termomecânica ganhou destaque após o incidente de 2000 envolvendo o duto PE-2. Esse duto, conectando a refinaria Duque de Caxias (REDUC), operada pela PETROBRAS, com o Terminal ilha d'Água, na Ilha do Governador (RJ), sofreu uma fratura causada pela flexão excessiva, resultando em um vazamento significativo de óleo (1,29 milhões de litros). Posteriormente, um grupo de especialistas do CENPES atuou para desenvolver especificações técnicas mais robustas para prevenir incidentes semelhantes, como citado em [41]. Neste esforço, um outro duto, denominado PE-1, foi reconhecido por apresentar riscos potenciais. Isso resultou em monitoramento contínuo e restrições operacionais até que fosse substituído pelo duto PE-3 em 2004. A instalação deste último foi realizada utilizando o lançamento em zig-zag, induzindo assim uma flambagem controlada.



Figura 2-22: Detalhes do acidente com o duto PE-2 [41]: (a) Deslocamento lateral pós flambagem (4,5 m) e (b) Detalhe na falha do duto PE-2.

Após o incidente específico abordado, é inevitável expandir essa análise para o vasto universo das interações entre os dutos e o ambiente submarino. O estudo dessa relação, particularmente a interação solo-duto mencionada na seção 2.3, serve como base para iniciar as verificações de flambagem global da linha submarina. Para efetuar essa análise, são necessários diversos procedimentos conforme os carregamentos requeridos, tanto para os estados limites quanto para avaliar a fadiga da linha submarina, levando em consideração os ciclos de parada e retomada da operação [30]. Essencialmente, aqui buscou-se enfatizar a análise numérica da flambagem lateral, originada em uma alça de flambagem virtual localizada no ponto da linha com a maior força axial efetiva, conforme delineado pela norma DNV-RP-F110 [23].

Haddad [42] oferece uma valiosa contribuição para entender esse fenômeno. Segundo ele, o conceito de *Virtual Anchor Spacing* (VAS) é uma abordagem eficaz para descrever a flambagem lateral em dutos rígidos. Quando um duto submarino, com extremidades fixas, é submetido a carregamentos operacionais, ele desenvolve uma força axial efetiva resultante da interação com o solo. Entretanto, é na região de flambagem lateral que essa força axial efetiva sofre uma redução notável. Em outras palavras, a instabilidade na linha submarina nesse segmento é causada quando as forças de compressão axial no duto superam as resistências oferecidas pelo solo.

Isso fica evidente na Figura 2-23, onde podemos observar duas áreas de força axial efetiva com valores constantes. Essas áreas, conhecidas como âncoras virtuais, têm seus deslocamentos limitados devido à já mencionada interação solo-duto. O espaço entre elas

é denominado VAS (*Virtual Anchor Spacing*), e é aqui que a força efetiva mostra uma significativa redução, passando a ser vista como parcialmente restrita.

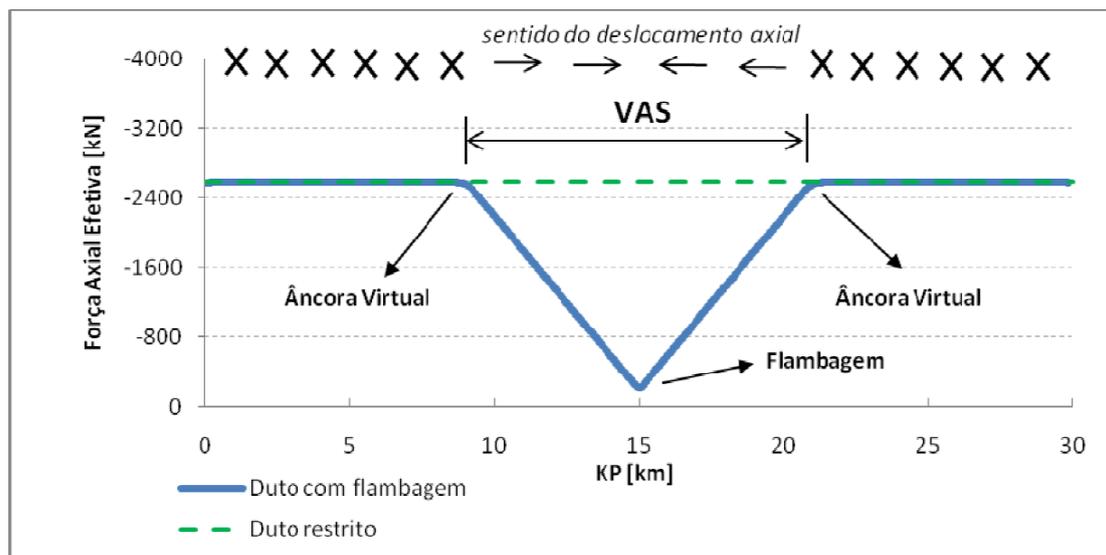


Figura 2-23: Força axial efetiva em duto submarino que sofreu flambagem [42].

Neste contexto, ocorre um deslocamento axial do duto sobre o solo, partindo das extremidades em direção ao centro. Esse movimento é análogo ao observado em uma barra esbelta quando submetida à compressão, de acordo com os estudos clássicos de estabilidade de vigas de Euler. Como resultado desse fenômeno, origina-se a alça de flambagem. Essa alça pode assumir distintos modos de flambagem, conforme apresentados na Figura 2-24.

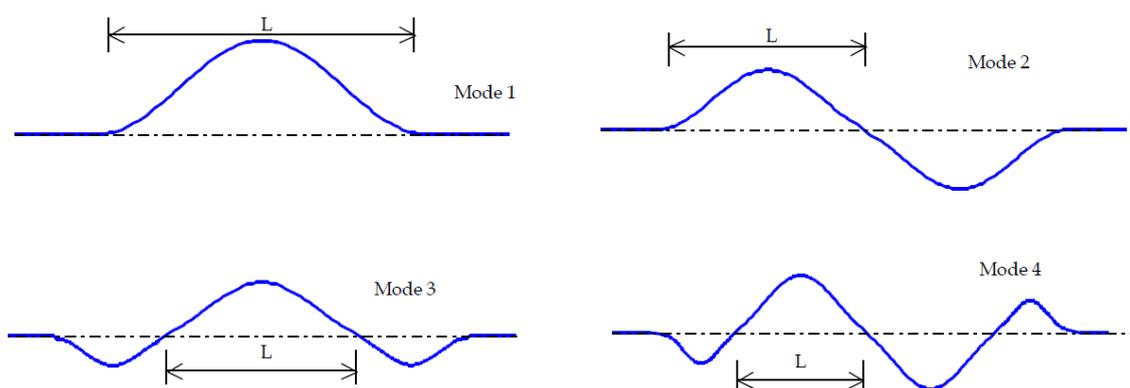


Figura 2-24: Modos de flambagem [43].

A principal vantagem na investigação da flambagem lateral é a quantificação da força axial compressiva que resulta ao longo do comprimento do duto durante sua operação, podendo ser controlada caso haja necessidade. No entanto, o deslocamento devido à flambagem resulta em um momento fletor significativo no topo da flambagem.

Este momento fletor pode ser extremamente elevado, sendo comum a presença de tensões que ultrapassam o limite de escoamento. Portanto, sob a filosofia de flambagem lateral, embora a força axial seja reduzida na região da flambagem, as tensões de flexão aumentam significativamente. Isso pode, eventualmente, levar a uma falha por flambagem local, resultando em uma deformação da seção transversal do duto.

Ao aliviar a carga, o duto tenta retornar à posição inicial de instalação. Contudo, essa tentativa é impedida pela resistência do leito marinho, tanto axial quanto lateral. Como resultado, a deformação lateral do duto é reduzida, mas não eliminada por completo. Uma resposta típica desse comportamento pode ser observada na Figura 2-25.

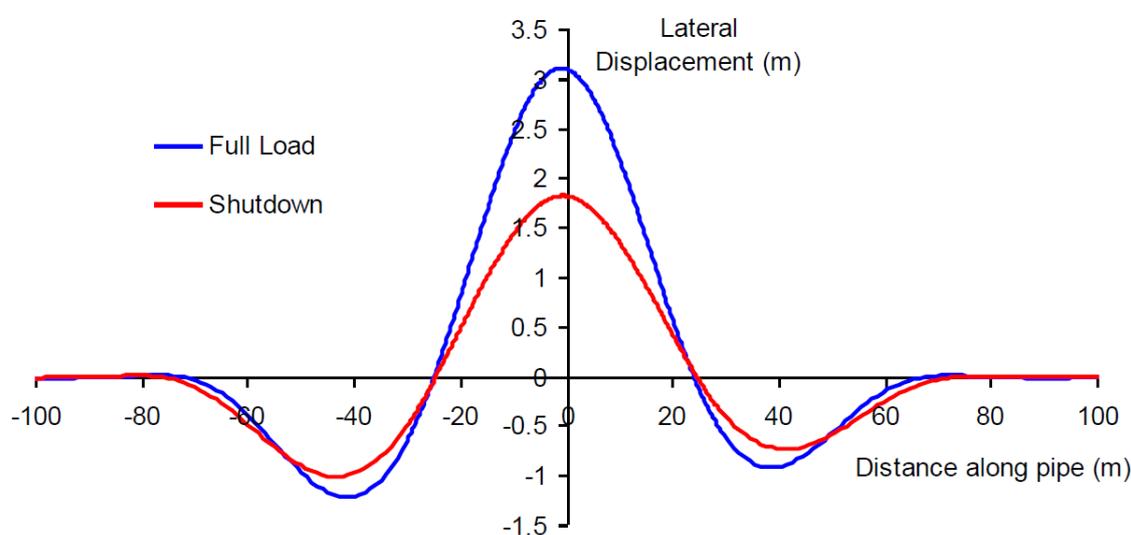


Figura 2-25: Reação da alça de flambagem após aliviar a carga (*Shutdown*) [43].

Outra abordagem para a flambagem lateral, com base no conceito de VAS, consiste em induzir a flambagem em múltiplos pontos ao longo da linha submarina. O benefício dessa estratégia reside no fato de que, quanto mais próximas estiverem as alças de flambagem, menor será o deslocamento axial direcionado para cada uma delas. Assim, resulta em uma deflexão lateral mais suave nas áreas onde ocorrem as flambagens, limitando as deformações. A Figura 2-26 ilustra essa condição, destacando a formação de três alças de flambagem consecutivas.

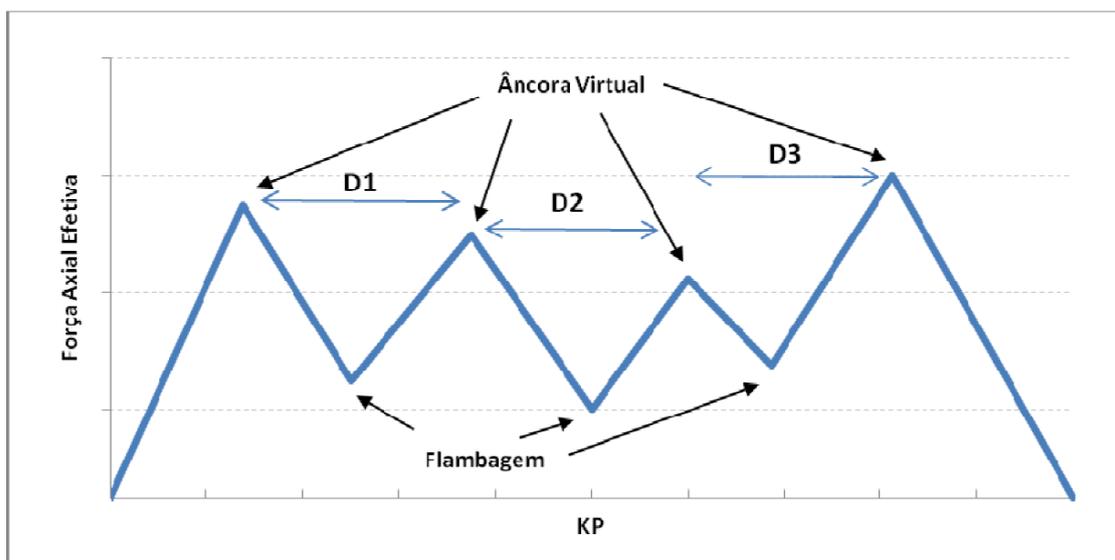


Figura 2-26: Duto submarino com vários pontos de flambagem [42].

De acordo com o SAFEBUCK JIP [28], na fase de projeto operacional, se o duto for considerado não suscetível à flambagem global (isso é verificado comparando-se a força axial efetiva com a força crítica, onde valores excedentes indicam suscetibilidade à flambagem), a única verificação restante diz respeito ao "walking" do duto. Caso contrário, é necessário verificar a configuração pós-flambagem.

O próximo passo é a verificação de flambagem não controlada, referindo-se a flambagens que ocorrem sem planejamento. Mesmo que a localização exata destas flambagens não seja garantida, muitas vezes é possível demonstrar que elas não comprometem a integridade do duto. Se uma flambagem não planejada puder sustentar o *feed-in* associado, a próxima tarefa será verificar a interação entre flambagem e *walking* do duto.

Caso a flambagem não controlada não apresente conformidade com os critérios exigidos, é necessário definir uma estratégia de iniciação para uma flambagem controlada. Existem várias medidas de iniciação disponíveis, como aumentar a restrição do solo, reduzir a força motriz ou mudar a estrutura do duto.

Algumas técnicas abordadas nas referências [34], [42] e [44] englobam:

- i. *Spool* intermediário de expansão: Este método, embora não seja tradicionalmente reconhecido como um iniciador direto de flambagem, tem a capacidade de minimizar a força axial efetiva no duto. No entanto, uma das ressalvas é que ele vem com um custo de implementação consideravelmente mais alto;
- ii. *Snake-Lay*: Esta técnica consiste no lançamento da linha em um padrão de zig-zag. Ela tem o propósito de favorecer a ocorrência controlada de flambagem em segmentos específicos, previamente determinados durante a fase de projeto. No entanto, o método tem seus desafios, como a complexidade no controle preciso do raio de curvatura a cada alteração do zig-zag. Uma consideração adicional é que essa técnica é vista como pouco confiável por ser fortemente influenciada pelas características variáveis do solo;
- iii. Módulo de boias: Neste método, módulos flutuantes são estrategicamente posicionados em certos segmentos da linha. O objetivo é conseguir uma redução significativa, geralmente entre 80% e 90%, do peso submerso nas regiões escolhidas. Como resultado, tanto o atrito quanto a força crítica de flambagem nestes segmentos são minimizados;
- iv. *Sleepers*: Estas são estruturas posicionadas previamente ao local de instalação da linha, sobre as quais a linha posteriormente repousará. Este posicionamento gera imperfeições verticais que auxiliam no processo de flambagem. A principal vantagem é a redução da resistência lateral, pois a linha fica suspensa acima do solo, o que diminui localmente a força crítica de flambagem. Este método é amplamente adotado no Brasil devido à sua praticidade tanto em fabricação quanto em instalação. Contudo, é importante observar que correntes oceânicas podem interagir com os vãos formados pelos *sleepers*, o que pode induzir fadiga devido à vibração induzida por vórtices (VIV). Uma solução para esse desafio é o uso do "*dual sleeper*", projetado para minimizar a altura de suspensão e a extensão dos vãos em comparação com os *sleepers* tradicionais;
- v. RCM (*Residual Curvature Method*): Esse método, associado ao método de instalação *Reel-Lay*, envolve a geração intencional de deformações residuais em pontos específicos ao longo do duto, realizadas através de ajustes no equipamento retificador presente no navio de instalação. Assim, em pontos pré-determinados ao longo do duto, ocorrem deformações residuais, favorecendo a ocorrência de flambagens controladas.

Se a estratégia de iniciação não for suficiente, os parâmetros do projeto devem ser revistos. A Figura 2-27 ilustra as técnicas mencionadas.

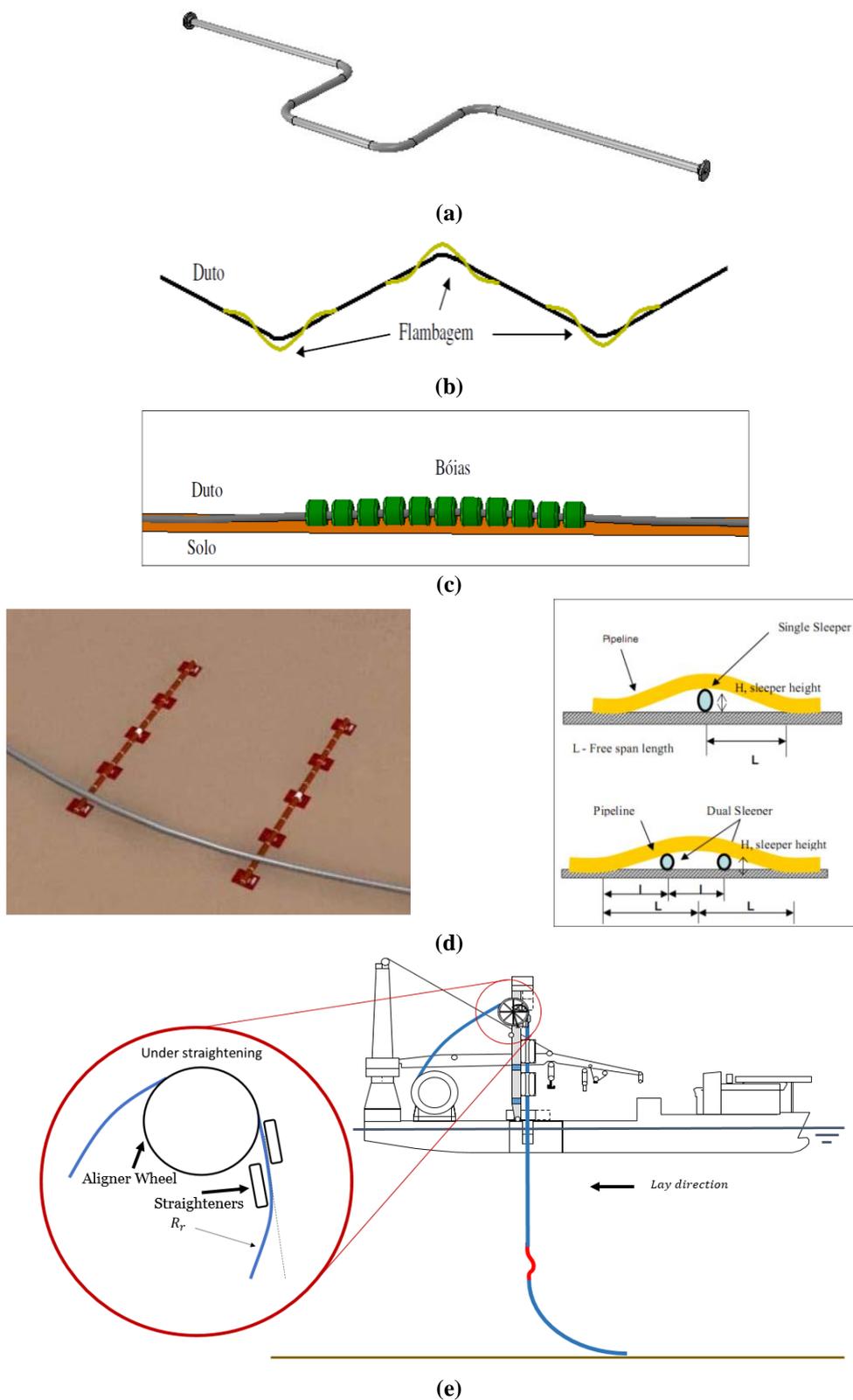


Figura 2-27: Dispositivos para atenuar deformações longitudinais causadas pela flambagem lateral: (a) *Spool* intermediário, (b) *Snake-lay* ou lançamento em zig-zag, (c) módulo de bóias, (d) *sleepers* e (e) RCM [34], [42] e [44].

Por último, se o duto for suscetível ao "*pipeline walking*" ou interação de flambagem, os efeitos de carga podem aumentar ao longo do tempo. Se todas as flambagens forem aceitáveis, o projeto de flambagem lateral está completo. Caso contrário, a solução é revisar os parâmetros iniciais do projeto básico.

A determinação da aceitabilidade das flambagens baseia-se em um critério denominado "VAS tolerável". Esse critério é estabelecido através da análise dos resultados obtidos no ápice da alça de flambagem, garantindo que os seguintes parâmetros sejam atendidos:

- i. Limite Flambagem local;
- ii. Capacidade de deformação uniforme;
- iii. Limite de plasticidade cíclica;
- iv. Fadiga de baixo ciclo.

Na Tabela 2-4 abaixo, são apresentadas as duas alternativas de critérios utilizadas para carregamento combinado relacionado à flambagem local, visando avaliar o VAS tolerável.

Tabela 2-4: Critérios para carregamento combinado [23].

Alternativa	Critérios Alternativos para Flambagem Local
1 ⁽¹⁾	LCC (<i>load controlled condition</i>): Verificação de flambagem local controlada por carga, baseada na curva tensão-deformação com valores f_y e f_u , estimativa BE para as resistências axial e lateral do solo e estimativa BE para cargas de arrasto (quando relevante) e um fator de efeito de carga ajustado pelo VAS tolerável. DCC (<i>displacement controlled condition</i>): Verificação para a condição controlada por deslocamento considerando o pior cenário dentre os analisados para ajustar o fator de efeito de carga.
2 ⁽²⁾	DCC (<i>displacement controlled condition</i>): Verificação de flambagem local controlada por deslocamento baseada na curva tensão-deformação com valores f_y e f_u , estimativa BE para resistência axial do solo e a estimativa UE para a resistência lateral do solo para o VAS tolerável.

(1) Ambos os critérios, LCC e DCC, devem ser satisfeitos.

(2) Recomendado para fundos marinhos uniformes ou moderadamente irregulares, sem interferência de arrasto.

A Tabela 2-5 fornece um panorama dos casos de sensibilidade para dutos expostos, conforme estabelecido pela DNV-RP-F110 [23]. Com base nos parâmetros considerados, fica evidente que, se houver a necessidade de calibrar o fator de efeito de carga (γ_C), serão requeridas análises adicionais. Por outro lado, quando apenas a verificação por DCC é solicitada, o único caso exigido é o M₃.

Tabela 2-5: Visão geral dos casos de sensibilidade para dutos expostos [23].

Caso	Pressão	Temperatura	Resistência lateral	Resistência axial	Resistência do material	Carga de arrasto	Comentário
M_{BE}	P	T	f_L^{BE}	f_A^{BE}	f_y	F_T	para o estado limite de flambagem local controlado por carga (LCC).
M_1	P	T	f_L^{BE}	f_A^{UE}	f_y	F_T	para calibração da condição do fator de efeito de carga, γ_C
M_2	P	T	f_L^{BE}	f_A^{LE}	f_y	F_T	para calibração da condição do fator de efeito de carga, γ_C
M_3	P	T	f_L^{UE}	f_A^{BE}	f_y	F_T	para o estado limite de flambagem local controlada por deslocamento (DCC) e para os estados limite de fadiga.
M_4	P	T	f_L^{LE}	f_A^{BE}	f_y	F_T	para calibração da condição do fator de efeito de carga, γ_C
M_5	P	T	f_L^{BE}	f_A^{BE}	f_y	F_T	para calibração da condição do fator de efeito de carga, γ_C
M_6	P	T	f_L^{BE}	f_A^{BE}	f_y	F_T^{UE}	para calibração da condição do fator de efeito de carga, γ_C
M_7	P	T	f_L^{BE}	f_A^{BE}	f_y	F_T^{LE}	para calibração da condição do fator de efeito de carga, γ_C

2.5 Histórico do duto sanduíche

Estudos relacionados aos dutos sanduíche têm sido desenvolvidos desde o início dos anos 2000. Esse tipo de duto rígido é composto por duas camadas concêntricas de aço e uma camada anular de material não metálico, conforme ilustrado na Figura 2-28. A camada anular, além de conferir resistência mecânica à estrutura, deve prover isolamento térmico. Essa característica é essencial para mitigar a transferência de calor entre o meio interno, que transporta hidrocarbonetos, e o meio externo do duto, que se encontra no leito marinho, em grandes profundidades e sob baixas temperaturas.

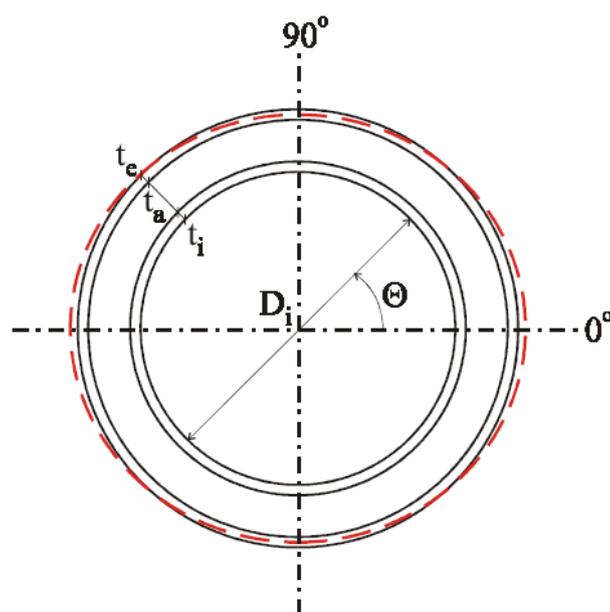


Figura 2-28: Configuração do duto sanduíche [45].

Os primeiros resultados significativos, que abordaram a filosofia do duto sanduíche, onde todas as camadas da estrutura atuavam conjuntamente em sua resistência, foram divulgados em 2002 por Estefen, Netto, Pasqualino, entre outros colaboradores, conforme as referências [45] e [46]. Naquele contexto, a aplicação do duto sanduíche em águas profundas foi analisada e uma comparação foi feita com um duto de parede simples. Aquele estudo incluiu análises de carregamentos combinados (flexão e resistência ao colapso) para dutos sanduíche contendo anular de pasta de cimento e polipropileno, com base em ensaios experimentais e modelos numéricos desenvolvidos pelo método de elementos finitos.

No mesmo ano, Santos [47] apresentou resultados experimentais e numéricos mais detalhados. Ele utilizou dois tipos de material no espaço anular: pasta de cimento e polipropileno (demonstrada na Figura 2-29). O estudo também destacou o processo de fabricação dos protótipos e forneceu especificações da pasta de cimento usada, como descrito na Tabela 2-6 abaixo:

Tabela 2-6: Composição da pasta de cimento usada na fabricação dos dutos [47].

Componente	%
Cimento CPIIF32	54,4
Sílicar flour (325 mesh)	16,3
Água	29,3



(a)



(b)

Figura 2-29: (a) Duto sanduíche com anular de pasta de cimento e (b) Duto sanduíche com anular de polipropileno [47].

A Figura 2-30 apresenta um desenho esquemático do sistema de injeção da pasta de cimento utilizada na produção dos dutos sanduíche para preencher o espaço entre duas camadas de aço. A injeção da pasta foi realizada de baixo para cima, visando prevenir a formação de espaços vazios devido a bolhas de ar. Durante esse processo, uma mesa vibratória foi empregada para garantir a homogeneização do material.

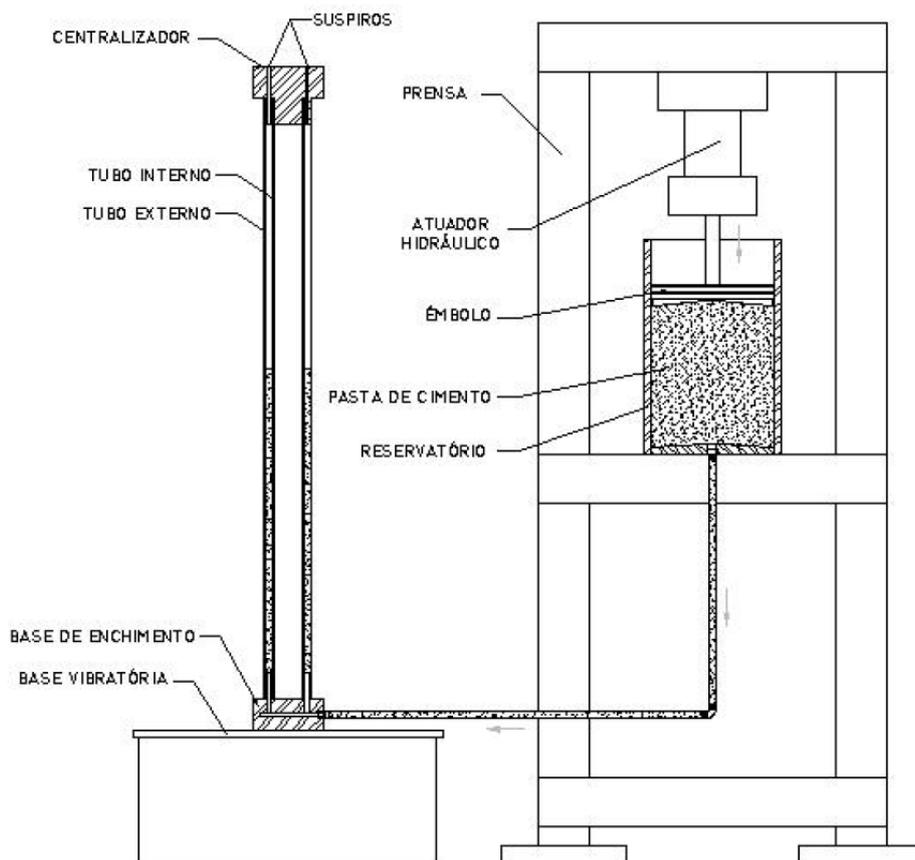


Figura 2-30: Aparato de preenchimento do anular do duto sanduíche com pasta de cimento [47].

Inicialmente, buscou-se aplicar o mesmo procedimento utilizado na produção do duto sanduíche com pasta de cimento ao duto sanduíche com anular de material polimérico (polipropileno). Para isso, empregou-se uma máquina extrusora conectada às extremidades (Figura 2-31). O polipropileno granulado foi introduzido em um reservatório e, com auxílio de uma bomba de fuso, gerou-se um fluxo longitudinal, preenchendo o espaço anular com o material polimérico.



Figura 2-31: Aparato para injeção de polipropileno [47].

A temperatura foi monitorada por termopares, atingindo um pico de 230°C. O aquecimento das paredes do duto sanduíche assegurou a fluidez do polipropileno durante a injeção, enquanto o ar foi expelido pelos suspiros posicionados na extremidade oposta à extrusora. No entanto, esse método enfrentou desafios, conforme relatado pelo autor, como a presença de bolhas, inconsistências nas propriedades ao longo do duto e falta de aderência entre as camadas, atribuída à contração do polipropileno após o resfriamento.

Como solução, tarugos de polipropileno, com uma folga diametral de 0,5 mm, foram empregados no espaço anular do duto sanduíche. Uma resina à base de epóxi (composta de resina e endurecedor Epohoxal RAT104 e HAT 105) foi aplicada para assegurar a aderência entre os tubos de aço e o polipropileno. De acordo com o autor, a pasta de cimento aderiu bem às superfícies metálicas, sem necessidade de tratamentos adicionais nas áreas de contato.

No ano subsequente, Su e Estefen [48], exploraram dispositivos para potencializar o isolamento térmico do duto sanduíche. Eles instalaram resistências elétricas externamente no duto interno de aço, distribuindo-as em quatro pontos ao longo da estrutura, conforme ilustrado na Figura 2-32. Os autores observaram que o isolamento térmico passivo, proporcionado apenas pelo material anular, não atingiu desempenho térmico adequado em condições mais rigorosas de operação, como a parada e repartida de produção. Por outro lado, o aquecimento ativo mostrou-se promissor, tornando viável a utilização de dutos sanduíche em projetos em águas profundas que exigem elevado isolamento térmico.

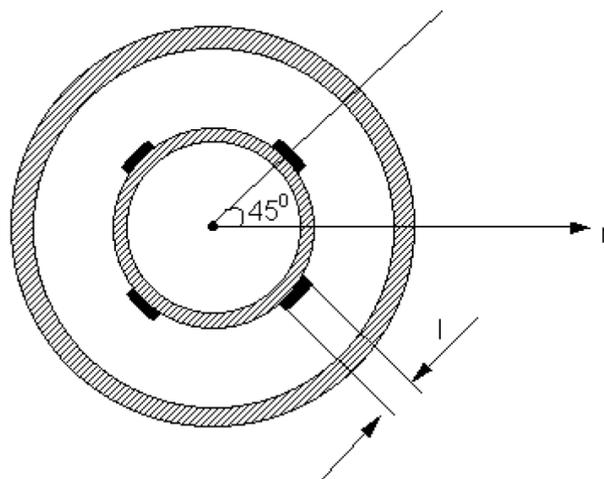


Figura 2-32: Posicionamento das resistências elétricas [48].

Em 2005, Valeriano [49] conduziu um estudo sobre o colapso de propagação em dutos sanduíche com anular de polipropileno, empregando as mesmas técnicas de fabricação observadas por Santos [47]. Para simular danos, o duto foi submetido à pressão em uma prensa, conforme ilustrado na Figura 2-33, permitindo a observação experimental da pressão de iniciação, termo utilizado para descrever a pressão quando o duto já apresenta algum dano. Posteriormente, a autora modelou numericamente o comportamento mecânico do duto sanduíche usando o método dos elementos finitos.



Figura 2-33: Aplicação do dano na estrutura [49].

Nos anos subsequentes, Castello [50] aprofundou os estudos sobre o duto sanduíche, focando na influência da adesão entre as camadas (Figura 2-34). Ele realizou ensaios experimentais de cisalhamento com o objetivo de aprimorar o modelo numérico e prever a resistência ao colapso da estrutura. Paralelamente, foram conduzidos estudos sobre o limite mecânico da instalação do duto sanduíche com anular de polipropileno, usando o método de instalação carretel ([51] e [52]).

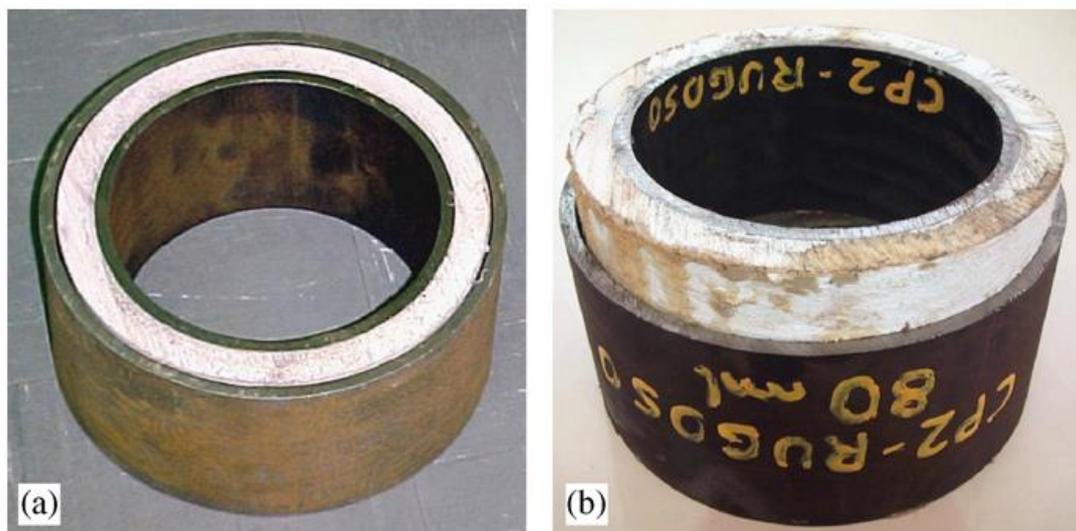


Figura 2-34: (a) Duto sanduíche antes do ensaio de cisalhamento e (b) Após o ensaio de cisalhamento [50].

Em 2008, De Souza [53] realizou um estudo comparativo da eficiência de diversos termoplásticos como camada anular em dutos sanduíche. Os materiais avaliados foram: polipropileno (PP), policarbonato (PC), poliamida 6 (PA 6), poliamida 66 (PA 66), poliamida 11 (PA 11), dois tipos de fluoreto de polivinilideno (PVDF 60512 e PVDF 6010) e o poli-éter-éter-cetona (PEEK).

Os critérios dessa análise abrangeram: densidade do material, limite de escoamento, alongação no escoamento, módulo de elasticidade, condutividade térmica, máxima temperatura de operação e custo. Utilizando o método de lógica digital, concluiu-se que, quando desconsiderado o custo, o PEEK superou os demais materiais em performance, oferecendo robusta resistência estrutural em diversas temperaturas. Porém, ao considerar o custo, PP e PC apresentaram eficiência semelhante ao PEEK. O PP destacou-se pelo seu baixo custo e densidade, enquanto o PC impressionou pelas suas notáveis propriedades mecânicas aliadas a um custo acessível.

Adicionalmente, De Souza [53] conduziu estudos numéricos baseados no método dos elementos finitos para analisar o impacto da pressão externa e da flexão longitudinal nos dutos sanduíche.

Até aquele ponto, a pesquisa sobre dutos sanduíche estava principalmente concentrada no Laboratório de Tecnologia Submarina (COPPE/UFRJ). Contudo, em 2010, uma nova perspectiva surgiu quando uma equipe canadense, liderada por

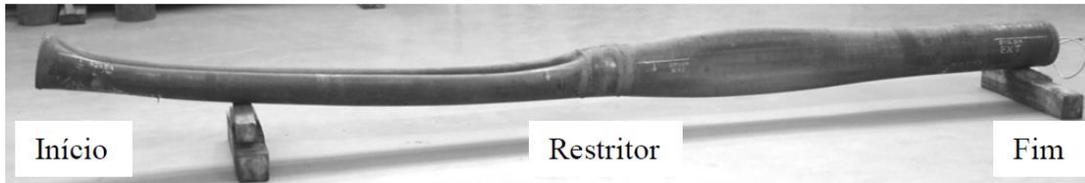
Arjomandi, deu início a uma série de publicações sobre o assunto. Eles desenvolveram uma equação analítica visando prever a resistência ao colapso do duto sanduíche [54]. Buscaram também otimizar sua configuração com base em critérios de custo e profundidade operacional [55], analisaram o comportamento pós-flambagem associado a imperfeições iniciais como ovalização [56], e examinaram a aderência entre as camadas constituintes da estrutura [57]. Essas investigações foram fundamentadas no método dos elementos finitos, complementadas por softwares específicos de cálculos analíticos.

Já em 2011, Castello, em sua tese de doutorado [58], trouxe os resultados mais abrangentes relacionados ao duto sanduíche com anular de polipropileno. Para este fim, ele fabricou protótipos em escala real. Um cuidado especial foi tomado para que a resistência ao colapso desses protótipos não excedesse a capacidade da câmara hiperbárica da época, limitada a 7500 psi. Estudos preliminares baseados no método dos elementos finitos foram realizados para garantir isso.

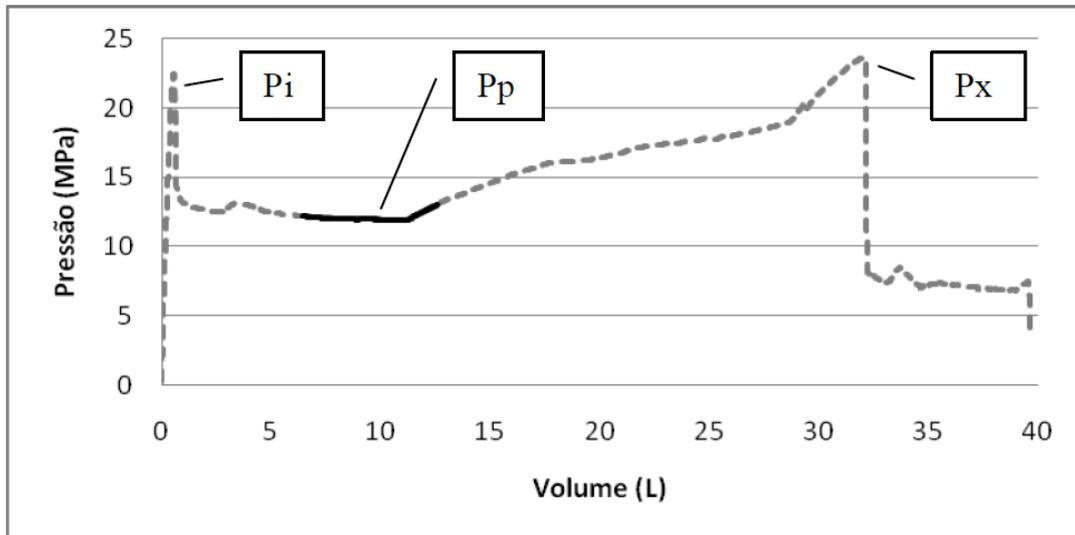
O processo de fabricação adotado por Castello [58] se desviou de abordagens anteriores. Tubos internos de 6 5/8" foram revestidos externamente com polipropileno através de extrusão lateral. Este procedimento envolveu o jateamento da superfície com granalhas de aço, da aplicação de um revestimento anticorrosivo FBE (*fusion bonded epoxy*), seguido do revestimento com polipropileno. A extrusão começava com uma camada adesiva de polipropileno, seguida pela extrusão direta do polipropileno, formando uma película aderente sobre o tubo em movimento rotacional e axial. Este método assegurou uma aderência robusta do polímero ao tubo interno. Ao encapsular o tubo interno revestido dentro do tubo externo, foi utilizada uma prensa pneumática horizontal. Durante esse processo, um adesivo líquido estrutural (3M DP8010) era aplicado manualmente, resultando em um tubo externo firmemente aderido ao revestimento de polipropileno do tubo interno.

Castello [58] conduziu testes abrangentes sobre dutos sanduíche, avaliando tanto o colapso quanto a propagação do colapso devido à pressão externa. Ele também experimentou um restritor de colapso propagante, ou "*buckle arrestor*", feito de composto de fibra de vidro e resina epóxi. A Figura 2-35 ilustra o ensaio de colapso propagante, destacando o impacto positivo do restritor. Neste ensaio é possível discernir várias métricas, incluindo a pressão de iniciação (P_i), indicando que o duto havia sido

previamente danificado em uma prensa, a pressão de propagação (P_p), e a pressão proporcionada pelo restritor (P_x).



(a)



(b)

Figura 2-35: (a) Duto sanduíche depois do ensaio de pressurização externa e (b) Curva típica de pressão vs volume do teste de propagação [58].

Os modelos numéricos de Castello [58] também foram fundamentais na calibração de uma fórmula analítica projetada para estimar a pressão de colapso. Essa formulação levou em consideração variáveis como a aderência e a direção da ovalização entre os tubos interno e externo. Adicionalmente, ele investigou por meio de testes experimentais o grau de aderência entre as camadas do duto.

Desde 2012, pesquisas foram iniciadas sobre a possibilidade de utilizar um compósito à base de cimento reforçado com fibras na camada anular do duto sanduíche. A motivação para essa abordagem foi influenciada pela simplicidade do processo de fabricação, o custo mais acessível em relação aos anulares termoplásticos e a eficiente aderência com as camadas metálicas, conforme Santos [47] já havia identificado em relação às pastas de cimento. Chen An [59] conduziu os primeiros estudos avaliando a performance do duto sanduíche com anular de SHCC (*Strain-Hardening Cementitious Composites*) reforçados com fibras de PVA, ou poli (álcool vinílico), particularmente em

relação à resistência ao colapso, conforme demonstrado na Figura 2-36. Além disso, em [60], Chen An direcionou suas investigações para a análise numérica do duto sanduíche com anular de SHCC reforçado com fibras de aço.



Figura 2-36: Duto sanduíche com anular de compósito à base de cimento reforçado com fibras de PVA depois do ensaio de pressurização externa [59].

Em 2013, De Castilho [61] fez um estudo tanto numérico quanto experimental sobre a redução da resistência ao colapso de dutos sanduíche danificados, utilizando o material polimérico PVDF na camada anular. Para a montagem dos protótipos, seguiu a metodologia estabelecida por Santos [47].



Figura 2-37: (a) Detalhe das camadas do duto sanduíche com anular de PVDF e (b) Realização do dano controlado na estrutura [61].

A partir de 2014, similarmente ao abordado na referência [62], as pesquisas focaram em aprofundar o entendimento sobre o compósito cimentício à base de cimento reforçado com fibras de PVA (SHCC), material introduzido por Chen An [59] em seu doutoramento. Fu *et al* [63] se dedicaram à análise numérica do comportamento desse novo material sob diversas condições: resistência à pressão de colapso, propagação do colapso e instalação pelo método carretel.

Paz *et al* [64] receberam reconhecimento da Sociedade Brasileira de Engenharia Naval, sendo agraciados com o Prêmio SOBENA em 2014 pela melhor contribuição técnico-científica no 25º Congresso Nacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e *Offshore*. O prêmio foi em reconhecimento aos estudos inovadores sobre o comportamento do duto sanduíche quando submetido à flexão. Em sua dissertação de mestrado, Paz [65] detalhou resultados experimentais emulando o método de instalação em carretel utilizando protótipos em escala real. Uma abordagem que foi posteriormente refinada e expandida na referência [66] em 2015. Neste contexto, empregou-se um aparato de dobramento para simular os desafios enfrentados por um duto rígido durante a instalação, buscando entender os possíveis impactos ao material anular. Paralelamente, essas situações foram simuladas por meio de modelos numéricos.

No ano de 2016, conduziu-se uma avaliação focada na garantia de escoamento e nos custos, levando em consideração somente os materiais empregados na confecção de um duto sanduíche com núcleo composto à base de cimento reforçado com fibras de PVA (SHCC). Este foi comparado com um duto de parede simples feito de aço API X60, comumente usados em explorações de hidrocarbonetos em águas profundas. A Tabela 2-7. ilustra a significativa vantagem econômica que o duto sanduíche pode oferecer em comparação às tecnologias tradicionais. No entanto, durante interrupções na produção, a garantia de escoamento se tornaria uma questão crítica. Além disso, os pesquisadores sugeriram que a condutividade térmica do compósito necessita de otimizações, conforme indicado na referência [67].

Tabela 2-7: Comparação de custos considerando apenas os insumos [67].

Componente	Custo (US\$/kg)
API X60	0,500
Polipropileno	1,435
Fibra de PVA	2,000
Concreto	0,137
SHCC com PVA	0,164

Posteriormente, em 2018, Paz *et al* [68] investigaram numericamente a influência da adesão entre as camadas de acordo com os tipos de anulares já estudados em publicações anteriores (PP, PVDF e SHCC). Foi observado que para os materiais poliméricos (PP e PVDF), o nível de adesão é uma variável que causa maior influência na resistência ao colapso do duto sanduíche, do que quando comparado ao material compósito à base de cimento reforçado com fibras de PVA (SHCC).

Recentemente, Yang *et al* dedicaram-se a prever, de forma analítica, a resistência ao colapso do duto sanduíche com anular de SHCC. Com base em resultados de testes experimentais [69] e de inúmeras simulações utilizando o método dos elementos finitos, técnicas de *machine learning* (software EUREQA) foram utilizadas para previsões analíticas da resistência ao colapso [70]. Concomitantemente, Cheng *et al* analisaram a influência na aderência entre as camadas (Figura 2-38), conforme evidenciado nas referências [71] à [73] e Fu *et al* investigaram a influência da aderência entre as camadas durante o colapso propagante [74].

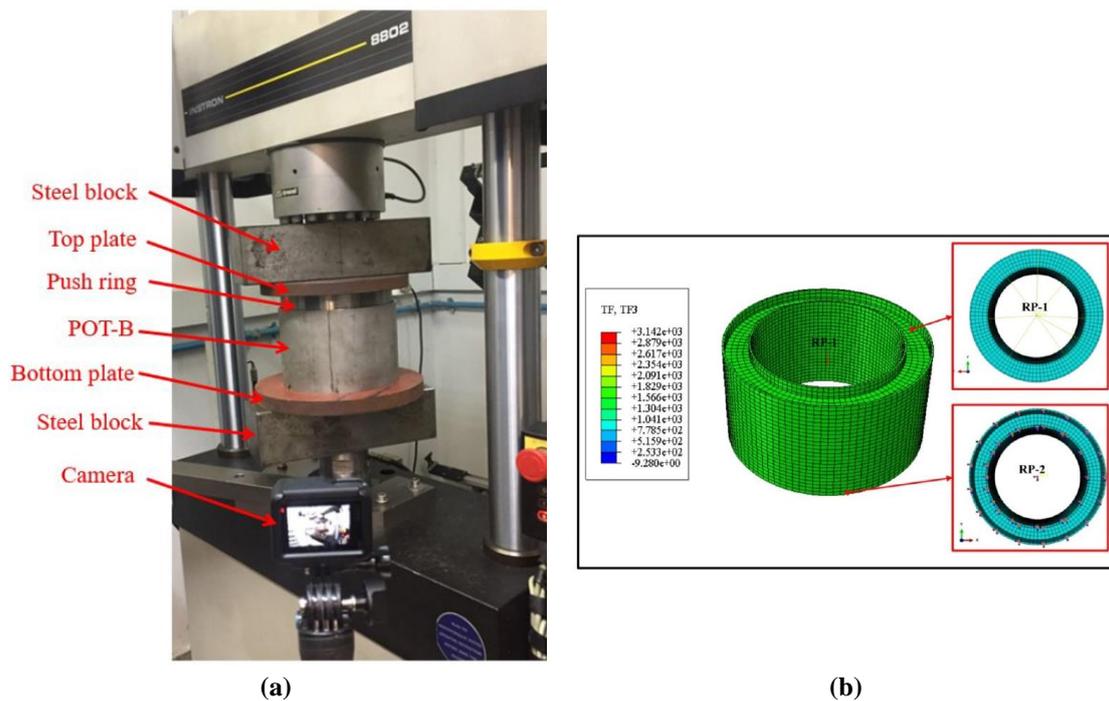


Figura 2-38: (a) *Set-up* do ensaio de análise da adesão e (b) Modelagem numérica do ensaio [73].

Até o presente momento, não foram identificados estudos que abordem a operação do duto sanduíche em contextos de flambagem lateral. Ressalta-se que as pesquisas mencionadas estão focadas na fase conceitual do duto, onde os principais tópicos de investigação envolvem: resistência ao colapso, pressão de iniciação, propagação do colapso, interação entre as camadas e a resposta estrutural do duto sanduíche quando submetido à flexão.

2.6 Materiais compósitos à base de cimento

Os materiais compósitos têm ganhado destaque em diversas áreas da engenharia devido às suas propriedades singulares e versatilidade. Eles são desenvolvidos combinando-se dois ou mais componentes distintos para gerar um material cujas propriedades não seriam possíveis se os componentes fossem utilizados isoladamente.

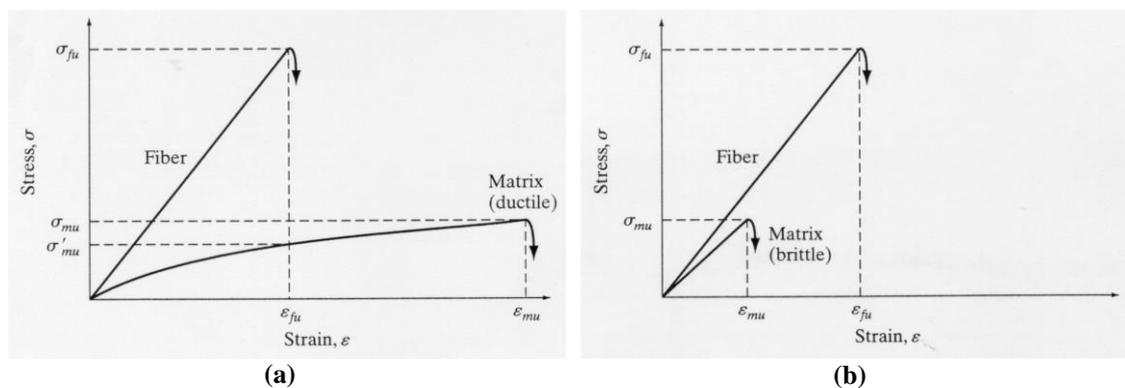


Figura 2-39: (a) FRP e (b) FRC [75].

Os compósitos são essencialmente classificados em dois grupos principais de acordo com a matriz que receberá o reforço fibroso (Figura 2-39). Estes grupos são:

- i. *Fibre-reinforced polymers* (FRP): Neste tipo as fibras podem ser de vidro, carbono, aramida, entre outras, são incorporadas em uma matriz polimérica. Essa combinação produz materiais leves, com elevada resistência à tração e resistência à corrosão. Tais características tornam estes materiais amplamente utilizados em setores como o aeroespacial, o automobilístico e o da construção civil;
- ii. *Fibre-reinforced concrete* (FRC): Aqui as fibras podem ser de aço, polímeros, vidro e de origem vegetal - conhecidas como fibras naturais - são incorporadas a uma matriz à base de cimento. A adição de fibras ao concreto resulta em um material com melhor resistência à tração, maior ductilidade e capacidade de absorção de energia. Isso torna o FRC uma

opção atraente para aplicações que demandam resistência à impactos ou em situações em que a retração e a fissuração do concreto são preocupantes.

Este trabalho tem como um de seus propósitos a investigação estrutural do FRC. Mais especificamente, o uso de SHCC (*Strain-Hardening Cementitious Composites*) reforçados com 2% de fibras de PVA, acrônimo de poli (álcool vinílico), um polímero sintético solúvel em água que tem várias aplicações, incluindo a produção de fibras. No contexto dos materiais compósitos à base de cimento, as fibras de PVA são utilizadas para melhorar certas propriedades do material, como a tenacidade e a resistência ao fogo e à fissuração. Estas fibras proporcionam melhor adesão à matriz cimentícia em comparação com algumas outras fibras sintéticas, o que as torna uma escolha popular para aplicações em que a resistência à fissuração é imprescindível.

O uso de materiais compósitos é estratégico em situações específicas, onde as condições operacionais da estrutura orientam a seleção dos materiais para sua construção. A introdução de fibras na matriz cimentícia oferece ao compósito uma característica de pseudo-ductilidade. Esse comportamento particular é influenciado por diversos fatores, tais como: o volume de fibras, a interação entre a fibra e a matriz, a geometria da fibra e as técnicas de fabricação empregadas, que podem ser 1D (unidirecional), 2D (bidirecional) ou 3D (tridirecional).

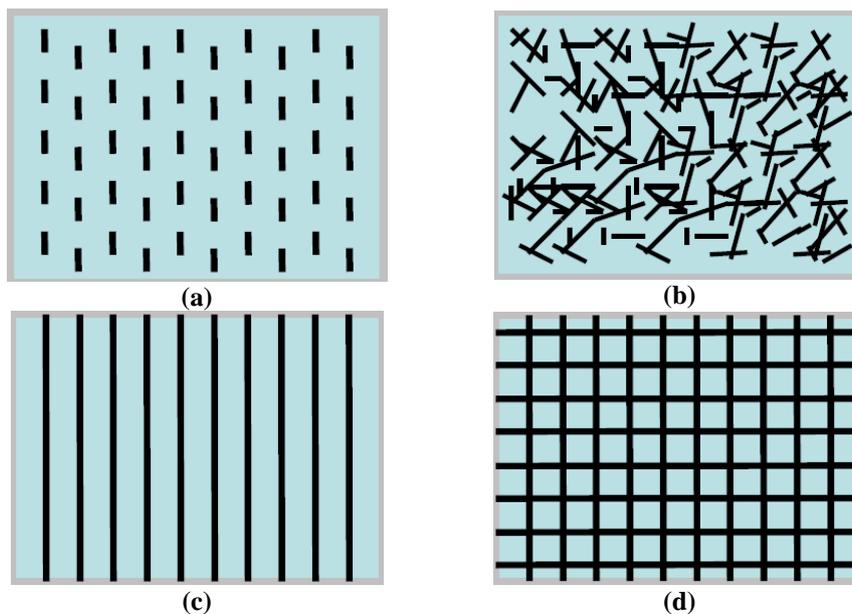


Figura 2-40: Tipos de fibras: (a) Descontínua unidirecional, (b) Descontínua randômica, (c) Contínua unidirecional e (d) Contínua bidirecional [75].

Dentro da categoria das fibras, temos subcategorias baseadas em sua disposição e continuidade (Figura 2-40). As fibras descontínuas podem ser unidirecionais (orientadas em uma única direção) ou randômicas (orientadas aleatoriamente). Já as fibras contínuas são comumente organizadas de forma unidirecional (em uma única direção) ou bidirecional (em duas direções perpendiculares entre si). A escolha entre essas opções depende da aplicação específica e das propriedades desejadas para o compósito final.

A distribuição das fibras dentro da matriz é meticulosamente determinada com base nas necessidades específicas do comportamento estrutural desejado. Não se trata apenas de adicionar fibras aleatoriamente, mas de garantir que sua dispersão seja otimizada para atender a objetivos específicos de desempenho.

Adicionalmente, o formato ou a geometria da fibra desempenha um papel primordial na definição das características de desempenho do compósito. Isto porque o formato influencia diretamente na capacidade de transferência de cargas entre a fibra e a matriz.

Uma boa interação fibra-matriz é fundamental para melhorar a ancoragem mecânica das fibras, garantindo assim que as cargas sejam eficientemente distribuídas e absorvidas, o que, por sua vez, amplifica a resistência e a durabilidade do material compósito. A fibra de aço (Figura 2-41), por exemplo, é frequentemente projetada e fabricada com formatos específicos para melhorar sua ancoragem na matriz cimentícia. Estes formatos podem incluir ondulações, extremidades enganchadas ou até mesmo espirais.



Figura 2-41: Formato das fibras de aço [75].

Essas características geométricas incorporadas durante o processo de fabricação, têm o objetivo de proporcionar um melhor entrelaçamento e aderência da fibra ao concreto ou à matriz em que está sendo incorporada. Ao se integrar de maneira mais eficaz ao concreto, a fibra de aço com um formato otimizado pode resistir mais eficientemente à retirada e deslizamento dentro da matriz. Isso não apenas melhora a tenacidade e a resistência à tração do concreto reforçado com fibra, mas também ajuda a controlar e distribuir as tensões internas, retardando ou mesmo prevenindo a propagação de fissuras.

O arranjo das fibras em um compósito é crucial para determinar tanto o comportamento mecânico do material quanto a técnica de produção mais apropriada. A orientação e distribuição dessas fibras na matriz são primordiais para o resultado final do material:

- i. Unidirecional (1D): Neste arranjo as fibras se orientam predominantemente em uma única direção. Em sua forma com **fibras descontínuas**, as fibras são curtas, dispersas aleatoriamente, mas ainda mantendo a orientação unidirecional, ideal para compósitos que precisam de resistência ou rigidez em uma direção específica. Já na forma como **fibras contínuas**, as fibras são mais longas e alinhadas na mesma direção, oferecendo máxima resistência e rigidez na direção das fibras, mas com propriedades reduzidas perpendiculares a essa direção.

- ii. Bidirecional (2D): Aqui as fibras se orientam em duas direções principais, geralmente perpendiculares entre si. Em sua forma com **fibras descontínuas**, mesmo orientadas em duas direções, são curtas e podem ser dispersas aleatoriamente, proporcionando resistência nas duas direções principais. Já na forma com **fibras contínuas**, as fibras mais longas alinham-se nas duas direções principais, garantindo resistência e rigidez tanto longitudinal quanto transversalmente.
- iii. Tridirecional com fibras descontínuas (3D): Este é um arranjo mais complexo, com fibras orientadas em três direções no espaço, proporcionando resistência e rigidez em múltiplas direções e é aplicado em situações que demandam propriedades mais uniformes em seu volume.

A escolha do tipo de arranjo e da técnica de produção depende amplamente da aplicação final do compósito, das propriedades desejadas e das condições de carregamento esperadas. A visualização destes arranjos pode ser encontrada na Figura 2-42, facilitando a compreensão de como as fibras são dispostas na matriz e sua relação com as propriedades finais do material.

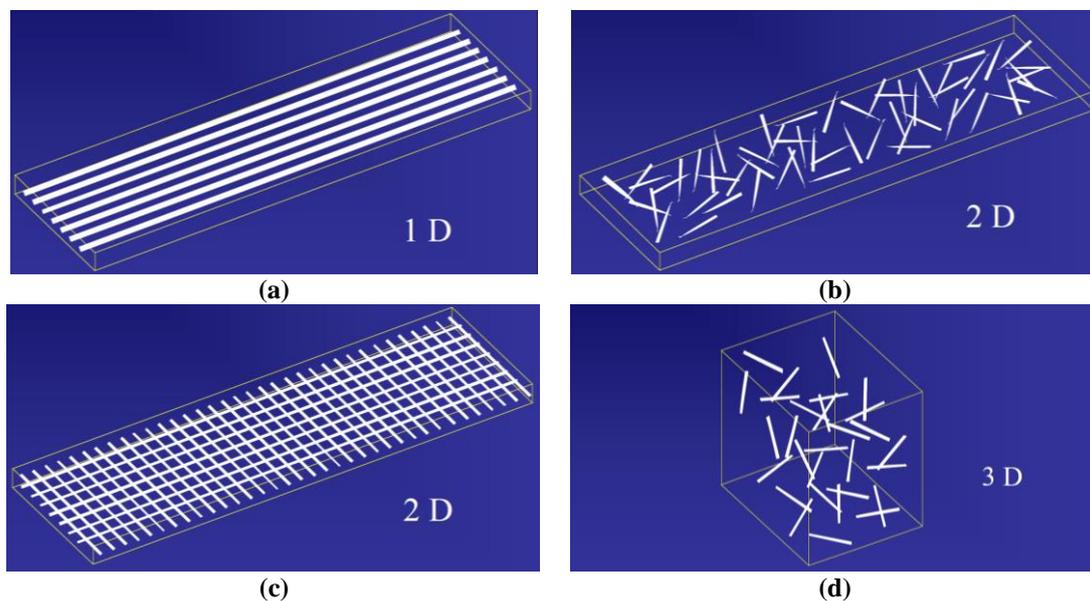


Figura 2-42: Tipos de arranjo: (a) Unidirecional com fibras contínuas, (b) Bidirecional com fibras descontínuas, (c) Bidirecional com fibras contínuas e (d) Tridirecional com fibras descontínuas [75].

As técnicas de produção de materiais compósitos são diversas e variam de acordo com a necessidade do projeto e as propriedades desejadas. Abaixo estão algumas das principais técnicas [75]:

- i. *Premix*: Neste método a fibra é combinada com a matriz diretamente no misturador. O volume de fibras é normalmente limitado a 3% e seu comprimento não ultrapassa os 5 cm;
- ii. *Spray-up*: Envolve o lançamento simultâneo (via *spray*) das fibras e da matriz, resultando em placas finas. O volume de fibras pode chegar a 6%;
- iii. *Pulp type*: As fibras são dispersas em uma lama cimentícia. Um processo de vácuo é usado para retirar o excesso de água e este método permite uma incorporação de até 20% de fibras;
- iv. *Hand lay up*: Envolve a colocação manual de camadas de fibras alinhadas em moldes, na sequência essas fibras são impregnadas com a matriz. O volume de fibras utilizado geralmente para este método é de 10%;
- v. *Produção contínua*: Este processo envolve a impregnação de mantas de fibras contínuas com a matriz de forma contínua e pode incorporar até 15% de fibras em volume;
- vi. *Shotcreting*: É um processo que lembra a aplicação de concreto projetado convencional, mas com modificações para acomodar a utilização de fibras, proporcionando uma composição reforçada.

A preparação da matriz para acomodar o reforço fibroso é fundamental para assegurar tanto a eficácia quanto a longevidade do compósito. Esse preparo envolve ajustar a reologia da matriz, isto é, sua capacidade de fluidez. Para atingir essa otimização, a incorporação de superplastificantes e modificadores de viscosidade é imprescindível. Eles asseguram a trabalhabilidade do compósito, permitindo que ele seja moldado sem ocasionar poros, garantindo a uniformidade após endurecimento e uma compactação eficaz.

Os compósitos à base de cimento oferecem um desempenho superior, especialmente quando submetidos a tensões, em comparação aos materiais convencionais de cimento. A Figura 2-43 ilustra e categoriza essas características, destacando a resposta do material sob esforços de tração:

- a) Material convencional: Aqui a deformação do material é diretamente proporcional à tensão de pico. Ao atingir essa tensão máxima, o material se rompe abruptamente;
- b) Compósito com *strain-softening*: Mesmo após alcançar a tensão de pico, observa-se que o compósito segue deformando, apresentando o que se denomina "*strain-softening*" ou amolecimento da deformação. Esta propriedade é atribuída à resistência que as fibras inseridas na matriz oferecem, evitando uma separação total do compósito ao formar uma única fissura;
- c) Compósito com *strain-hardening*: Neste caso, o material após a tensão de pico manifesta um endurecimento da deformação, denominado "*strain-hardening*". Este comportamento se dá devido à redistribuição das tensões no compósito ocasionada pelas fibras, permitindo a formação de múltiplas fissuras. Contudo, em determinado momento, uma fissura específica prevalece, fazendo com que o material revele características de "*strain-softening*".

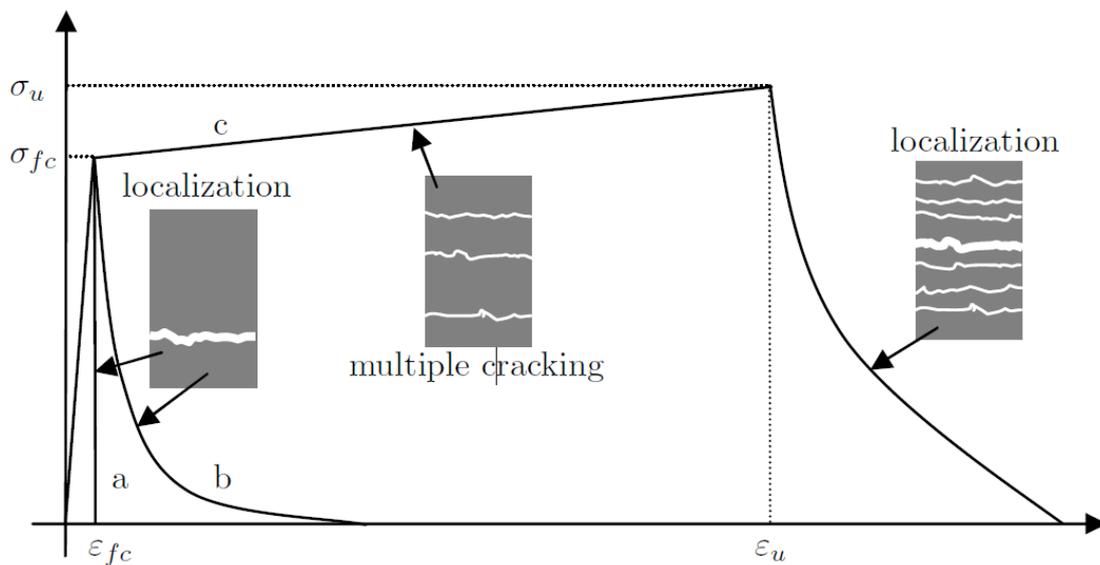


Figura 2-43: Comportamento mecânico do material à base de cimento sob tração:

- (a) Material convencional, (b) Compósito com *strain-softening* e
- (c) Compósito com *strain-hardening* [76].

O comportamento mecânico de compósitos à base de cimento pode ser influenciado significativamente pelo tipo de fibra que é incorporado. A Figura 2-44 ilustra essa influência ao comparar os resultados de dois compósitos reforçados com fibras diferentes: PE e PVA [77].

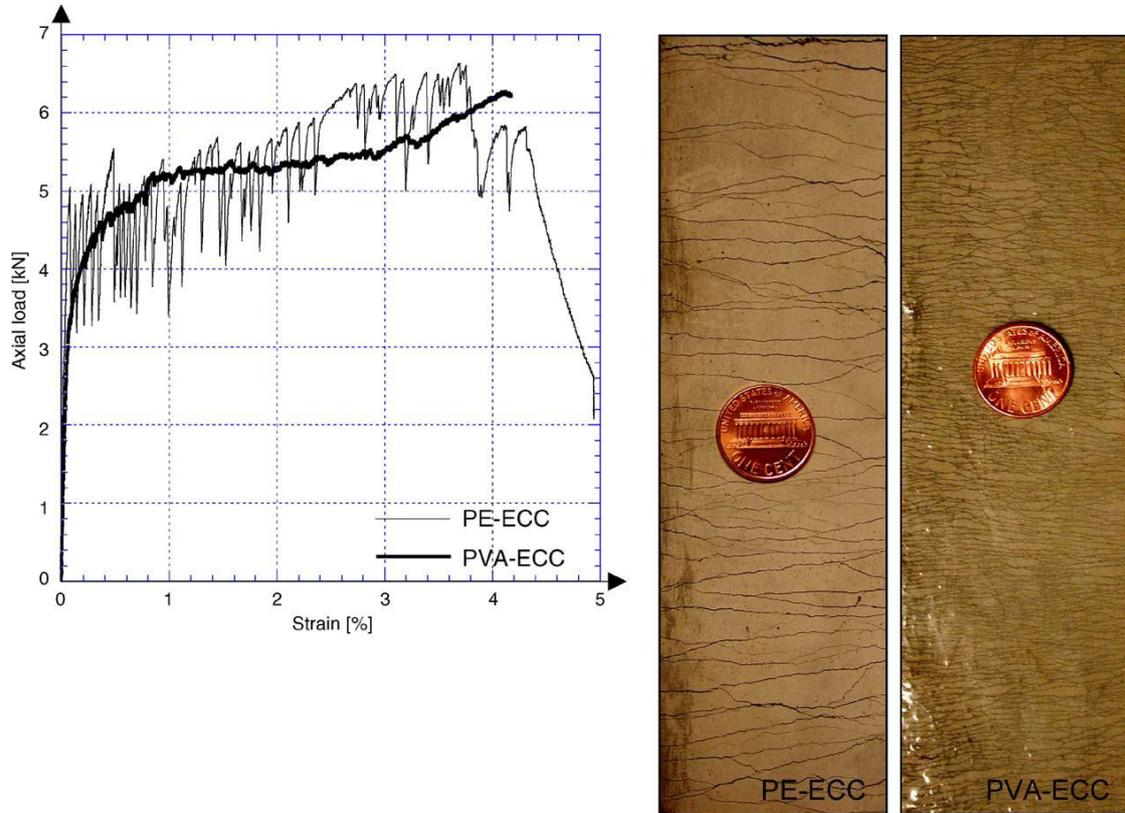


Figura 2-44: Influência das fibras na fissuração da matriz [77].

Notavelmente, como ilustrado pela Figura 2-44, as fibras de PVA induziram um desenvolvimento de múltiplas fissuras no compósito, apresentando uma variação de tensão durante o processo de fissuração significativamente menor em relação ao compósito reforçado com fibras de PE. Este último, por outro lado, mostrou menos fissuração, mas experimentou uma variação de tensão mais acentuada ao longo do processo de fissuração. Tais compósitos são referenciados na literatura [77] como ECC (*Engineered Cementitious Composite*), representando um nicho especializado dentro dos compósitos à base de cimento (UPFRC) de alta performance.

Li na literatura [78] elucidada as propriedades essenciais que moldam a resposta estrutural dos compósitos. Estas propriedades, listadas na Tabela 2-8, resumem os principais parâmetros de projeto que devem ser considerados ao fabricar um compósito:

Tabela 2-8: Influência dos constituintes no compósito à base de cimento [78].

Constituinte	Propriedades
Fibra	Módulo de elasticidade, resistência à tração, comprimento, diâmetro e fração de volume
Matriz	Tenacidade à fratura, módulo de elasticidade e tamanho inicial da falha
Interface	Propriedades de aderência

As propriedades almeçadas ao projetar um compósito são moldadas pelas demandas dos carregamentos a que a estrutura estará sujeita. Estes carregamentos podem ter natureza mecânica, térmica ou uma combinação de ambas.

Curiosamente, somente a matriz contribui para a resistência do compósito até o ponto de resistência de pico. Assim, otimizações na matriz - como a incorporação de sílica ativa em vez de cimento tradicional ou a melhoria na distribuição dos agregados - podem oferecer significativas melhorias no comportamento estrutural do compósito.

Por outro lado, as fibras desempenham o papel vital de absorção de energia após o ponto de resistência de pico ser atingido. Portanto, uma compreensão profunda da interação entre a fibra e a matriz é indispensável. Isso pode envolver a seleção de fibras que aderem bem à matriz, a consideração das proporções geométricas das fibras ou até mesmo técnicas de ancoragem mecânica para maximizar a eficácia das fibras no compósito.

A Figura 2-45 apresenta uma visualização gráfica do comportamento de um compósito conhecido pela sigla UHPFRC (*ultra high performance fibre reinforced concrete*) quando submetido a esforços de tração e compressão. A análise desses resultados é reveladora: o material demonstra uma resistência que alcança cerca de 8 MPa em situações de tração. Por outro lado, quando avaliamos seu desempenho sob compressão, observamos uma impressionante resistência que se aproxima dos 150 MPa. Essas métricas não só ressaltam a notável capacidade do UHPFRC em suportar cargas intensas, mas também reforçam seu potencial como um material excepcionalmente robusto. Em contextos que demandam materiais com elevados padrões de durabilidade e

resistência - seja em tração ou compressão - o UHPFRC emerge como uma opção de destaque, conforme corroborado por estudos e literaturas, incluindo a referência [79].

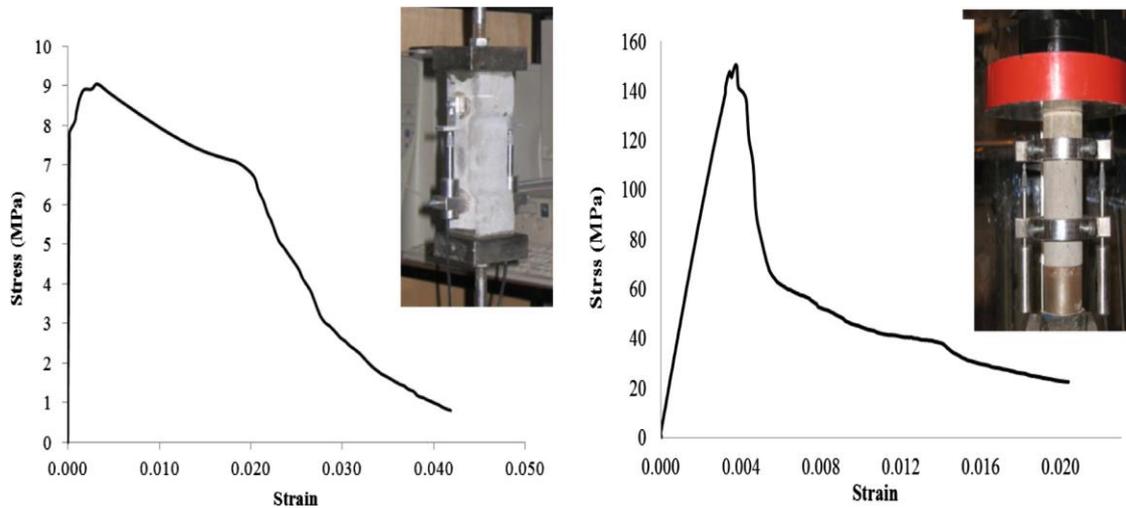
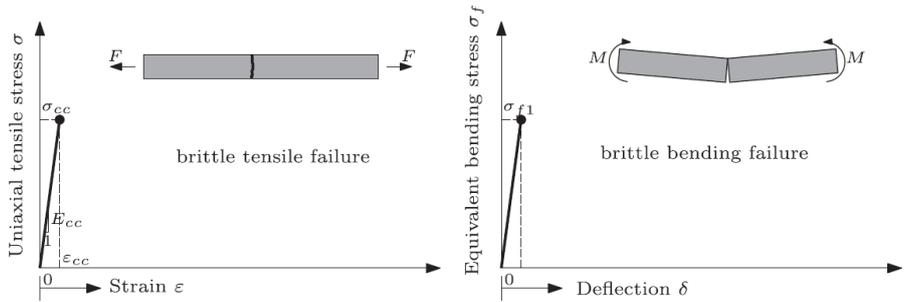
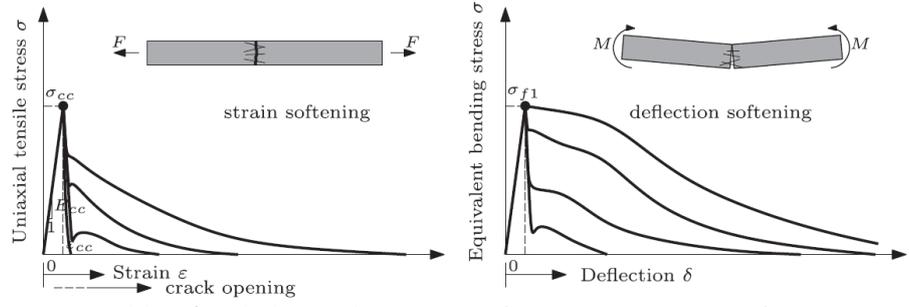


Figura 2-45: UHPFRC com 2% de fibras de aço [79].

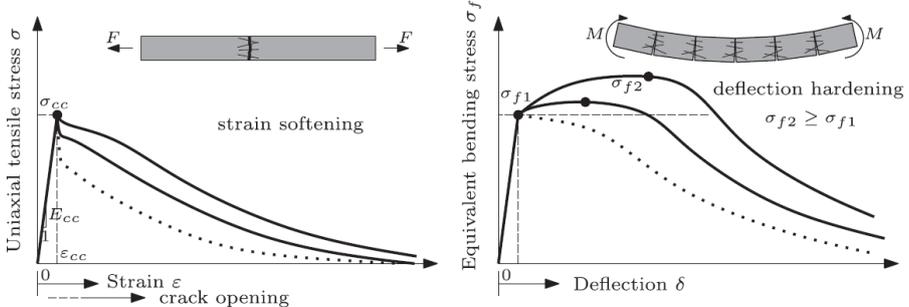
A classificação de materiais compósitos, conforme proposto por Naaman [80], é meticulosamente fundamentada no comportamento destes sob ações de tração e flexão. Esta abordagem metódica não só oferece uma estrutura sistemática e abrangente para a categorização desses materiais, mas também facilita uma análise mais detalhada e criteriosa de suas propriedades inerentes e de suas respostas quando submetidos a diferentes estímulos. Pela perspectiva deste método de classificação, os compósitos são estratificados em quatro níveis distintos. Cada um desses níveis é definido por características peculiares e reflete comportamentos singulares quando submetidos a determinadas condições de carga. Uma representação visual desta classificação pode ser observada na Figura 2-46, onde os detalhes e nuances de cada categoria são claramente delineados.



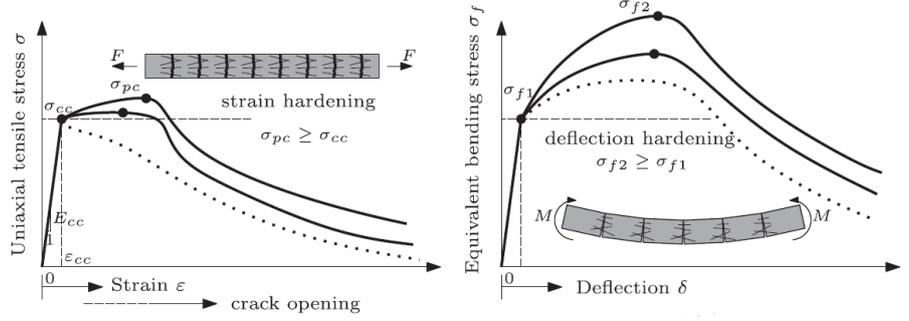
(a) **Nível 0: Material convencional (sem fibras).**



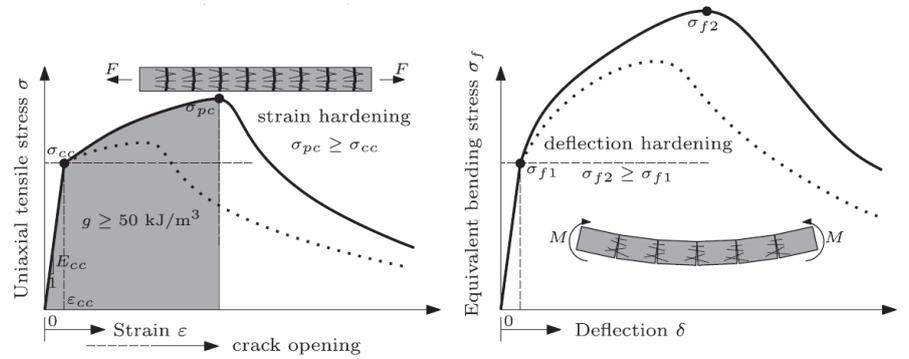
(b) **Nível 1: Amolecimento na deformação sob tração e flexão.**



(c) **Nível 2: Amolecimento sob tração e endurecimento sob flexão.**



(d) **Nível 3: Endurecimento na deformação sob tração e flexão.**



(e) **Nível 4: Endurecimento sob tração e flexão com alta absorção de energia.**

Figura 2-46: Classificação do material sob tração e flexão [80].

O FRC, devido à sua versatilidade e robustez, é aplicável em uma ampla gama de contextos, desde a indústria da construção civil, onde se destaca em estruturas de alto desempenho como pontes, edifícios e barragens, até aplicações na indústria *offshore*, como na cimentação de poços, em dutos submarinos e em torres eólicas. A Figura 2-47 ilustra algumas das diversas aplicações possíveis para compósitos à base de cimento.



(a) Deck de pontes.



(b) Pré-moldados para construção de edifícios.



(c) *Spraying* na superfície de barragens.



(d) Poços de petróleo submetidos à injeção de vapor.



(e) Reparo superficial de canais de irrigação (antes e depois).



(f) Reparo superficial em muro de contenção (antes e depois).

Figura 2-47: Aplicações do FRC [81]-[82].

3 TESTES EXPERIMENTAIS

O desenvolvimento experimental abordado nesta tese de doutorado teve como objetivo central estabelecer referências empíricas para validar a análise estrutural do duto sanduíche. Esse duto foi posteriormente modelado através do método dos elementos finitos, como detalhado no Capítulo 4.

O ponto de partida foi a fabricação do compósito à base de cimento reforçado com 2% fibras de PVA (SHCC), meticulosamente estruturada em várias etapas. Inicialmente, deu-se a produção do SHCC, paralelamente a essa etapa, duas outras foram conduzidas simultaneamente. Na primeira fase houve o preenchimento dos moldes de corpo de prova. Após um período de 28 dias de cura, esses corpos de prova foram submetidos a diferentes ensaios: compressão uniaxial, tração direta e flexão em quatro pontos. Na segunda fase o anular do duto sanduíche foi preenchido. Passados 28 dias deste preenchimento, realizou-se um mapeamento detalhado do duto sanduíche. Posteriormente este duto foi submetido a ensaios específicos como flexão, colapso e colapso propagante.

Todo esse processo foi concebido e executado sob uma perspectiva rigorosa e sistêmica, buscando garantir a qualidade e a confiabilidade dos resultados. A Figura 3-1 ilustra de maneira mais visual o fluxograma das fases descritas.

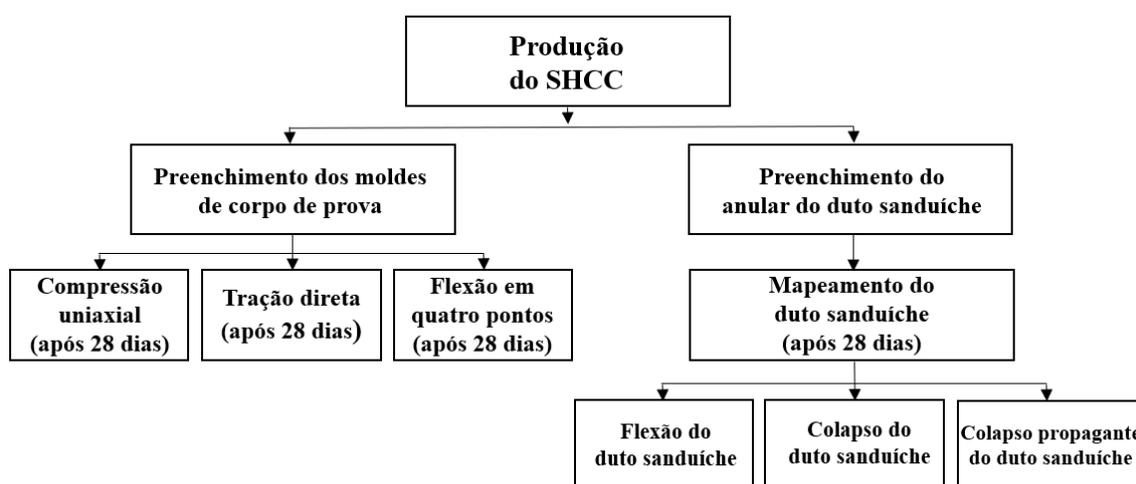


Figura 3-1: Fluxograma dos testes experimentais.

3.1 Fabricação dos protótipos

Nesta seção apresenta-se cuidadosamente o processo de fabricação dos protótipos de DS (duto sanduíche), evidenciando sua complexidade e variedade geométrica. O centro da abordagem deste trabalho é o uso do compósito SHCC reforçado com fibras de PVA e sua interação com tubos de aço inoxidável que, por sua vez, podem ter superfícies tanto polidas quanto não polidas. Complementarmente, discutimos o papel dos centralizadores feitos de SHCC, essenciais para minimizar a excentricidade entre os tubos interno e externo.

Os protótipos de DS foram concebidos em duas configurações distintas, compostas por tubos de aço inoxidável de 6 metros de comprimento. O protótipo DS-A, fabricado em aço inoxidável 304 com superfície polida, caracteriza-se por diâmetros externo e interno de 203,20 mm e 148,40 mm, respectivamente, tendo ambas as paredes de aço com uma espessura de 2,00 mm. E o protótipo DS-B, produzido em aço inoxidável 316 e com superfície não polida, distingue-se com diâmetros de 219,08 mm e 162,74 mm, externo e interno respectivamente, e com as espessuras das paredes de aço com 2,77 mm.

Estas variações geométricas, juntamente com as especificidades de material e acabamento, visam explorar de forma abrangente o comportamento dos dutos em diferentes cenários. A Tabela 3-1 oferece uma organização sistemática das dimensões nominais e a nomenclatura adotada para cada configuração.

Tabela 3-1: Geometrias nominal dos protótipos.

Identificação do protótipo	D_{ext} (mm)	D_{int} (mm)	t_{te} (mm)	t_{an} (mm)	t_{ti} (mm)
DS-A	203,20	148,40	2,00 ⁽¹⁾	23,40 ⁽³⁾	2,00 ⁽¹⁾
DS-B	219,08	162,74	2,77 ⁽²⁾	22,63 ⁽³⁾	2,77 ⁽²⁾

D_{ext}: Diâmetro externo;

D_{int}: Diâmetro interno;

t_{te}: Espessura do tubo externo;

t_{an}: Espessura do anular;

t_{ti}: Espessura do tubo interno;

(1) Aço inoxidável AISI 304;

(2) Aço inoxidável AISI 316;

(3) SHCC.

Antes da construção dos protótipos, a equipe técnica do Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS/COPPE/UFRJ) realizou inspeções detalhadas nas superfícies dos tubos de aço. Para assegurar precisão nas análises, seções foram demarcadas a cada 500 mm ao longo dos 6 metros de extensão do tubo. Ao todo onze seções foram meticulosamente mapeadas em cada protótipo. Com a assistência do equipamento FaroArm, um

instrumento de medição por coordenadas de alta precisão, cada uma destas seções foi analisada e os dados obtidos foram devidamente registrados pelo software CAM2.

O FaroArm permitiu a coleta de uma vasta quantidade de pontos em intervalos fixos de 2 mm ao longo de cada seção. Com o auxílio de um guia de poliuretano, estes pontos, uma vez capturados, foram posteriormente ajustados a uma elipse (Figura 3-2).

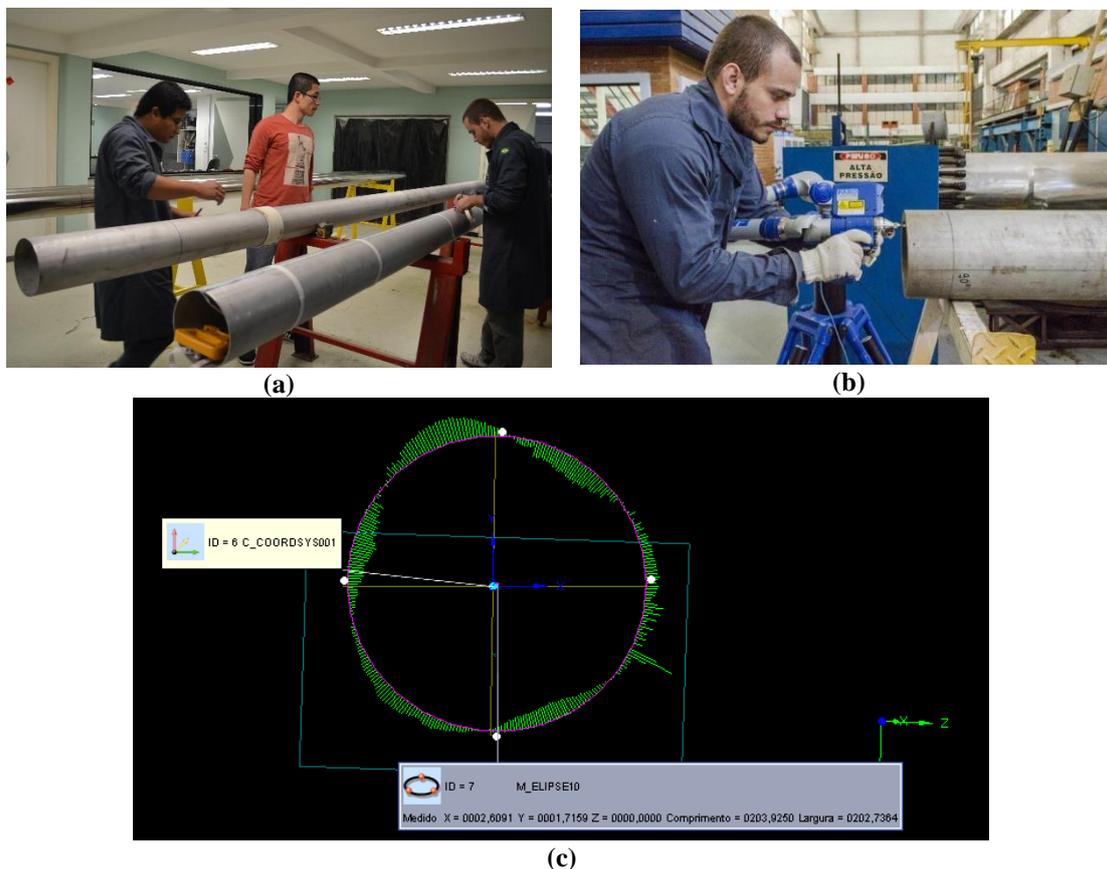


Figura 3-2: (a) Preparação dos tubos para o mapeamento, (b) Mapeamento do duto com o auxílio do braço FaroArm e (c) Elipse ajustada pelo software CAM2.

A partir dessa elipse, foi possível determinar as imperfeições geométricas (ovalizações) ao longo do duto em três etapas distintas. Primeiramente, com os tubos interno e externo a fim de se obter as geometrias iniciais. Em segundo lugar, após o preenchimento anular, focando na influência da cura do SHCC na ovalização. E por fim, após o ensaio de flexão no duto sanduíche, com o intuito de avaliar a influência da flexão no processo de ovalização. Embora o método aplicado seja rigoroso, é importante salientar que potenciais anomalias podem surgir, como seções de maior ovalização não mapeadas. A ovalização (Δ_0) é determinada pela Equação 3-1:

$$\Delta_0 (\%) = \frac{D_{m\acute{a}x} - D_{m\acute{i}n}}{D_{m\acute{a}x} + D_{m\acute{i}n}} \times 100$$

Equação 3-1

onde $D_{m\acute{a}x}$ é o diâmetro máximo e $D_{m\acute{i}n}$ é o diâmetro mínimo.

Além do mapeamento diametral, a espessura dos tubos foi medida utilizando um micrômetro e posteriormente através de dispositivo de ultrassom calibrado a partir das medições iniciais com o micrômetro, garantindo avaliações precisas nas extremidades e ao centro de cada tubo (Figura 3-3).

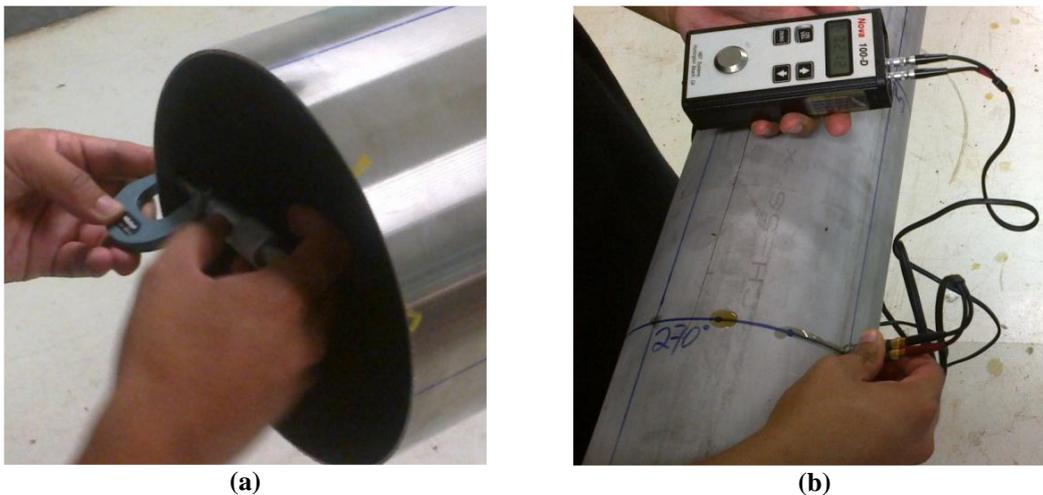


Figura 3-3: (a) Medição por micrômetro e (b) Medição por ultrassom.

O fluxograma ilustrado na Figura 3-4 representa a sequência



Figura 3-4: Fluxograma da obtenção de parâmetros nas três etapas de mapeamento.

É importante destacar que as especificidades e propriedades dos materiais empregados nos tubos interno e externo que compõem o DS, encontram-se detalhadamente descritas no **APÊNDICE A**. Para quem busca um entendimento mais aprofundado, especialmente acerca da influência da ovalização nas variadas fases do projeto, a referência à obra do autor em [65] é altamente recomendada. Ressalta-se, contudo, que o cerne desta investigação se centra na análise da flambagem lateral em dutos sanduíche.

Para o processo de preenchimento do anular do DS com SHCC, a centralização dos tubos é de suma importância. Para isso foram desenvolvidos centralizadores feitos do mesmo compósito SHCC. Estes não só mantinham os tubos alinhados, mas também eram projetados com espaços vazios, facilitando a circulação da mistura SHCC e evitando a formação de bolsões de ar. Eles estão detalhadamente representados na Figura 3-5, enfatizando a dedicação à precisão em todas as etapas desse estudo.

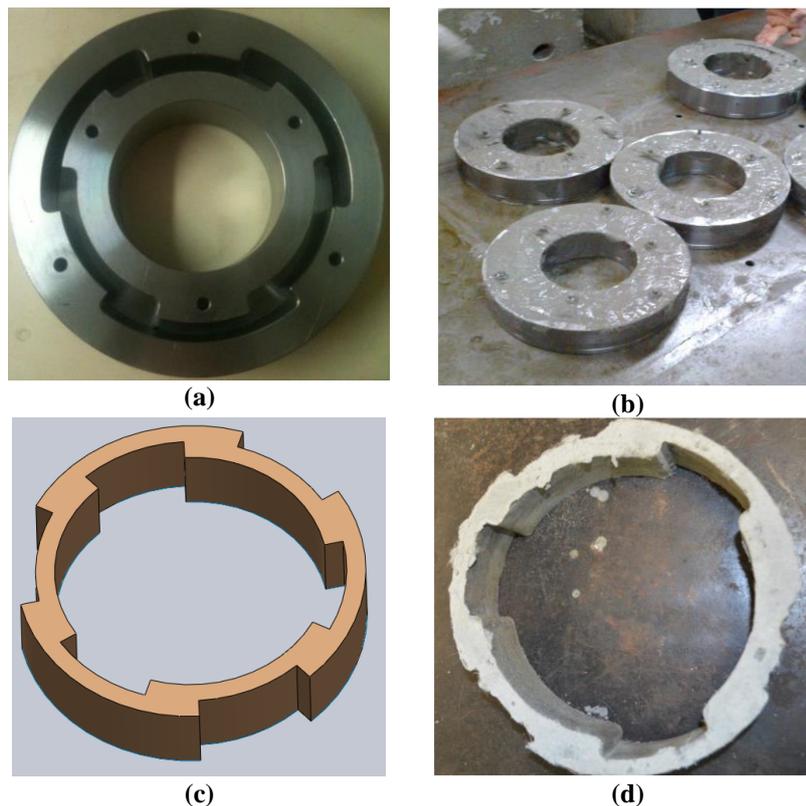


Figura 3-5: (a) Molde do centralizador, (b) Molde do centralizador preenchido com SHCC, (c) Desenho esquemático do centralizador e (d) Centralizador produzido.

A formulação do compósito SHCC adotada foi inspirada na literatura [83], porém, adaptada para os materiais disponíveis localmente no Brasil como apresentado por Oliveira em [84]. A dosagem foi determinada pela proporção dos componentes em relação ao cimento. Variações na quantidade de água e no aditivo superplastificante foram realizadas até que a mistura alcançasse a consistência desejada, conforme especificado pela norma ABNT NBR 13276 [85]. Adicionalmente, a adequada dispersão das fibras e a ausência de segregação foram confirmadas visualmente.

Os detalhes da composição do SHCC estão na Tabela 3-2.

Tabela 3-2: Proporcionalidade das misturas do SHCC (kg/m³).

C	S	FA	W	SP	VA	PVA
488,1	516,1	593,5	360,0	30,0	3,2	29,0

Cimento (C);

Areia fina (S);

Cinza volante (FA);

Água deionizada (W);

Superplastificante do tipo Glenium 51 BASF (SP);

Agente de viscosidade (VA);

Fibras (PVA).

Assim como em [84], o processo de mistura foi realizado nas seguintes etapas:

- i. Adição de todos os ingredientes sólidos e sua homogeneização ocorreu por 30 segundos a 125 RPM;
- ii. Adição de água (30 segundos a 125 RPM);
- iii. Inclusão de metade do aditivo superplastificante (60 segundos a 220 RPM);
- iv. Incorporação do restante do aditivo (30 segundos a 125 RPM);
- v. Mistura intensa (60 segundos a 220 RPM);
- vi. Parada para limpeza (60 segundos);
- vii. Adição lenta e cuidadosa das fibras, com intuito de garantir uma dispersão uniforme, evitando aglomerados (60 segundos a 125 RPM);
- viii. Nova parada para limpeza (60 segundos);
- ix. Mistura final, visando otimizar a distribuição das fibras (120 segundos a 220 RPM).

A Figura 3-6 mostra a sequência de algumas dessas etapas.

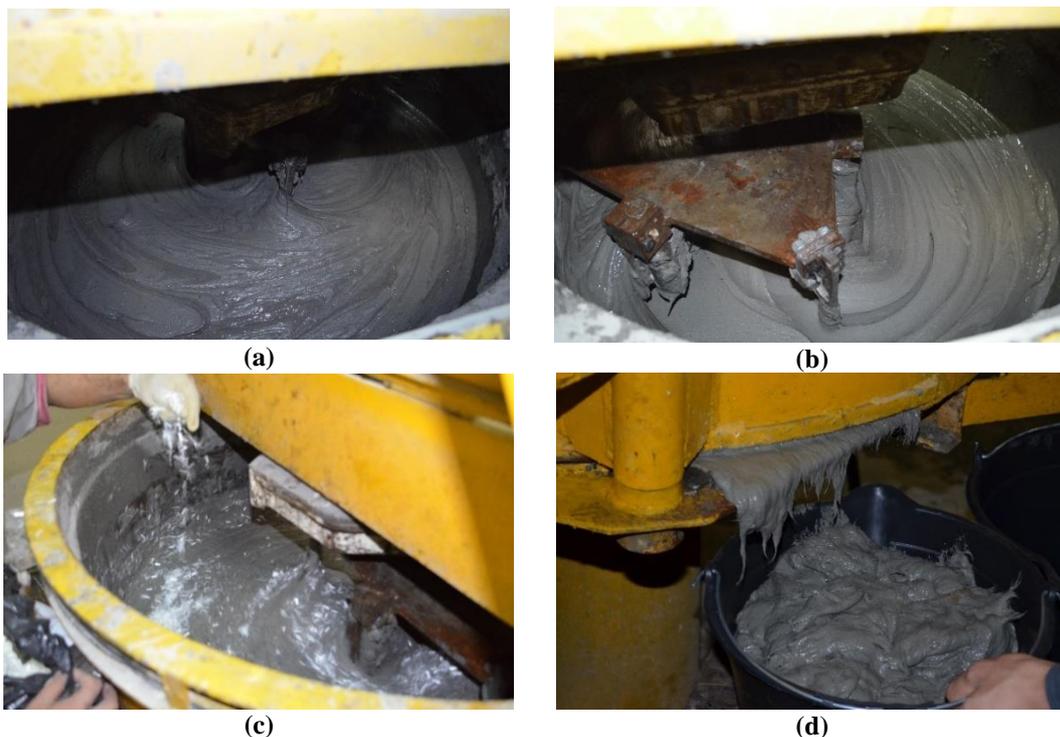


Figura 3-6: (a) Mistura após adição da água, (b) Mistura após adição do superplastificante, (c) As fibras são depositadas randomicamente e (d) Mistura após adição de fibras.

O SHCC foi meticulosamente produzido nas instalações do Laboratório de Estruturas (LABEST), vinculado ao Programa de Engenharia Civil. Após a sua fabricação, o produto foi transportado até o LTS, onde foi cuidadosamente depositado no anular do DS. Ao finalizar a mistura, verificou-se que o compósito estava homogêneo, sem sinais de segregação, excesso de líquidos ou aglomeração. A homogeneidade foi confirmada utilizando o método *flowtable*, conforme estabelecido pela ABNT NBR 13276 [85], e pode ser visualizado na Figura 3-7.



Figura 3-7: Ensaio de espalhamento do compósito.

Antes de avançar para a fase de montagem dos protótipos de DS, era de suma importância garantir que as superfícies dos tubos estivessem em perfeitas condições. Assim, as superfícies internas e externas dos tubos foram meticulosamente limpas com solvente, eliminando quaisquer vestígios de graxa ou sujeira que pudessem interferir na adesão entre o SHCC e os tubos de aço inoxidável. Em seguida o tubo interno é colocado dentro do tubo externo e ambos são então montados sobre o plugue inferior. Durante a montagem, a orientação entre os tubos é estrategicamente definida para que as máximas ovalizações coincidam conforme orientado pelas marcas feitas anteriormente na superfície dos tubos. Utilizando um martelo de borracha, o plugue inferior é inserido no tubo interno. Após lubrificar o anel *o-ring* externo o tubo externo é montado, como ilustrado na Figura 3-8.

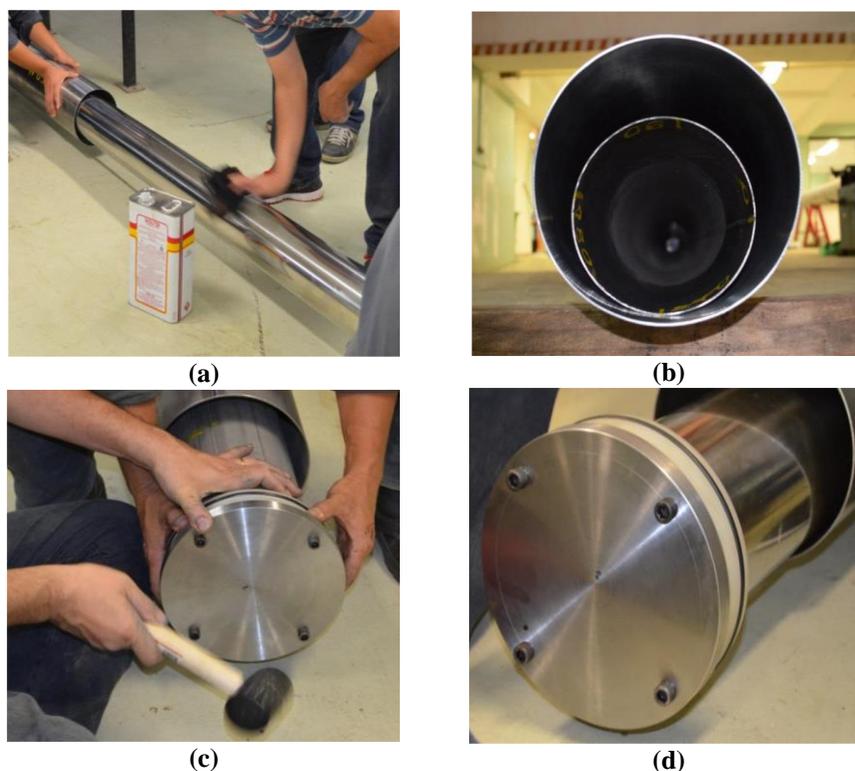


Figura 3-8: (a) Limpeza das superfícies com solvente, (b) Tubo interno posicionado dentro do tubo externo, (c) Montagem com o plugue inferior e (d) Tubo interno acomodado no plugue inferior.

Após a preparação do SHCC houve o preenchimento dos moldes destinados aos corpos de prova para os ensaios de tração direta, compressão uniaxial e flexão em quatro pontos. Em seguida estes moldes preenchidos foram submetidos a uma vibração de 68 Hz por 30 segundos em uma mesa vibratória, assegurando a correta acomodação do

compósito. Para preservar a qualidade e características do material, os corpos de prova foram armazenados em um ambiente a $21^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$ e protegidos com plástico, evitando a perda de umidade. No terceiro dia, foram desmoldados, mas mantidos nas mesmas condições de armazenamento. Ao completarem 28 dias, estavam aptos para os ensaios mecânicos.

Para preencher o espaço anular de um protótipo de DS com 6 metros de comprimento, são preparados aproximadamente 85 litros da mistura em um misturador de cimento de 100 litros. Cada lote de SHCC é meticulosamente calculado para preencher 1/3 do conteúdo anular do exemplar. Os centralizadores são adicionados em intervalos específicos para garantir a circulação adequada da mistura e a remoção de possíveis bolhas de ar. A introdução de vibração durante o processo de enchimento é crucial para garantir a densidade e homogeneidade da mistura, eliminando quaisquer espaços vazios. Vibradores são instalados externamente na altura média dos dutos. A Figura 3-9 ilustra de maneira clara as etapas envolvidas no preenchimento do espaço anular do DS.

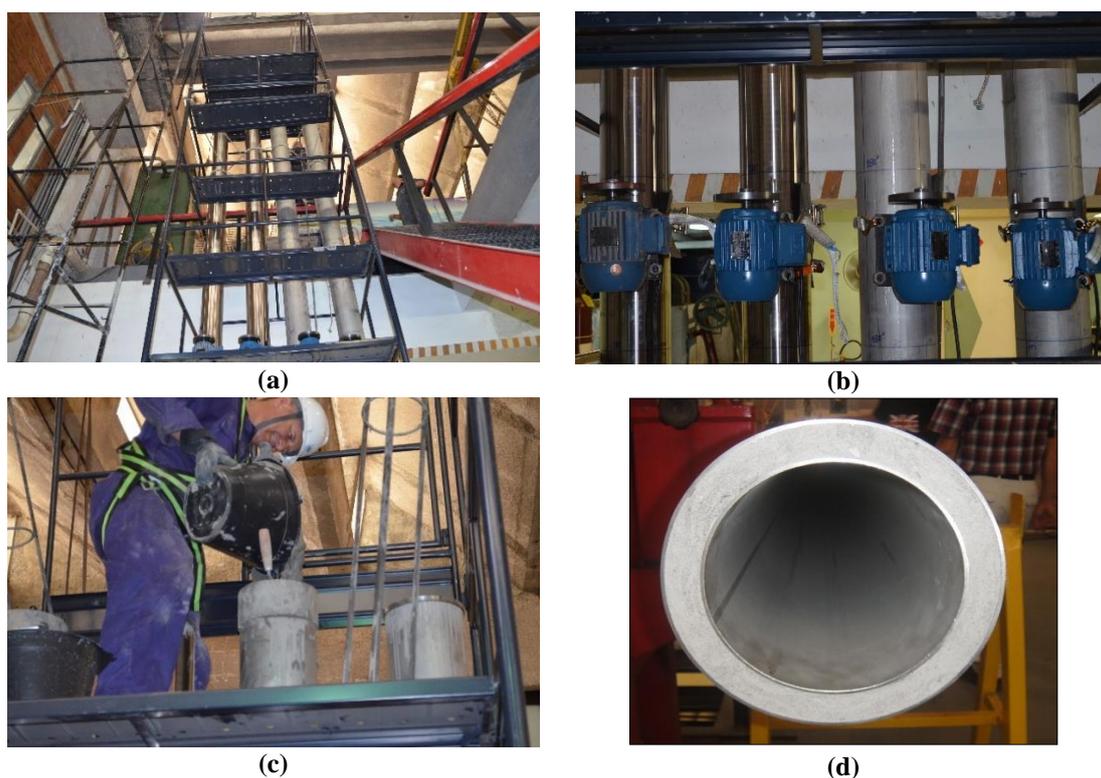


Figura 3-9: (A) Dutos verticalizados para deposição do material no anular (b) Motores de indução de vibração na superfície dos dutos, (c) SHCC sendo vertido no anular entre os tubos interno e externo e (d) Resultados da fabricação do duto sanduíche após 28 dias.

Os protótipos de DS são mantidos em uma temperatura controlada de 21°C. Dois dias depois os plugues são removidos e as amostras são posicionadas verticalmente, onde permanecem por 28 dias para cura. Após este período, para avaliação visual da uniformidade e da interface entre os tubos de aço e o SHCC, um dos protótipos é cortado transversal e longitudinalmente (Figura 3-10). A região do material centralizador também é inspecionada para garantir homogeneidade e ausência de vazios.

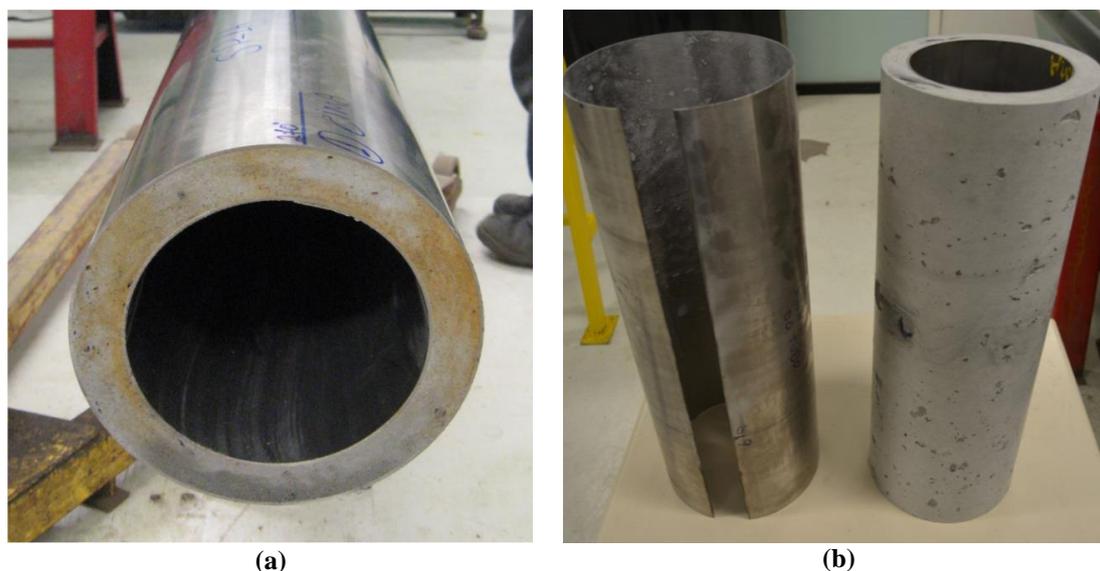


Figura 3-10: (a) Protótipo seccionado próximo a região do centralizador e (b) Corte transversal na canaça externa do DS para avaliação visual.

3.2 Flexão dos protótipos

Os ensaios experimentais, desenvolvidos nas instalações do Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS/COPPE/UFRJ) do Programa de Engenharia Naval e Oceânica (PENO) visaram reproduzir os princípios do método *Reel-Lay* de instalação de dutos rígidos. Este método que ao longo do processo de instalação envolve deformações significativas foi detalhado na seção 2.2.

O aparato de flexão foi concebido para representar deformações plásticas em dutos rígidos por meio de flexões repetidas em superfícies rígidas. Esta estrutura consiste principalmente de aço, complementada por gabaritos com raios de curvatura variáveis que são impulsionadas por dois atuadores hidráulicos. As especificações técnicas do equipamento abrangem:

- i. Comprimento máximo dos protótipos: 5,2 metros;
- ii. Diâmetro externo máximo: 324 mm (12 pol);

- iii. Força máxima dos atuadores: 800 kN;
- iv. Raios de curvatura das ferramentas de flexão: 6 m ou 8 m;
- v. Raios de curvatura das ferramentas de retificação: 30 m ou 40 m.

Uma representação esquemática do aparato é exibida na Figura 3-11 onde o duto encontra-se posicionado entre os gabaritos de flexão e retificação. Estes gabaritos interligados por hastes, são posicionados sobre placas niveladas (fixadas numa estrutura de aço robusta) com trilhos para deslizar, formam uma unidade que envolve e posiciona o protótipo. Os dutos são ancorados a barras extensoras que interagem com conjuntos de rolos. Estes conjuntos facilitam a rotação e translação do duto durante os ensaios.

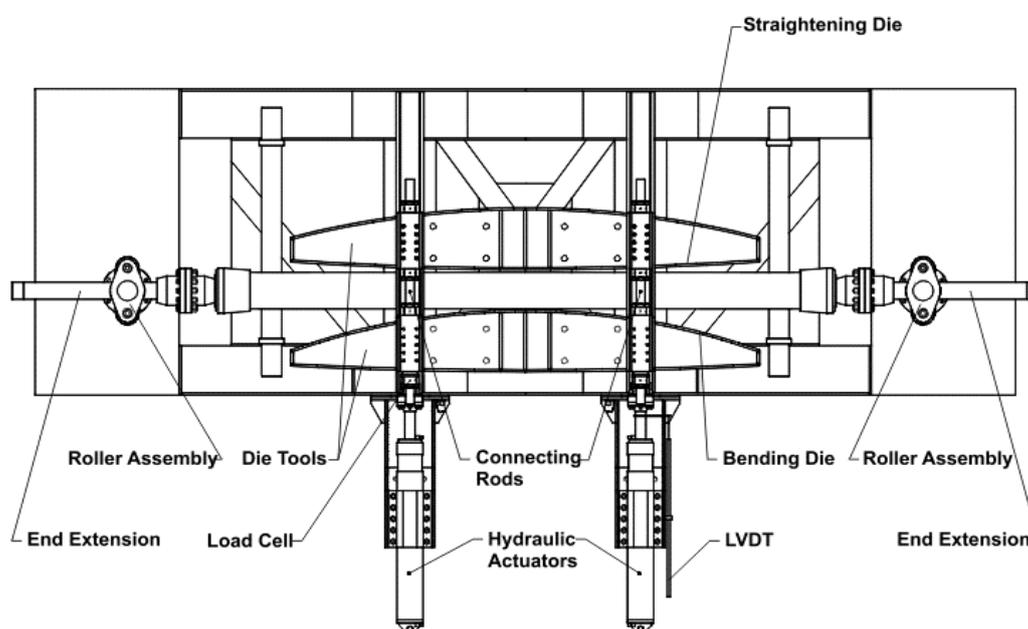


Figura 3-11: Desenho esquemático do aparato de dobramento.

Durante os ensaios os protótipos foram devidamente instrumentados com *strain-gages* (Figura 3-12) para monitorar deformações longitudinais na direção da flexão. A aplicação do carregamento é feita continuamente, acionando os atuadores hidráulicos a uma taxa de aproximadamente 2,5 mm/min. A força é observada continuamente por meio de duas células de carga de 50 toneladas. Os sinais dos extensômetros, células de carga e LVDT foram registrados em um computador equipado com software e hardware de aquisição de dados (DAQ). Os dados digitalizados foram obtidos usando uma placa de entrada/saída da *National Instruments* com um conversor A/D. Um programa de computador no ambiente de software LABVIEW foi utilizado para adquirir os dados.

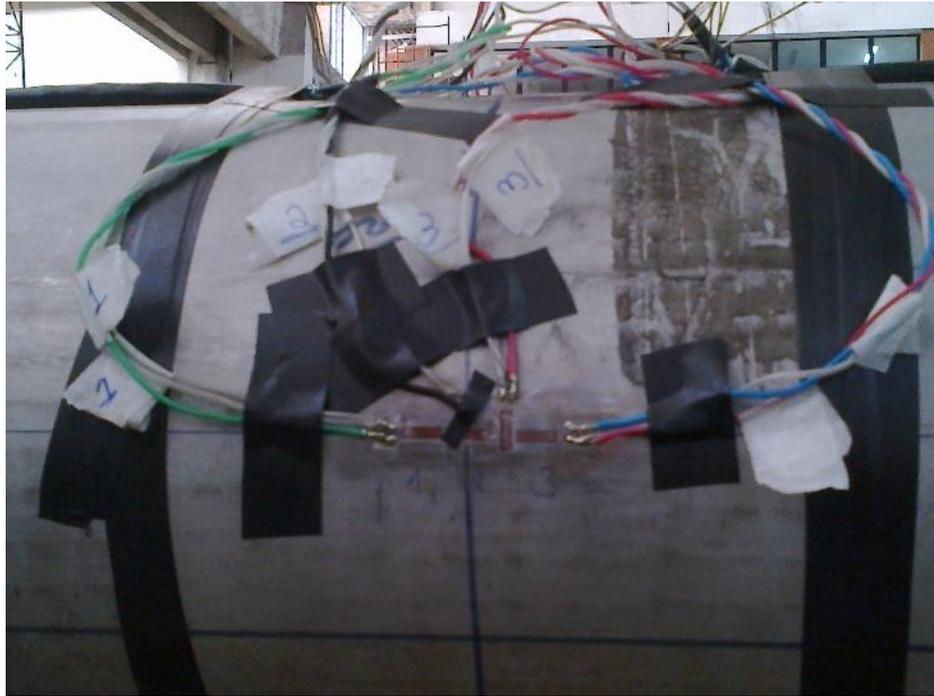
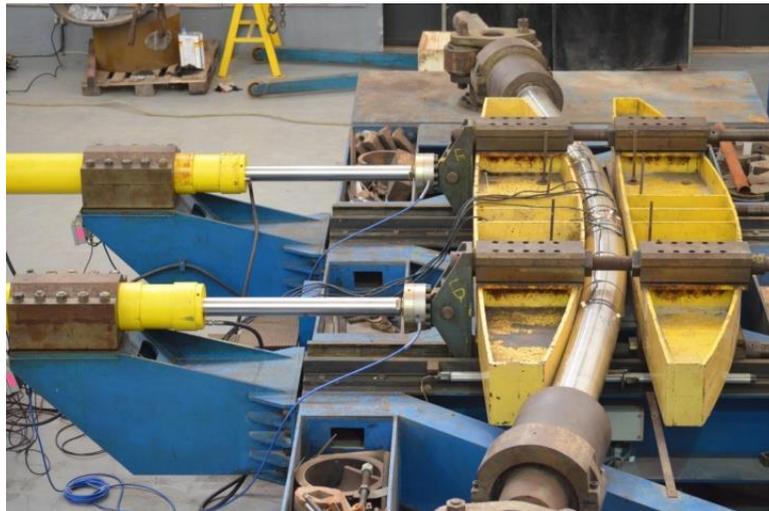


Figura 3-12: *Strain-gages* posicionadas na superfície do protótipo.

As etapas executadas durante todo o processo são descritas a seguir e exibidas na Figura 3-13:

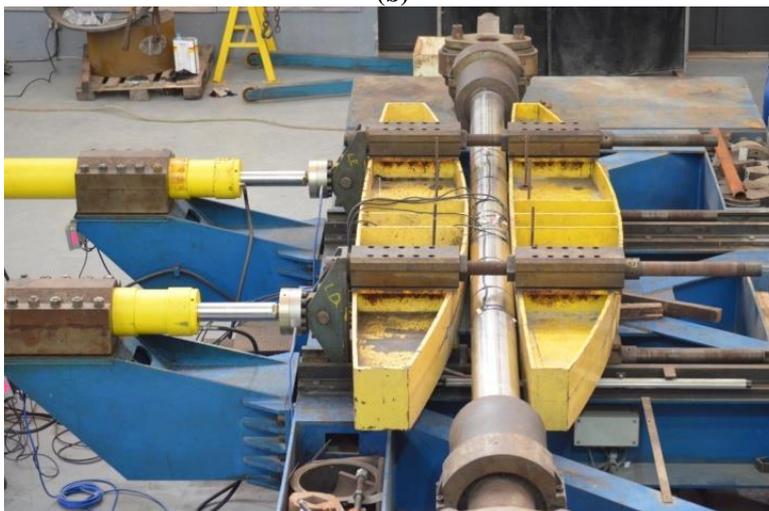
- i. Dobramento do Protótipo: Nesta fase, os atuadores movimentam-se para frente, fazendo com que o protótipo se curve sobre a ferramenta de dobramento. O processo continua até que a superfície externa do duto se ajuste completamente ao molde de dobramento. Este processo simula as deformações que ocorrem quando um duto rígido é enrolado em um carretel;
- ii. Retorno Elástico após o Dobramento: Aqui as ferramentas de dobramento e retificação são cuidadosamente recuadas, liberando qualquer carga que foi aplicada ao duto anteriormente;
- iii. Retificação do protótipo: As ferramentas são novamente recuadas, mas desta vez avançam lentamente além de sua posição inicial. O protótipo se ajusta à superfície do molde de retificação. Esse estágio simula o momento em que um duto rígido é intencionalmente curvado na direção oposta, visando endireitá-lo antes de ser lançado;
- iv. Retorno Elástico após a Retificação: As ferramentas de dobramento e retificação são recuadas até que a totalidade da carga dos atuadores hidráulicos seja completamente liberada.



(a)



(b)



(c)

Figura 3-13: Etapas do simulador de instalação pelo método *Reel-Lay*: (a) Flexão do duto, (b) Retificação do duto e (c) Retorno elástico ao fim do teste.

Destaca-se que, embora o propósito central desta pesquisa não fosse especificamente investigar a instalação em dutos sanduíche com o SHCC, visto que já foi abordado pelo autor em [65], os resultados experimentais são fundamentais já que auxiliam na validação do modelo numérico da flexão no duto sanduíche e a influência do compósito no anular para análise das deformações longitudinais em alças de flambagem potenciais durante a operação.

Os resultados da deformação axial observados durante o ensaio de flexão no protótipo DS-A2-R são ilustrados na Figura 3-14 abaixo:

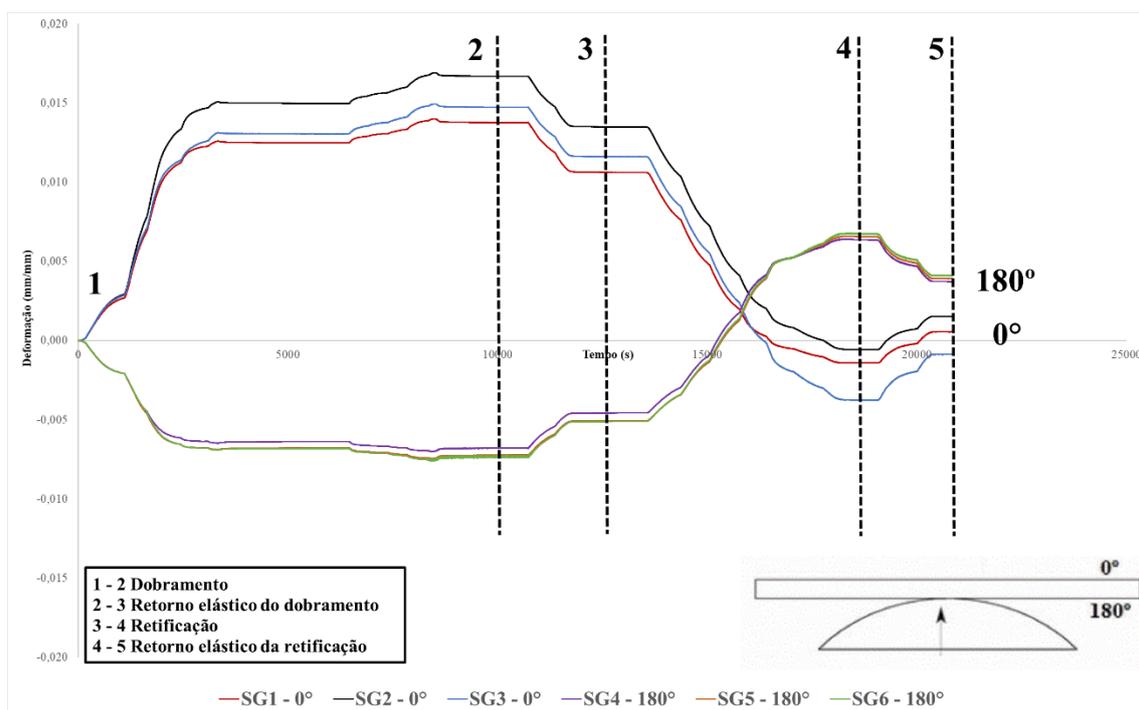


Figura 3-14: Resultados do teste de flexão no protótipo DS-A2-R.

É importante ressaltar a significância das posições de 0° e 180°. Elas correspondem aos locais exatos onde os *strain-gages* foram fixados no duto sanduíche (DS) durante os ensaios. Na posição de 0°, os dispositivos de medição estão direcionados para o molde de retificação, enquanto em 180°, estão voltados para o molde de flexão. Devido a essa configuração, durante a primeira etapa do teste, os *strain-gages* localizados em 180° detectam compressão, enquanto os em 0° registram tração.

3.3 Pressurização externa dos protótipos

Os testes em protótipos em escala real foram realizados utilizando a câmara hiperbárica horizontal do Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS/COPPE/UFRJ), inserido no Programa de Engenharia Naval e Oceânica (PENO). Como ilustrado na Figura 3-15, o dispositivo tem dimensões de 5 metros de comprimento e 380 mm de diâmetro interno, possuindo uma capacidade máxima de pressurização de 52 MPa (7500 psi). A escolha das geometrias para este estudo foi estrategicamente realizada para alinhar com a capacidade desta câmara, sem afetar o propósito do estudo, de induzir a falha no protótipo de DS.



Figura 3-15: Câmara hiperbárica horizontal.

A câmara hiperbárica conta com uma unidade hidráulica de pressurização equipada com uma bomba de acionamento pneumático. Essa bomba, ajustada por uma válvula, assegura um controle acurado da vazão e da pressão de saída. O sistema ainda incorpora uma malha para medição de pressão, que engloba: um transdutor, módulos condicionadores de sinais e um computador dotado de placa analógico/digital (Figura 3-16). De modo complementar, um programa de aquisição de dados integrado ao conjunto proporciona um registro eletrônico meticuloso da pressurização.

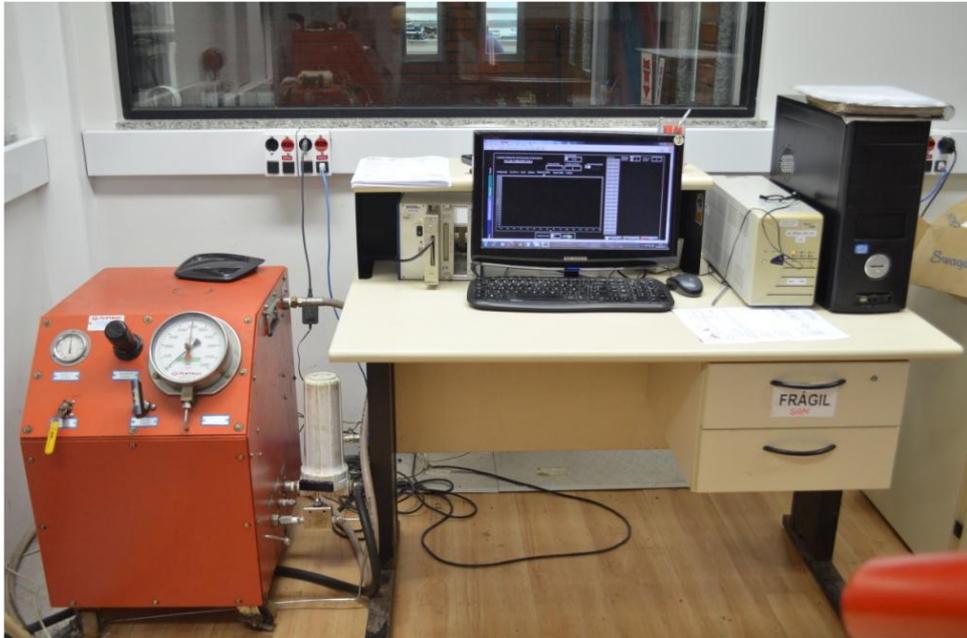


Figura 3-16: Sistema de controle e monitoramento dos testes de pressurização.

A integridade de dutos rígidos ocupa uma posição de destaque nas preocupações do setor industrial devido à sua relevância operacional e de segurança. Para garantir esta integridade, modos de falha específicos são frequentemente submetidos a análises experimentais: pressão de explosão, pressão de colapso e colapso propagante. Embora a pressão de explosão não tenha sido abordada neste contexto, tanto a pressão de colapso quanto o colapso propagante foram investigados.

É pertinente sublinhar que, além dos modos de falha mencionados, existe também a pressão de iniciação. Esta pressão diminui proporcionalmente com o dano infligido ao duto rígido. Esses danos podem surgir de diversos fatores como: fadiga do material, corrosão ou impactos físicos. No entanto, quando se consideram os limites extremos de falha, tem-se a pressão de colapso representando o limite superior e o colapso propagante como limite inferior. Nesse espectro, a pressão de iniciação situa-se entre esses dois modos de falha, servindo como um indicador intermediário na avaliação da integridade do duto.

3.3.1 Pressão de colapso

O estudo metucioso da pressão de colapso tem como objetivo avaliar a máxima capacidade de pressão que um duto rígido pode resistir antes de sofrer deformações excessivas ou falhas. Essa avaliação é de extrema relevância, sobretudo em contextos submarinos, dada a pressão hidrostática resultante da coluna d'água sobre os dutos. Para determinar a capacidade de resistência de um duto a tais pressões, são levadas em

consideração variáveis como propriedades do material (**APÊNDICE A**), espessura da parede do duto e eventuais imperfeições estruturais.

No âmbito das imperfeições, a geometria atípica da seção transversal, especificamente a ovalização, assume importância primordial. Uma ovalização acentuada tende a diminuir a resistência do duto ao colapso. Neste contexto, o mapeamento preciso dos protótipos que passarão por testes de colapso torna-se essencial, bem como a mensuração exata da espessura da parede. Os protocolos adotados para tais processos foram detalhados na seção 3.1 e os resultados obtidos para as geometrias DS-A e DS-B são expostos sequencialmente.

O mapeamento dos dutos, antes dos testes de colapso para os protótipos de geometria DS-A, está evidenciado na Tabela 3-3. Vale ressaltar que algumas seções, as quais foram empregadas para diferentes propósitos como a inspeção do material anular SHCC, não tiveram seus valores de ovalização incluídos na apresentação.

Tabela 3-3: Mapeamento das imperfeições da geometria DS-A (Tabela 3-1).

Seção	DS-A1			DS-A2-R ⁽¹⁾			DS-A3		
	D _{máx} (mm)	D _{mín} (mm)	Δ ₀ (%)	D _{máx} (mm)	D _{mín} (mm)	Δ ₀ (%)	D _{máx} (mm)	D _{mín} (mm)	Δ ₀ (%)
1	204,392	203,223	0,287	203,736	203,160	0,141	203,427	203,280	0,036
2	204,856	202,492	0,580	204,706	202,378	0,572	204,127	202,762	0,335
3	204,422	202,801	0,398	204,584	202,452	0,524	203,571	202,980	0,145
4	204,337	202,999	0,328	204,427	202,625	0,443	203,663	203,317	0,085
5	204,282	202,992	0,317	204,376	202,799	0,387	204,070	202,789	0,315
6	204,634	202,728	0,468	204,377	203,024	0,332	-(2)		
7	204,760	202,642	0,520	204,431	202,805	0,399	203,894	202,931	0,237
8	204,728	202,751	0,485	-(2)			204,145	202,691	0,357
9	204,770	201,945 ¹	0,695	-(2)			204,432	202,550	0,463
10	204,816	202,668	0,527	-(2)			203,945	202,905	0,256
11	204,598	202,765	0,450	-(2)			203,615	203,260	0,087

(1) Medições realizadas após o teste de simulação do método *Reel-Lay*;

(2) Seções cortadas para analisar o anular de SHCC.

Os protótipos iniciais, DS-A1 e DS-B1, serviram como "dutos-teste", criados para avaliar e aprimorar o processo de fabricação. Com base nas observações e aprendizados obtidos com esses modelos iniciais, foram fabricados os subsequentes protótipos: DS-A2, DS-A3, DS-B2 e DS-B3. Nessa fase experimental as espessuras de parede dos protótipos DS-A1 e DS-B1 não foram mensuradas.

Já os protótipos DS-A2 e DS-A3 tiveram suas medidas de espessura de parede detalhadas na Tabela 3-4 e Tabela 3-5, respectivamente.

Tabela 3-4: Espessuras de parede dos tubos do DS-A2.

Posição	Tubo interno A2			Tubo externo A2		
	Extremidade 1 (mm)	Centro do tubo (mm)	Extremidade 2 (mm)	Extremidade 1 (mm)	Centro do tubo (mm)	Extremidade 2 (mm)
0°	1,70	1,68	1,75	1,79	1,74	1,65
45°	1,82	1,72	1,76	1,79	1,74	1,64
90°	1,85	1,74	1,77	1,76	1,70	1,69
135°	1,88	1,74	1,79	1,79	1,74	1,75
180°	1,82	1,74	1,76	1,79	1,74	1,68
225°	1,85	1,74	1,86	1,78	1,76	1,76
270°	1,89	1,76	1,84	1,72	1,74	1,55
315°	1,83	1,76	1,79	1,74	1,74	1,72
Mínimo	1,70	1,68	1,75	1,72	1,70	1,55
Máximo	1,89	1,76	1,86	1,79	1,76	1,76

Tabela 3-5: Espessuras de parede dos tubos do DS-A3.

Posição	Tubo interno A3			Tubo externo A3		
	Extremidade 1 (mm)	Centro do tubo (mm)	Extremidade 2 (mm)	Extremidade 1 (mm)	Centro do tubo (mm)	Extremidade 2 (mm)
0°	1,81	1,72	1,76	1,78	1,74	1,70
45°	1,79	1,76	1,82	1,78	1,74	1,73
90°	1,83	1,76	1,82	1,79	1,74	1,69
135°	1,91	1,76	1,89	1,82	1,72	1,70
180°	1,85	1,76	1,91	1,83	1,70	1,85
225°	1,83	1,74	1,84	1,78	1,74	1,71
270°	1,83	1,76	1,87	1,70	1,74	1,54
315°	1,82	1,76	1,85	1,80	1,74	1,39
Mínimo	1,79	1,72	1,76	1,70	1,70	1,39
Máximo	1,91	1,76	1,91	1,83	1,74	1,85

A Tabela 3-6 disponibiliza um panorama do mapeamento dos protótipos DS-B. Conforme mencionado anteriormente, algumas seções não tiveram seus valores de ovalização incluídos nos resultados, pois foram utilizadas para diferentes propósitos.

Tabela 3-6: Mapeamento das imperfeições da geometria DS-B (Tabela 3-1).

Seção	DS-B1- R ⁽¹⁾			DS-B2- R ⁽¹⁾			DS-B3- R ⁽¹⁾		
	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	Δ ₀ (%)	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	Δ ₀ (%)	D _{máx} (mm)	D _{min} (mm)	Δ ₀ (%)
1	-(2)			-(2)			220,544	218,883	0,378
2	-(2)			-(2)			220,926	218,858	0,470
3	220,457	219,321	0,258	220,923	218,917	0,456	221,154	218,680	0,562
4	220,478	219,986	0,112	220,805	218,992	0,412	221,095	218,585	0,571
5	220,342	219,502	0,191	220,794	219,082	0,389	221,152	218,657	0,567
6	220,225	219,557	0,152	222,032	218,091	0,895	221,376	218,553	0,642
7	220,183	219,531	0,148	220,977	218,788	0,498	-(2)		
8	220,103	219,710	0,089	220,982	218,763	0,505	220,732	218,662	0,471
9	220,541	219,306	0,281	220,956	218,861	0,476	220,539	218,878	0,378
10	-(2)			-(2)			220,609	218,847	0,401
11	-(2)			-(2)			220,831	218,947	0,428

(1) Medições realizadas após o teste de simulação do método *Reel-Lay*;

(2) Seções cortadas para analisar o anular de SHCC.

Quanto às medidas de espessura de parede, estas são detalhadas para os protótipos DS-B2 na Tabela 3-7 e para o DS-B3 na Tabela 3-8.

Tabela 3-7: Espessuras de parede dos tubos do DS-B2.

Posição	Tubo interno B2			Tubo externo B2		
	Extremidade 1 (mm)	Centro do tubo (mm)	Extremidade 2 (mm)	Extremidade 1 (mm)	Centro do tubo (mm)	Extremidade 2 (mm)
0°	2,65	2,74	2,67	2,81	2,68	2,88
45°	2,67	2,68	2,68	2,76	2,70	2,70
90°	2,73	2,68	2,70	2,81	2,72	2,85
135°	2,72	2,68	2,69	2,74	2,70	2,96
180°	2,79	2,68	2,70	2,72	2,70	2,79
225°	2,71	2,68	2,71	2,76	2,72	2,72
270°	2,69	2,68	2,73	2,73	2,70	2,73
315°	2,69	2,66	2,70	2,73	2,74	2,77
Mínimo	2,65	2,66	2,67	2,72	2,68	2,70
Máximo	2,79	2,74	2,73	2,81	2,74	2,96

Tabela 3-8: Espessuras de parede dos tubos do DS-B3.

Posição	Tubo interno B3			Tubo externo B3		
	Extremidade 1 (mm)	Centro do tubo (mm)	Extremidade 2 (mm)	Extremidade 1 (mm)	Centro do tubo (mm)	Extremidade 2 (mm)
0°	2,66	2,62	2,67	2,74	2,78	2,67
45°	2,67	2,60	2,61	2,78	2,74	2,76
90°	2,64	2,62	2,62	2,71	2,72	2,87
135°	2,65	2,62	2,64	2,72	2,70	2,73
180°	2,65	2,64	2,62	2,71	2,70	2,70
225°	2,73	2,64	2,67	2,71	2,72	2,71
270°	2,82	2,64	2,71	2,75	2,72	2,79
315°	2,65	2,62	2,71	2,69	2,68	2,70
Mínimo	2,64	2,60	2,61	2,69	2,68	2,67
Máximo	2,82	2,64	2,71	2,78	2,78	2,87

Os protótipos foram devidamente vedados e expostos a testes sob pressão hidrostática. Esta pressão foi elevada a um ritmo de 0,4 MPa/min (60 psi/min) até o ponto de colapso do duto. Os resultados resumidos da pressão de colapso estão apresentados na Tabela 3-9. O protótipo DS-A1, originalmente com 6 m de comprimento, representou a primeira amostra fabricada. Tal amostra foi inicialmente seccionada em três partes para a inspeção da camada SHCC em diferentes posições ao longo do tubo, conforme ilustrado na Figura 3-10. Isso resultou nas amostras DS-A1-a e DS-A1-b para testes de colapso e DS-A1-c para teste de colapso propagante. Além do protótipo DS-A1, os protótipos DS-A3 e DS-B3 também foram subdivididos em partes para inspeção da camada SHCC. Desta subdivisão, surgiram as amostras DS-A3-a e DS-A3-b do protótipo DS-A3, bem como as amostras DS-B3-a-R e DS-B3-b-R do protótipo DS-B3-R. A letra "R" indica que o protótipo em questão foi avaliado pelo simulador do método *Reel-Lay*.

Tabela 3-9: Resultados gerais dos testes de pressão de colapso (P_{co}).

Protótipo	Seções	L (mm)	Mínima Δ_0 (%)	Máxima Δ_0 (%)	Espessura mínima (interno/externo)	Espessura máxima (interno/externo)	P_{co} (MPa)
DS-A1-a	S1-S2	1250	0,287	0,580	- ⁽¹⁾	- ⁽¹⁾	37,68
DS-A1-b	S3-S5	1250	0,317	0,398	- ⁽¹⁾	- ⁽¹⁾	35,96
DS-A2-R ⁽²⁾	S1-S7	3370	0,141	0,572	1,68 / 1,55	1,89 / 1,79	35,23
DS-A3-a	S1-S5	2600	0,085	0,335	1,72 / 1,39	1,91 / 1,85	37,18
DS-A3-b	S7-S11	2600	0,087	0,463	1,72 / 1,39	1,91 / 1,85	36,92
DS-B1-R ⁽²⁾	S3-S9	3125	0,089	0,258	- ⁽¹⁾	- ⁽¹⁾	38,71
DS-B2-R ⁽²⁾	S3-S9	3000	0,389	0,895	2,65 / 2,68	2,79 / 2,96	34,29
DS-B3-a-R ⁽²⁾	S1-S6	3000	0,378	0,642	2,60 / 2,67	2,82 / 2,87	37,57
DS-B3-b-R ⁽²⁾	S8-S11	2600	0,378	0,471	2,60 / 2,67	2,82 / 2,87	39,09

(1) Espessuras de parede não mensuradas;

(2) Protótipo testado após a simulação do método *Reel-Lay*.

O colapso da amostra é facilmente identificável por um audível estampido, rapidamente acompanhado de uma decrescente pressão no interior da câmara hiperbárica. A Figura 3-17 compila todos os resultados gráficos relacionados à geometria DS-A enquanto a Figura 3-18 agrega os resultados gráficos da geometria DS-B.

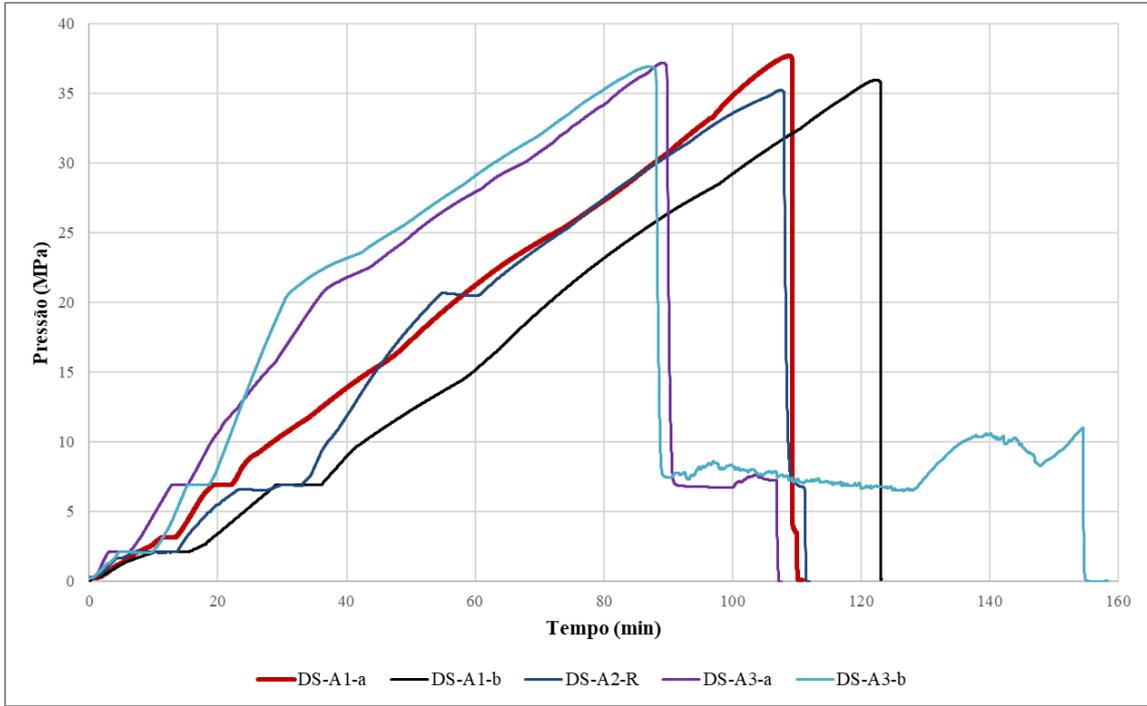


Figura 3-17: Resultados do teste de colapso (geometrias DS-A).

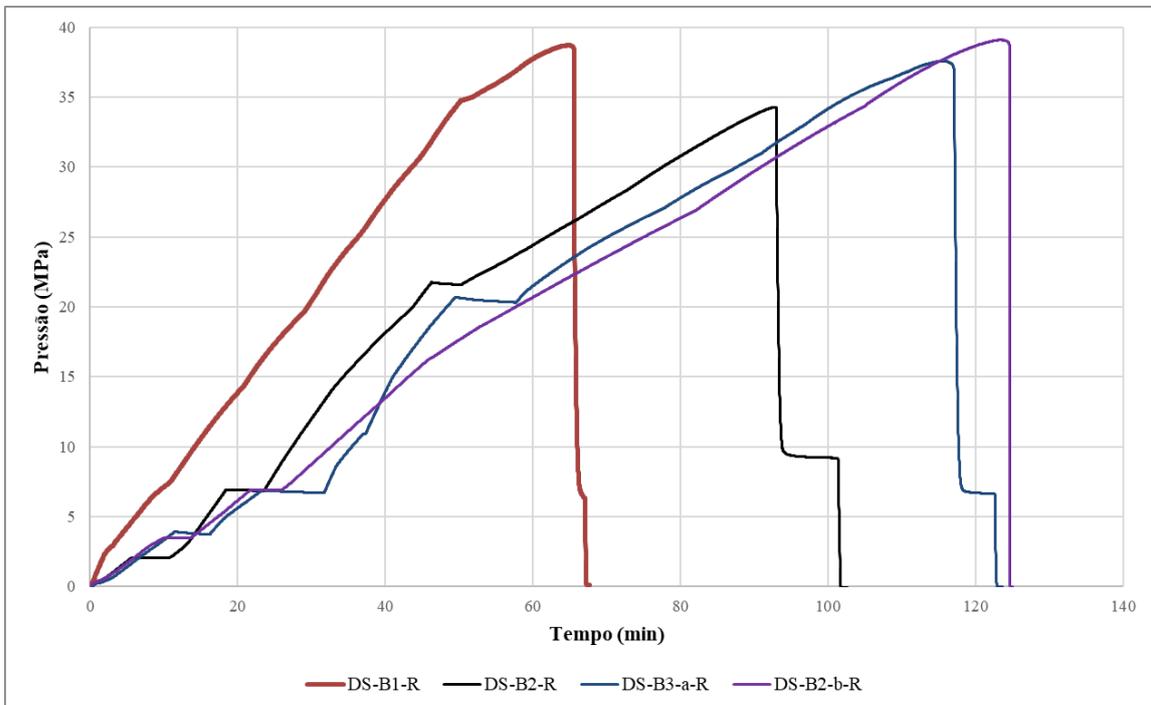


Figura 3-18: Resultados do teste de colapso (geometrias DS-B).

No início dos testes com o protótipo DS-A1 e suas duas amostras, o colapso foi avaliado com a presença e ausência de compressão axial, gerada pelo efeito das tampas nas extremidades. Contudo, deduziu-se que o efeito da tampa nas extremidades não tem uma influência significativa sobre a pressão de colapso dos protótipos. Assim, nas etapas subsequentes dos testes, decidiu-se não usar as hastes, permitindo assim a compressão axial. A configuração adotada no teste, que usou hastes para prevenir a compressão axial provocada pelas tampas, está representada na Figura 3-19.



Figura 3-19: Configuração do teste de colapso com a presença de hastes no protótipo DS-A1-a.

Na análise dos fatores que influenciam a falha por colapso, as imperfeições geométricas da seção transversal do duto, oriundas de processos de fabricação, manipulação ou instalação, têm um papel determinante na capacidade do duto em resistir a pressões externas. É importante deixar registrado que tais imperfeições, além de variarem de magnitude ao longo das seções transversais do duto, também podem apresentar uma variação em relação a orientação das coordenadas da elipse. Esta variação direcional pode gerar situações em que uma ovalização compete com outra adjacente, especialmente quando seus diâmetros máximos estão orientados em direções distintas.

Esta competição entre ovalizações com orientações diferentes pode criar uma zona de vulnerabilidade, forçando o duto a colapsar justamente entre essas duas imperfeições. Portanto, a resistência ao colapso não é apenas influenciada pela presença de imperfeições, mas também pela interação entre elas ao longo da extensão do duto.

Os detalhes sobre essas imperfeições, assim como a direção do diâmetro máximo da elipse nas seções mapeadas, estão apresentados na Tabela 3-10.

Tabela 3-10: Direção das ovalizações.

Seção	DS-1A		DS-3A		DS-1B-R	
	Δ_0 (%)	Posição do $D_{m\acute{a}x}$ (°)	Δ_0 (%)	Posição do $D_{m\acute{a}x}$ (°)	Δ_0 (%)	Posição do $D_{m\acute{a}x}$ (°)
1	0,287	131,47	0,036	104,78	-	-
2	0,580	141,93	0,335	109,48	0,438	118,37
3	0,398	141,96	0,145	90,99	0,258	115,47
4	0,328	142,36	0,085	160,48	0,112	37,21
5	0,317	156,95	0,315	43,60	0,191	99,15
6	0,468	167,04	0,329	57,27	0,152	95,14
7	0,520	166,84	0,237	101,08	0,148	110,81
8	0,485	164,18	0,357	108,79	0,089	116,83
9	0,695	154,32	0,463	117,47	0,281	103,79
10	0,527	139,08	0,256	121,64	0,573	109,30
11	0,450	136,86	0,087	100,66	0,264	121,60

Conforme já mencionado, existe a probabilidade da ocorrência de ovalizações mais expressivas em áreas intermediárias, aquelas situadas entre as seções que foram especificamente medidas. O entendimento sobre tais incertezas é fundamental quando se busca uma modelagem numérica precisa do comportamento destes dutos sob pressão de colapso. A Figura 3-20 apresenta os protótipos após o colapso, especificamente os protótipos DS-1A-a, DS-1A-b e DS-1B-R, fornecendo uma perspectiva visual sobre as consequências e implicações dessas imperfeições na estrutura dos dutos.



(a)



(b)

Figura 3-20: (a) Protótipos DS-A1-a (posição inferior na imagem) e DS-A1-b (posição superior na imagem) colapsados e (b) Protótipo DS-B1-R colapsado.

3.3.2 *Colapso propagante*

A pressão de colapso propagante refere-se à capacidade de uma pequena falha ou deformação, presente em um duto de crescer e se propagar ao longo de sua extensão. O risco aqui é que uma falha inicial, mesmo que mínima, possa levar a uma falha catastrófica que comprometa todo o duto. A natureza e tamanho dessa falha inicial, juntamente com características do duto, influenciam diretamente a pressão na qual essa falha começará a se propagar.

O colapso propagante se inicia em áreas do duto já comprometidas por danos, originados de flexões intensas, corrosão ou impactos externos. Para estudar esse fenômeno adequadamente, simula-se um dano controlado no protótipo, representando o potencial impacto de um objeto. Foi desenvolvido um sistema que usa um atuador hidráulico conectado a uma haste com uma ferramenta semiesférica de 150 mm de diâmetro. A haste foi deslocada em 15 mm, imitando o dano. Após isso, foram medidas as dimensões: máxima ($D_{\text{máx}}$) e mínima ($D_{\text{mín}}$) da seção afetada. Essas etapas são representadas na Figura 3-21.



Figura 3-21: (a) Prensa hidráulica utilizada para realizar o dano na superfície do protótipo, (b) Dano na superfície do protótipo e (c) Mapeamento da imperfeição causada pelo dano.

A Figura 3-22 apresenta um desenho esquemático do teste de propagação. O início deste procedimento é idêntico ao ensaio de colapso, no entanto, o protótipo é inundado e pressurizado a uma taxa de 50 psi/min enquanto é constantemente monitorado. A água no interior do protótipo ajuda na detecção do fenômeno de propagação na medida que é expelida de dentro do protótipo para fora da câmara hiperbárica, através de um *tubing* que conecta a tampa que está vedando o protótipo de DS à tampa da câmara hiperbárica. Quando se identifica a pressão de iniciação (P_i), que se origina na área onde o protótipo foi danificado, a água dentro é expelida por um tubo de aço ligado a uma das tampas do protótipo e à tampa da câmara hiperbárica, estabelecendo uma ventilação com o ambiente externo. Em seguida, a operação da bomba hidráulica é suspensa e depois retomada em uma velocidade reduzida até atingir uma pressão onde a saída de água pelo tubo de aço é reiniciada. A partir daí, a taxa de pressurização é ajustada para manter um fluxo constante de água, correspondente à pressão de propagação (P_p).

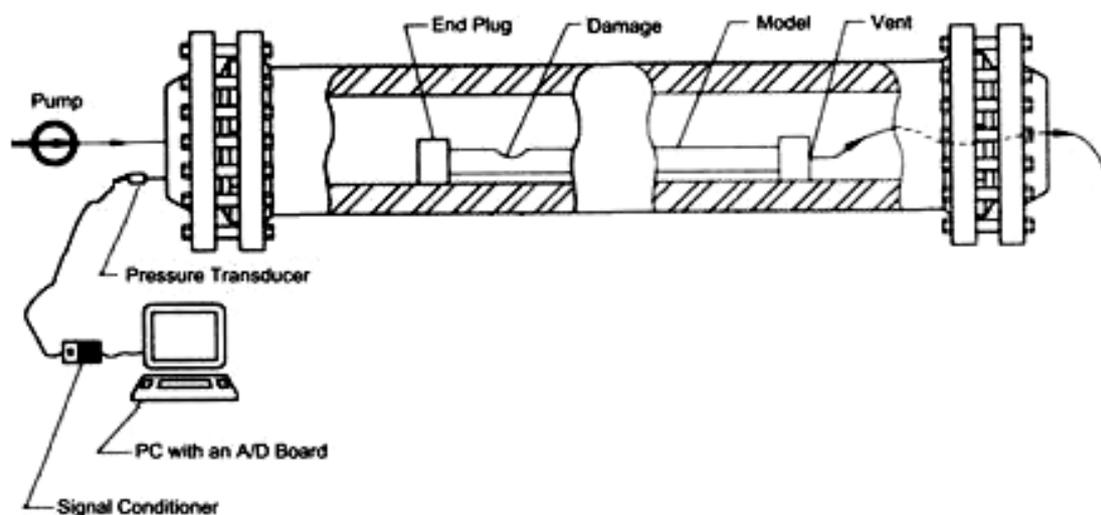


Figura 3-22: Desenho esquemático do teste de propagação do colapso.

A disposição do protótipo dentro da câmara hiperbárica é claramente demonstrada na Figura 3-23. Assim como indicado no desenho esquemático da Figura 3-22, a extremidade do protótipo onde o dano foi intencionalmente induzido é estrategicamente posicionada em direção ao centro da câmara hiperbárica e isolada de qualquer conexão. Em contrapartida, a extremidade oposta está adequadamente conectada à tampa da câmara através de um *tubing* de aço de 5/8", que se mantém intacto durante todo teste. Esta configuração permite uma comunicação direta entre o fluido interno do protótipo e o ambiente externo da câmara, sendo indispensável para monitorar e analisar o comportamento do protótipo ao longo do teste de propagação do colapso.

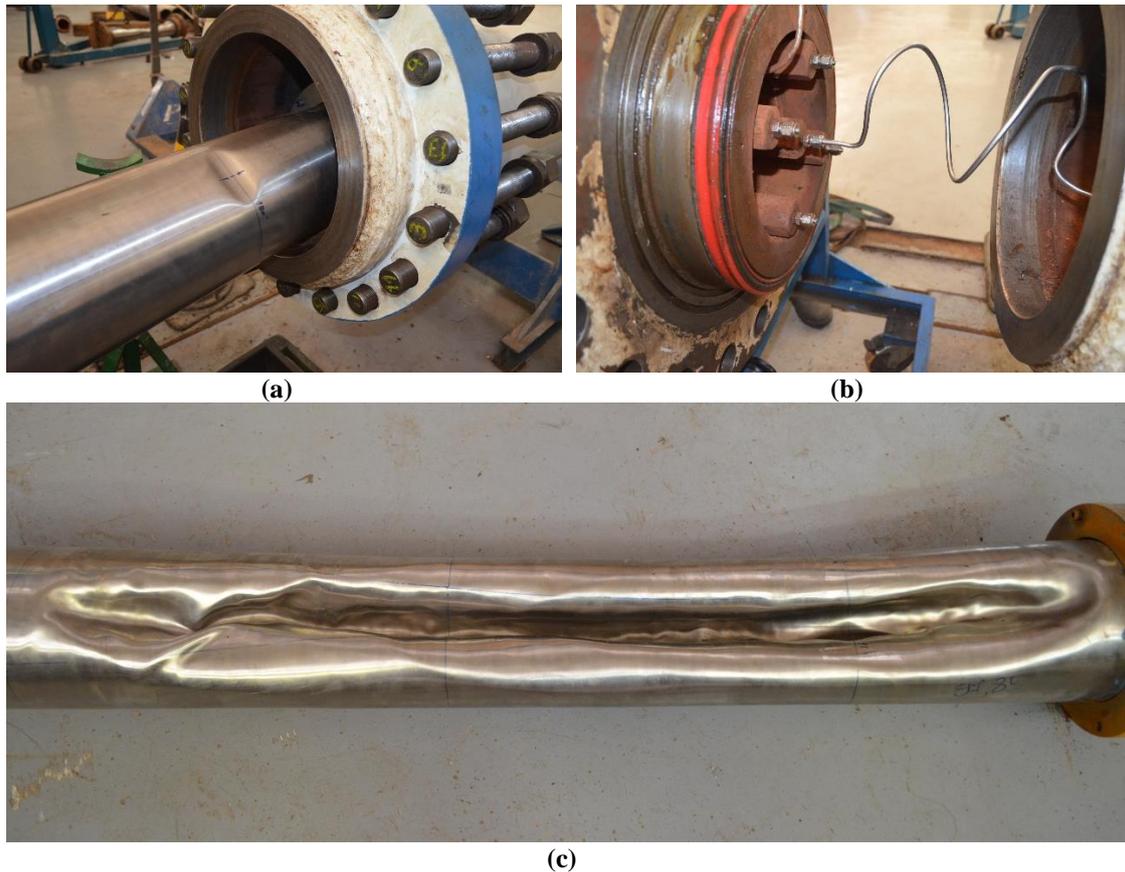


Figura 3-23: (a) Protótipo DS-A1-c sendo posicionado no interior da câmara hiperbárica, (b) Conexão entre a tampa que está vedando o protótipo e a tampa da câmara hiperbárica e (c) Protótipo DS-A1-c após teste de propagação.

O protótipo DS-A1-c foi o único testado exclusivamente após a realização de um dano em sua superfície, apresentando resultados de 21,69 MPa para pressão de iniciação (P_i) e cerca de 7 MPa para pressão de propagação (P_p). Além disso, alguns protótipos anteriormente submetidos ao ensaio de colapso foram reutilizados para o teste de colapso propagante. Após o colapso, estes protótipos foram preenchidos com água e submetidos novamente ao procedimento de testes de colapso propagante. Os resultados desses testes estão compilados na Figura 3-24 e na Figura 3-25 para os protótipos das geometrias tipo DS-A e DS-B, respectivamente. Na identificação de tais protótipos foi adicionado o sufixo PC (Pós Colapso).

Observa-se que, ao serem reutilizados após o colapso, apenas a pressão de propagação foi registrada nesses protótipos: aproximadamente 7 MPa para os de geometria DS-A e cerca de 9 MPa para os de geometria DS-B.

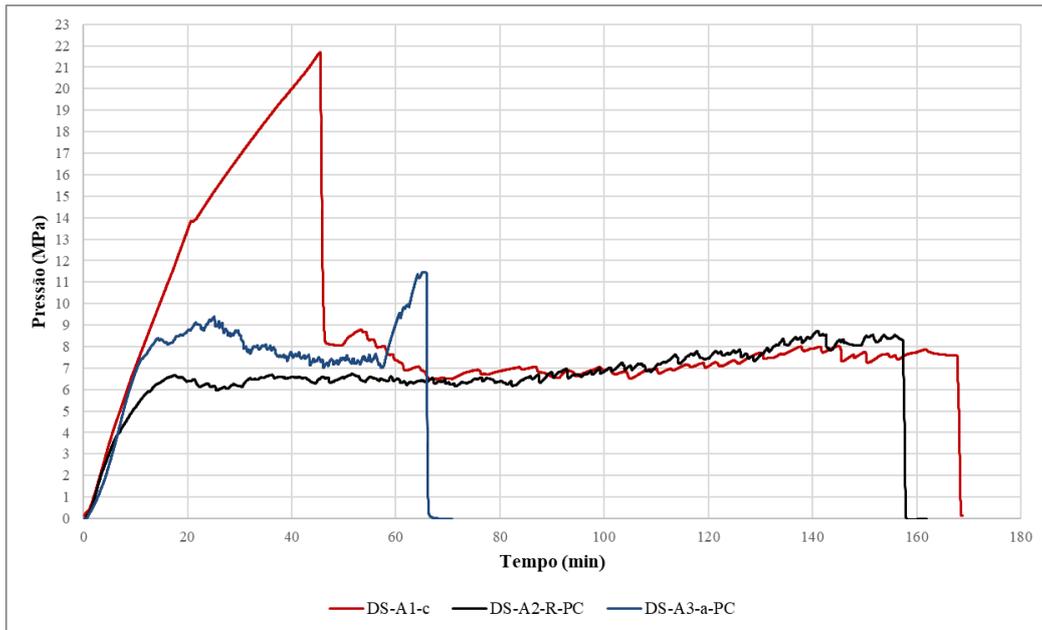


Figura 3-24: Resultados do teste de colapso propagante (geometrias DS-A).

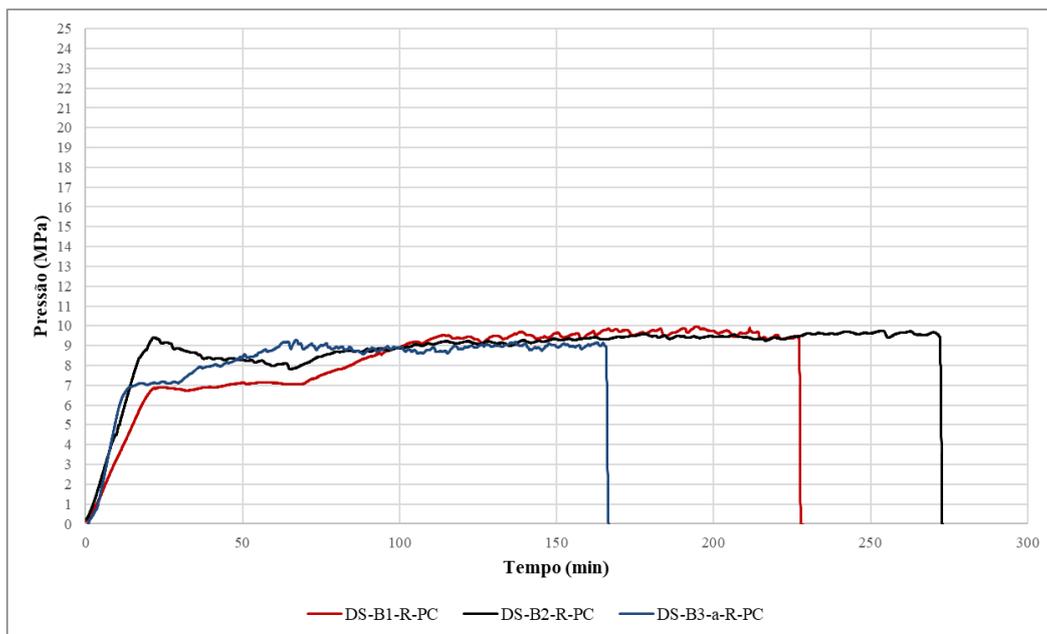


Figura 3-25: Resultados do teste de colapso propagante (geometrias DS-B).

Adicionalmente, o protótipo DS-A3-b foi submetido ao mesmo procedimento do ensaio de colapso propagante, porém sem a introdução de danos prévios. Os resultados, apresentados na Figura 3-26 indicaram uma pressão de colapso (P_{co}) de 36,92 MPa e uma pressão de propagação (P_p) em torno de 7 MPa, valores consistentes com os obtidos em outros protótipos de mesma geometria.

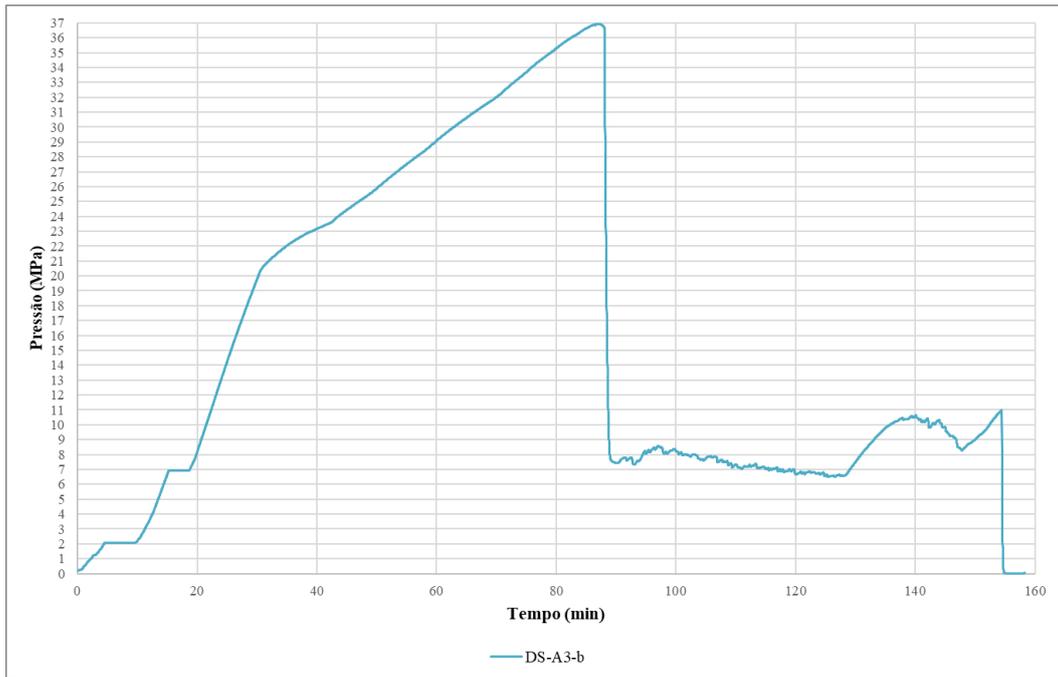


Figura 3-26: Protótipo DS-A3-b testado intacto para colapso propagante.

A Figura 3-27 mostra o protótipo DS-B1-R, que, após o teste de colapso, foi preenchido com água e submetido ao teste de colapso propagante, assim como o DS-A3-a-PC, cujo processo pode ser visto na Figura 3-28.



(a)



(b)

Figura 3-27: (a) Protótipo DS-B1-R colapsado e (b) Protótipo DS-B1-R-PC após colapso propagante.



(a)



(b)

Figura 3-28: (a) Protótipo DS-A3-a colapsado e (b) Protótipo DS-A3-a-PC após colapso propagante.

Embora o teste de colapso propagante não tenha sido simulado numericamente nesta tese, é importante ressaltar a relevância da literatura [74] que simula numericamente o protótipo DS-A1-c.

4 VALIDAÇÃO NUMÉRICO- EXPERIMENTAL

A validação numérico-experimental é uma atividade vital na engenharia e nas ciências aplicadas, servindo como ponte entre a teoria e a prática. Ela possibilita que os modelos teóricos, muitas vezes abstratos, sejam postos à prova contra resultados experimentais concretos, garantindo sua aplicabilidade em situações reais.

No contexto dos protótipos de duto sanduíche com anular de SHCC, ela certifica que o comportamento estrutural do protótipo está corretamente representado no modelo numérico. Tal validação proporciona confiança para se utilizar a modelagem numérica em estudos mais extensos e complexos, minimizando a necessidade - muitas vezes custosa - de experimentos adicionais.

Para realizar estas análises numéricas utilizou-se o software de elementos finitos ABAQUS [86], que considera tanto a não-linearidade geométrica - que surge quando os deslocamentos da estrutura influenciam os esforços internos - quanto a não-linearidade física, que se refere às relações não lineares entre tensões e deformações [87].

O processo de validação em si seguiu um roteiro estratégico. Primeiramente, focou-se no comportamento mecânico do SHCC. Este passo inicial envolveu a simulação dos testes de caracterização do material, abrangendo ensaios de tração direta e compressão uniaxial. A complementaridade desses testes permitiu uma compreensão holística do comportamento do material sob diferentes estados de carregamento. Particularmente importante foi a simulação do teste de flexão em quatro pontos, que confirmou a capacidade do SHCC de resistir a esforços combinados, refletindo a qualidade da formulação do material em múltiplas direções.

Com essa base estabelecida, a próxima fase focou na validação do comportamento global dos dutos sanduíche que incorporam o SHCC como camada anular. Nesta etapa testes cruciais como os de flexão do duto (simulação experimental do método *Reel-Lay* de instalação) e pressão de colapso foram reproduzidos numericamente, alinhando-se com os resultados experimentais dos protótipos em escala real.

Este processo de validação numérico-experimental é esquematizado na Figura 4-1, que oferece uma visualização clara das etapas e metodologias envolvidas.

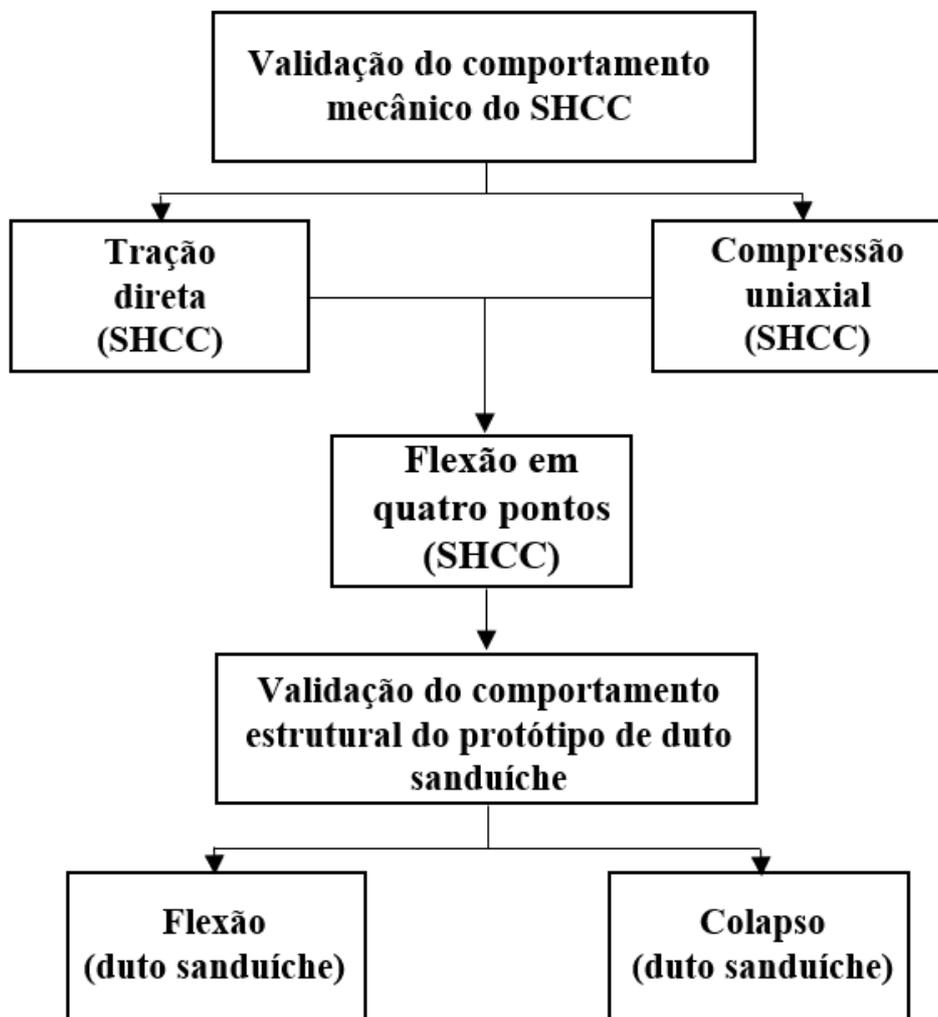


Figura 4-1: Fluxograma do processo de validação por simulações numéricas.

4.1 Comportamento mecânico (SHCC)

Um dos pilares centrais deste estudo é confirmar a viabilidade do uso do compósito à base de cimento reforçado com fibras de PVA (SHCC) no preenchimento do espaço anular entre dutos para utilização em dutos sanduíche. O SHCC, além de ser economicamente atrativo, exibe uma adaptabilidade ímpar; suas propriedades podem ser customizadas conforme a necessidade do projeto, permitindo modificações em seus componentes fundamentais, como aglomerantes, agregados, fibras e aditivos químicos. Contudo, a devida caracterização deste material é uma empreitada que exige uma sequência bem definida de etapas, e este trabalho se propõe a orientar o debate.

Em resposta a esse desafio, procedeu-se com uma cuidadosa correlação numérico-experimental dos três principais ensaios realizados no compósito à base de cimento:

tração direta, compressão uniaxial e flexão em quatro pontos. O ensaio de tração foi primordial para calibrar o **parâmetro de viscosidade**; o ensaio de compressão esclareceu aspectos ligados ao **ângulo de dilatação**; por fim, o ensaio de flexão funcionou como uma referência, comprovando a capacidade do material em atuar eficazmente sob esforços combinados, isso porque, durante a flexão do corpo de prova, sua face superior encontra-se sob compressão, enquanto sua face inferior está sob tração.

Nesta seção, além de evidenciarmos os resultados oriundos da correlação numérico-experimental, dedicamos especial atenção à exposição detalhada dos procedimentos e racionalidades das análises numéricas. Vale ressaltar que nuances e detalhes concernentes às teorias da não-linearidade física, tanto do material SHCC quanto dos materiais metálicos, são extensivamente exploradas no **APÊNDICE A**.

4.1.1 Tração direta (SHCC)

Conforme mencionado na seção 2.6, a adição de fibras aos compósitos tem um impacto significativo no seu comportamento sob tração. Isso gera uma pseudo-ductilidade que, dependendo da dosagem dos materiais utilizados na sua fabricação, pode manifestar-se como *strain-softening* ou *strain-hardening*. Dada essa característica, é imprescindível validar os parâmetros de entrada que descrevem esse comportamento, especialmente quando consideramos a tração.

No escopo deste estudo foi utilizado um compósito à base de cimento fabricado pelo método premix 3D (elucidado na seção 2.6). Neste método as fibras descontínuas são dispersas aleatoriamente na matriz. Esta dispersão de fibras, quando submetida à tração, redistribui as tensões no volume da matriz, resultando em um comportamento de *strain-hardening*. Isso significa que áreas de aumento de tensão – associadas à resistência da fibra – são intercaladas com áreas de diminuição de tensão, associadas à resistência da matriz. Este padrão continua até que o material atinja uma deformação limite e comece a apresentar *strain-softening*. Vale ressaltar que, normalmente, materiais à base de cimento sem reforço fibroso não apresentam esses comportamentos.

Devido à sua complexidade de caracterização em comparação com materiais metálicos, os resultados experimentais foram processados estatisticamente, resultando em três curvas de referência: LE (limite inferior), BE (melhor estimativa) e UE (limite superior). Com base na curva LE, foi realizada uma análise de sensibilidade centrada nos **parâmetros de viscosidade**. Essa estratégia foi implementada para ajustar o

comportamento do compósito quando submetido à tração direta. Adotando uma abordagem alinhada à proposta por Szczecina [88], este modelo desempenhou um papel crucial na calibração do **parâmetro de viscosidade** dentro do CDP.

Para garantir fidelidade nos testes, a geometria adotada para modelagem foi baseada nas dimensões reais do ensaio experimental. A Figura 4-2 ilustra a configuração adotada para o ensaio de tração direta e a modelagem correspondente.

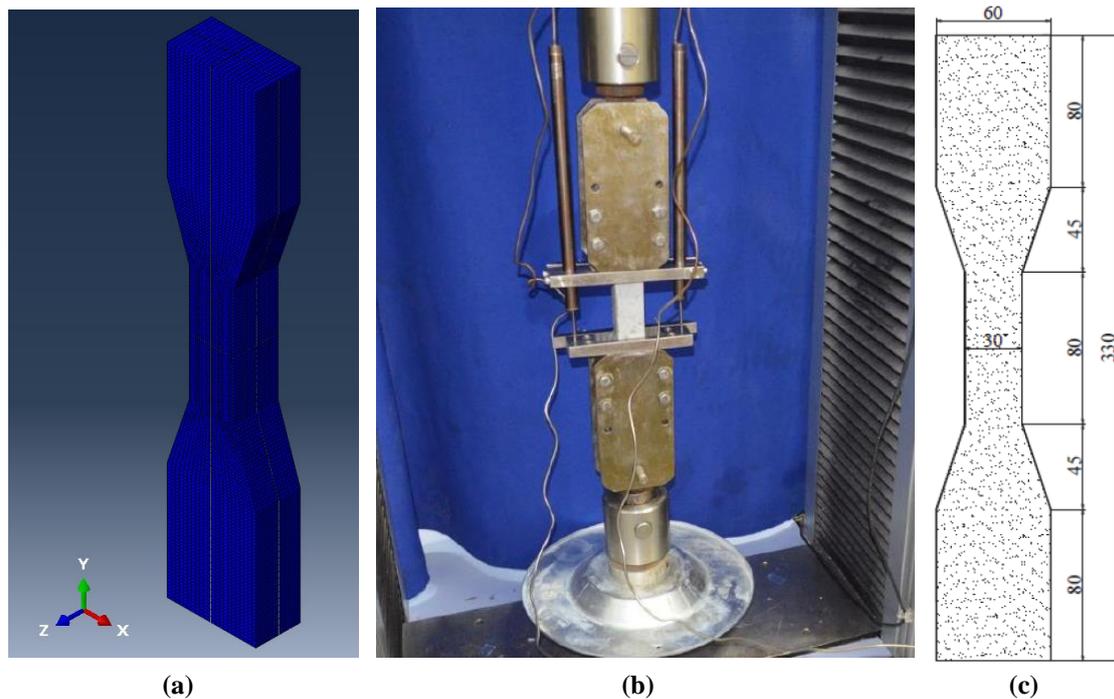


Figura 4-2: Aspectos gerais do modelo de tração: (a) Modelo de tração, (b) *Set-up* do ensaio experimental e (c) Geometrias do corpo de prova.

A modelagem do ensaio de tração direta no compósito à base de cimento foi realizada utilizando um modelo não-linear tridimensional, valendo-se da simetria nos eixos x e z para otimizar os cálculos, conforme visualizado na Figura 4-3. Para materializar este objetivo, aplicou-se um deslocamento controlado de 2,00 mm à face superior do modelo, ao passo que a superfície oposta foi restringida ao deslocamento vertical.

Antes de finalizar a modelagem, foi conduzido um estudo de sensibilidade de malha para assegurar a acurácia dos resultados e reduzir possíveis distorções nos elementos. O fruto deste estudo, resultou em um total de 34.827 nós e 7.392 elementos do tipo C3D20, um elemento hexaédrico tridimensional de 20 nós, conhecido pela sua robustez e capacidade de modelar com precisão o comportamento de materiais sob

diversas condições de carregamento, sendo amplamente utilizado em análises de materiais complexos como o compósito em questão.

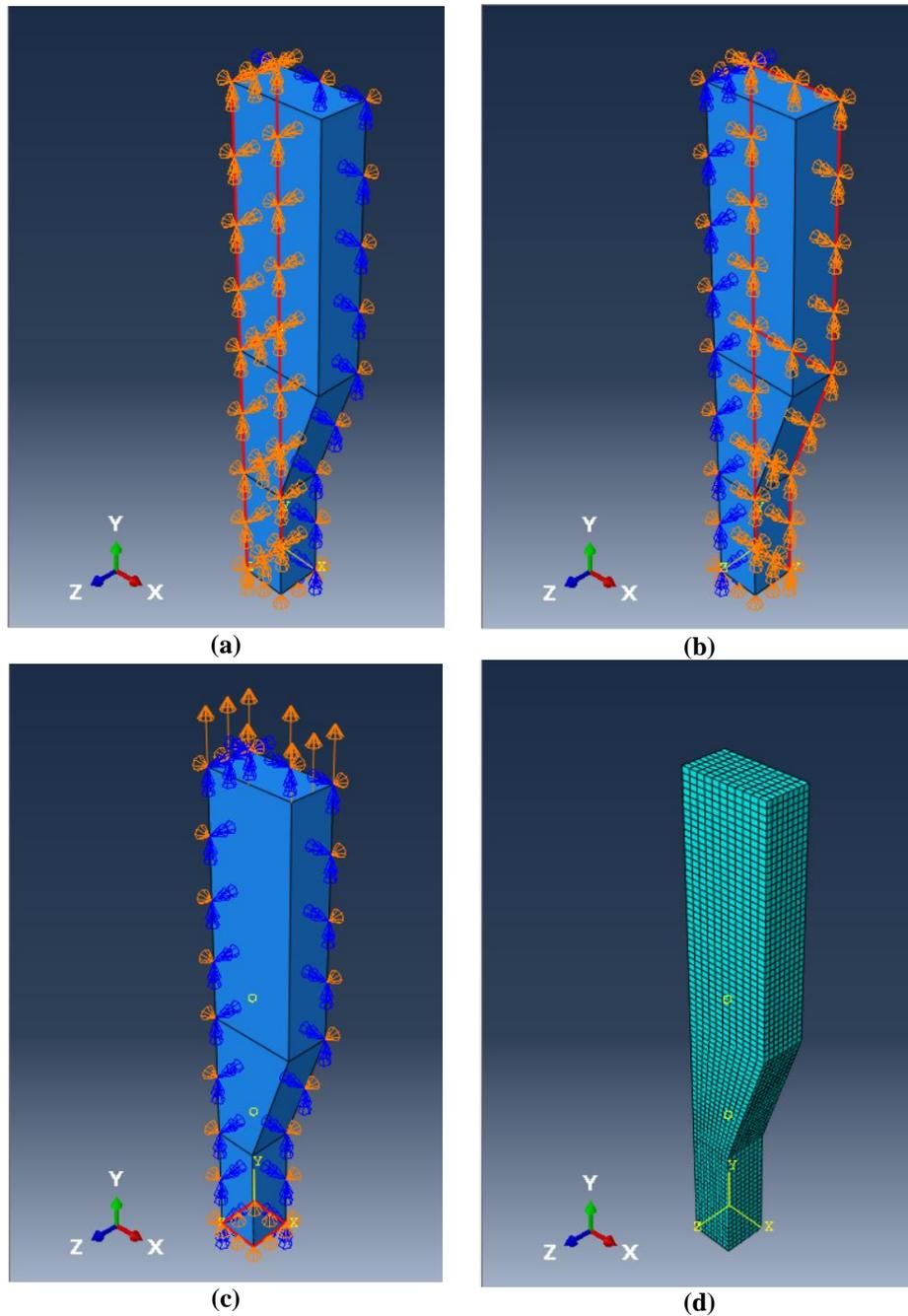


Figura 4-3: Condições de contorno e malha do modelo de tração: (a) Simetria em x, (b) Simetria em z, (c) Restrição de deslocamento ($U_2=0$) e (d) Malha adotada no modelo de tração (C3D20).

Para simular de forma precisa o comportamento do compósito à base de cimento, foi escolhido o modelo *Concrete Damaged Plasticity (CDP)*. Esta metodologia, desenvolvida especificamente para simulações numéricas é concebida para retratar de forma abrangente os fenômenos de não-linearidade física em concretos e compósitos à base de cimento.

O modelo CDP é fundamentado em teorias de plasticidade avançada e foi desenvolvido para abordar tanto o dano causado por tração quanto por compressão (Figura 4-4). Ele opera com base em dois conceitos principais: a plasticidade isotrópica, que descreve a deformação plástica ocorrida sem mudança de volume, e a plasticidade de dano, que representa a degradação ou redução das propriedades do material. O CDP considera a anisotropia do dano, ou seja, a possibilidade de diferentes níveis de danificação em diferentes direções. Essa abordagem é de extrema importância para a simulação de materiais como o concreto, que frequentemente apresenta características de dano distintas sob tensão e compressão.

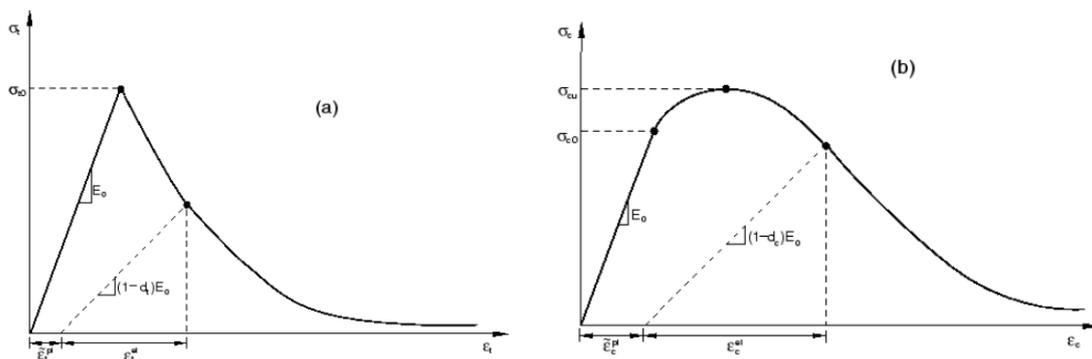


Figura 4-4: CDP sob carregamentos uniaxiais de tração e compressão [86]: (a) Tração direta e (b) Compressão uniaxial.

A Figura 4-4, em concordância com a classificação retratada na Figura 2-46, o CDP é apto a reproduzir materiais FRC desde o Nível 0, que contempla o material convencional, até o Nível 2, caracterizado pelo amolecimento sob tração e endurecimento sob flexão. Isso se traduz na capacidade do modelo de representar compósitos que, após alcançar a tensão de pico em regime linear, exibem um comportamento de *strain-softening* em situações de tração direta. No entanto, é fundamental notar que, dentro desta classificação, o SHCC seria categorizado no Nível 4, que destaca o endurecimento tanto sob tração quanto sob flexão, associado a uma elevada absorção de energia.

Dentro deste contexto e focando nos objetivos do presente estudo, o parâmetro de dano sob tração, inerente ao modelo CDP, foi calibrado para simular exclusivamente a fase de comportamento *strain-softening* do SHCC. Este fenômeno se manifesta logo após o material alcançar o regime de *strain-hardening*. Importante ressaltar que, durante o comportamento de *strain-hardening*, não se considerou qualquer dano associado ao SHCC, uma vez que, nesta etapa, o material permanece efetivamente operacional.

De acordo com Margareth [89], em uma perspectiva macroscópica, o SHCC exhibe uma destacada ductilidade quando exposto à tração direta, atingindo capacidades de deformação que são, surpreendentemente, 300 a 500 vezes maiores do que as de um concreto convencional sem reforço. Tal ductilidade notável deriva da formação de inúmeras microfissuras, cujas aberturas, em sua grande maioria, não excedem 70-80 μm . Estas microfissuras se desenvolvem de forma controlada até que ocorra uma deformação localizada, momento em que uma fissura específica se expande até atingir o limite de resistência do material. Quando submetido a esforços de flexão, o SHCC comporta-se de forma similar a um material dúctil, ostentando uma admirável capacidade de deflexão. Sua notória capacidade de deformação, aliada à presença de fissurações finas e densas, garante que o SHCC continue funcional mesmo quando apresenta múltiplas fissuras.

Através de uma eficaz correlação numérico-experimental, a validação final do modelo CDP para tração direta é ilustrada na Figura 4-5. Detalhamentos adicionais deste estudo estão disponíveis no **APÊNDICE A**.

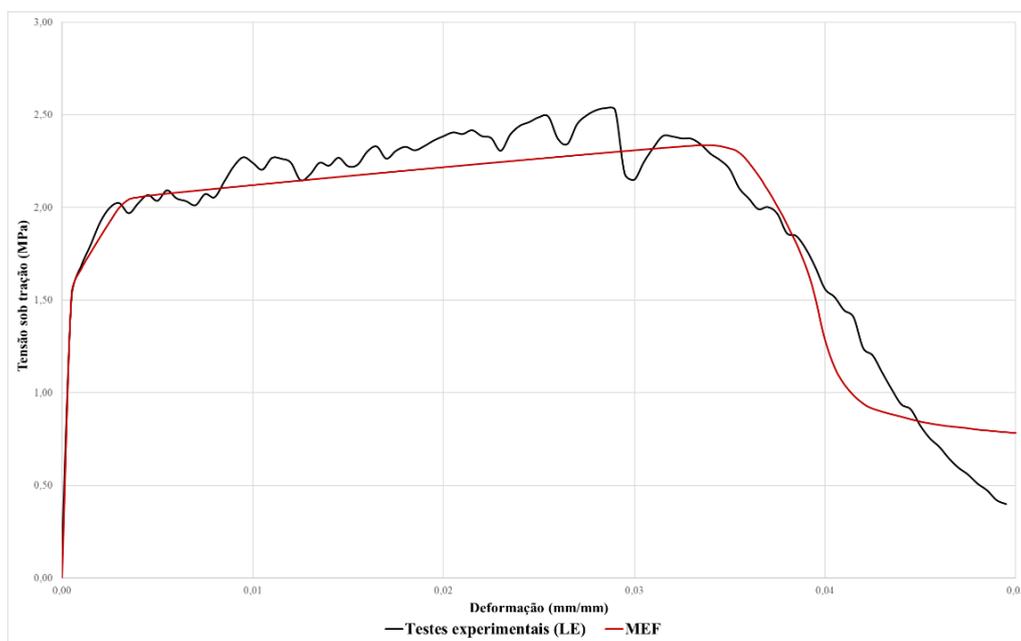


Figura 4-5: Correlação numérico-experimental do ensaio de tração direta (SHCC).

4.1.2 Compressão uniaxial (SHCC)

Embora a contribuição do reforço fibroso sob compressão não seja tão impactante quanto sob tração, o seu papel não pode ser negligenciado. As fibras atuam como reforço mecânico, resistindo à propagação de fissuras e microfissuras na matriz de cimento sob carga compressiva. Esse mecanismo pode potencializar a absorção de energia do compósito e influenciar sua resistência à compressão. Durante os testes experimentais de compressão uniaxial aplicados ao SHCC, notou-se que, após atingir a resistência máxima, surgia um patamar em declínio. Esse comportamento é um indicativo da ação das fibras que trabalham para prevenir a separação do corpo de prova. Nesta etapa específica do ensaio a resposta do material está intrinsecamente ligada à interação entre as fibras e a matriz.

A modelagem numérica foi realizada em um formato tridimensional, reproduzindo fielmente as dimensões do ensaio experimental (5x10cm). Para esta modelagem foi escolhido o elemento de malha C3D10. Este elemento tetraédrico foi selecionado devido à sua eficácia em se adaptar à geometria cilíndrica do corpo de prova. A decisão de empregar o C3D10, bem como a definição de utilizar 9.431 desses elementos, foi fundamentada em um meticuloso estudo de sensibilidade de malha.

Para modelar as superfícies rígidas que atuam como placas de aplicação de carregamento/deslocamento (superfície superior) e restrição de movimentos (superfície inferior), adotou-se o elemento de malha R3D3. Este é um elemento tridimensional discreto, projetado especificamente para superfícies rígidas em análises de contato. No total foram utilizados 350 elementos R3D3.

Para a interação do elemento sólido deformável (SHCC) com as superfícies rígidas adotou-se um modelo de contato do tipo “*hard contact*” para o comportamento normal das superfícies e “*frictionless*” para o tangencial.

Reproduzindo numericamente o ensaio de compressão uniaxial no SHCC, um deslocamento de 1,5 mm comprimindo a amostra foi aplicado na superfície rígida posicionada na face superior do sólido deformável. A outra superfície rígida, voltada para a face inferior do sólido deformável, serviu de apoio contrapondo o carregamento ao restringir todos os deslocamentos e rotações. As especificidades dessas condições de contorno podem ser observadas na Figura 4-6.

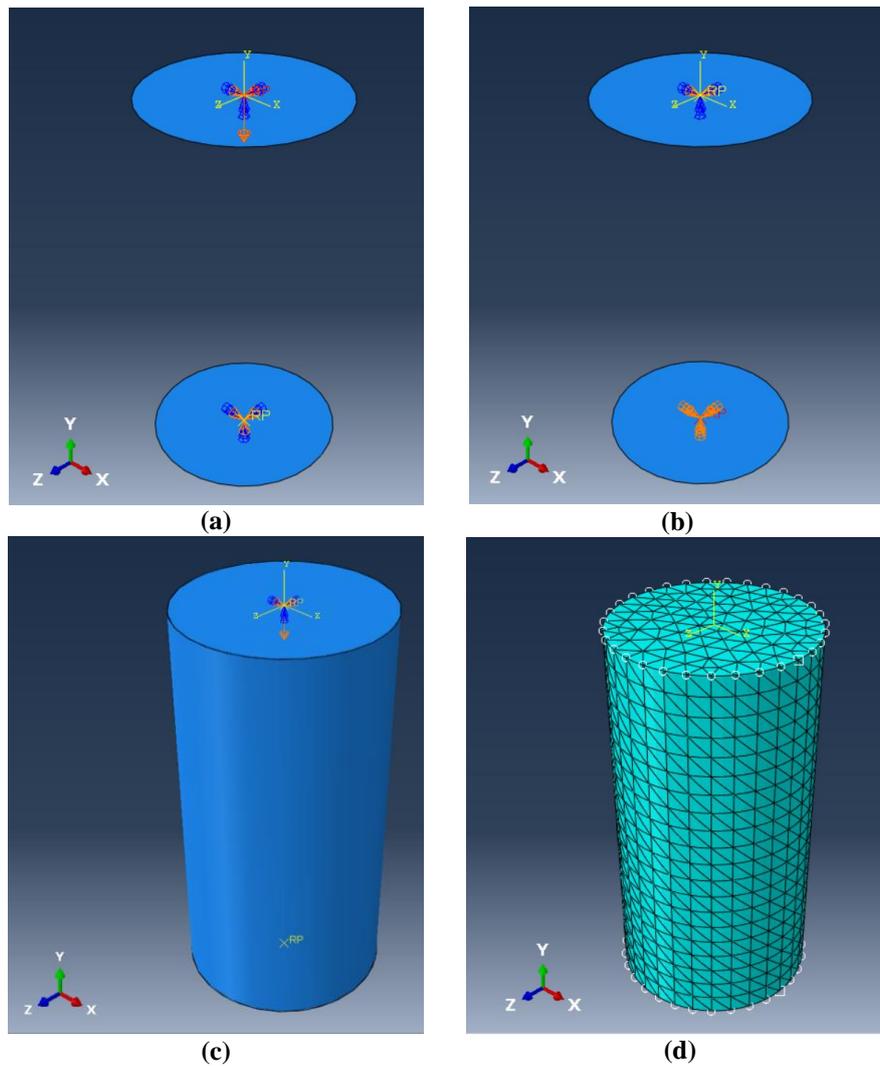


Figura 4-6: Condições de contorno e malha do modelo de compressão uniaxial: (a) Deslocamento durante a análise, (b) Restrição de deslocamentos e rotações, (c) Visualização geral do modelo e (d) Malha adotada no modelo de compressão (C3D10).

Faz-se essencial entender que o efeito específico das fibras no comportamento de compressão e tração de um compósito à base de cimento dependerá de vários fatores, como o tipo de fibra, volume, distribuição e orientação, bem como as características específicas da matriz de cimento.

A representação final do modelo de compressão está ilustrada na Figura 4-7. Além disso, vale destacar que, assim como na tração direta, o modelo numérico de compressão foi utilizado para calibrar um dos parâmetros do CDP, o **ângulo de dilatação**. Detalhes adicionais desta metodologia e resultados podem ser encontrados no **APÊNDICE A**.

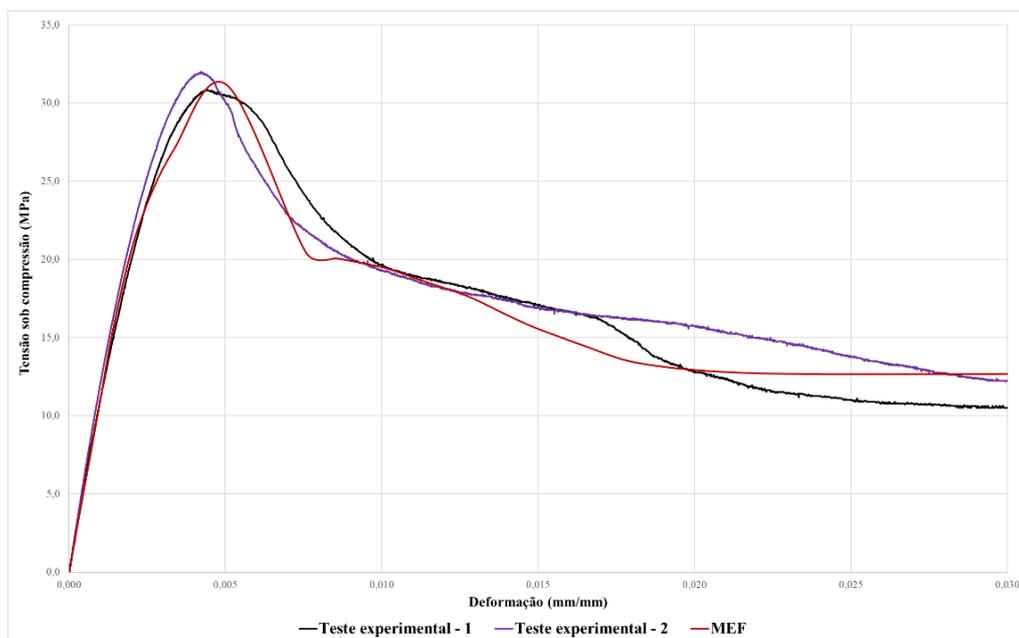


Figura 4-7: Correlação numérico-experimental do teste de compressão uniaxial (SHCC).

4.1.3 Flexão em quatro pontos (SHCC)

Como etapa final da validação do comportamento mecânico do SHCC, a reprodução do teste de flexão em quatro pontos é fundamental, levando a se gerar uma grande confiabilidade de que as metodologias empregadas para definir os comportamentos de tração e compressão são aplicáveis para a abordagem em questão, visto que, ao submeter o material a uma carga de flexão estamos simultaneamente avaliando suas propriedades nas duas direções. Dessa forma, uma acurada representação numérica desse comportamento é indispensável para validar a calibração do modelo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) utilizado para o SHCC.

O ensaio de flexão em quatro pontos foi modelado tridimensionalmente da seguinte maneira: um deslocamento de 40 mm foi aplicado verticalmente em pontos referenciais localizados nas superfícies rígidas, representando os atuadores do teste experimental. Simultaneamente, restrições nos deslocamentos e rotações dessas mesmas superfícies foram consideradas, garantindo que se movimentassem unicamente na direção vertical. Para assegurar a estabilidade da simulação, as bases do modelo foram consideradas fixas. Em relação ao contato estabelecido entre as superfícies rígidas e o corpo deformável do SHCC, optou-se por um modelo de contato “*hard contact*” no comportamento normal à superfície dos atuadores. Já no comportamento tangencial foi empregado o modelo “*penalty*” com um coeficiente de atrito estipulado em 0,15. A

elucidação detalhada destas condições de contorno, assim como sua representação gráfica, pode ser encontrada na Figura 4-8.

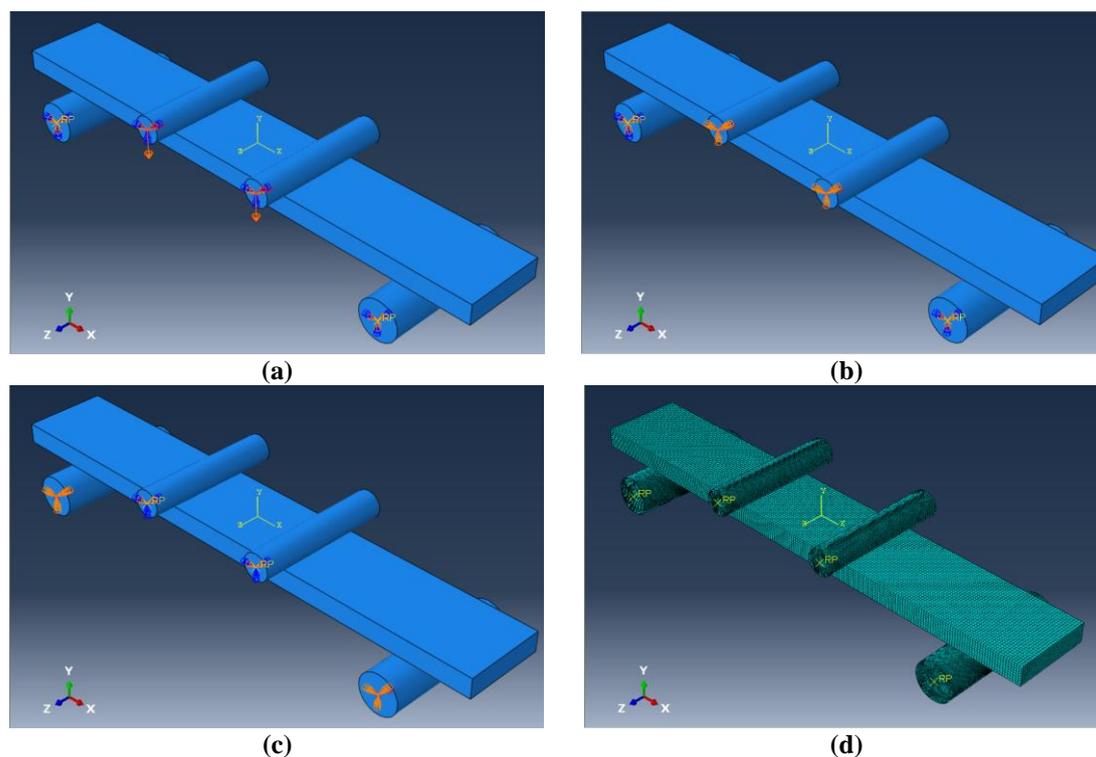


Figura 4-8: Condições de contorno e malha do modelo de flexão: (a) Deslocamento durante a análise, (b) Restrição de deslocamento no atuador, (c) Restrição de deslocamento nas bases e (d) Malha adotada no modelo de flexão (C3D8R).

O sucesso de uma simulação numérica depende, em grande parte, da escolha correta dos formulação do elemento da malha. A configuração do sólido deformável, possuindo uma geometria regular, possibilitou a adoção do elemento de malha C3D8R. Este elemento é hexaédrico de integração reduzida e apresenta uma série de vantagens: sua estrutura favorece uma representação fiel de volumes regulares, ele possui uma boa relação entre precisão e demanda computacional, seu uso é bem estabelecido em simulações tridimensionais devido à sua robustez e eficiência. No total, a modelagem do corpo de prova empregou 48.000 destes elementos, otimizando a análise e garantindo resultados confiáveis. Já na representação das superfícies rígidas, a escolha recaiu sobre o elemento R3D4. Este é um elemento tetraédrico específico, especialmente concebido para simulações que envolvem superfícies rígidas em contextos de contato. Ele oferece uma alta precisão no mapeamento de superfícies de contato e se adapta bem às mais variadas geometrias. Neste estudo, 37.166 destes elementos foram usados, garantindo uma interação precisa entre o sólido deformável e as superfícies rígidas.

A Figura 4-9 ilustra os resultados adquiridos nessa análise. É notável a consonância entre os dados numéricos e experimentais, refletindo uma consistente correlação entre os dois. Esta concordância ressalta a acurácia da metodologia numérica proposta para o SHCC neste estudo, sublinhando sua validade e a robustez da abordagem adotada.

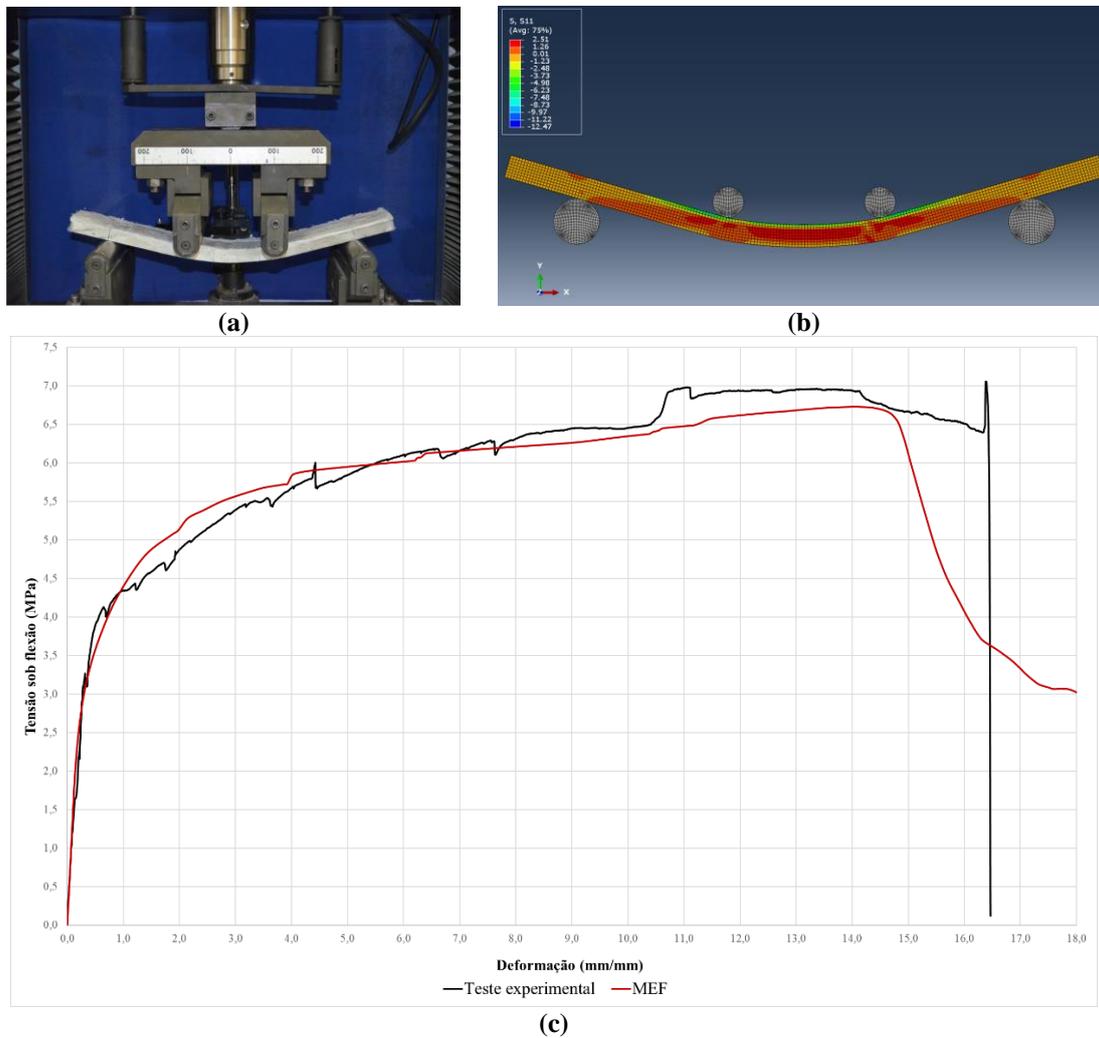


Figura 4-9: Correlação numérico-experimental do teste de flexão em quatro pontos (SHCC): (a) *Set-up* do ensaio experimental, (b) Análise numérica e (c) Comparação dos resultados.

4.2 Comportamento estrutural (DS)

A validação numérico-experimental do SHCC foi um passo fundamental para avançar na reprodução numérica dos testes experimentais dos protótipos de DS, apresentados no Capítulo 3. Esta fase da pesquisa se concentrou particularmente na análise estrutural do duto sanduíche, cujo objetivo principal é entender como a sinergia dos materiais constituintes se traduz em resistência mecânica.

Em estruturas tipo sanduíche, uma característica importante é a interação entre os materiais componentes, dado isso diretrizes estabelecidas por Huarong [73] foram seguidas no desenvolvimento das simulações numéricas. Este pesquisador conduziu estudos experimentais para avaliar a resistência ao cisalhamento das camadas nos protótipos DS. Dois cenários foram considerados: DS-A, com superfícies metálicas polidas, e DS-B, com superfícies não polidas. Com base nessa pesquisa, determinou-se que os dutos DS-A possuem um coeficiente de atrito (C_a) tangencial de 0,117, enquanto os dutos DS-B têm um coeficiente de 0,244. Estes valores refletem com precisão as características superficiais dos protótipos: os dutos DS-A, com superfície polida, têm um coeficiente de atrito mais baixo em comparação com o DS-B, de superfície não polida.

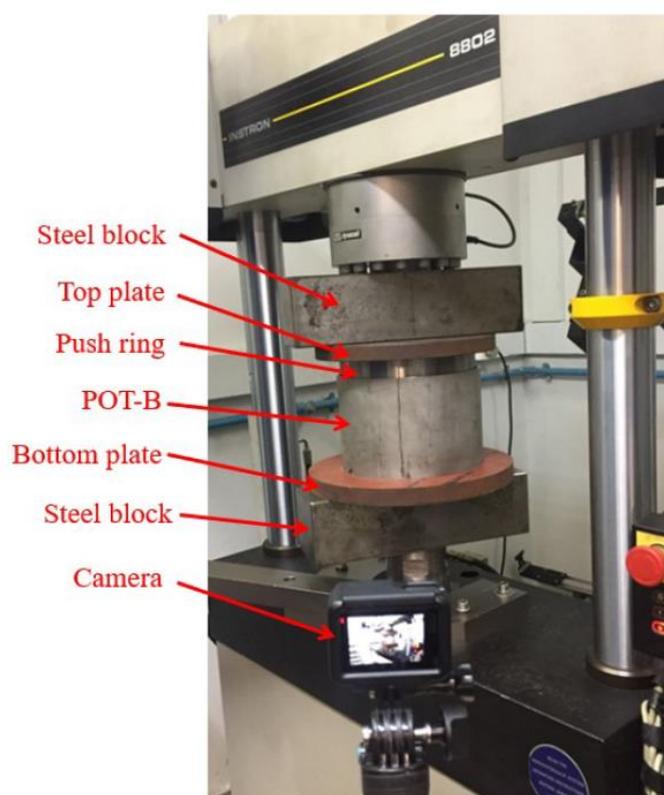


Figura 4-10: *Set-up* do teste experimental para medição da resistência ao cisalhamento entre as camadas [73].

Testes de tração foram conduzidos em amostras extraídas longitudinalmente dos tubos usados na fabricação dos protótipos para uma compreensão aprofundada das propriedades mecânicas dos materiais. Estas amostras provêm tanto de tubos de aço inoxidável classe AISI 304 (DS-A) quanto de tubos classe AISI 316 (DS-B). O comportamento mecânico destes materiais é detalhado no **APÊNDICE A**.

Em resumo, dois modelos de plasticidade foram adotados para as camadas metálicas: durante a simulação dos protótipos sob flexão, em face dos carregamentos cíclicos, recorreu-se a um modelo plástico J2 com encruamento cinemático, visando capturar o efeito Bauschinger; e ao modelar a resistência ao colapso, utilizou-se um modelo plástico J2 com encruamento isotrópico, tendo em vista o carregamento monotônico predominante neste fenômeno.

Nas seções subsequentes serão apresentadas análises detalhadas destes modelos, juntamente com seus resultados e interpretações. Esta abordagem aprofundada visa garantir uma compreensão clara dos comportamentos observados e das decisões de modelagem tomadas ao longo deste estudo.

4.2.1 Flexão dos protótipos (DS)

Os procedimentos observados no teste de flexão no protótipo DS-A2-R foram reproduzidos numericamente com um modelo tridimensional pelo método de elementos finitos, dotado de não-linearidade geométrica e não-linearidade física. Para o material da camada anular SHCC foi utilizado o modelo de plasticidade CDP. Já para as camadas metálicas o modelo de plasticidade J2 com encruamento cinemático foi adotado.

Nesta simulação as camadas que compõem o DS foram consideradas como sólidos deformáveis. Ao desenvolver o modelo, simetrias foram aplicadas com o objetivo de melhorar a eficiência computacional. Com base nos estudos desenvolvidos, optou-se por utilizar elementos de malha do tipo C3D20 para representar as camadas do DS. Esses elementos hexaédricos de 20 nós são especialmente adequados para capturar deformações em geometrias complexas, oferecendo uma representação mais precisa das deformações, especialmente em simulações que envolvem não-linearidades. O uso desses elementos resultou em um total de 48.000 elementos e 51.631 nós, valores determinados após uma análise detalhada da sensibilidade da malha.

Para representar os moldes de dobramento e retificação, superfícies rígidas do tipo 3D *analytic rigid swell* foram criadas e inseridas no modelo, eliminando assim a necessidade de utilizar uma nova malha para os elementos de acomodação. Interfaces entre o duto e os moldes com comportamento de contato tangencial do tipo "*penalty*" e comportamento normal do tipo "*exponential*" foram estabelecidas.

Quanto às condições de contorno, o *template* geométrico de flexão foi fixado ao longo dos passos do modelo. Já o *template* geométrico de retificação permaneceu livre na

direção nos primeiros dois passos, i.e. durante o processo de dobramento do duto e o retorno elástico subsequente do dobramento, de forma a acomodar a ovalização do duto durante essas etapas. A partir do terceiro passo, quando o duto é deslocado para ser acomodado no *template*, ou seja, durante a retificação e o retorno elástico subsequente da retificação, o molde de retificação foi mantido fixo.

Em relação à utilização dos aparatos geométricos no teste de flexão, um ponto de referência foi introduzido na simulação numérica, posicionado no centro do duto e na extremidade oposta à da simetria longitudinal. Através deste ponto consolidou-se um acoplamento cinemático entre todas as camadas, além de impor restrições em deslocamentos, torção e curvatura. Essa estratégia permitiu que a extremidade oposta à interface do eixo de simetria mantivesse liberdade de movimento. Neste ponto de controle, os deslocamentos foram regulados ao longo das etapas da simulação, fazendo-se acompanhar também o momento fletor, o qual se manifesta à medida que o duto flexiona sobre os *templates* geométricos.

A simulação numérica foi estruturada em quatro etapas sequenciais; as etapas visam reproduzir os comportamentos observados durante o teste experimental do aparato de teste do método *Reel-Lay* de instalação de dutos rígidos do LTS:

1. Dobramento do duto: Nesta fase o duto é ajustado para se conformar à superfície do molde de flexão, que possui um raio de 8 m;
2. Retorno elástico do dobramento: Com a remoção da carga imposta no duto, o deslocamento aplicado na primeira etapa é desativado, permitindo que o duto retorne elasticamente e de maneira livre para uma posição deformada;
3. Retificação do duto: O duto é então reconfigurado no sentido oposto, ajustando-se à superfície do molde de retificação, que tem um raio de 40 m;
4. Retorno elástico da retificação: Nesta última fase a carga aplicada ao duto é novamente removida e o deslocamento introduzido na terceira etapa é desativado, possibilitando um novo retorno elástico do material para a posição deformada.

A Figura 4-11 fornece uma representação visual das condições de contorno previamente discutidas e detalhadas no corpo do texto. Para complementar e elucidar a sequência das condições de contorno aplicadas em cada fase da análise, a Tabela 4-1 detalha a evolução de cada uma ao longo dos passos da análise.

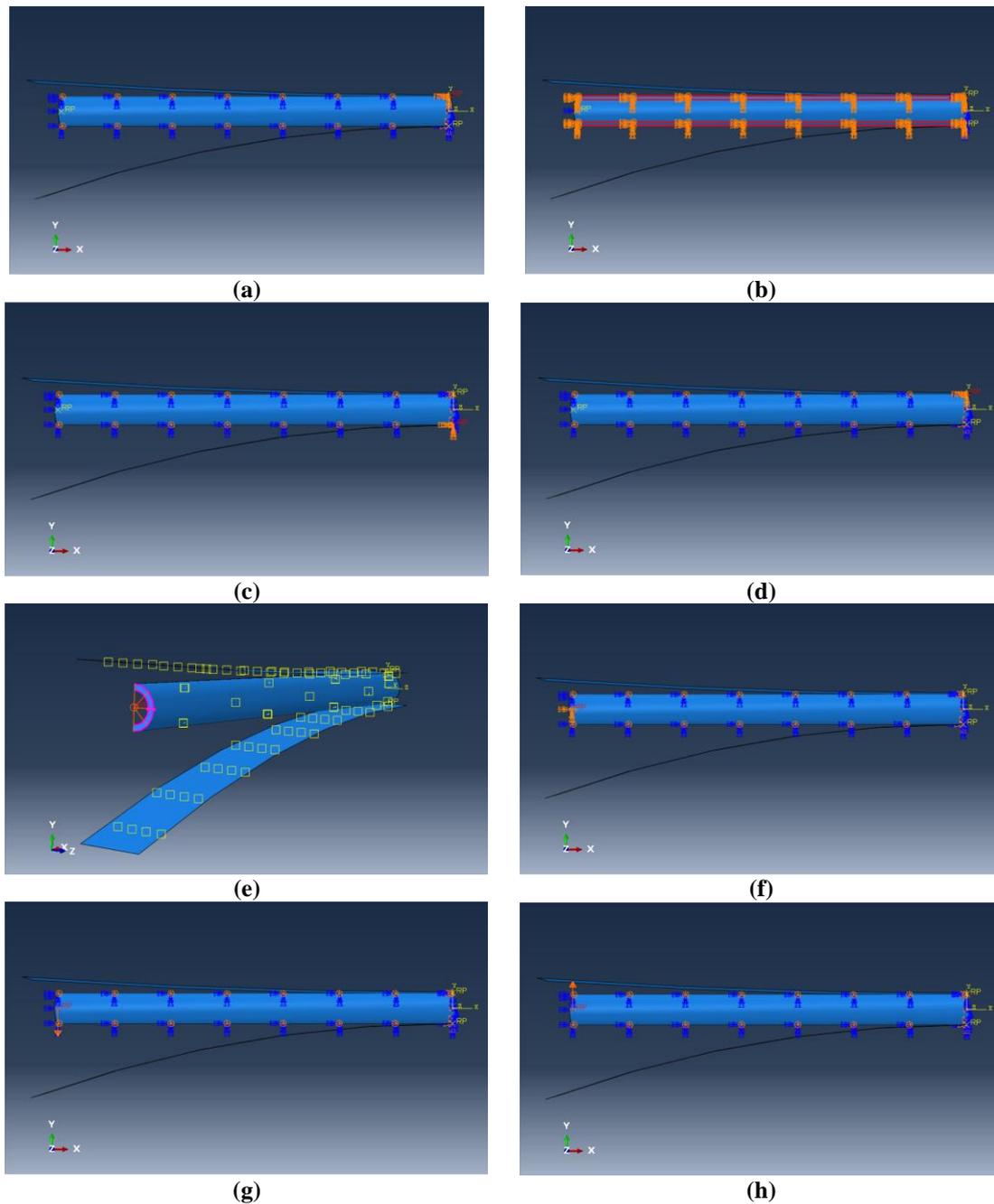


Figura 4-11: Aspectos gerais do modelo numérico de flexão dos protótipos de DS: (a) Simetria em x, (b) Simetria em z, (c) Condições de contorno no molde de flexão, (d) Condições de contorno no molde de retificação, (e) *Kinematic coupling* no ponto de referência do “flange”, (f) Condições de contorno no “flange”, (g) Deslocamento 1: na direção do molde de flexão e (h) Deslocamento 2: na direção do molde de retificação.

Tabela 4-1: Condições de contorno do modelo de flexão dos protótipos.

Condição de contorno	Passo 1	Passo 2	Passo 3	Passo 4
Simetria em x ($U1=UR2=UR3=0$)	ativo	ativo	ativo	ativo
Simetria em z ($U3=UR1=UR2=0$)	ativo	ativo	ativo	ativo
Molde de flexão ($U1=U2=U3=UR1=UR2=UR3=0$)	ativo	ativo	ativo	ativo
Molde de retificação 1 ($U1=U3=UR1=UR2=UR3=0$)	ativo	ativo	desativado	desativado
Molde de retificação 2 ($U1=U2=U3=UR1=UR2=UR3=0$)			ativo	ativo
Flange ($U3=UR1=UR2=0$)	ativo	ativo	ativo	ativo
Deslocamento 1 ($U2=-200$)	ativo	desativado	desativado	desativado
Deslocamento 2 ($U2=50$)			ativo	desativado

A Figura 4-12 ilustra a correlação entre os resultados numéricos e experimentais do protótipo DS-A2-R. Esta comparação evidencia uma sólida convergência entre os dados experimentais - obtidos por meio de *strain-gages* (SG) - e os resultados gerados pela simulação numérica, representados pela sigla MEF.

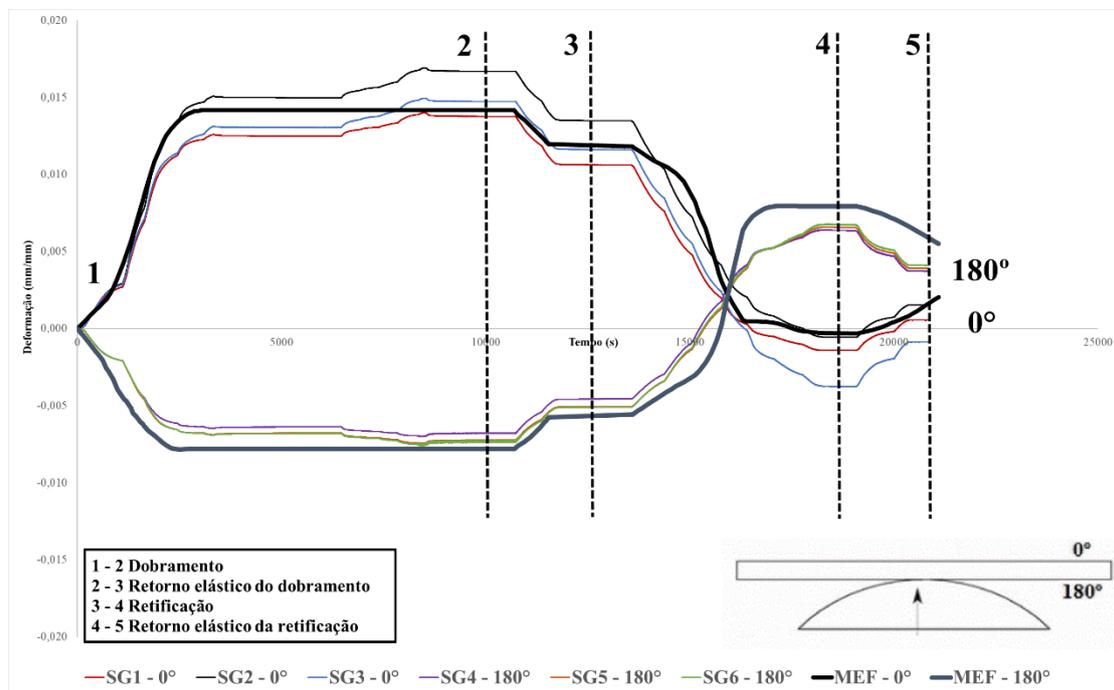


Figura 4-12: Correlação numérico-experimental do ensaio de flexão do duto sanduíche.

A validação do comportamento do duto sanduíche sob flexão proporciona uma base sólida para a sua análise estrutural, onde a robustez destes resultados apontam a precisão e confiabilidade das futuras análises.

A Figura 4-13 compara de maneira visual o teste experimental com o modelo numérico, destacando-se os dois momentos cruciais do processo: o dobramento do duto, que simula o raio de enrolamento no carretel, e a retificação, onde o duto é submetido à uma curvatura oposta.

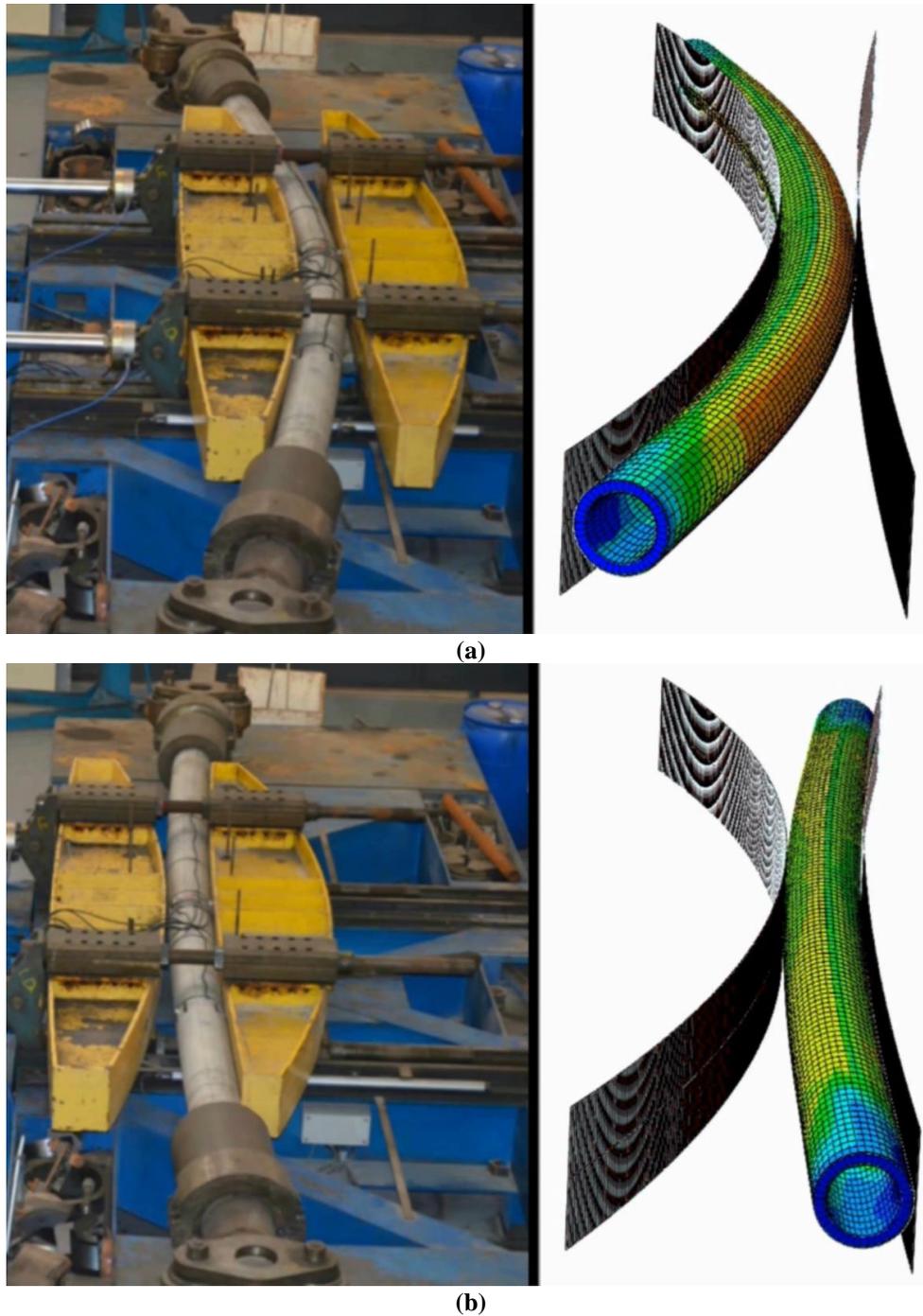


Figura 4-13: Teste experimental vs modelo numérico: (a) Dobramento do duto e (b) Retificação do duto.

4.2.2 Pressão de colapso (DS)

A estimativa da pressão de colapso (P_{co}) foi realizada através do **método RIKS**, adotando-se um modelo bidimensional representando $\frac{1}{4}$ de anel, sendo assim considerado dupla simetria. A interação entre as camadas foi modelada de forma similar à descrita na seção 4.2.1. Dado que o problema em questão é caracterizado por um estado plano de deformações, optou-se pelo uso do elemento de malha CPE8. Este elemento quadrilateral, dotado de 8 nós, é amplamente empregado em simulações bidimensionais devido à sua precisão em representar deformações, sobretudo em situações que apresentam não-linearidades ou interações de contato complexas. A malha foi constituída por 600 elementos e 2.071 nós para as geometrias do tipo DS-A e por 720 elementos e 2.439 nós para as do tipo DS-B. Essa configuração de malha foi estabelecida após estudos de sensibilidade relacionados à malha nas direções circunferencial e radial dos modelos.

Em uma análise estática utilizando o **método RIKS**, tanto as cargas quanto os deslocamentos são considerados incógnitas, em contraste com análises tradicionais que consideram apenas os deslocamentos. Para iniciar o processo de análise aplica-se uma carga unitária representativa da condição de carregamento. Neste contexto específico, a **pressão externa** foi aplicada na camada externa do duto sanduíche visando determinar a pressão de colapso. A simulação inicia-se e a rotina numérica executa incrementos numéricos do carregamento. Ao atingir o ponto de bifurcação, os incrementos de carga podem se tornar negativos, possibilitando a avaliação do comportamento pós-colapso, como exemplificado na Figura 4-16 abaixo:

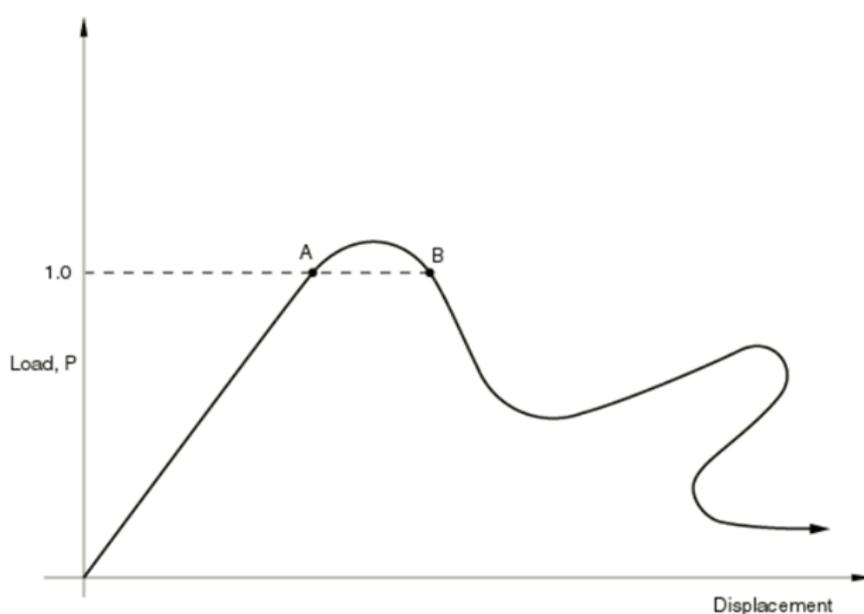


Figura 4-14: Método RIKS [86].

A Figura 4-15 ilustra a seção transversal do duto e as condições de contorno definidas com o objetivo de simular a resistência ao colapso em dutos sanduíche com camada anular de SHCC.

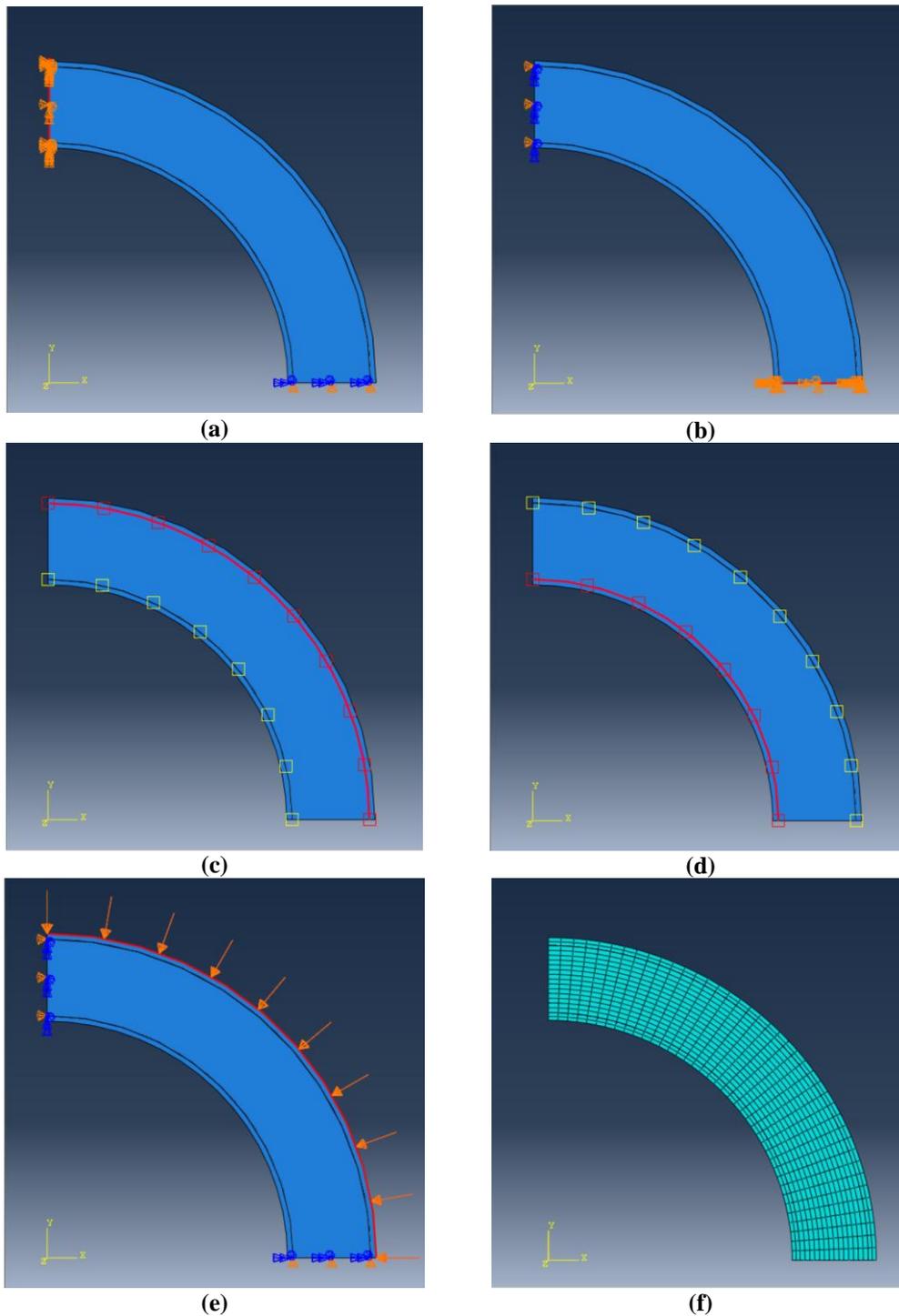


Figura 4-15: Aspectos gerais do modelo de colapso: (a) Simetria em x, (b) Simetria em y, (c) Contato entre as camadas externa metálica e o anular de SHCC, (d) Contato entre as camadas interna metálica e o anular de SHCC, (e) Carregamento de pressão e (f) Malha adotada (CPE8).

Vários aspectos críticos relacionados ao modelo de análise merecem destaque e discussão:

- i. Foram fabricados três protótipos de duto sanduíche para cada geometria (DS-A e DS-B), cada um com 6 metros de comprimento. Posteriormente, esses dutos foram seccionados;
- ii. Durante a análise do comprimento do duto, seções transversais foram mapeadas em intervalos de 500 mm. Isso permitiu identificar imperfeições iniciais em 11 diferentes seções. Para esse mapeamento, utilizou-se um equipamento de metrologia que fornece as medições no formato elíptico, conforme detalhado na seção 3.1;
- iii. Diferentes testes foram realizados nos dutos, incluindo ensaios de flexão, avaliação da pressão de colapso e colapso propagante. Além disso, os dutos foram dissecados para observar possíveis danos ao material anular causados durante a fabricação ou em decorrência dos ensaios de flexão. Vale ressaltar que nem todas as seções foram testadas sob condições de colapso;
- iv. Uma consideração fundamental foi avaliar se as maiores ovalizações estão localizadas próximas a uma das extremidades do duto. Se estiverem, o colapso experimental pode ter ocorrido mais próximo de outra seção, influenciado pela compressão axial exercida pelas tampas do duto;
- v. Adicionalmente, a sequência das ovalizações não é uniforme ao longo do duto. Pode haver competição entre seções adjacentes devido à diferença na direção do diâmetro máximo. Também é possível que ovalizações mais pronunciadas ocorram entre seções que não foram mapeadas.

Dada a complexidade do cenário apresentado, todas as seções que tiveram suas imperfeições mapeadas foram submetidas a avaliações numéricas. O objetivo foi compreender potenciais regiões de vulnerabilidade ao colapso ao longo dos protótipos.

Os resultados numéricos para cada seção analisada dos protótipos tipo DS-A estão consolidados na Tabela 4-2. Nessa tabela, é possível observar variáveis como a ovalização de cada seção, o resultado numérico para cada ovalização e o resultado do teste experimental para cada protótipo.

Tabela 4-2: Resultados numéricos da geometria do tipo DS-A para cada seção.

Seção	DS-A1			DS-A2-R ⁽³⁾			DS-A3		
	Δ_0 (%)	$P_{co}^{(4)}$ (MPa) Ca=0,117	P_{co} (MPa) Exp.	Δ_0 (%)	$P_{co}^{(4)}$ (MPa) Ca=0,117	P_{co} (MPa) Exp.	Δ_0 (%)	$P_{co}^{(4)}$ (MPa) Ca=0,117	P_{co} (MPa) Exp.
1	0,287	37,56	37,68	0,141	39,12	35,23	0,036	40,40	37,18
2	0,580	34,96		0,572	35,12		0,335	35,92	
3	0,398	35,56	35,96	0,524	35,28		0,145	38,96	
4	0,328	36,36		0,443	35,44		0,085	39,84	
5	0,317	36,76		0,387	35,64		0,315	36,76	
6	-(1)			0,332	36,16		-(2)		
7	-(1)			0,399	35,56	0,237	38,60	36,92	
8	-(1)			-(2)		0,357	35,76		
9	-(1)			-(2)		0,463	35,28		
10	-(1)			-(2)		0,256	38,24		
11	-(1)			-(2)		0,087	39,72		

(1) Seções utilizadas no teste de colapso propagante;

(2) Seção cortada para analisar o anular de SHCC;

(3) Protótipo testado no simulador do método *Reel-Lay*;

(4) Resultados numéricos com coeficiente de atrito (C_a) = 0,117, obtido experimentalmente em [73].

O protótipo DS-A1 foi segmentado em três partes: DS-A1-a (abrangendo as seções S1 a S2), DS-A1-b (abrangendo as seções S3 a S5) e DS-A1-c (abrangendo as seções S6 a S11). Apenas DS-A1-a e DS-A2-b foram submetidos ao teste sob pressão de colapso, enquanto o duto DS-A1-c foi avaliado sob colapso propagante.

O protótipo DS-A1-a ilustrado na Figura 3-19 foi experimentalmente testado com hastes anexadas às extremidades das tampas de vedação buscando-se eliminar o *end-cap* reverso. Contudo, as tampas utilizadas se ajustaram tanto interna quanto externamente ao duto, proporcionando resistência adicional ao colapso, especialmente nas seções próximas a essas tampas. Em consequência, os protótipos DS-A1-a e DS-A1-b, ambos com 1250 mm de comprimento, podem ter sido mais influenciados por essas características.

Portanto, para **DS-A1-a**, é razoável inferir que o colapso ocorreu entre 100 mm e 1150 mm do protótipo, considerando aproximadamente 100 mm de cada tampa. Assim, temos a S1 posicionada a 500 mm e a S2 a 1000 mm do ponto de referência inicial. Ao analisarmos os resultados, o **S1** parece ser o dado mais representativo. No protótipo **DS-A1-b** as seções S3, S4 e S5 estão localizadas respectivamente a 250 mm, 750 mm e 1250 mm do ponto de referência. Os resultados numéricos sugerem que o colapso tenha ocorrido entre as seções **S3** e **S4**.

O protótipo **DS-A2-R** foi testado sob colapso após um ensaio de flexão, simulando o método *Reel-Lay*. A seção de maior ovalização (0,572%) foi escolhida para representar o protótipo.

Por fim, para as geometrias tipo DS-A, o protótipo DS-A3 gerou duas amostras: DS-A3-a e DS-A3-b. Nestas amostras é curioso observar que as regiões com maior ovalização estão acompanhadas por ovalizações adjacentes, que possivelmente competem entre si. Essa competição se dá pelas distintas direções dos diâmetros máximos de suas imperfeições. No **DS-A3-a** existe uma diferença de quase **18°** entre **S2** e **S3** e, no **DS-A3-b**, uma diferença de quase **9°** entre **S8** e **S9**, conforme mostrado na Tabela 3-10 da seção 3.3.1. Nesses dois casos optou-se por considerar a segunda maior ovalização encontrada em cada amostra como a representativa de referência.

A Tabela 4-3 apresenta os resultados numéricos de cada seção examinada para os protótipos tipo DS-B. Vale ressaltar que todos estes protótipos foram submetidos ao teste de dobramento simulando o método *Reel-Lay*. Na análise numérica destes protótipos optou-se por considerar as seções que manifestaram as maiores ovalizações experimentais como as regiões de colapso e a Tabela 4-4 sumariza os resultados abordados nesta seção.

Tabela 4-3: Resultados numéricos da geometria do tipo DS-B para cada seção.

Seção	DS-B1- R ⁽¹⁾			DS-B2- R ⁽¹⁾			DS-B3- R ⁽¹⁾		
	Δ_0 (%)	$P_{co}^{(3)}$ (MPa) Ca=0,244	P_{co} (MPa) Exp.	Δ_0 (%)	$P_{co}^{(3)}$ (MPa) Ca=0,244	P_{co} (MPa) Exp.	Δ_0 (%)	$P_{co}^{(3)}$ (MPa) Ca=0,244	P_{co} (MPa) Exp.
1	_(2)			_(2)			0,378	39,48	37,57
2	_(2)			_(2)			0,470	38,44	
3	0,258	40,00	38,71	0,456	38,56	34,29	0,562	38,04	
4	0,112	42,00		0,412	38,76		0,571	37,60	
5	0,191	41,20		0,389	38,92		0,567	37,68	
6	0,152	41,60		0,895	33,12		0,642	37,40	
7	0,148	41,60		0,498	38,28		_(2)		
8	0,089	42,40		0,505	38,24		0,471	38,40	39,05
9	0,281	40,00	0,476	38,36	0,378	39,48			
10	_(2)			_(2)			0,401	38,80	
11	_(2)			_(2)			0,428	38,72	

(1) Protótipo testado no simulador do método *Reel-Lay*.

(2) Seção cortada para analisar o anular de SHCC;

(3) Resultados numéricos com coeficiente de atrito (C_a) = 0,244, obtido experimentalmente em [73].

Tabela 4-4: Resultados da correlação numérico-experimental da resistência ao colapso (P_{co}).

Protótipo	Seções	L (mm)	Mínima Δ_0 (%)	Máxima Δ_0 (%)	MEF Δ_0 (%)	P_{co} (MPa) $C_a=0$	P_{co} (MPa) $C_a=Exp.$	P_{co} (MPa) $C_a=1$	P_{co} (MPa) $Exp.$	Erro ⁽⁴⁾ (%)
DS-A1-a	S1-S2	1250	0,287	0,580	0,287	34,40	37,56 ⁽²⁾	38,68	37,68	0,32
DS-A1-b	S3-S5	1250	0,317	0,398	0,398	32,80	35,56 ⁽²⁾	36,72	35,96	1,11
DS-A2-R ⁽¹⁾	S1-S7	3370	0,141	0,572	0,572	31,48	35,12 ⁽²⁾	35,16	35,23	0,31
DS-A3-a	S1-S5	2600	0,085	0,335	0,315	33,80	36,76 ⁽²⁾	38,12	37,18	1,13
DS-A3-b	S7-S11	2600	0,087	0,463	0,357	33,36	35,76 ⁽²⁾	36,92	36,92	3,14
DS-B1-R ⁽¹⁾	S3-S9	3125	0,089	0,258	0,281	30,96	40,00 ⁽³⁾	40,40	38,71	-3,33
DS-B2-R ⁽¹⁾	S3-S9	3000	0,389	0,895	0,895	18,28	33,12 ⁽³⁾	37,16	34,29	3,41
DS-B3-a-R ⁽¹⁾	S1-S6	3000	0,378	0,642	0,642	24,28	37,40 ⁽³⁾	37,80	37,57	0,45
DS-B3-b-R ⁽¹⁾	S8-S11	2600	0,378	0,471	0,471	28,72	38,72 ⁽³⁾	38,88	39,09	1,77

(1) Protótipo testado no simulador do método *Reel-Lay*;

(2) $C_a=0,117$, obtido experimentalmente em [73] da geometria DS-A (superfície polida);

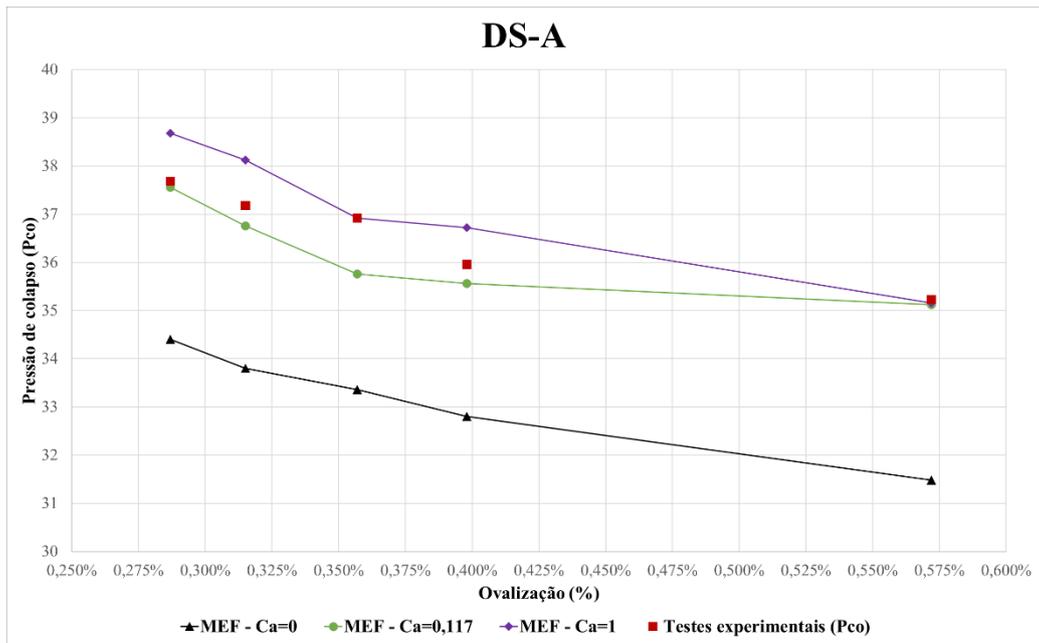
(3) $C_a=0,244$, obtido experimentalmente em [73] da geometria DS-B (superfície não polida);

(4) Relação entre o resultado numérico no $C_a=Exp.$ e resultado experimental ($Exp.$).

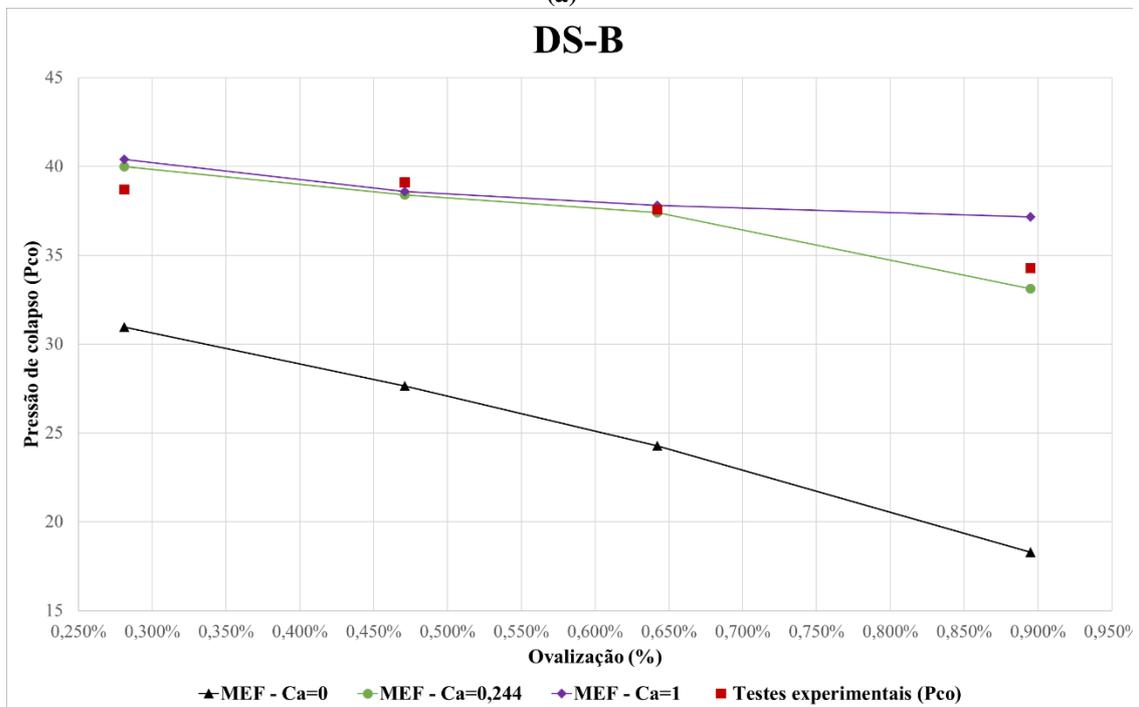
Complementarmente, são exibidos dados numéricos para coeficientes de atrito de 0 e 1, buscando estabelecer os limites mínimo e máximo da análise. Ao analisar a correlação entre os dados numéricos e experimentais, observa-se uma consistência nos resultados. O intervalo de discrepância entre os ensaios experimentais e as previsões numéricas varia de 0,31% a 3,41%.

Esses valores destacam a capacidade da metodologia empregada no modelo numérico em replicar com precisão o comportamento de resistência ao colapso dos dutos.

A seguir, a Figura 4-16 oferece uma representação gráfica consolidada desses resultados, classificando-os com base em suas respectivas geometrias: DS-A ou DS-B. Na figura, a sigla MEF é utilizada para designar os resultados obtidos pelo Método dos Elementos Finitos em distintos coeficientes de atrito (C_a). Paralelamente, são também destacados os resultados oriundos dos ensaios experimentais voltados à resistência ao colapso. Essa visualização proporciona uma comparação clara e direta entre as estimativas numéricas e as observações experimentais.



(a)



(b)

Figura 4-16: Correlação numérico-experimental da pressão de colapso:

(a) Geometrias do tipo DS-A e (b) Geometrias do tipo DS-B.

5 ESTUDO PARAMÉTRICO

Neste capítulo avalia-se a performance do duto sanduíche com anular de SHCC submetido à flambagem lateral, visando validar sua potencial aplicação como gasoduto. Paralelamente, realiza-se uma análise comparativa entre os custos e a resistência ao colapso do duto sanduíche em comparação ao duto de parede simples. A meta é identificar uma configuração de DS que oferte um equilíbrio entre custos reduzidos e resistência aprimorada.

A Figura 5-1 apresenta, em formato de fluxograma, as análises e estratégias empregadas ao longo desta pesquisa.

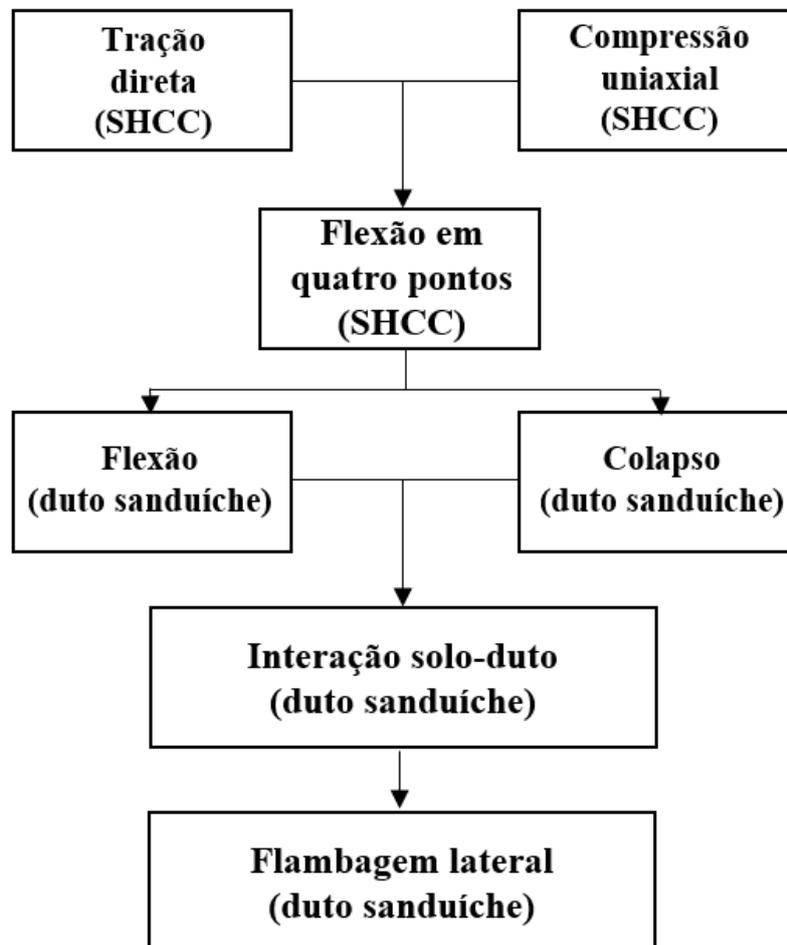


Figura 5-1: Fluxo das análises desenvolvidas na tese.

Os modelos propostos no Capítulo 4 serviram como alicerces para os estudos desta seção, em que a validação numérica do comportamento do SHCC foi obtida e o modelo numérico referente ao teste de flexão no duto sanduíche reforça as previsões sobre seu comportamento durante a flambagem lateral.

A análise subsequente foca na interação solo-duto, componente chave ao se abordar a flambagem lateral. Os cálculos analíticos desta seção foram desenvolvidos utilizando o software MATHCAD [90]. O modelo analítico formulado para determinar os parâmetros relacionados à interação solo-duto também oferece estimativas de custo com base na seleção geométrica de cada camada do DS. Concomitantemente, por meio do software de elementos finitos ABAQUS [86], foram realizadas análises numéricas, abordando o DS sob a perspectiva da flambagem lateral, por meio de análise numérica de instabilidade estrutural, e sua resistência ao colapso, conforme discutido na seção 4.2.2.

5.1 Interação solo-duto

Conforme detalhado na seção 2.3, a interação solo-duto descreve a relação entre o duto e o leito marinho. Essa interação aborda dois aspectos fundamentais: o primeiro refere-se ao duto quando exposto, estando sujeito à flambagem lateral (*lateral buckling*), e o segundo ao duto quando enterrado, onde pode ocorrer a flambagem vertical (*upheaval buckling*). O conjunto de equações responsável por direcionar a determinação dos parâmetros essenciais à análise da interação solo-duto é pautado nestas duas circunstâncias.

No contexto deste estudo, considera-se que o duto se encontra exposto sobre o leito marinho, tornando-o suscetível à flambagem lateral. Para calcular os parâmetros associados à interação solo-duto, adotou-se o equacionamento apresentado na seção 2.3, em alinhamento com as diretrizes estabelecidas pela norma DNV-RP-F114 [30] e pelas orientações do SAFEBUCK JIP [28].

5.1.1 Caracterização geológica

Para a análise da interação solo-duto, foram consideradas as características de uma argila muito mole. Esta condição de solo é frequentemente encontrada nas campanhas de caracterização geológica dos campos de petróleo situados na região do pré-sal, localizada a aproximadamente 300 km da costa brasileira. Tendo essas especificidades em vista, os parâmetros para a análise foram determinados por meio de tratamentos estatísticos, com o intuito de se obter resultados mais precisos e representativos para essa região geológica.

Dentro deste contexto, a partir dos dados geológicos, elaboraram-se perfis estatísticos categorizados como LE (limite inferior), BE (melhor estimativa) e UE (limite superior). Estes perfis são derivados da premissa de distribuição normal dos dados coletados das amostras. Enquanto os perfis LE e UE são formulados a partir de

probabilidades de ocorrência que melhor se alinham aos pontos da estimativa em análise, a estimativa BE é gerada a partir das médias entre os valores de LE e UE.

Iniciando a avaliação, abordou-se o peso específico natural. A Figura 5-2 exhibe os dados iniciais, e subsequentemente, apresenta-se o processamento estatístico desses dados.

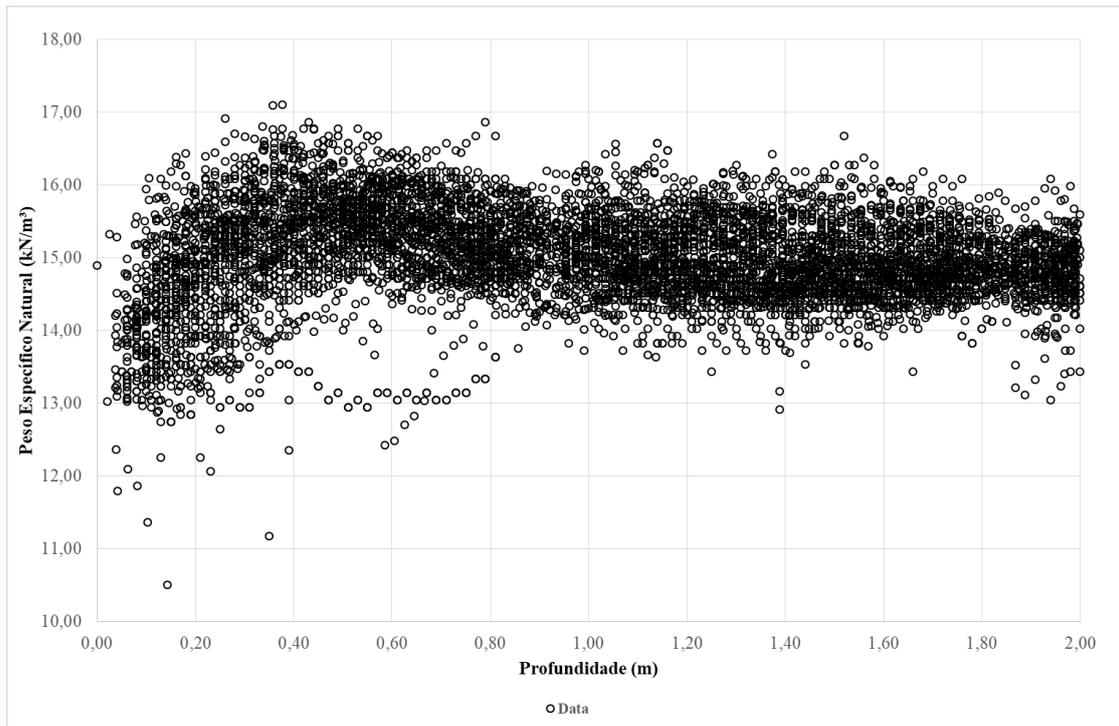


Figura 5-2: Dados brutos do peso específico natural.

As estimativas de peso específico natural foram baseadas nas probabilidades de ocorrência de 5% e 95%, conforme ilustrado na Figura 5-3. Posteriormente, aplicou-se uma aproximação bilinear, ajustando-se a inclinação na profundidade de 0,5 m para cada perfil analisado, como apresentado na Figura 5-4.

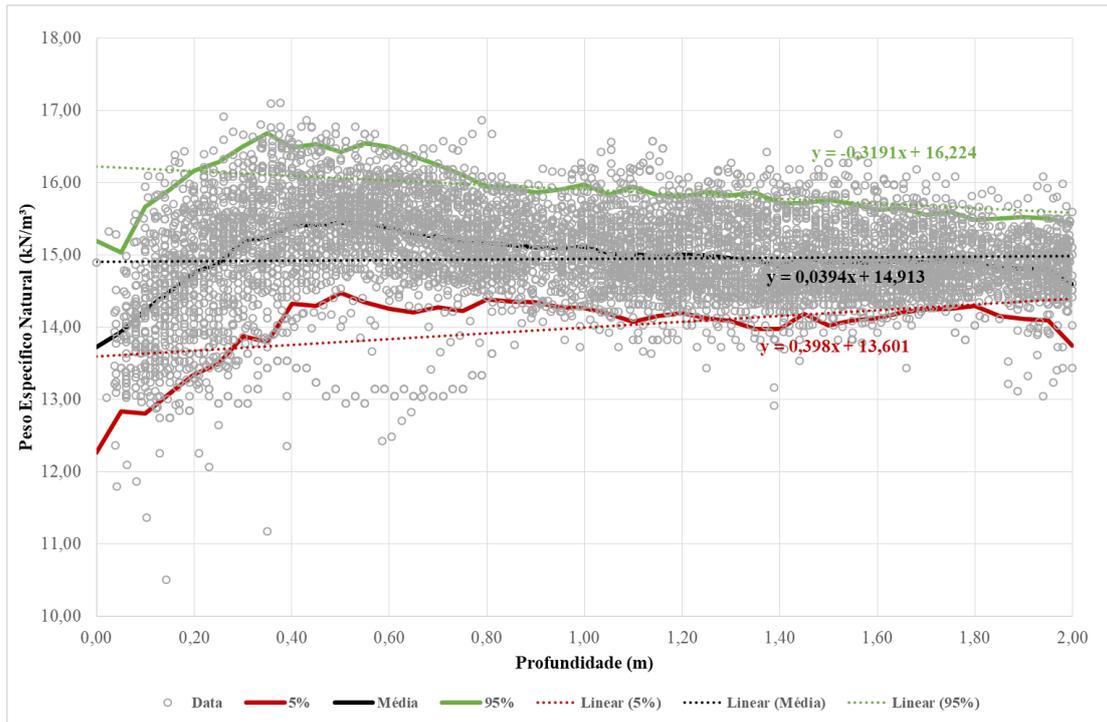


Figura 5-3: Tratamento estatístico dos dados de peso específico natural.

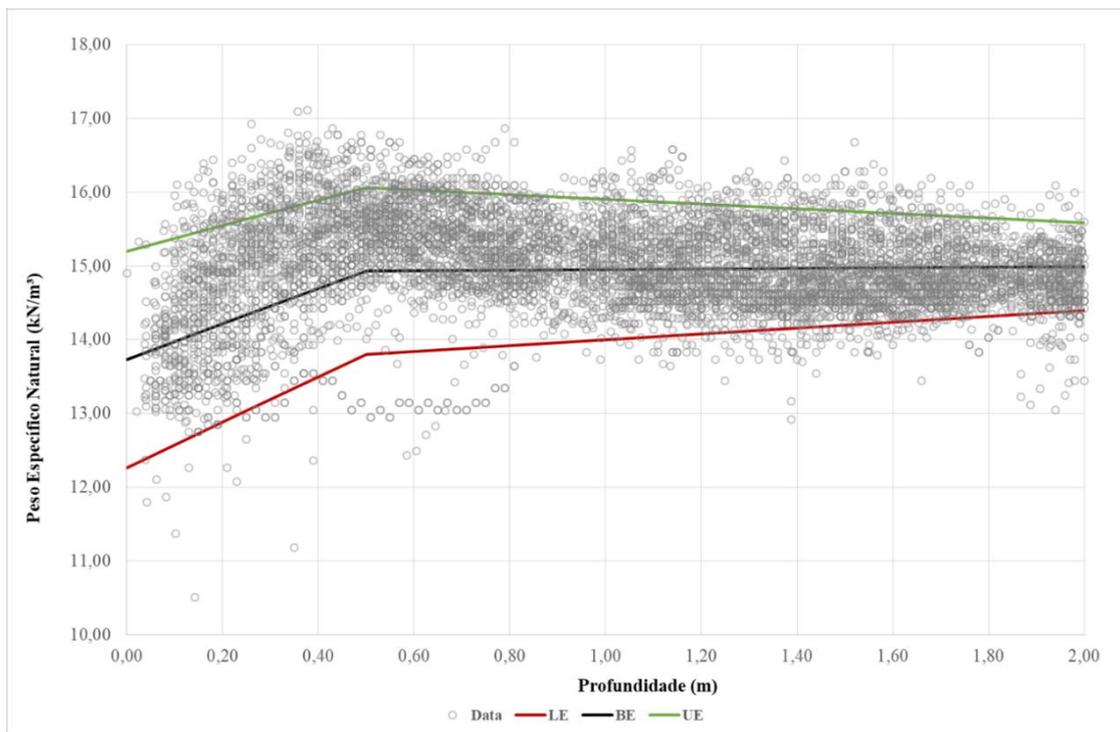


Figura 5-4: Curva bilinear utilizada em cada estimativa para o peso específico natural.

As fórmulas que definem o peso específico natural, conforme essas estimativas, estão consolidadas na Tabela 5-1.

Tabela 5-1: Peso específico natural.

Estimativa	Coeficiente angular		Coeficiente linear		Equação	
	Trecho 1	Trecho 2	Trecho 1	Trecho 2	Trecho 1	Trecho 2
LE	3,0712	0,3980	12,2644	13,6010	$Y_{LE}(z) = 3,0712z + 12,2644$	$Y_{LE}(z) = 0,3980z + 13,6010$
BE	2,4046	0,0394	13,7304	14,9130	$Y_{BE}(z) = 2,4046z + 13,7304$	$Y_{BE}(z) = 0,0394z + 14,9130$
UE	1,7360	-0,3191	15,1964	16,2240	$Y_{UE}(z) = 1,7360z + 15,1964$	$Y_{UE}(z) = -0,3191z + 16,2240$

Para uma aplicação prática e análise mais detalhada, as equações da Tabela 5-1 foram integradas ao software MATHCAD, como demonstra a Figura 5-5. Neste contexto, o peso específico natural foi calculado com base na profundidade (z), permitindo determinar variações conforme o grau de enterramento do duto em diferentes etapas: instalação, teste hidrostático e operação.

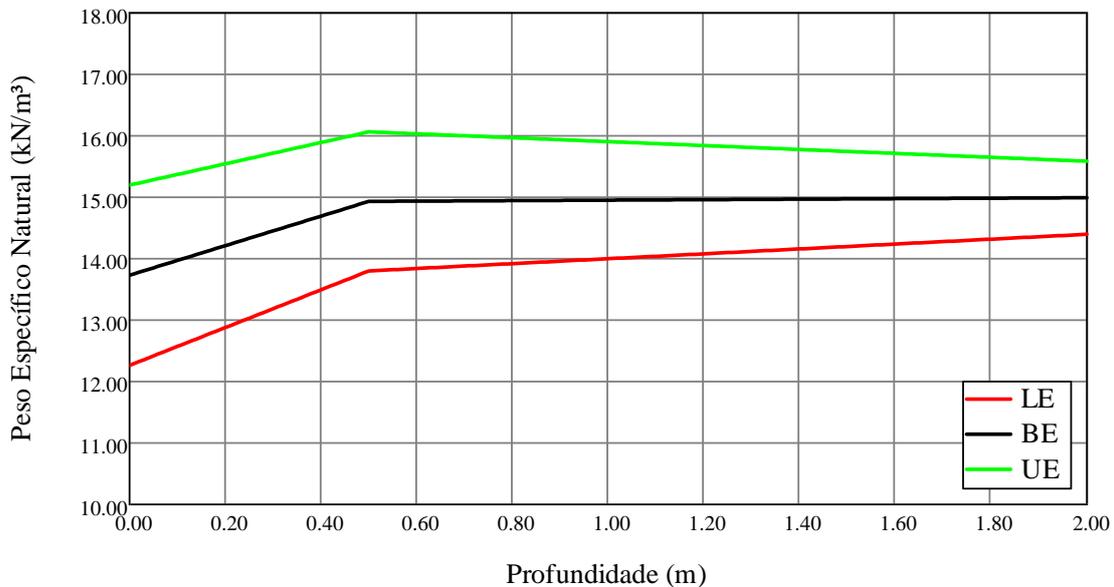


Figura 5-5: Dados no MATHCAD (peso específico natural).

De maneira semelhante ao procedimento anterior, a resistência não-drenada do solo foi submetida a uma análise estatística baseada nos dados brutos provenientes do CPT (*cone penetration test*), como pode ser observado na Figura 5-6. Neste caso, as probabilidades de ocorrência consideradas foram de 10% e 95%, conforme demonstrado na Figura 5-7. Uma aproximação bilinear foi aplicada, tendo como ponto de mudança de inclinação a profundidade de 0,5 m, adaptada para cada perfil analisado, conforme evidenciado na Figura 5-8.

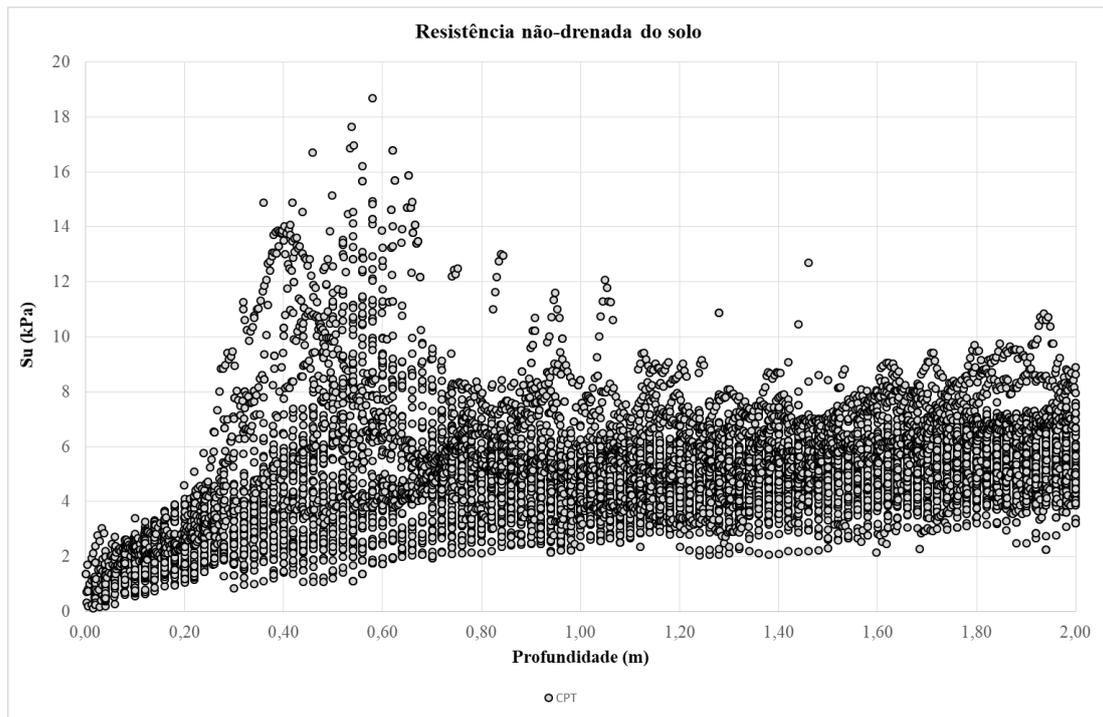


Figura 5-6: Dados brutos da resistência não-drenada do solo.

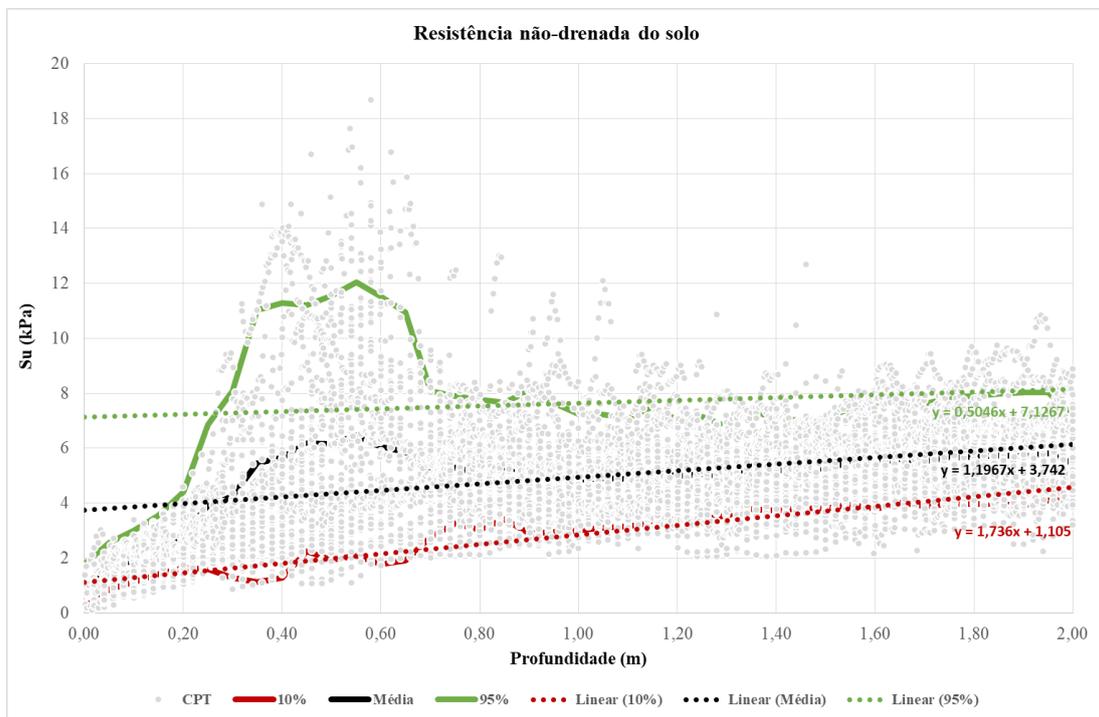


Figura 5-7: Tratamento estatístico dos dados da resistência não-drenada do solo.

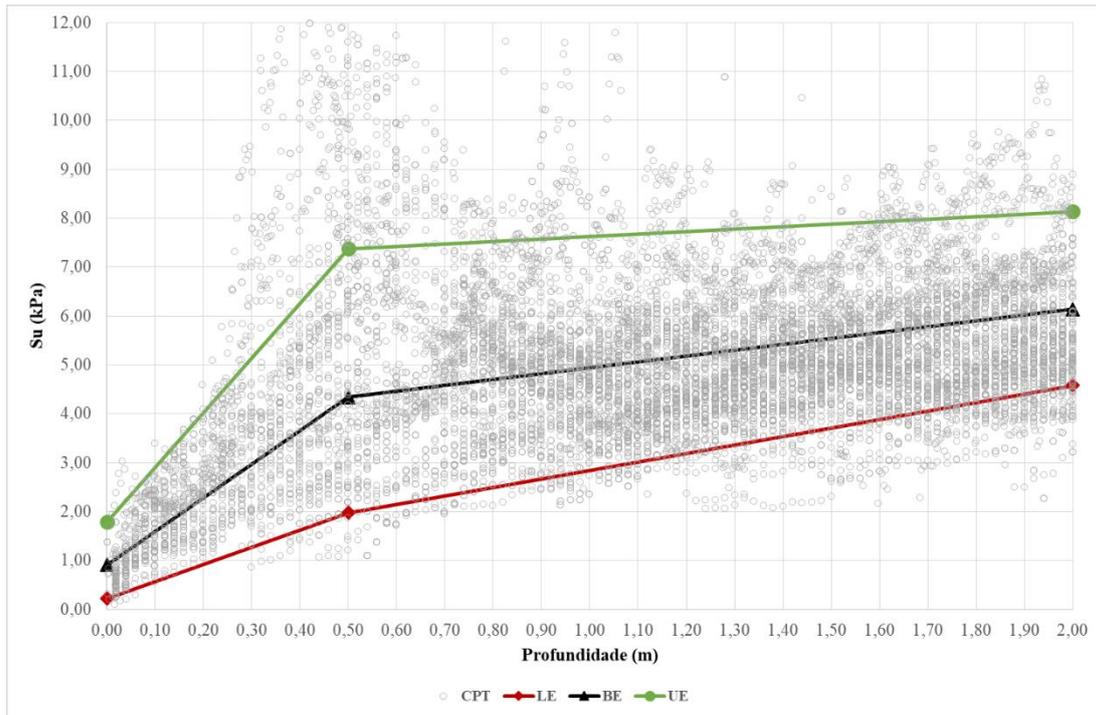


Figura 5-8: Curva bilinear utilizada em cada estimativa para a resistência não-drenada do solo.

Com base nas análises preliminares e nos dados recolhidos, as equações escolhidas para ilustrar o comportamento da resistência não-drenada do solo foram modeladas no MATHCAD. Essas equações sintetizam a resposta do solo quando um equipamento é posicionado sobre ele e representam características intrínsecas do solo obtidas experimentalmente. Elas estão detalhadas na Tabela 5-2, e sua representação gráfica está na Figura 5-9.

Tabela 5-2: Resistência não-drenada do solo.

Estimativa	Coeficiente angular		Coeficiente linear		Equação	
	Trecho 1	Trecho 2	Trecho 1	Trecho 2	Trecho 1	Trecho 2
LE	3,5061	1,7360	0,2199	1,1050	$Y_{LE}(z) = 3,5061z + 0,2199$	$Y_{LE}(z) = 1,7360z + 1,1050$
BE	6,8728	1,1967	0,9040	3,7420	$Y_{BE}(z) = 6,8728z + 0,9040$	$Y_{BE}(z) = 1,1967z + 3,7420$
UE	11,1942	0,5046	1,7819	7,1267	$Y_{UE}(z) = 11,1942z + 1,7819$	$Y_{UE}(z) = 0,5046z + 7,1267$

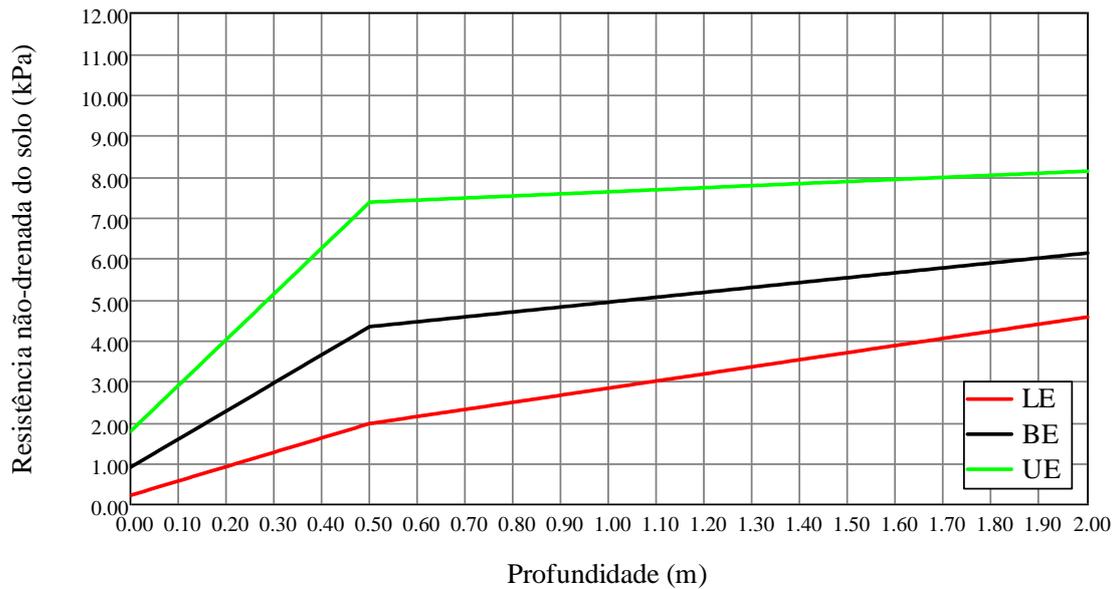


Figura 5-9: Dados no MATHCAD (resistência não-drenada do solo).

O procedimento adotado para determinar a resistência não-drenada foi igualmente aplicado para definir os parâmetros da sensibilidade da argila, conforme ilustrado na Figura 5-10 e Figura 5-11. Para esta etapa, focou-se exclusivamente na aproximação linear BE para os cálculos da interação solo-duto.

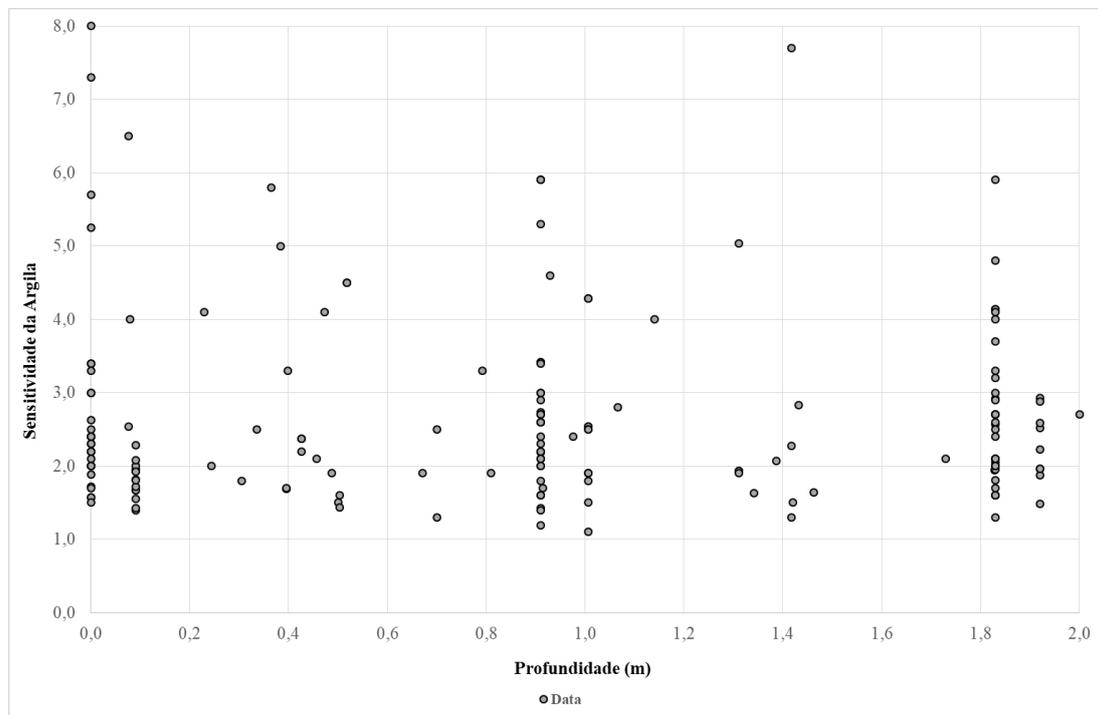


Figura 5-10: Dados brutos da sensibilidade do solo.

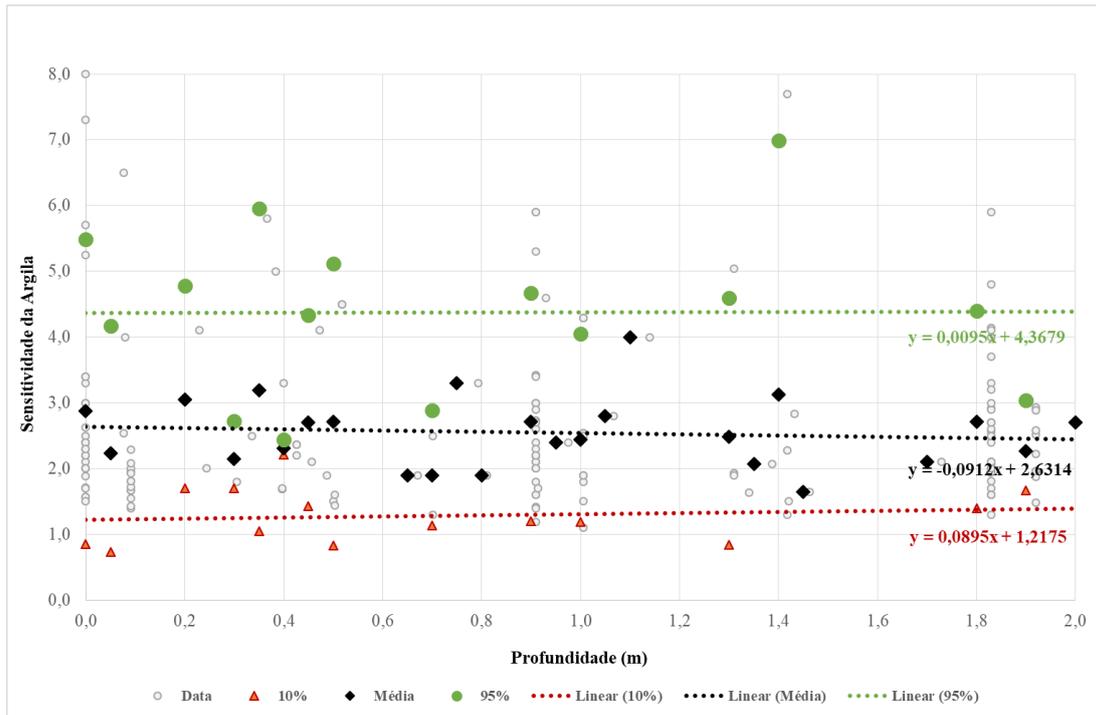


Figura 5-11: Tratamento estatístico dos dados de sensibilidade do solo.

Utilizando os parâmetros de sensibilidade da argila, determinou-se a resistência não-drenada remoldada do solo, conforme a Equação 5-1:

$$S_{ur}(z) = \frac{S_u(z)}{S_t} \quad \text{Equação 5-1}$$

onde z é a profundidade abaixo do leito marinho, $S_{ur}(z)$ é a resistência não-drenada remoldada do solo, $S_u(z)$ é a resistência não-drenada do solo e S_t é a sensibilidade da argila (perfil BE).

A resistência não-drenada remoldada é empregada para estimar o enterramento inicial do duto. Os resultados derivados da Equação 5-1 estão representados na Figura 5-12.

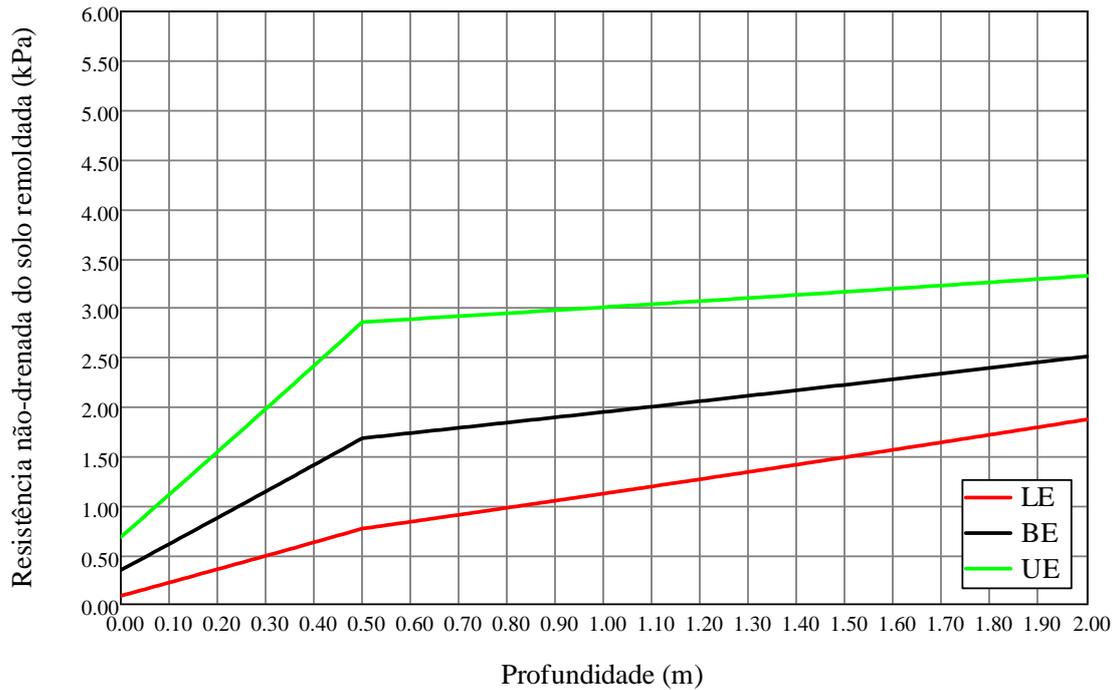


Figura 5-12: Dados no MATHCAD (resistência não-drenada remoldada do solo).

A taxa de resistência à interface não-drenada foi estabelecida a partir de referências bibliográficas, especificamente por Westgate [31], que compila uma base de dados global para determinar tais parâmetros. Os dados brutos da condição de "*smooth surfaces*" estão evidenciados na Figura 5-13. Semelhante ao procedimento anterior, as curvas LE, BE e UE foram estimadas e, a partir delas, extraíram-se os valores relacionados a um índice de plasticidade de 100%, como ilustrado na Figura 5-14.

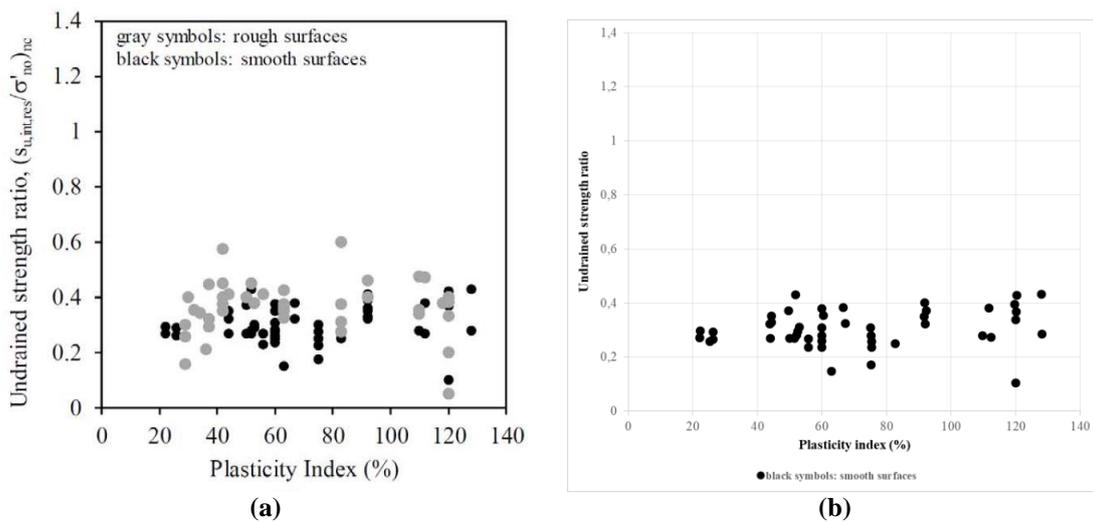


Figura 5-13: Parâmetros da taxa de resistência à interface não-drenada: (a) Dados obtidos através da literatura [31] e (b) Dados considerados (*smooth surfaces*).

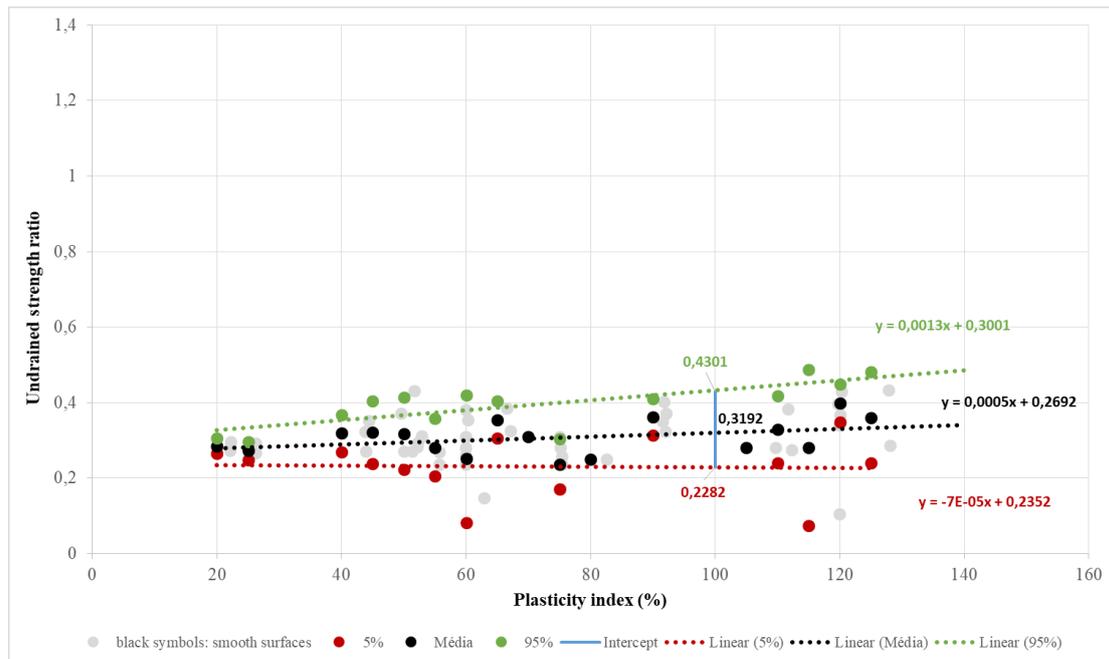


Figura 5-14: Tratamento estatístico dos parâmetros da taxa de resistência à interface não-drenada.

Os parâmetros utilizados na Equação 2-25, são delineados na Tabela 5-3. Uma estimativa mais conservadora da resistência axial residual pode ser alcançada ao desconsiderar o efeito da consolidação do solo ($OCR=1$), o que negligencia os benefícios decorrentes das cargas adicionais e da própria consolidação do solo.

Tabela 5-3: Parâmetros da condição não-drenada.

Parâmetro	LE	BE	UE
$\left(\frac{S_{u.int.res}}{\sigma'_{no}}\right)_{nc}$	0,228	0,319	0,430
OCR	1,000	1,000	1,000
m	0,650	0,775	0,900

Os valores do ângulo de atrito da interface drenada também foram derivados da literatura [31], sendo apresentados na Figura 5-15. Similarmente, baseado nas curvas estatísticas, os valores associados a um índice de plasticidade de 100% foram extraídos para cada estimativa, como demonstrado na Figura 5-16.

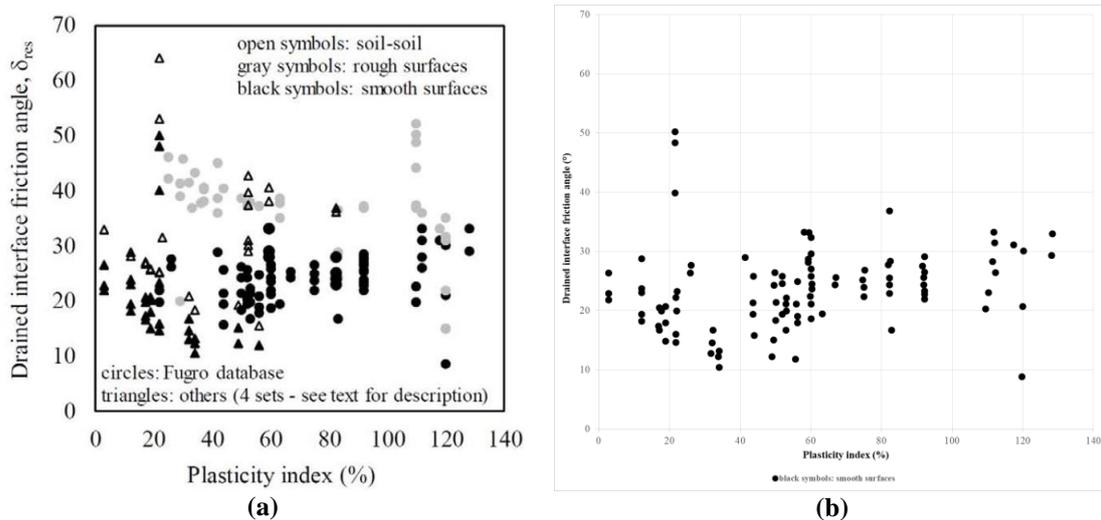


Figura 5-15: Dados utilizados para obtenção dos ângulos de atrito da interface drenada: (a) Dados obtidos através da literatura [31] e (b) Dados considerados (*smooth surfaces*).

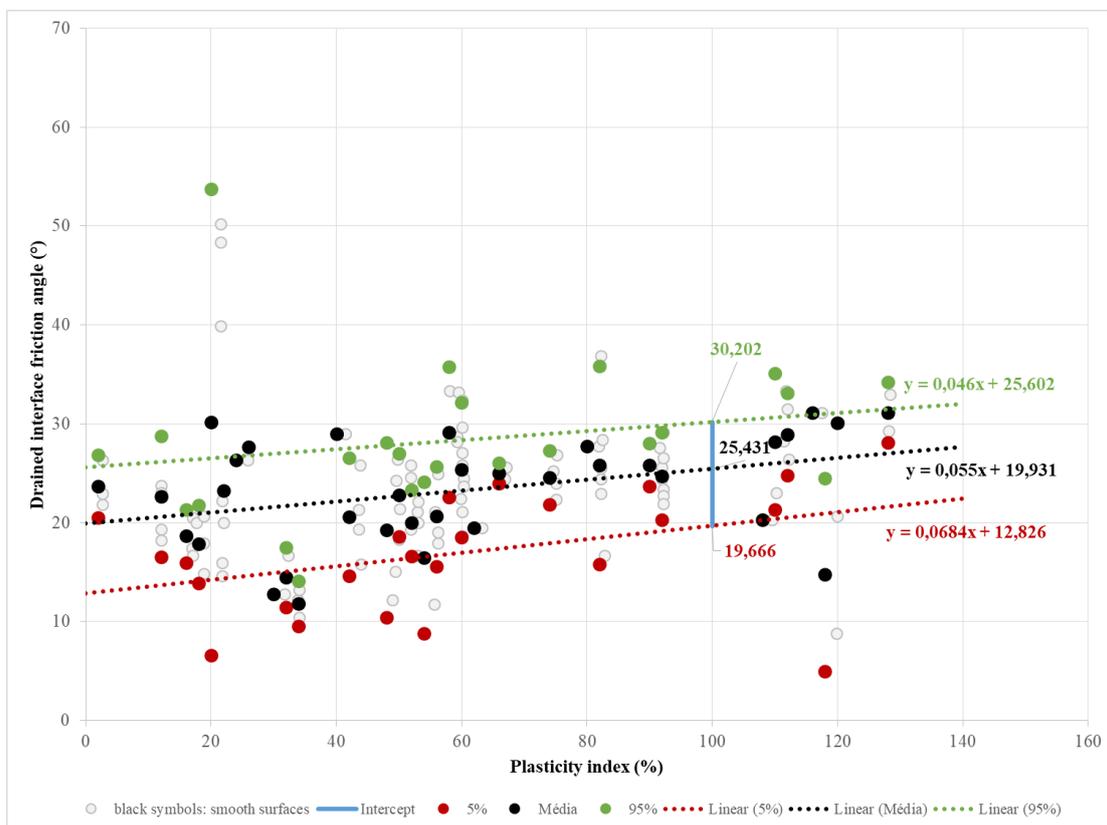


Figura 5-16: Tratamento estatístico para obtenção dos ângulos de atrito da interface drenada.

5.1.2 Resultados da interação solo-duto

Nesta seção uma análise é realizada com base nos dados de entrada referentes ao duto e aos parâmetros geotécnicos, conforme detalhado na seção 5.1.1. Especificamente, a Tabela 5-4 descreve os parâmetros do duto para as fases de instalação (duto vazio), teste hidrostático (duto cheio de água) e condição incidental (duto preenchido com gás).

Tabela 5-4: Parâmetros do duto em diferentes fases.

Parâmetros	Fases		
	Instalação	Teste hidrostático	Incidental
Diâmetro externo (mm)	364,74	364,74	364,74
Diâmetro interno (mm)	269,94	269,94	269,94
Espessura do aço interna (mm)	14,00	14,00	14,00
Espessura do anular de SHCC (mm)	25,40	25,40	25,40
Espessura do aço externa (mm)	8,00	8,00	8,00
Total peso do aço (kN/m)	1,652	1,652	1,652
Peso do compósito (kN/m)	0,464	0,464	0,464
Peso seco (kN/m)	2,116	2,116	2,116
Peso do fluido (kN/m)	0,000	0,575	0,211
Empuxo (kN/m)	1,050	1,050	1,050
Peso submerso (kN/m)	1,066	1,641	1,277
Razão de massa específica ⁽¹⁾	2,015	2,562	2,216

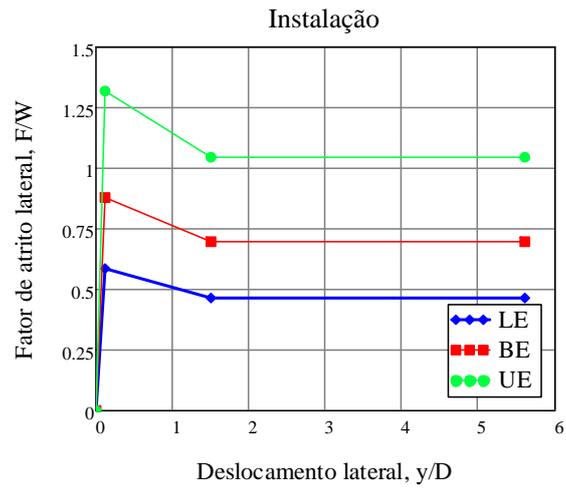
(1) É definida por: (peso seco + peso do fluido) / empuxo

Adicionalmente, a Tabela 5-5 apresenta uma abordagem mais abrangente, destacando parâmetros como enterramento do duto, deslocamentos de mobilização para o comportamento axial e lateral do solo, fatores de atrito e resistências específicas. E a Figura 5-17 ilustra graficamente os resultados do comportamento lateral do solo:

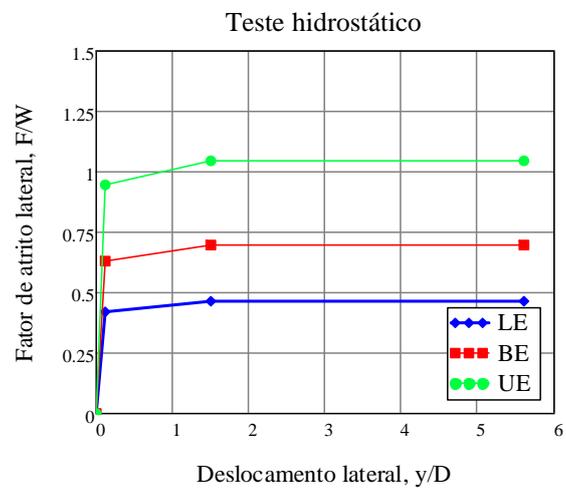
Estes parâmetros foram avaliados sob três diferentes estimativas: limite inferior (LE), melhor estimativa (BE) e limite superior (UE). A precisão e confiabilidade destas análises são reforçadas pela aderência à metodologia proposta pela DNV-RP-F114 [30] e pelo SAFEBUCK JIP [28]. Importante mencionar que todos os cálculos foram realizados considerando um duto sem qualquer corrosão interna, focando na sua integridade estrutural pura e nas propriedades inalteradas do material.

Tabela 5-5: Parâmetros do solo para as fases de instalação, teste hidrostático e condição incidental

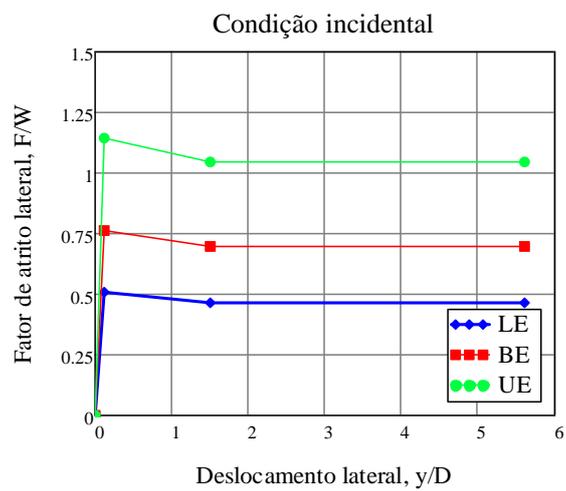
Parâmetros		LE	BE	UE
Enterramento do duto (mm)		69,163	142,339	302,536
Enterramento do duto (%DE)		18,962	39,025	82,946
Deslocamento de mobilização axial (mm)		1,25	5,00	182,37
Deslocamento de mobilização lateral de pico (mm)		2,84	42,88	248,25
Deslocamento de mobilização lateral residual (mm)		218,84	547,11	1021,27
Instalação				
Fator de atrito axial do solo	Não-drenada	0,258	0,398	0,548
	Drenada	0,404	0,593	0,741
Resistência axial do solo (kN/m)	Não-drenada	0,275	0,424	0,584
	Drenada	0,430	0,632	0,790
Fator de atrito lateral do solo	Pico	0,586	0,879	1,318
	Residual	0,465	0,697	1,045
Resistência lateral do solo (kN/m)	Pico	0,624	0,937	1,405
	Residual	0,495	0,743	1,114
Teste hidrostático				
Fator de atrito axial do solo	Não-drenada	0,258	0,398	0,548
	Drenada	0,404	0,593	0,741
Resistência axial do solo (kN/m)	Não-drenada	0,423	0,654	0,899
	Drenada	0,663	0,974	1,216
Fator de atrito lateral do solo	Pico	0,420	0,631	0,946
	Residual	0,465	0,697	1,045
Resistência lateral do solo (kN/m)	Pico	0,690	1,035	1,552
	Residual	0,762	1,143	1,715
Condição Incidental				
Fator de atrito axial do solo	Não-drenada	0,323	0,484	0,645
	Drenada	0,404	0,593	0,741
Resistência axial do solo (kN/m)	Não-drenada	0,413	0,618	0,823
	Drenada	0,515	0,757	0,946
Fator de atrito lateral do solo	Pico	0,508	0,763	1,144
	Residual	0,406	0,582	1,045
Resistência lateral do solo (kN/m)	Pico	0,649	0,973	1,460
	Residual	0,593	0,890	1,334



(a)



(b)



(c)

Figura 5-17: Resultados do comportamento lateral do solo: (a) Instalação, (b) Teste hidrostático e (c) Condição incidental.

5.2 Flambagem lateral

Dutos submarinos frequentemente operam sob altas pressões e temperaturas (HP/HT). Esse contexto leva ao acúmulo de tensão axial, especialmente devido à interação com o solo, podendo resultar em instabilidades como a flambagem.

Ao considerarmos a configuração dos dutos, o duto sanduíche tem uma estrutura similar ao duto PiP do tipo "*bonded*" (Figura 5-18). No entanto, as filosofias de projeto para ambos divergem significativamente. No duto PiP, cada camada é projetada para cumprir funções específicas: a camada interna resiste à pressão interna e carregamentos térmicos, a parede externa lida com as cargas externas, e a camada anular atua apenas como isolante térmico. Isso possibilita a escolha de materiais isolantes de alta performance, sem a necessidade de ponderar a resistência mecânica dos mesmos, podendo até mesmo se utilizar do vácuo para otimizar o isolamento.



Figura 5-18: (a) Duto sanduíche e (b) PiP do tipo "*bonded*" [95].

Em contraste, o duto sanduíche é concebido como uma estrutura integralmente coesa, todas as suas camadas são mecanicamente solidárias. A camada anular, além de fornecer isolamento térmico quando necessário, contribui mecanicamente para a integridade estrutural do conjunto. Isso destaca a importância de considerar a interação entre as camadas em qualquer análise.

Assim, em projetos de dutos sanduíche, mesmo que apenas a camada externa esteja em contato direto com o solo, o impacto de forças axiais é distribuído por todas as camadas devido à sua aderência mútua. Em termos práticos, a força axial efetiva desenvolvida pelo duto é o resultado do somatório das contribuições de todas as camadas, funcionando em uníssono na transferência de cargas, seja no sentido longitudinal ou

radial. Desta forma, a modelagem numérica desse comportamento precisa abordar, além da interação solo-duto, a interação intercamadas ao longo da extensão do duto.

Em estudos sobre flambagem lateral em dutos do tipo PiP, duas abordagens são amplamente referenciadas na literatura:

- i. Adotar uma resistência equivalente para ambas as camadas de aço [91];
- ii. Unir as camadas interna e externa em pontos específicos, na região dos centralizadores. Esses dispositivos auxiliam na transferência de cargas entre as camadas, recorrendo ao elemento de contato denominado *tube-to-tube* (ITT), conforme descrito nas referências [92] a [95].

Contrastando com o PiP, o duto sanduíche exige uma conexão contínua entre as camadas ao longo de toda a sua extensão. No PiP, a transmissão de cargas entre as camadas metálicas é predominantemente efetuada pelos centralizadores. Esses elementos protegem a camada isolante – que não foi projetada para resistência estrutural – ou ainda servem para melhorar o comportamento global sob flexão entre as camadas metálicas, especialmente quando o espaço anular está vazio.

A seção 4.2.1 demonstrou-se que a simulação da flexão foi uma representação confiável das deformações longitudinais observadas no teste experimental de flexão dos protótipos pelo método *Reel-Lay*. Cabe ressaltar que as deformações durante a instalação tendem a ser mais pronunciadas do que aquelas provocadas pela flambagem lateral. A precisão na representação desse comportamento sob flexão em estruturas sanduíche é fundamental para o desenvolvimento de um projeto estrutural bem-sucedido. Nesse contexto, a realização de ensaios experimentais se faz necessária para a validação de simulações numéricas.

Na próxima seção será detalhada a metodologia empregada na análise da flambagem lateral em dutos sanduíche, seguida da apresentação de seus respectivos resultados.

5.2.1 Metodologia

A análise termomecânica da flambagem lateral do duto sanduíche foi realizada por meio de um modelo numérico que incorpora não-linearidades geométricas. Este modelo foi fundamentado no Método de Elementos Finitos (MEF) e desenvolvido com a

ajuda do software comercial ABAQUS [86], em sintonia com as diretrizes estabelecidas pela norma DNV-RP-F110 [23].

O fluxograma ilustrado na Figura 5-19 demonstra que a referida análise se desdobrou de maneira iterativa. A primeira restrição desse processo foi pautada pelos critérios de deslocamento controlado (DCC), estipulando um limite de deformação axial abaixo de 0,4%. Na sequência, o foco recaiu sobre o resultado numérico relativo ao colapso do duto. Neste cenário, o desempenho do duto sanduíche foi comparado ao de um duto de parede simples que possui diâmetro interno equivalente. Dentro desse procedimento iterativo, espera-se que o duto sanduíche exiba um comportamento mecânico que cumpra as especificações estabelecidas pelo DCC. Simultaneamente, faz-se fundamental que o duto apresente vantagens em termos de custo, focando especificamente nos gastos com materiais e não incorporando os custos de fabricação. Adicionalmente, é imprescindível que sua resistência ao colapso seja equivalente à de um duto de parede simples.

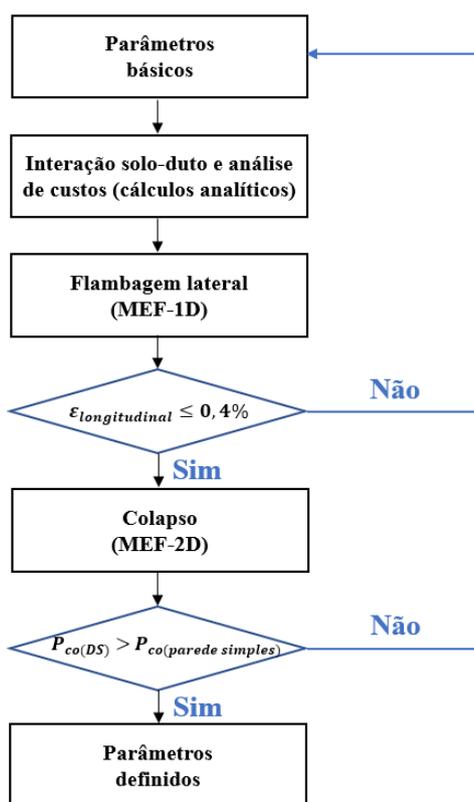


Figura 5-19: Fluxograma do estudo paramétrico.

A configuração do duto sanduíche, que cumpriu adequadamente a sequência de cálculos do fluxograma mencionado, juntamente com os dados dos carregamentos aplicados, estão detalhados na Tabela 5-6.

Tabela 5-6: Dados do duto sanduíche.

Parâmetro	Valor	Unidade
Comprimento do duto	5	km
Diâmetro externo	364,74	mm
Espessura da parede interna (X65)	14,00	mm
Espessura da parede anular (SHCC)	25,40	mm
Espessura da parede externa (X65)	8,00	mm
Massa específica (X65)	7850	kg/m ³
SMYS (X65)	450	MPa
SMTS (X65)	535	MPa
Módulo de Young (X65)	207	GPa
Coefficiente de Poisson (X65)	0,3	-
Coefficiente de expansão térmica (X65)	10,79E-6	°C ⁻¹
Massa específica (SHCC)	1835	kg/m ³
Módulo de Young (SHCC)	11	GPa
Coefficiente de Poisson (SHCC)	0,2	-
Coefficiente de expansão térmica (SHCC)	10,35E-6	°C ⁻¹
Massa específica da água	1025	kg/m ³
Profundidade	2000	m
Pressão incidental	345	bar
Massa específica para a condição incidental	376	kg/m ³

O elemento PIPE31H foi adotado na modelagem para cada camada estrutural. Este é um elemento linear tridimensional com dois nós e 12 graus de liberdade e pertencente a uma formulação híbrida. Esta escolha é particularmente apropriada para estruturas esbeltas que apresentam desafios de contato. Elementos do tipo PIPE, em essência, são elementos de viga adaptados para responder a pressões internas e externas. No que tange as camadas metálicas do duto, incorporou-se tanto a caracterização elástica quanto plástica do material, com uma abordagem J2 elasto-plástica e encruamento isotrópico. Para a camada anular, além da resposta elástica, a teoria de dano (*concrete damaged plasticity*) foi empregada, conforme validado na seção 4.1.

Para efetuar a transferência de cargas entre as camadas, utilizou-se o elemento de contato *tube-to-tube* (ITT). Este elemento é projetado especificamente para capturar a interação entre componentes tubulares. É frequentemente escolhido para simulações que abordam conjuntos tubulares presentes em sistemas de tubulação, trocadores de calor, vasos de pressão, entre outros. O ITT é habilidoso na representação de complexidades de contato como deslizamento, separação e aderência. Seu funcionamento se baseia em algoritmos que detectam áreas de contato, aplicando posteriormente as condições adequadas para simular a respectiva interação.

O desalinhamento lateral, designado como OOS (*Out-of-Straightness*), foi estipulado considerando um raio de curvatura mínimo, denotado como R_{min} , tal como delineado na Equação 5-2. Após essa determinação, o comprimento da imperfeição (L_{OOS}) é calculado com base na Equação 5-3.

$$R_{min} = 20 \left(\frac{EI}{\mu_{lp} W_i} \right)^{1/3} \quad \text{Equação 5-2}$$

onde E é o módulo de elasticidade, I é o momento de inércia da área, W_i é o peso submerso do duto por unidade de comprimento na fase de instalação e μ_{lp} é o mínimo fator de atrito lateral de pico na fase de instalação.

$$L_{OOS} = 2 \sqrt{2R_{min}A_{OOS} - A_{OOS}^2} \quad \text{Equação 5-3}$$

onde R_{min} é o raio de curvatura mínimo e A_{OOS} é a amplitude da imperfeição (OOS).

Utilizando uma função gaussiana (representada pela Equação 5-4), cujos parâmetros são estabelecidos pelas equações 5-2 e 5-3, consegue-se mapear a distribuição dessa imperfeição. Adicionalmente, sua amplitude máxima, equivalente a 1 m, foi posicionada justamente no ponto de maior força efetiva ao longo do duto.

$$y = y_0 + A_{OOS} \cdot \exp\left[-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right] \quad \text{Equação 5-4}$$

onde μ é o ponto de máxima amplitude e σ é o desvio padrão.

A Figura 5-22 ilustra o desalinhamento lateral adotado nos modelos numéricos.

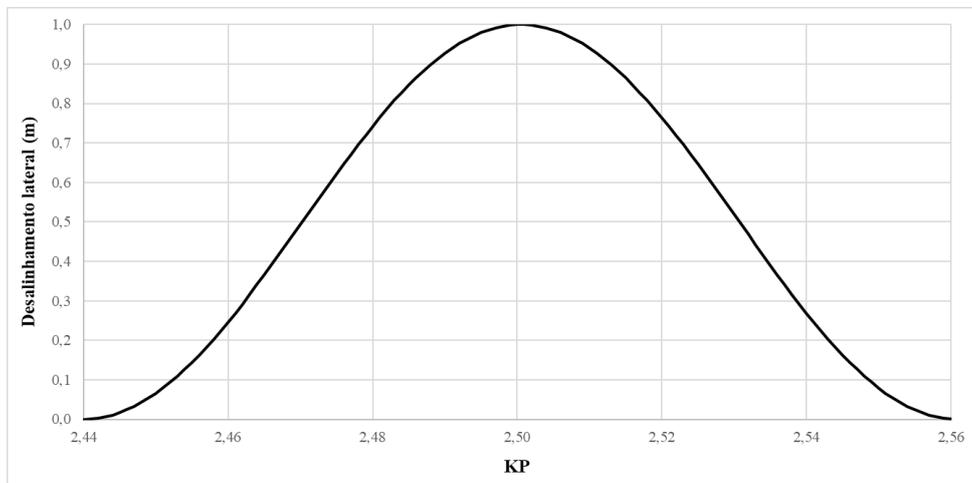


Figura 5-22: Desalinhamento lateral (OOS) imposto no modelo.

Na análise desenvolvida, diversos passos foram seguidos para garantir uma modelagem precisa do comportamento do duto. Inicialmente, o modelo contemplou a fase de instalação do duto no leito marinho. Nesse estágio houve a ativação dos contatos da interação solo-duto, o desalinhamento lateral inicial (conhecido como OOS) foi configurado, e a camada externa recebeu um carregamento térmico inicial de 4°C, correspondente à temperatura ambiente.

Posteriormente, o modelo representou a aplicação do peso submerso em todas as camadas, bem como a pressão externa hidrostática exercida sobre a camada externa. A seguir, uma tensão residual de lançamento (*lay tension*) foi aplicada, registrando uma magnitude de 200 kN. Logo após, a análise prosseguiu de forma a acomodar o *lay tension*.

A etapa subsequente englobou o preenchimento do duto com o fluido de operação, concentrado na camada interna, seguido pela aplicação de uma pressurização interna na mesma camada. Por fim, o modelo foi submetido a uma carga térmica constante, aplicada em quatro incrementos distintos, variando de 10°C a 40°C.

A Figura 5-24 e a Figura 5-24 ilustram algumas dessas etapas modeladas. Nelas é possível identificar fases distintas do comportamento numérico do duto, desde o momento de sua instalação, onde inicialmente o duto não mantém contato com o solo, até o desenvolvimento do deslocamento lateral no último passo modelado, observado sob diferentes perspectivas.

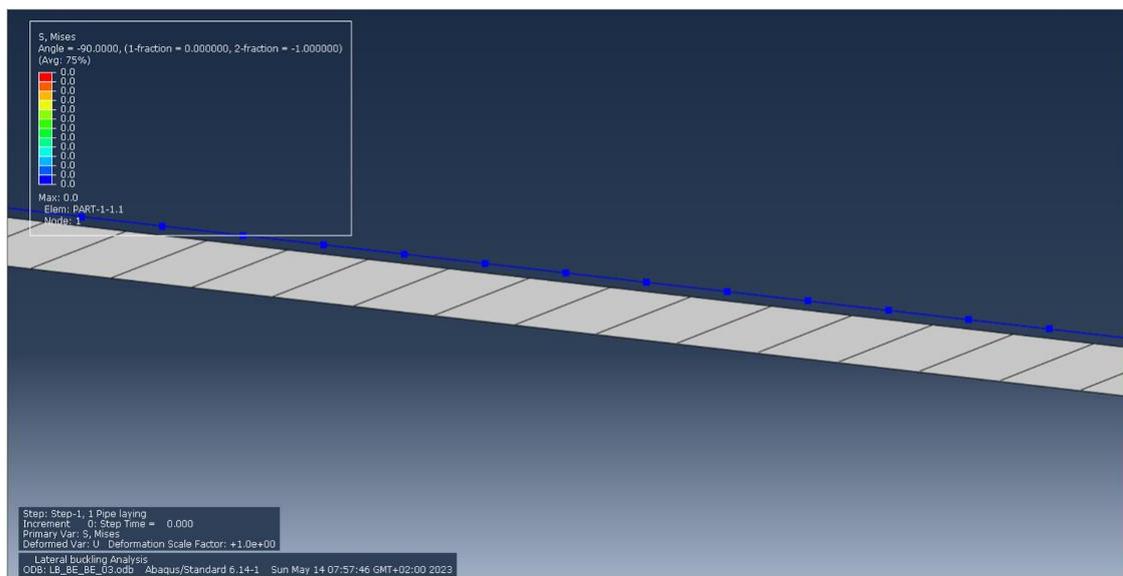
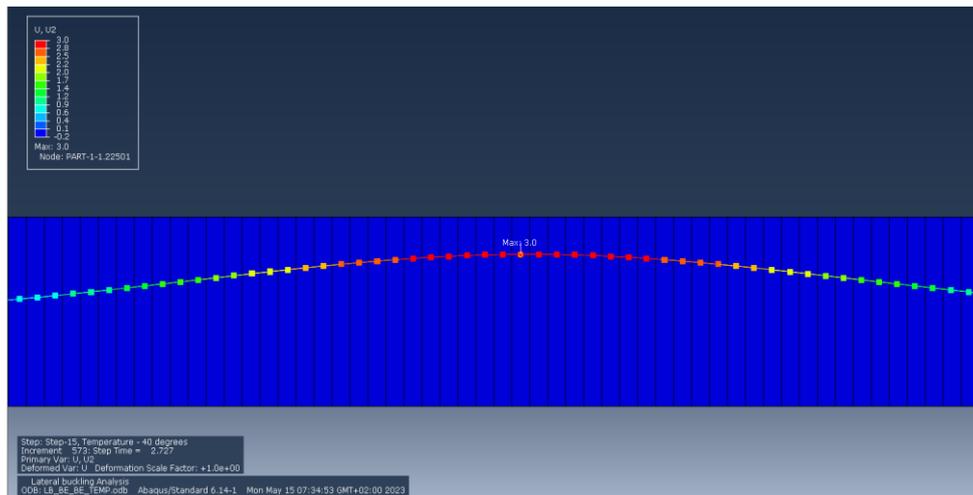
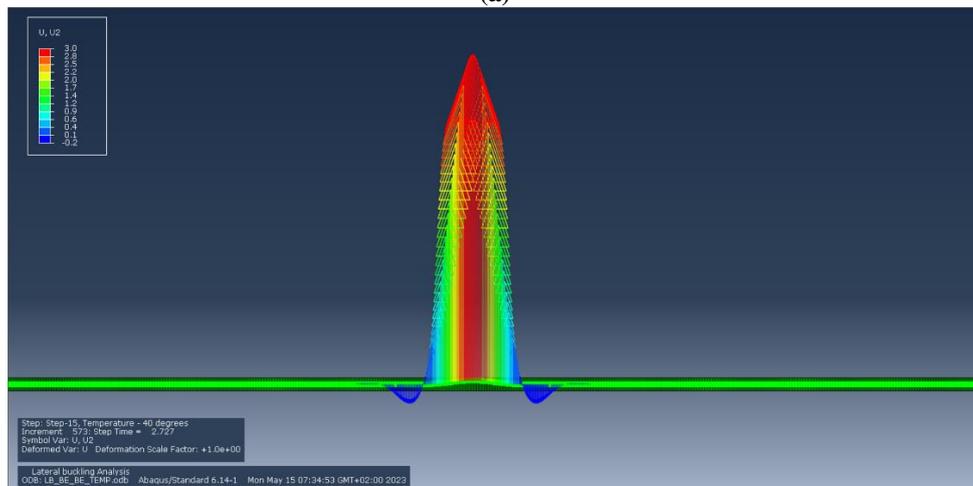


Figura 5-23: Instalação da linha submarina no modelo numérico.



(a)



(b)

Figura 5-24: (a) Deslocamento lateral desenvolvido e
(b) Visão da deformada do deslocamento lateral.

Dada a flambagem local como uma manifestação de instabilidade proveniente de compressão ou flexão intensificadas, é fundamental determinar as condições de carregamento sob as quais o duto mantenha níveis operacionais aceitáveis sem sofrer danos, em consonância com os carregamentos previstos para essa estrutura mesmo com o fenômeno da flambagem presente.

Para a combinação de fatores de atrito presentes na interação solo-duto foi seguida a orientação da norma DNV-RP-F110 [23]. O principal critério avaliado foi a flambagem local controlada por deslocamento (DCC). Contudo, também se empreendeu investigação com base no critério de estudo limite controlado por carga (LCC). A Tabela 5-7 destaca os parâmetros levados em conta para cada uma das abordagens mencionadas.

Tabela 5-7: Parâmetros adotadas nas análises de flambagem lateral [28].

Caso	Resistência axial	Resistência lateral	Comentário
M_3	f_A^{BE}	f_L^{UE}	Para o estado limite de flambagem local controlada por deslocamento (DCC) e para os estados limite de fadiga.
M_{BE}	f_A^{BE}	f_L^{BE}	Para o estado limite de flambagem local controlado por carga (LCC).

Algumas premissas adotadas para o comportamento global da linha merecem destaque:

- i. Adesão entre camadas (direção tangencial no elemento de contato ITT31): Uma linha submarina é geralmente composta por seções de duto (com extensões entre 12 m e 24 m) que são unidas por solda e possuem conectores em suas extremidades. Em uma perspectiva global, não se antecipa uma delaminação ao longo da linha entre o anular e as camadas metálicas, uma vez que estas terão deslocamentos solidários em cada seção de duto em função da solda. Por isso, optou-se por considerar a condição de perfeita aderência entre as camadas (utilizando um coeficiente de atrito igual a 1,00). Adicionalmente, foi estabelecido um limite na tensão de cisalhamento de 0,165 MPa, baseado em estudos da literatura [73], onde a aderência entre camadas em dutos sanduíche com SHCC foi experimentalmente investigada;
- ii. Contato na direção normal (elemento de contato ITT31): O método "*overclosure-pressure*" do tipo linear foi o escolhido para modelar esta interação;
- iii. Elementos de Conexão: Nas extremidades da linha submarina e em intervalos regulares de 1 km ao longo da linha, foram adotados elementos de conexão do tipo CONN3D3 entre as camadas. Isso serve para reproduzir os conectores presentes ao longo da linha nesses intervalos;
- iv. Extremidades da Linha: As extremidades foram modeladas como livres, significando que não há restrições ou fixações adicionais nestes pontos.

Ao longo deste estudo, a metodologia numérica adotada é oriunda de investigações à literatura e experiência prática neste tipo de modelagem. Embora existam outras abordagens, esta metodologia através de tentativas e erros, produziu resultados alinhados às expectativas, garantindo uma simulação que retrata adequadamente os fenômenos físicos em questão.

5.2.2 Resultados da flambagem lateral

Os principais resultados obtidos para a camada interna (IP), camada anular (AN) e camada externa (EP) podem ser consultados na Tabela 5-8 e Tabela 5-9.

É importante enfatizar que a força efetiva é derivada da combinação das forças presentes nas três camadas. Embora essas camadas atuem de maneira solidária nos deslocamentos axiais e laterais, elas desenvolvem forças axiais efetivas distintas devido ao contato entre suas respectivas paredes, conforme esperado.

Tabela 5-8: Resultados das análises de flambagem lateral: força axial efetiva, deslocamento lateral e deformação longitudinal (ϵ_{long}).

Caso	f_A/f_L	Força axial efetiva (kN) ⁽¹⁾	Deslocamento lateral (m) ⁽²⁾	IP- ϵ_{long} (%) ⁽¹⁾	AN- ϵ_{long} (%) ⁽¹⁾	EP- ϵ_{long} (%) ⁽¹⁾	Fase
M_3	BE/UE	-376,74	0,000	-0,022	-0,027	-0,037	Incidental
		-635,57	0,000	-0,022	-0,027	-0,037	10,0 °C
		-874,33	0,000	-0,022	-0,027	-0,037	20,0 °C
		-1084,65	0,007	-0,024	-0,028	-0,038	30,0 °C
		-471,94	1,908	-0,209	-0,153	-0,175	38,6 °C ⁽³⁾
M_{BE}	BE/BE	-384,60	0,000	-0,023	-0,027	-0,037	Incidental
		-643,57	0,000	-0,023	-0,027	-0,037	10,0 °C
		-553,75	0,784	-0,082	-0,069	-0,089	20,0 °C
		-398,54	1,824	-0,147	-0,116	-0,135	30,0 °C
		-375,84	2,035	-0,158	-0,120	-0,143	32,7 °C ⁽³⁾

(1) Valores obtidos no pico da alça de flambagem;

(2) Diferença entre deslocamento desenvolvido e desalinamento lateral (OOS);

(3) Temperatura atingida até a divergência do modelo.

Tabela 5-9: Resultados das análises de flambagem lateral: tensão longitudinal (σ_{long}) e tensão de Von Mises (σ_{VM}).

Caso	f_A/f_L	IP- σ_{long} (MPa) ⁽¹⁾	AN- σ_{long} (MPa) ⁽¹⁾	EP- σ_{long} (MPa) ⁽¹⁾	IP- σ_{VM} (MPa) ⁽¹⁾	EP- σ_{VM} (MPa) ⁽¹⁾	Fase
M_3	BE/UE	80,84	-2,94	-207,32	369,627	397,478	Incidental
		61,10	-2,96	-207,10	376,541	397,489	10,0 °C
		44,36	-2,98	-206,83	383,106	397,505	20,0 °C
		26,71	-3,13	-210,39	390,686	397,321	30,0 °C
		-85,41	-16,78	-409,89	452,152	436,100	38,6 °C ⁽²⁾
M_{BE}	BE/BE	80,61	-2,97	-207,76	369,70	397,45	Incidental
		60,74	-2,99	-207,63	376,68	397,46	10,0 °C
		-20,74	-7,54	-310,35	414,11	405,10	20,0 °C
		-62,29	-12,71	-375,35	437,84	422,95	30,0 °C
		-67,71	-13,24	-383,52	441,13	425,85	32,7 °C ⁽²⁾

(1) Valores obtidos no pico da alça de flambagem;

(2) Temperatura atingida até a divergência do modelo.

A análise de flambagem lateral não se trata de apenas de prevenir o fenômeno, mas de avaliar seus efeitos sobre a integridade estrutural. Essa análise desempenha um papel fundamental tanto para a avaliação do estado limite de resistência quanto para a compreensão da fadiga do equipamento.

Os resultados deste estudo estão detalhados a seguir, ilustram de forma gráfica os critérios específicos da análise termomecânica. O início se dá pelos resultados de deslocamento axial observados durante a modelagem, especificamente para os casos M₃ e M_{BE}.

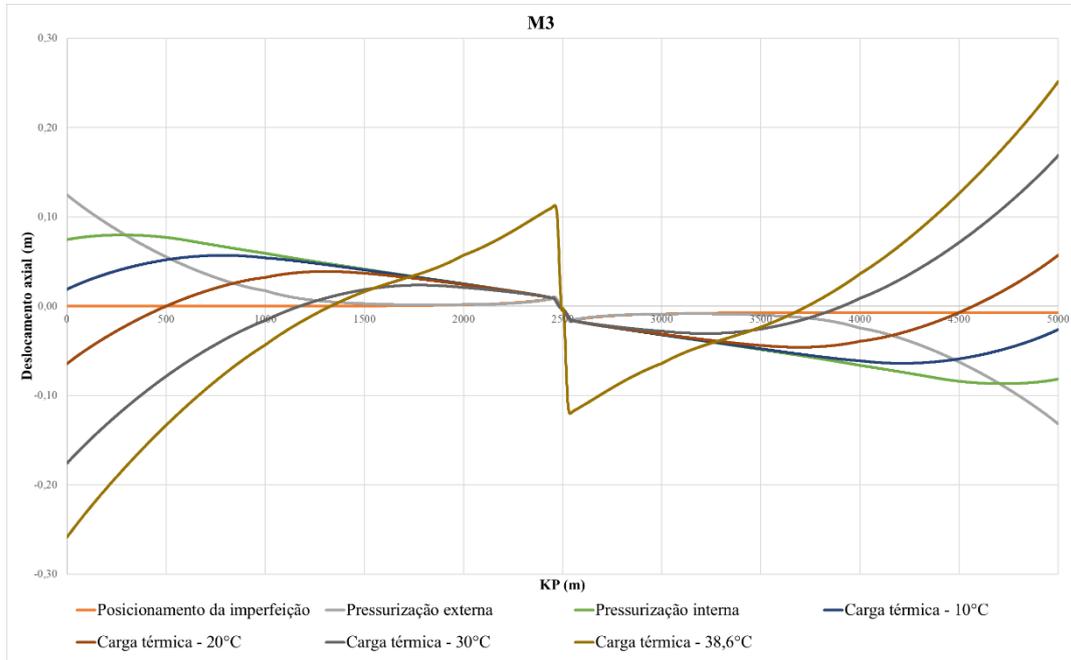


Figura 5-25: Deslocamento axial ao longo do comprimento do duto sanduíche para o caso M₃ (f_A^{BE}/f_L^{UE}).

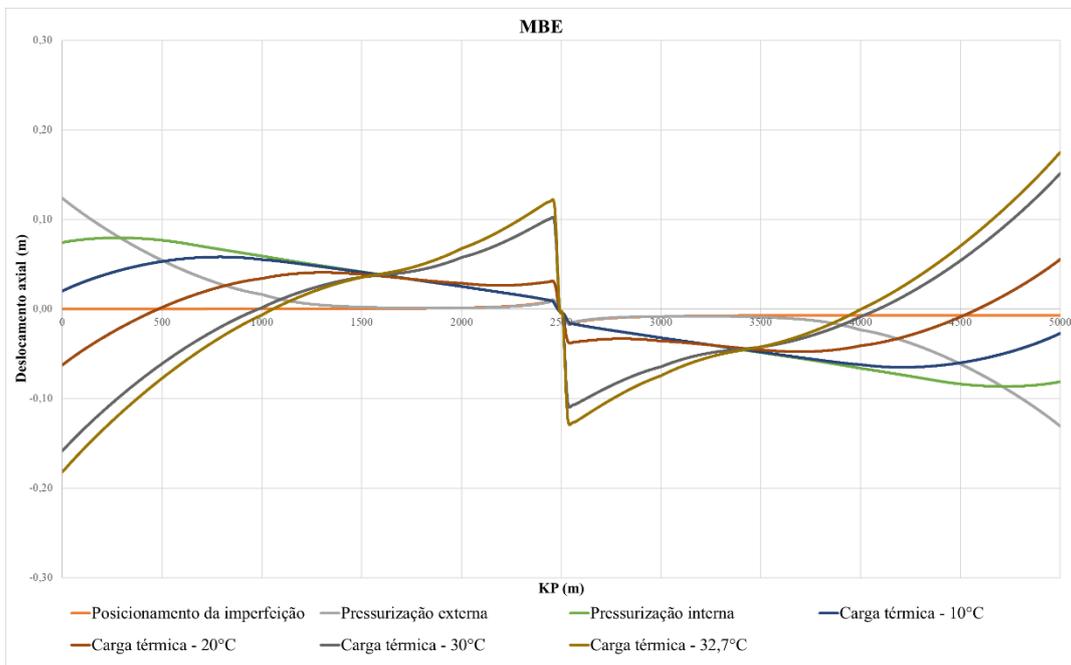


Figura 5-26: Deslocamento axial ao longo do comprimento do duto sanduíche para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).

A Figura 5-25 e a Figura 5-26 evidenciam que durante a pressurização externa, enquanto a pressão externa tenta comprimir o duto circunferencialmente, a conservação do volume e a razão de Poisson fazem com que ele se expanda axialmente, uma expansão que encontra resistência pela interação solo-duto, resultando em forças reativas. De maneira inversa, sob pressurização interna ocorre uma contração no duto.

Nos estágios iniciais da simulação, carregamentos de pressurização externa e temperatura ambiente de 4 °C são aplicados à camada externa. Ao longo da simulação, a camada interna recebe a pressurização interna e carregamentos térmicos variando de 10°C a 40°C.

Estes carregamentos térmicos normalmente são associados ao funcionamento de equipamentos ligados à linha. Eles operam sob perfis de temperatura que dissipam ao longo da linha devido à troca térmica com o ambiente externo. No entanto, é preciso avaliar também a localização do desalinhamento lateral, o qual deve ser posicionado no ponto de maior força axial efetiva. Neste estudo o desalinhamento foi centrado na linha, uma vez que a temperatura constante representa o cenário mais crítico para os resultados na região de flambagem.

A Figura 5-27 e a Figura 5-28 trazem os resultados de força axial efetiva para o caso M₃, enquanto a Figura 5-29 e a Figura 5-30 ilustram os resultados para o M_{BE}.

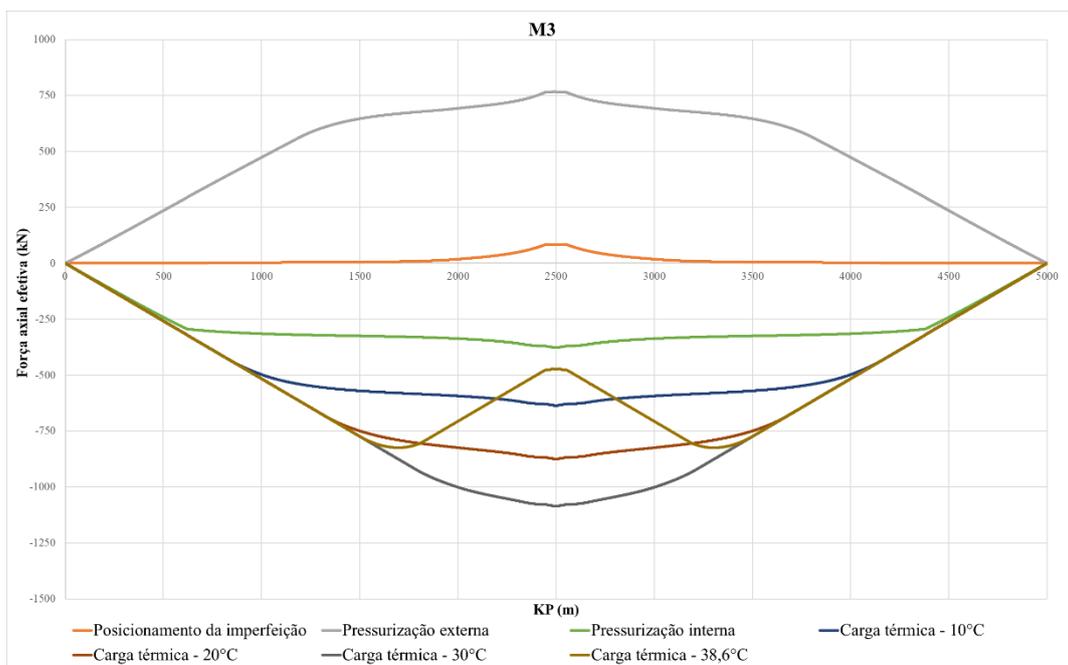


Figura 5-27: Força axial efetiva ao longo do comprimento do duto sanduíche para o caso M₃ (f_{A}^{BE}/f_{L}^{UE}).

Conforme mostrado na Figura 5-27, a força axial efetiva alcançou seu ápice em 1085 kN. No entanto, durante a flambagem, essa força diminuiu, atingindo 472 kN entre os carregamentos térmicos de 30°C e 40°C. Vale ressaltar que a movimentação na área de desalinhamento lateral resulta na redução da carga compressiva.

Por sua vez, a Figura 5-28 destaca a progressão da força axial efetiva no pico da alça de flambagem durante a simulação, permitindo determinar exatamente a temperatura que inicia a flambagem ao notar a diminuição da força axial efetiva no início do passo 14 da simulação numérica.

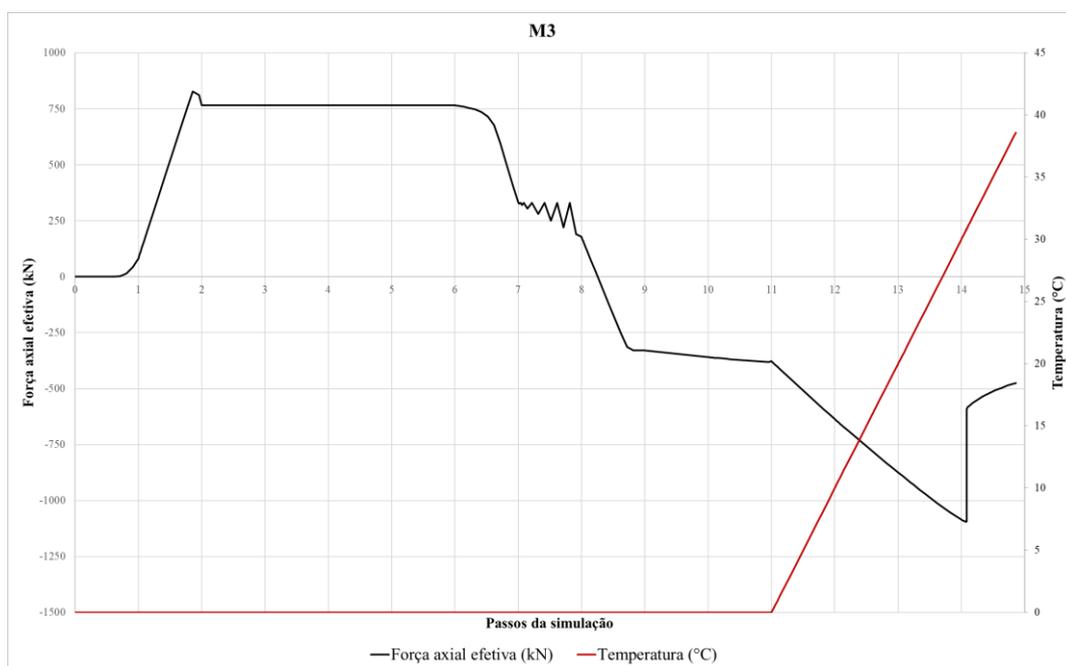


Figura 5-28: Força axial efetiva e temperatura associada no pico da alça de flambagem para o caso M_3 (f_A^{BE}/f_L^{UE}).

No contexto de análise da propensão à flambagem lateral do duto sanduíche, observou-se que, para o cenário M_{BE} , a instabilidade se manifestou entre 15°C e 20°C, logo após o duto alcançar uma força axial efetiva de aproximadamente 800 kN. Ao longo deste processo de flambagem, a força axial efetiva decresceu, chegando a 376 kN, sendo este o último valor documentado antes da divergência observada no modelo, que ocorreu a 32,7°C.

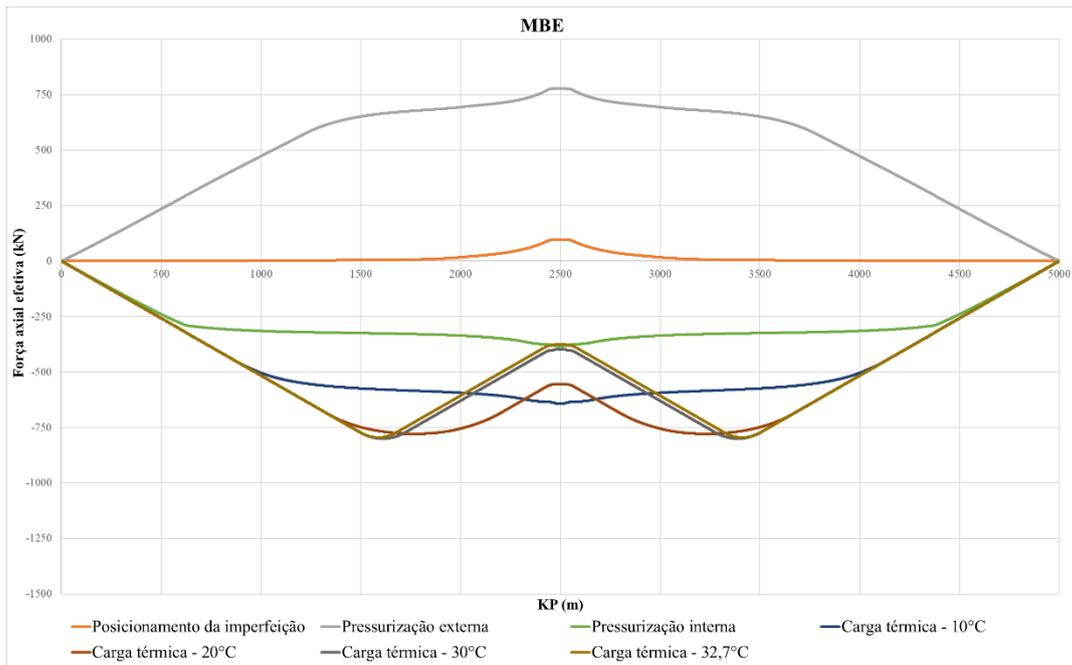


Figura 5-29: Força axial efetiva ao longo do comprimento do duto sanduíche para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).

A Figura 5-30 apresenta a evolução da força axial efetiva no pico da alça de flambagem, em função do carregamento térmico, com valor ápice de 800 kN entre os passos 12 e 13 da simulação, podendo ser observado exatamente em qual temperatura se iniciou a flambagem do duto caracterizada pela redução na força axial efetiva.

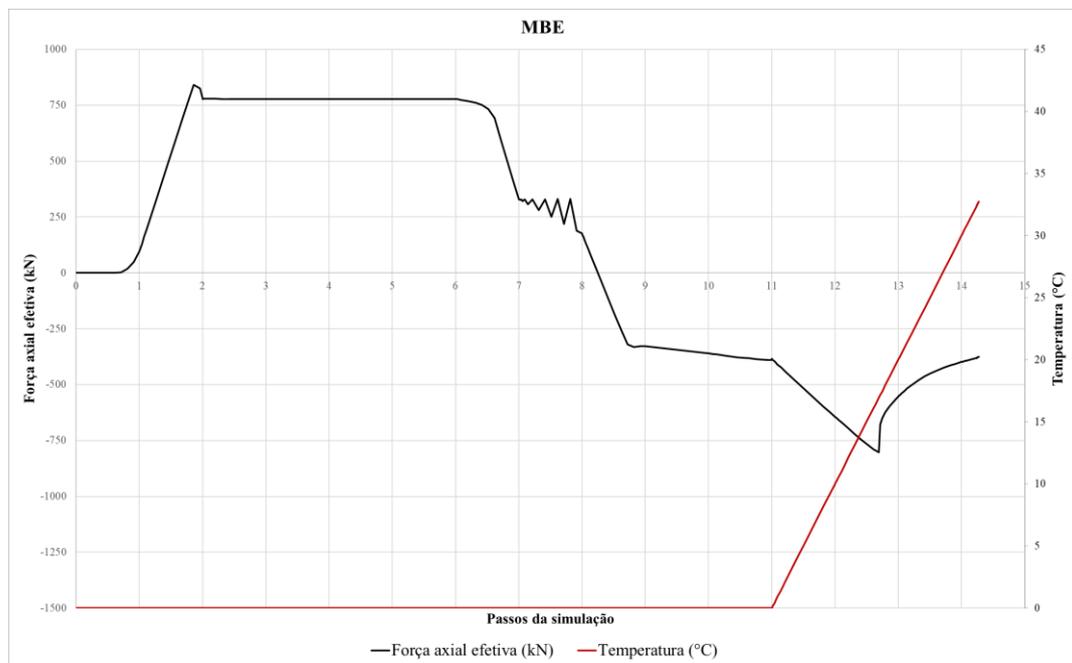


Figura 5-30: Força axial efetiva e temperatura associada no pico da alça de flambagem para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).

No próximo segmento, são apresentados os resultados para deslocamento lateral. A Figura 5-31 destaca o caso M_3 , exibindo flambagem lateral em modo I, exceto para o carregamento térmico de $38,6^\circ\text{C}$, que apresenta um possível início de transição entre o modo I e o modo III.

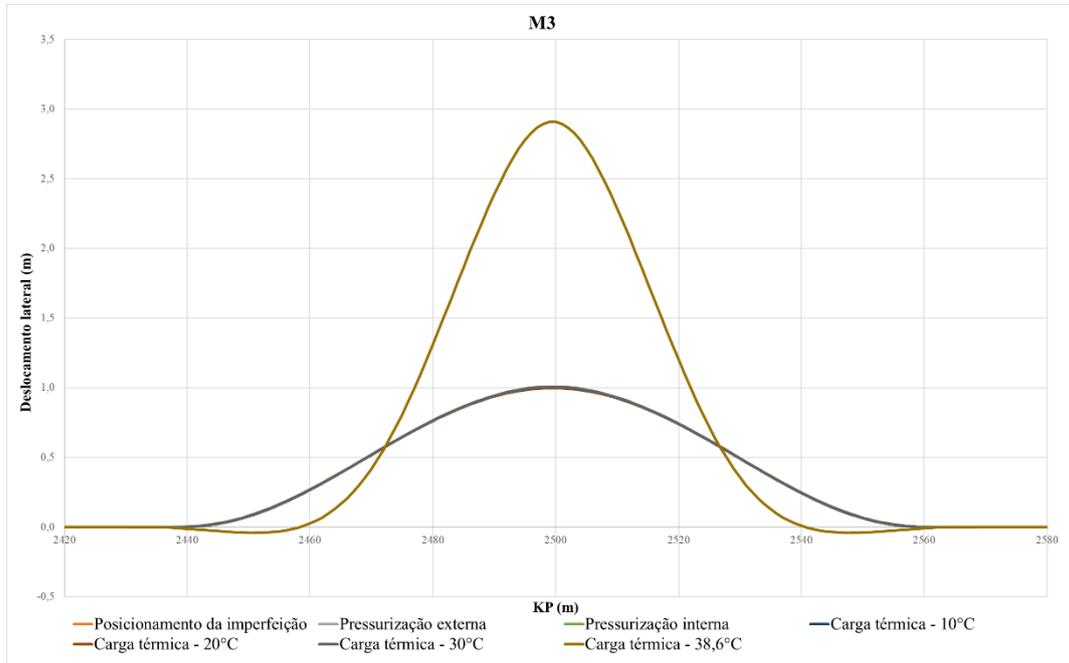


Figura 5-31: Deslocamento lateral para o caso M_3 ($f_{A, BE}/f_{L, UE}$).

A Figura 5-32 e a Figura 5-33 ilustram, de forma complementar, nuances importantes do comportamento dinâmico da flambagem. A primeira, Figura 5-32, destaca o comportamento da força axial efetiva no ápice da alça de flambagem e correlaciona esse dado com o deslocamento lateral correspondente. Já a Figura 5-33 realça a relação entre o deslocamento lateral no pico da alça de flambagem e o carregamento térmico associado. A partir destas representações gráficas, é possível discernir como o deslocamento lateral influencia na redução da força axial efetiva. Além disso, elas também permitem identificar o ponto específico do carregamento térmico em que se inicia tal deslocamento, fornecendo uma compreensão mais aprofundada sobre o comportamento termomecânico do sistema.

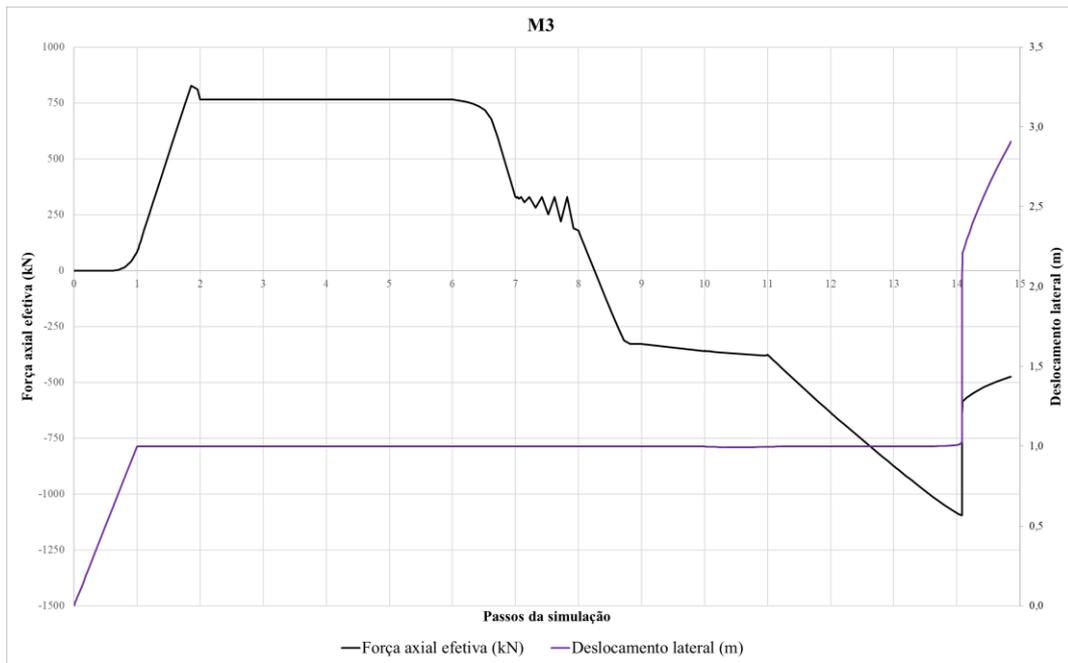


Figura 5-32: Força axial efetiva e deslocamento lateral associado no pico da alça de flambagem para o caso M₃ (f_A^{BE}/f_L^{UE}).

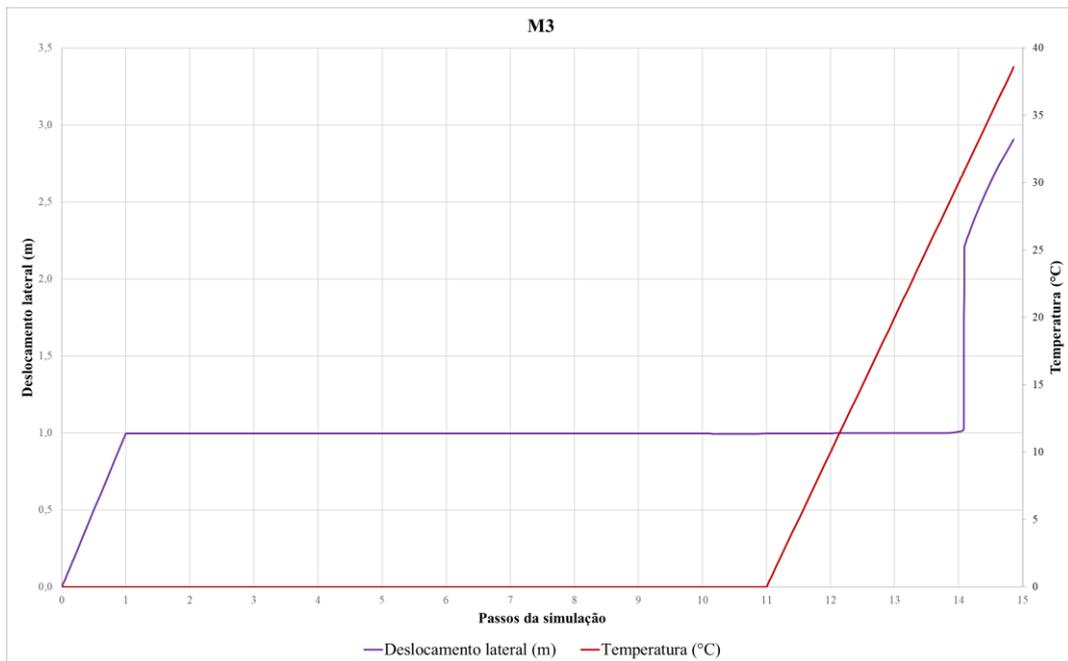


Figura 5-33: Deslocamento lateral e temperatura associada no pico da alça de flambagem para o caso M₃ (f_A^{BE}/f_L^{UE}).

Para o caso M_{BE}, ilustrado pela Figura 5-34, há flambagem em modo I até 20°C, evoluindo para modo III nas condições de carregamento térmico subsequentes.

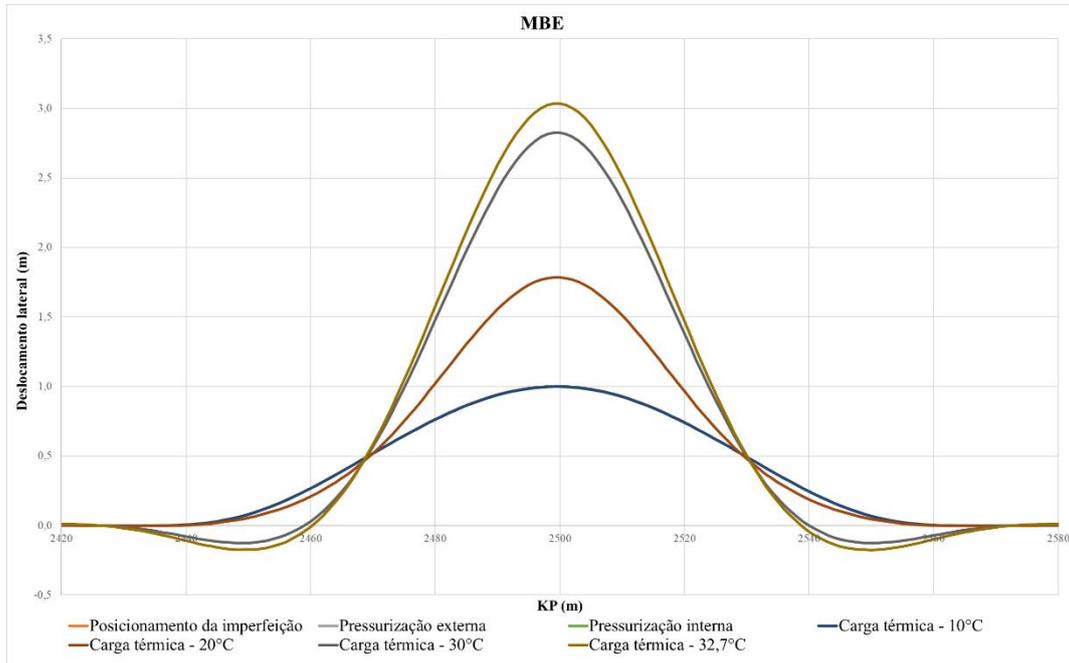


Figura 5-34: Deslocamento lateral no para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).

A Figura 5-35 e a Figura 5-36, mostram a força efetiva axial efetiva junto com o deslocamento lateral associado e o deslocamento lateral junto com o carregamento térmico associado, respectivamente, para o caso M_{BE}.

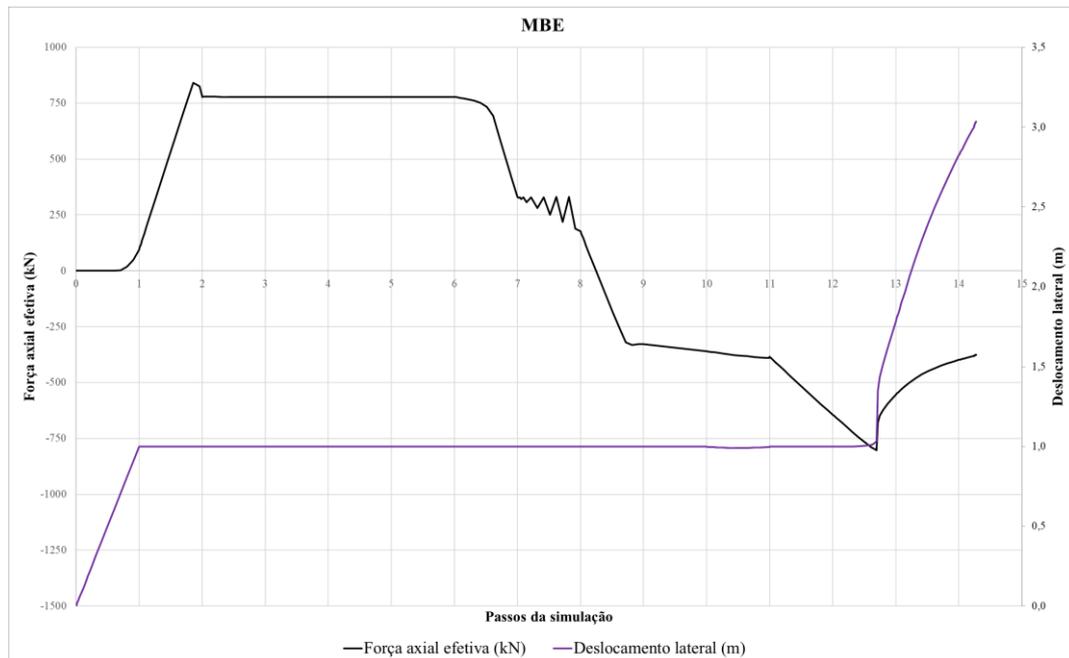


Figura 5-35: Força axial efetiva e deslocamento lateral associado no pico da alça de flambagem para o caso M_{BE} (f_A^{BE}/f_L^{BE}).

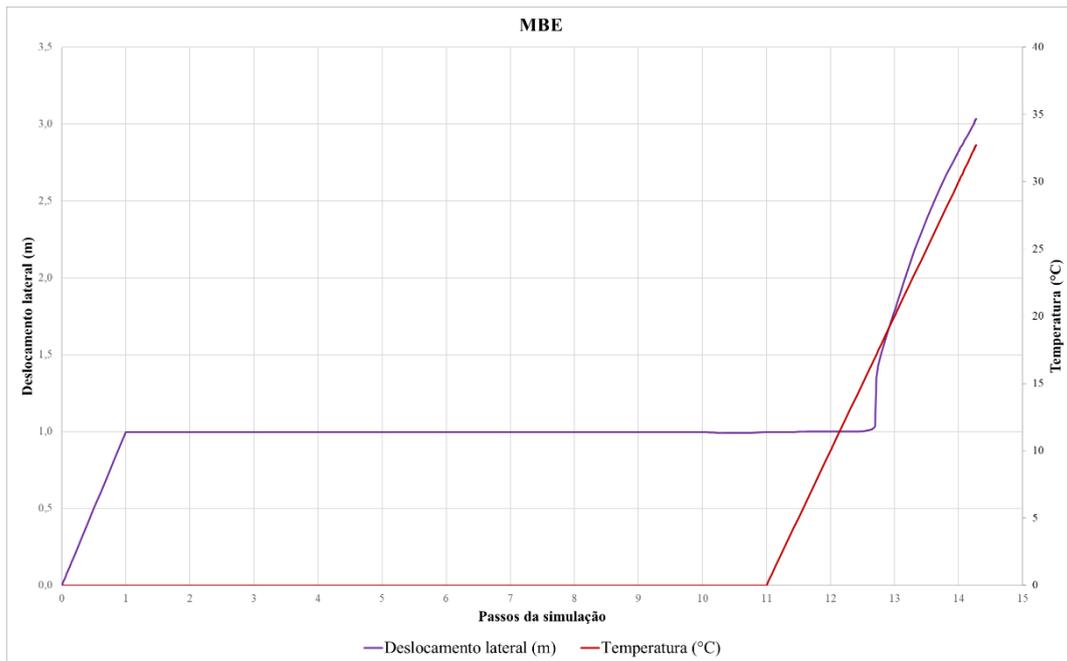
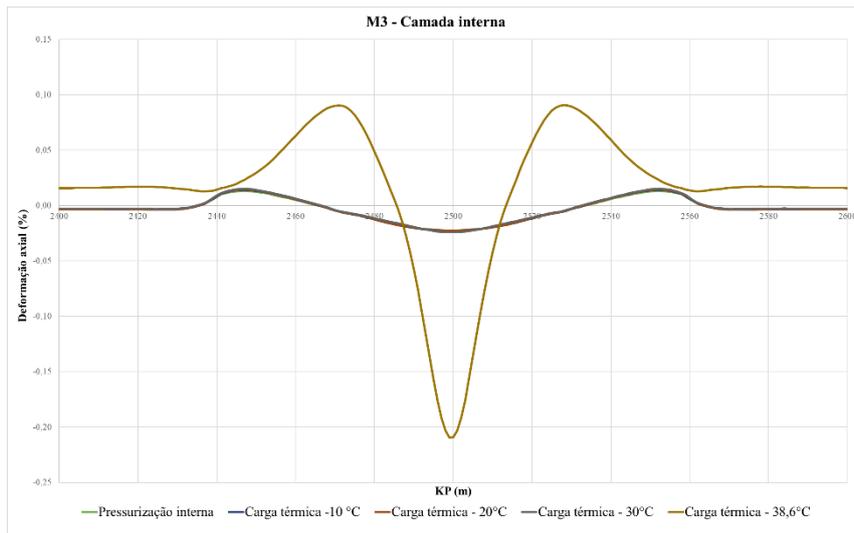


Figura 5-36: Deslocamento lateral e temperatura associada no pico da alça de flambagem para o caso M_{BE} ($f_{A^{BE}}/f_{L^{BE}}$).

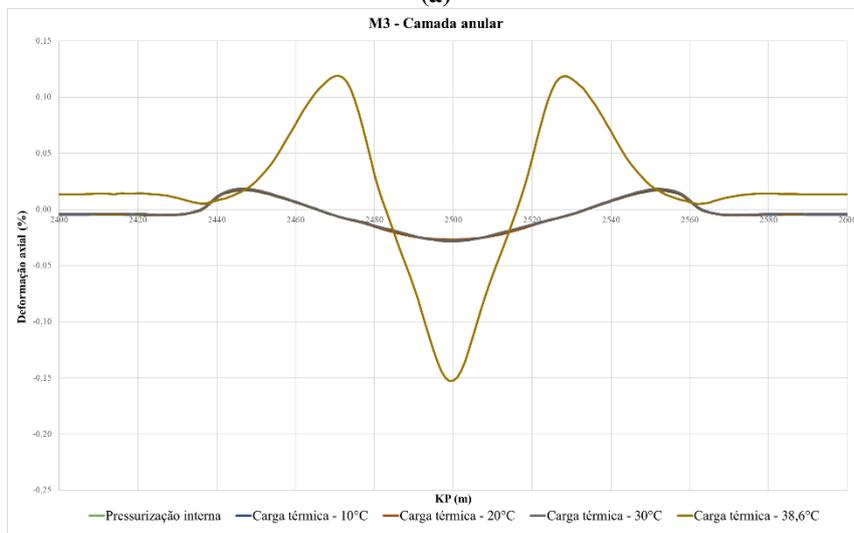
Estes resultados permitem inferir o momento de início da flambagem em ambos os cenários e o impacto da flambagem na força axial efetiva. No entanto, é essencial avaliar o efeito deste fenômeno no comportamento estrutural da linha submarina.

A seguir, são apresentados os resultados de deformação longitudinal, tensão longitudinal e tensão pelo critério de Von Mises (apenas para as camadas metálicas).

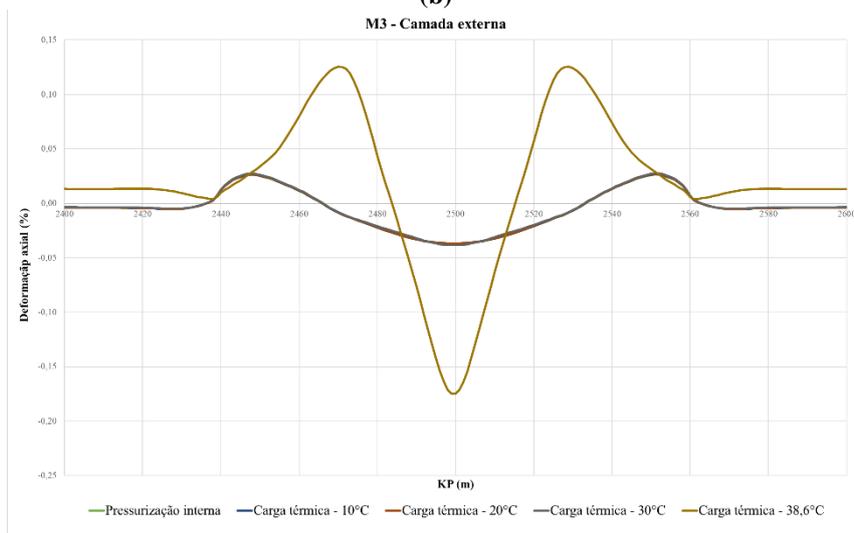
Os resultados apresentados na Figura 5-37 e Figura 5-38 trazem informações cruciais acerca das características de deformação axial do duto sanduíche sob as diferentes condições impostas durante as fases do modelo numérico. Em particular, no ponto mais crítico da alça de flambagem, as medições indicam que a camada interna deste duto registra deformações axiais de -0,209% para o caso M₃ e -0,158% para o caso M_{BE}. Estes valores não apenas demonstram consistência entre si, mas também estão em conformidade com padrões aceitáveis. Isso é evidenciado quando colocamos esses resultados em perspectiva com o critério de deslocamento controlado (DCC), que define um valor máximo de 0,4% para deformação axial.



(a)

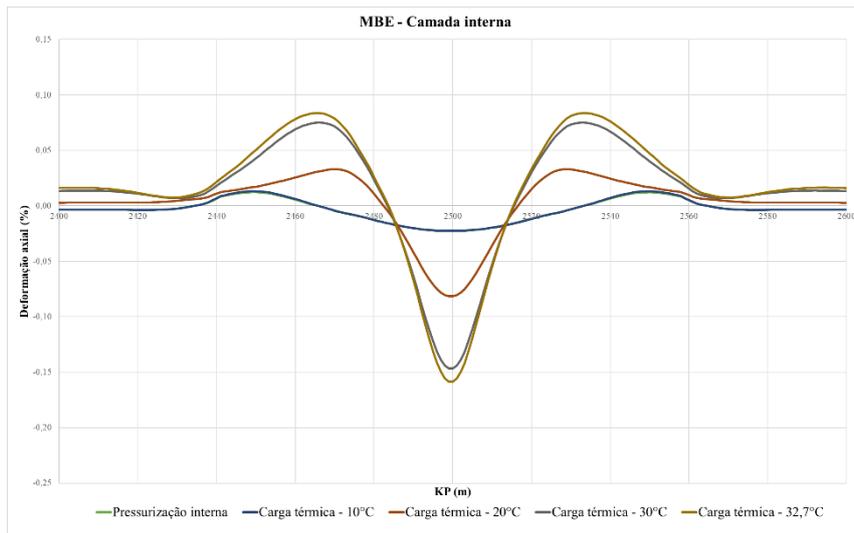


(b)

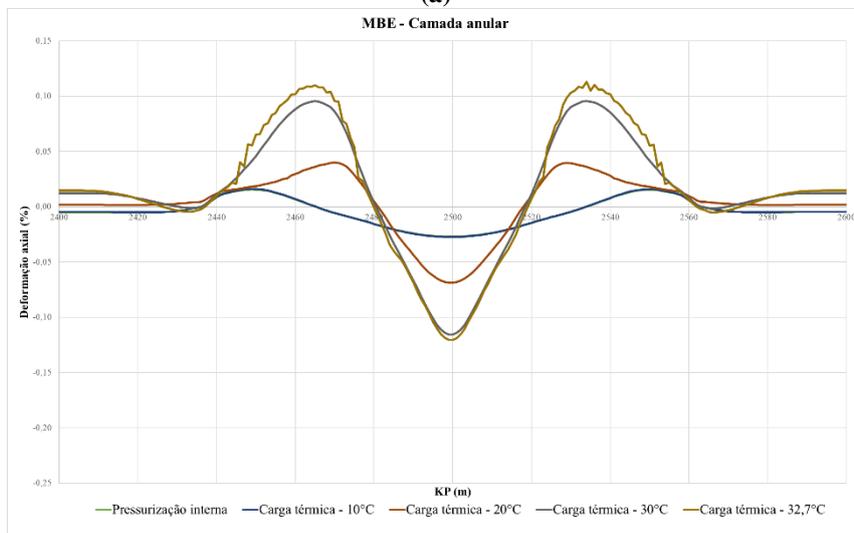


(c)

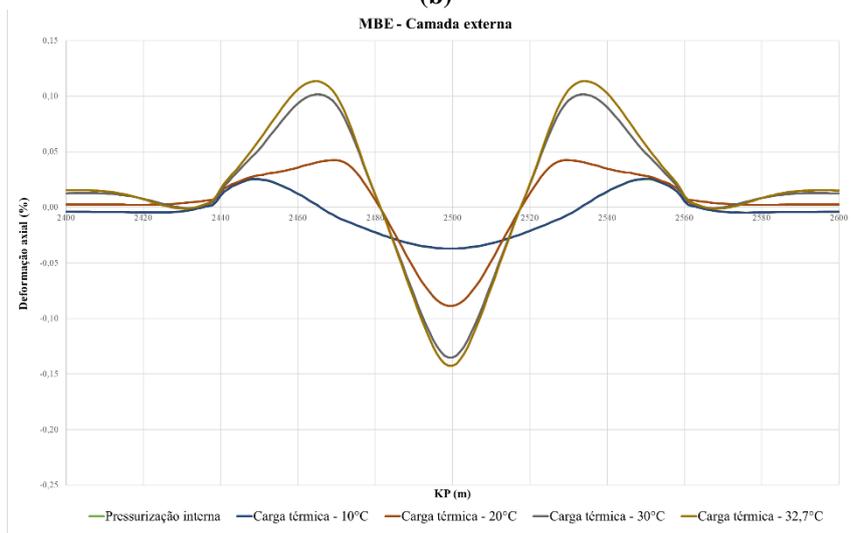
Figura 5-37: Deformação axial (%) para o caso M3: (a) Camada interna, (b) Camada anular e (c) Camada externa.



(a)



(b)



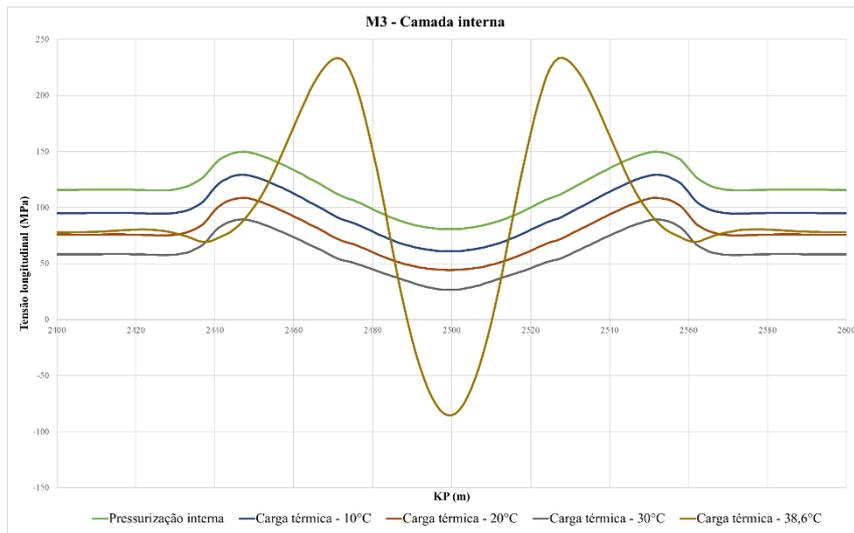
(c)

Figura 5-38: Deformação axial (%) para o caso MBE: (a) Camada interna, (b) Camada anular e (c) Camada externa.

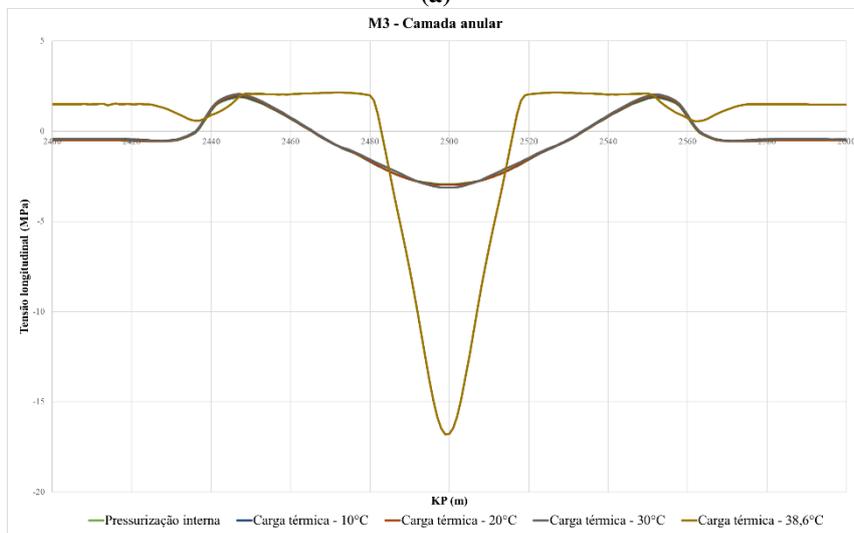
Avançando na análise, a Figura 5-39 e Figura 5-40 ilustram as tensões longitudinais nas camadas do duto sanduíche, para os casos M_3 e M_{BE} , respectivamente. Estas visualizações apresentam a distribuição e magnitude das tensões ao longo da estrutura durante a simulação numérica.

Em uma observação criteriosa é possível notar que a camada interna, que está diretamente exposta aos carregamentos térmicos e de pressão interna, atua como uma espécie de escudo desenvolvendo predominantemente tensões de tração. Em contrapartida, a camada externa, que lida diretamente com as interações com o solo, apresenta uma inclinação clara para desenvolver tensões de natureza compressiva. Este comportamento diferenciado nas camadas reflete a estratégia intrínseca do duto sanduíche de equilibrar e distribuir eficazmente os carregamentos entre elas.

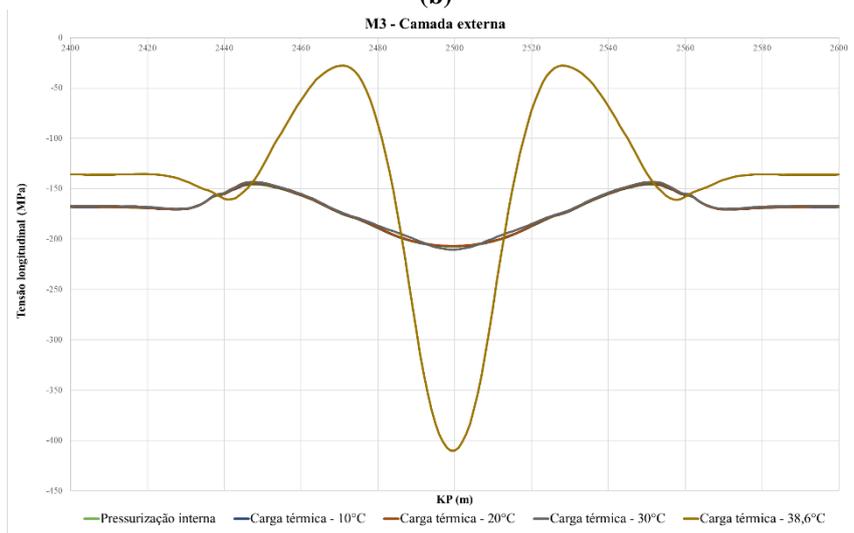
Ainda na Figura 5-40, observou-se um comportamento particular na camada anular de SHCC para o caso M_{BE} , onde partir dos 20°C , sugere-se que o material pode ter atingido um ponto de inflexão, demonstrando traços do comportamento de *strain-hardening*. Contudo, é essencial sublinhar que essa observação é inicial, e conclusões definitivas devem ser abordadas com prudência. Para confirmar com certeza que o material ultrapassou seu ponto de equilíbrio e apresenta um padrão de *strain-hardening*, uma investigação mais detalhada é necessária. A realização de uma verificação através de uma simulação 3D pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) do cenário observado poderia oferecer uma compreensão mais clara sobre o fenômeno. Tal análise mais aprofundada não apenas poderia validar essa suposição inicial, mas também delinear as potenciais consequências desse comportamento na integridade estrutural do duto.



(a)

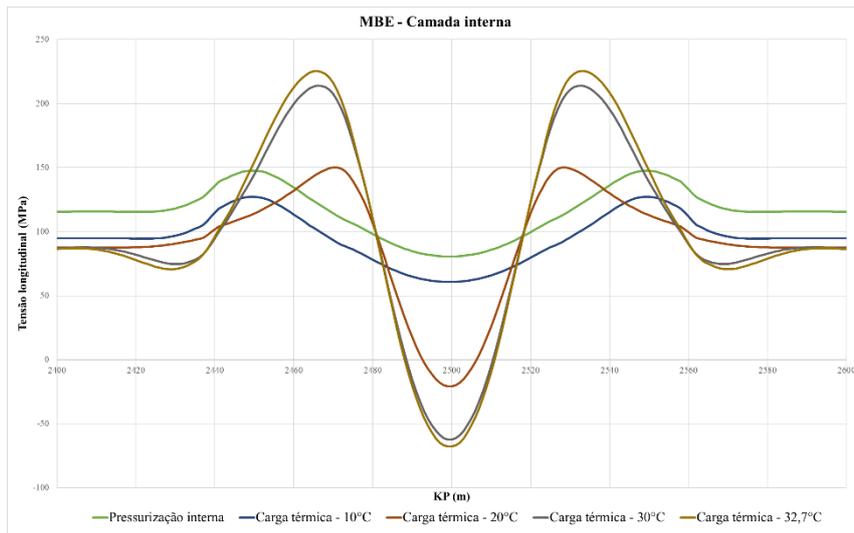


(b)

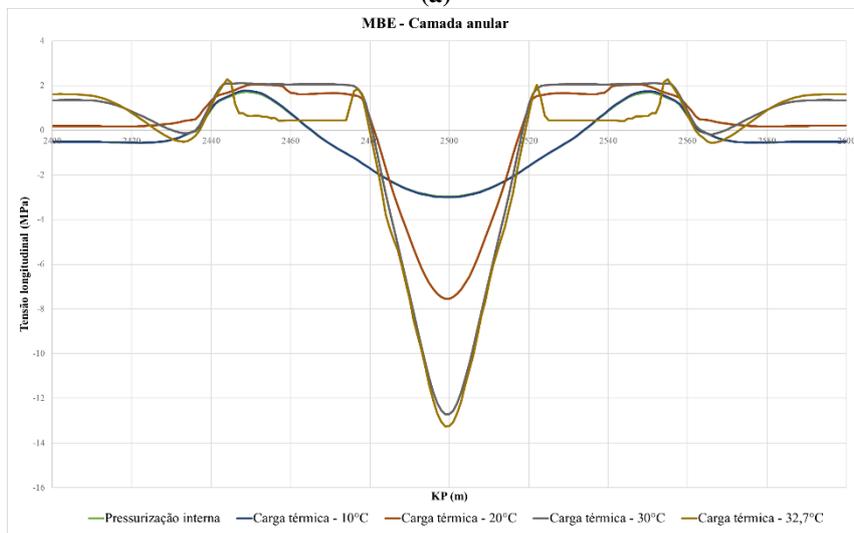


(c)

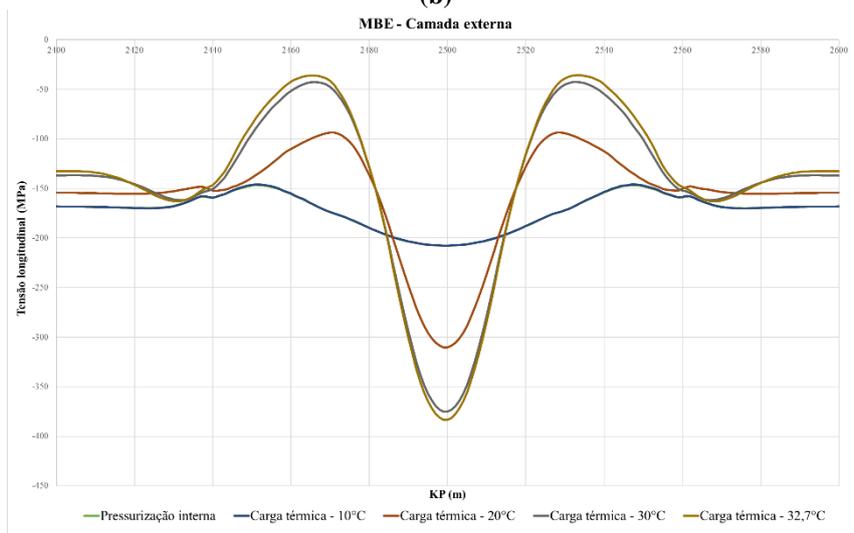
Figura 5-39: Tensão longitudinal (MPa) para o caso M3: (a) Camada interna, (b) Camada anular e (c) Camada externa.



(a)



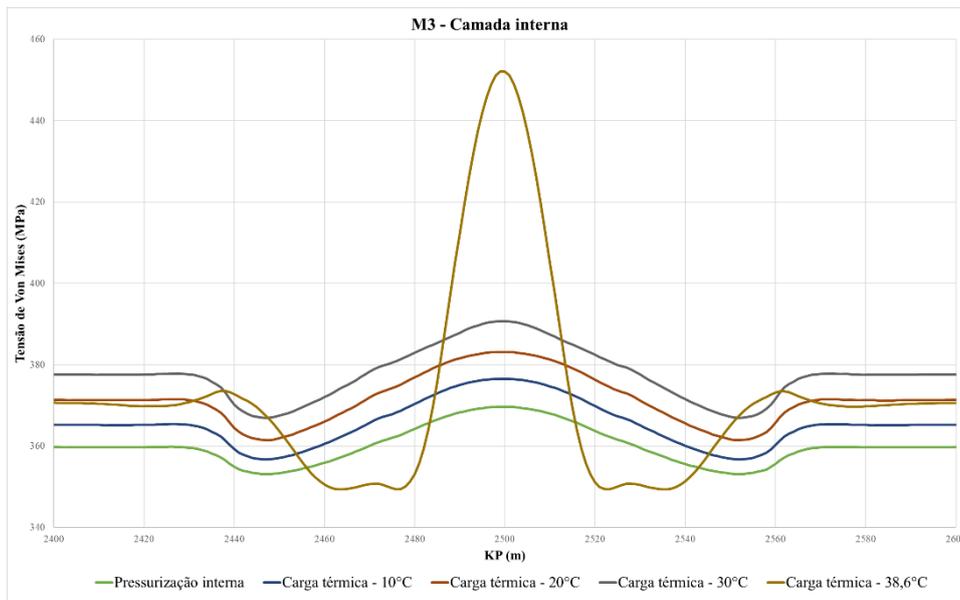
(b)



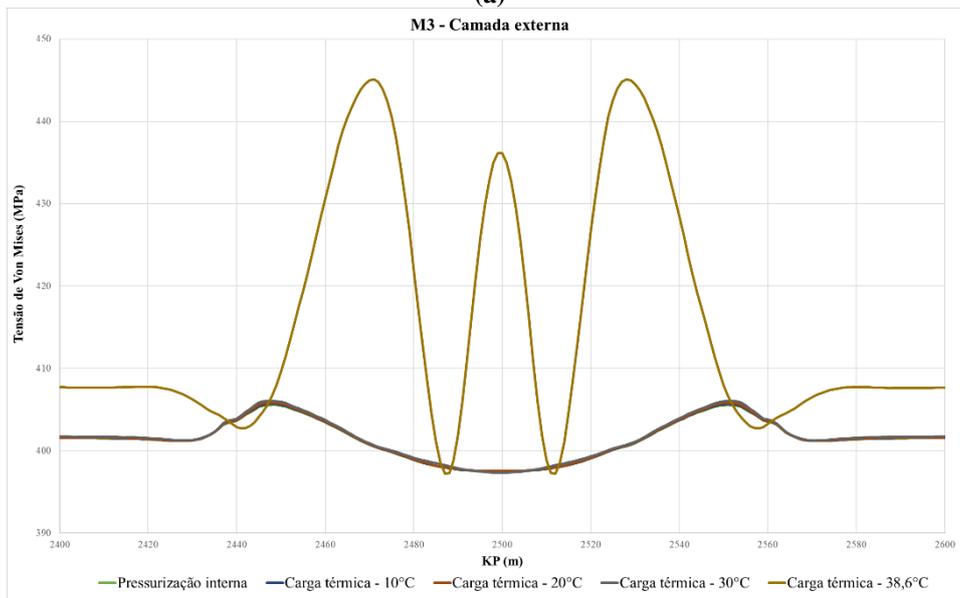
(c)

Figura 5-40: Tensão longitudinal (MPa) para o caso MBE: (a) Camada interna, (b) Camada anular e (c) Camada externa.

Nos resultados referentes à tensão pelo critério de Von Mises, observa-se que grande parte das tensões registradas se situam abaixo ou muito próximas da tensão de escoamento do aço X65, estabelecida em 450 MPa. Tal comportamento é claramente evidenciado pela Figura 5-41 e Figura 5-42. Na camada interna, a maior tensão foi localizada no ápice da alça de flambagem em ambos os casos analisados. Por outro lado, na camada externa, as tensões máximas destacaram-se nas áreas com curvaturas inversas à da alça de flambagem. Este padrão pode ser consequência direta da interação e da dinâmica entre as camadas que compõem o duto sanduíche.



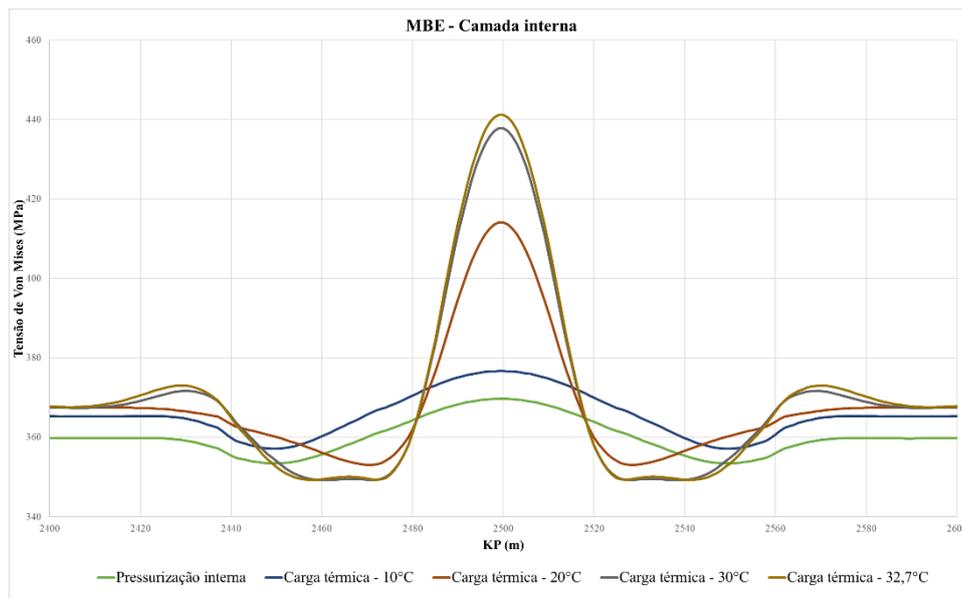
(a)



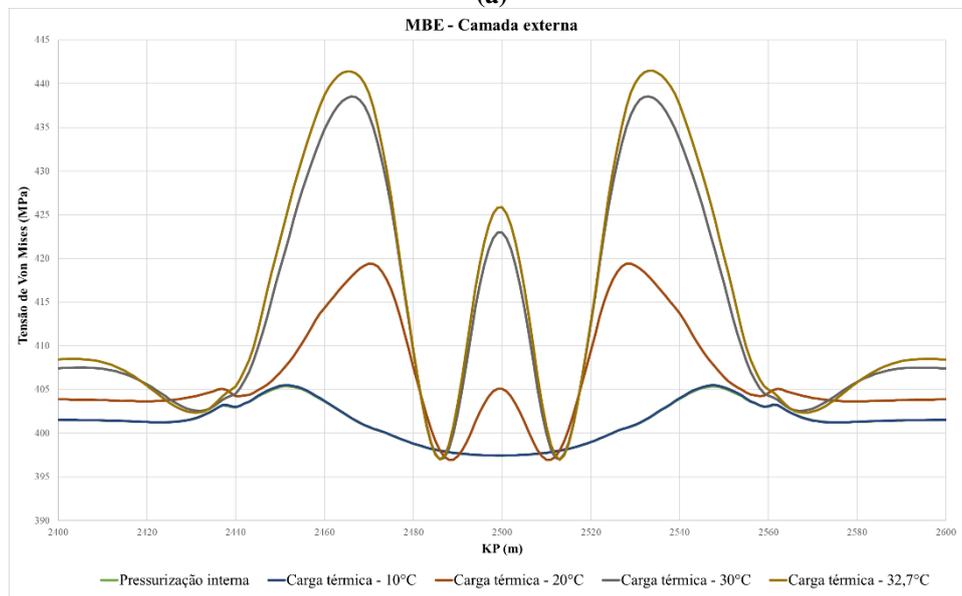
(b)

Figura 5-41: Tensão pelo critério de Von Mises (MPa) para o caso M₃:

(a) Camada interna e (b) Camada externa.



(a)



(b)

Figura 5-42: Tensão pelo critério de Von Mises (MPa) para o caso MBE:

(a) Camada interna e (b) Camada externa.

A análise de flambagem lateral emerge como uma ferramenta indispensável no projeto do duto sanduíche. Para o caso M₃, observou-se que o duto sanduíche manteve um desempenho conforme os padrões aceitáveis de projeto até um carregamento térmico de 30°C. Por outro lado, no cenário M_{BE}, o limite térmico foi atingido em 20°C, levantando preocupações acerca da integridade estrutural da camada anular do duto sanduíche.

Posteriormente, serão abordados outros elementos relevantes para o projeto e avaliação do duto sanduíche.

5.3 Resistência ao colapso e custos

Uma vez satisfeito o critério estabelecido para o estado limite de flambagem local, controlado por deslocamento (DCC), a decisão de optar pelo duto sanduíche em vez do duto de parede simples não se baseia apenas nesse parâmetro isoladamente. É imperativo considerar uma série de outros critérios para garantir essa decisão:

- i. Análise estrutural: Comparação entre o duto sanduíche e o duto de parede simples em termos de resistência ao colapso. O duto sanduíche, por sua natureza construtiva, pode apresentar características distintas em relação à resistência e durabilidade quando comparado a um duto tradicional de parede simples;
- ii. Análise de custos: Uma avaliação econômica onde o foco é comparar os custos associados aos materiais empregados na fabricação do duto sanduíche em relação aos custos de um duto rígido de parede simples. Esta análise permitirá discernir se as vantagens estruturais ou operacionais do duto sanduíche justificam qualquer diferença de custo que possa surgir em comparação ao duto convencional.

5.3.1 Análise estrutural

A análise estrutural, conforme detalhada na seção 4.2.2, empregou um modelo bidimensional representando um quarto de anel. Esse modelo visou determinar a resistência ao colapso de um duto de parede simples com 12 polegadas de diâmetro e 1 polegada de espessura, feito de aço API 5L X65. Posteriormente, a resistência ao colapso desse duto foi comparada à resistência de um duto sanduíche, que mantinha as mesmas dimensões e características do estudo de flambagem lateral

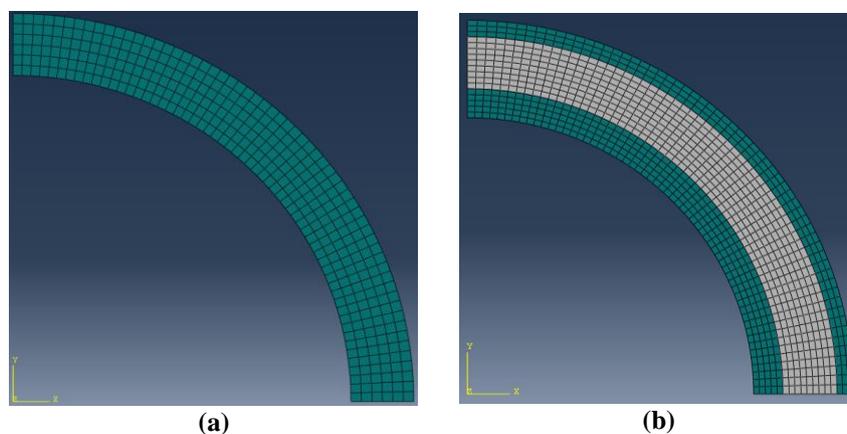


Figura 5-43: Modelos numéricos da análise estrutural:
(a) Duto de parede simples e (b) Duto sanduíche.

A Figura 5-43 ilustra ambos os modelos: o duto de parede simples e o duto sanduíche. Para as análises, foi considerada uma ovalização inicial de 1,00% em cada uma das tecnologias. Na interação tangencial entre as camadas do duto sanduíche, adotou-se um coeficiente de atrito (*penalty*) de 0,2, enquanto a interação normal foi definida como "*hard contact*".

Os dados dimensionais utilizados nas simulações numéricas, assim como seus resultados correspondentes, estão compilados na Tabela 5-10.

Tabela 5-10: Resultados da análise de resistência ao colapso.

Duto	ID (mm)	Camada interna (mm)	Camada anular (mm)	Camada externa (mm)	OD (mm)	Ovalização (%)	MEF P_{co} (MPa)
Parede simples	269,94	25,40	x	x	320,74	1,00	65,29
Sanduíche	269,94	14,00	25,40	8,00	364,74	1,00	69,15

Ao avaliar os resultados contidos na Tabela 5-10, percebe-se que o duto sanduíche exibiu uma resistência ao colapso superior ao duto de parede simples. Adicionalmente, foi realizada uma variação, onde o coeficiente de atrito foi ajustado para 0,117 (valor este que coincide com o atribuído a superfícies lisas). Com este coeficiente, a resistência ao colapso identificada foi de 55,75 MPa (o que representa 85% da resistência encontrada no duto de parede simples), em comparação com os 69,15 MPa observados com um coeficiente de atrito de 0,200 (o que representa 106% da resistência do duto de parede simples). Contudo, é importante ressaltar que, em uma escala industrial de fabricação desta tecnologia, não é provável que as camadas de aço sejam lisas. Portanto, o valor com o coeficiente de atrito de 0,200 parece ser o mais adequado para considerações práticas.

5.3.2 Análise de custos

A busca por alternativas mais eficientes e econômicas na indústria de dutos levou ao estudo do “duto sanduíche”, que emerge como uma opção promissora e financeiramente atrativa quando comparada ao duto tradicional de parede simples. Para aprofundar a análise dessa inovação, é fundamental compreender os custos associados aos materiais necessários para sua fabricação.

Neste contexto, a pesquisa seguiu a metodologia adotada na literatura [66] para fazer uma estimativa dos custos dos materiais. Os principais componentes considerados são:

- i. Aço API 5L X65;
- ii. Cimento CII-F32 (aglomerante);
- iii. Cinza volante (aglomerante);
- iv. Areia fina (agregado);
- v. Glenium 51 (superplastificante);
- vi. Agente de viscosidade;
- vii. Fibra PVA de alta resistência.

A escolha dos fornecedores para cada componente foi criteriosa e baseada em diferentes parâmetros:

O aço API 5L X65 (Figura 5-44) foi selecionado a partir do site da Savoy Piping [96]. Esta empresa, com mais de quatro décadas de atuação no mercado e ampla presença internacional, fornece informações atualizadas sobre os preços e garante a qualidade do produto, já que o fornecimento de aço para o setor *offshore* obedece a rigorosas normativas e procedimentos certificados.



Figura 5-44: Aço API 5L X65 [96].

Para o cimento CII-F32 [97] e a areia fina [98], os preços foram obtidos do site da Leroy Merlin (Figura 5-45), um renomado fornecedor de materiais de construção.



(a)



(b)

Figura 5-45: (a) Cimento CII-F32 [97] e (b) Areia fina [98].

O valor da cinza volante foi determinado com base nas informações fornecidas pela empresa Henan Superior Abrasives Import and Export CO., LTD (Figura 5-46).



Figura 5-46: Cinza volante [99].

O preço do superplastificante Glenium 51 foi referenciado através do fornecedor Supracon (Figura 5-47).



Figura 5-47: Glenium 51 [100].

O agente de viscosidade teve seu preço baseado nas informações do fornecedor Shijiazhuang Henggu Jianxin Cellulose Co., Ltd. (Figura 5-48).

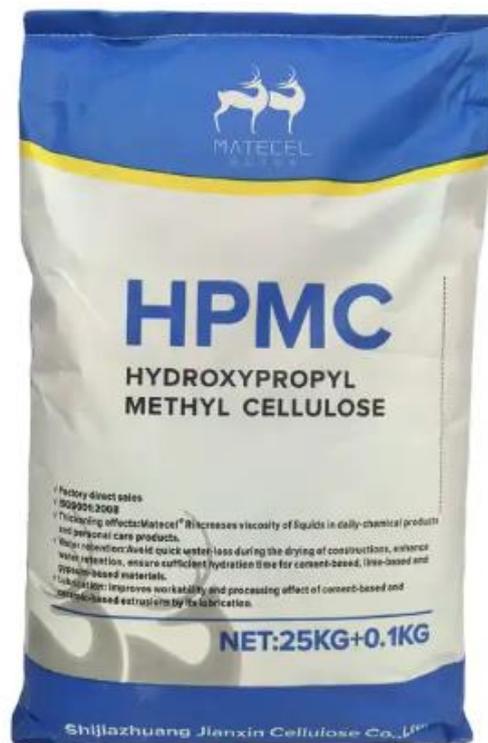


Figura 5-48: VMA [101].

Por fim, o preço da fibra PVA (Figura 5-49) foi extraído da referência [102], que é especializada em fornecer atualizações de preços de produtos químicos e petroquímicos específicos.



Figura 5-49: Fibras de PVA [102].

A Tabela 5-11, apresentada a seguir, fornece um panorama dos custos estimados com base nos produtos e fornecedores citados.

Tabela 5-11: Custo considerado para cada componente na produção do SHCC.

Componente	Custo (US\$/tonelada)
Cimento	132
Cinza volante	300
Areia fina	51
Superplastificante	6410
Agente de viscosidade	3600
Fibras de PVA	3200

Em consonância com a Tabela 3-2, que especifica a proporção de cada componente para a produção de SHCC, foi obtida uma quantificação total dos custos associados à produção do compósito, conforme demonstrado na Tabela 5-12, representando a atualização dos custos de acordo com a mesma metodologia utilizada na literatura [66].

Tabela 5-12: Custo dos materiais.

Material	Custo (US\$/kg)
API-5L X65	4,300
SHCC	0,303

A Tabela 5-12 evidencia uma constatação significativa: o custo do SHCC, baseado exclusivamente nos insumos para sua fabricação, corresponde a apenas cerca de 7% do valor associado ao aço API-5L X65. No entanto, para garantir uma eficiência estrutural do duto sanduíche comparável ao duto de parede simples, há uma necessidade intrínseca de aumentar consideravelmente a espessura da camada de SHCC.

Esta consideração sugere que, embora o SHCC possa parecer economicamente atrativo em uma análise inicial de custos de materiais, as implicações estruturais associadas ao seu uso podem reduzir essa vantagem. Assim, ao ponderar entre a adoção do duto sanduíche e o duto de parede simples, não se deve considerar apenas o custo dos materiais, mas também as exigências técnicas e os possíveis custos adicionais decorrentes de modificações estruturais.

5.3.3 Resultados gerais

Os resultados referentes às implicações de cada tecnologia, discutidos ao longo das seções 5.3.1 e 5.3.2, proporcionam uma visão comparativa sobre a eficácia estrutural do duto sanduíche em relação ao duto de parede simples.

Tabela 5-13: Resultados da rigidez à flexão (duto de parede simples vs duto sanduíche).

Duto	Diâmetro interno (mm)	Diâmetro externo (mm)	Rigidez à flexão (kN.m ²)			
			Camada interna	Camada anular	Camada externa	Total
Parede simples	269,94	320,74	53583,51	-	-	53583,51
Sanduíche	269,94	364,74	26115,15	3731,95	29538,88	59385,98

Conforme indicado na Tabela 5-13, a rigidez à flexão do duto sanduíche supera a do duto de parede simples nestas configurações, sugerindo que o duto sanduíche seja menos propenso a deformações flexionais. Adicionalmente, a resistência ao colapso do duto sanduíche e o seu custo associado aos materiais também se destacam em relação ao de parede simples, como evidenciado pela Tabela 5-14.

Tabela 5-14: Resultados gerais (duto de parede simples vs duto sanduíche).

Duto	Diâmetro interno (mm)	Diâmetro externo (mm)	Rigidez à flexão (kN.m ²)	MEF Pco (MPa)	Custo comparativo: sanduíche/parede simples (%)
Parede simples	269,94	320,74	53583,51	65,29	92,84%
Sanduíche	269,94	364,74	59385,98	69,15	

Estes indicadores estruturais, como rigidez à flexão e resistência ao colapso, lançam uma luz positiva sobre o potencial desempenho do duto sanduíche, especialmente quando submetido às adversas condições características das operações *offshore*. Contudo, é crucial que esses benefícios estruturais sejam contrapostos aos custos associados à implementação desta tecnologia emergente em comparação com os métodos já estabelecidos.

A Figura 5-50 ilustra uma comparação de custos entre a geometria do duto sanduíche e o duto de parede simples para uma linha submarina de até 400 km. Além disso, destaca-se a contribuição relativa de custo de cada camada para o orçamento total do duto sanduíche. Apesar de seu papel estrutural vital, o SHCC representa um custo significativamente menor em comparação com as demais camadas. Esta observação sugere que, além das vantagens de custo inicial, há margem para otimização adicional, garantindo que a estrutura atenda de forma ainda mais eficaz aos requisitos operacionais.

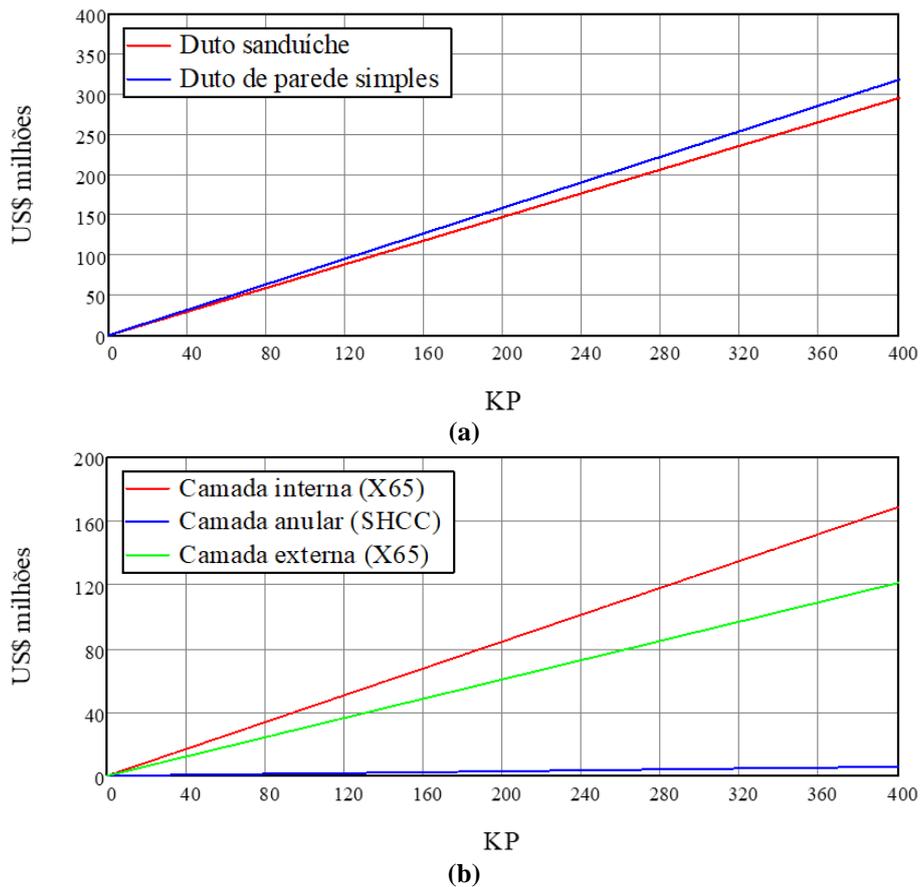


Figura 5-50: (a) Duto sanduíche vs duto de parede simples e (b) A contribuição de cada camada no custo total do duto sanduíche.

6 CONCLUSÕES

6.1 Sumário

A pesquisa literária destacou diversos conceitos pertinentes ao projeto de dutos rígidos submarinos. No cenário atual, percebe-se que a instalação de dutos submarinos utilizando o método carretel é vista como a alternativa financeiramente mais viável em águas profundas. A introdução do duto sanduíche como gasoduto, que emprega a substituição parcial dos materiais metálicos por um compósito à base de cimento reforçado com 2% de fibras de PVA (SHCC), apresenta uma perspectiva econômica mais atrativa quando comparada às tecnologias mais tradicionais.

Este estudo direciona-se à avaliação numérica da operação de dutos sanduíche posicionados expostos no leito marinho, ou seja, sem a preparação de trincheiras antes de sua instalação ou recobrimento posterior à sua instalação. Nessas condições, o duto pode estar suscetível à flambagem lateral, um fenômeno amplamente abordado em projetos de dutos submarinos na indústria *offshore*. O estudo da flambagem lateral, além de servir como um indicador vital para avaliar a resistência estrutural do duto submarino, tem como função ser um dos indicadores para estimativa de sua vida útil.

Para fundamentar as análises de flambagem lateral, ou seja, validar numericamente a reprodução do comportamento estrutural do duto sanduíche com anular de SHCC, foi adotado o seguinte sequenciamento de correlações numérico-experimental:

1. Tração direta (SHCC) - seção 4.1.1;
2. Compressão uniaxial (SHCC) - seção 4.1.2;
3. Flexão em quatro pontos (SHCC) - seção 4.1.3;
4. Flexão dos protótipos (DS) - seção 4.2.1;
5. Pressão de colapso (DS) - seção 4.2.2.

Essas análises foram baseadas nos testes experimentais apresentados na seção 3, onde o detalhamento destes testes visou encorajar futuros pesquisadores a utilizar essa literatura em investigações subsequentes.

6.2 Conclusões

Na avaliação da eficiência do duto sanduíche com anular de SHCC face à flambagem lateral, é imperativo assegurar uma reprodução confiável da resposta estrutural. Dentro deste escopo, o parâmetro de viscosidade, explorado através da simulação numérica e testes experimentais da tração direta no SHCC, mostrou-se vital para capturar o comportamento *strain-hardening* do material. Este comportamento foi substancial para considerar a aplicação do SHCC como anular no DS, portanto, precisa ser devidamente reproduzido. Adicionalmente, o ângulo de dilatação, que rege a variação de volume durante o comportamento não-linear do material, foi afinado com base em simulações numéricas e testes experimentais, cujo valor deve estar compreendido entre 30° e 40°, conforme indicado em [88]. A metodologia aplicada para reproduzir o comportamento mecânico do SHCC foi indiscutivelmente bem sucedida como verificado nos resultados das correlações numérico-experimental.

Com as respostas estruturais de cada material estabelecidas, a interação entre as camadas, fundamentada na pesquisa conduzida por Huarong Cheng [73], foi essencial dada sua relevância na resposta estrutural. É importante enfatizar que em projetos análogos, onde a interação entre as camadas é contemplada, a avaliação e quantificação deste comportamento se torna mandatária. Em seguimento, o comportamento estrutural do duto sanduíche foi analisado, correlacionando simulações numéricas com testes experimentais. Os resultados demonstraram um alinhamento consistente entre ambos os resultados. Com essa validação, foi possível avançar com as simulações no âmbito do estudo paramétrico.

No estudo paramétrico, avaliou-se a viabilidade do duto sanduíche como gasoduto. Adicionalmente, o duto sanduíche foi confrontado com o duto de parede simples em uma análise que considerou os custos dos materiais e a resistência ao colapso. Ambas as tecnologias tomaram como ponto de partida um diâmetro interno de 269,94 mm. A espessura da parede do duto convencional foi estabelecida em uma polegada, medida comum adotada pela indústria. As dimensões do duto sanduíche, à exceção do diâmetro interno, foram determinadas de maneira iterativa, levando em consideração fatores como custos, resistência ao colapso e flambagem lateral.

Em comparação com o duto de parede simples, o duto sanduíche demonstrou superioridade em termos de resistência ao colapso (69,15 MPa contra 65,29 MPa do duto

convencional) e também em termos de custo, sendo o duto sanduíche 7% mais econômico.

Quando avaliado sob flambagem lateral, apenas o duto sanduíche foi considerado. Nas análises realizadas (casos M₃ e M_{BE}), as deformações longitudinais observadas atenderam as exigências delineadas pela DNV-ST-F101 (*Submarine pipeline systems*) e DNV-RP-F110 (*Global buckling of submarine pipelines*) para o critério DCC, mantendo-se abaixo de 0,4%. No entanto, especificamente no caso M_{BE}, foi observado um comportamento que sugere fissuração na camada anular. Contudo, vale ressaltar que as combinações de coeficientes de atrito do caso M_{BE}, conforme estabelecido pela DNV-RP-F110, são aplicadas ao critério LCC. Ademais, o comportamento detectado no anular nas simulações numéricas requer uma investigação mais detalhada, utilizando um modelo 3D dedicado para reproduzir adequadamente tais possíveis fissurações e definir as limitações na utilização deste material.

É importante destacar que os estados limites (como o limite de flambagem local, a capacidade de deformação uniforme e o limite de plasticidade cíclica) não foram abordados neste estudo. A razão para isso é que tal investigação desviaria o foco para outro aspecto: a viabilidade de se considerar a interação entre as camadas nas avaliações de estados limites e de fadiga. Diferentemente do conceito de duto *pipe-in-pipe* (PiP), o duto sanduíche adota a interação entre as camadas como um princípio fundamental em sua metodologia. Embora possa ser associado ao PiP *bonded*, as normativas da indústria ainda não reconhecem essa interação.

Por fim, o estudo sobre o duto sanduíche destacou sua relevância no cenário atual de busca por soluções estruturais eficientes e econômicas. A investigação deste trabalho mostrou que é possível atingir uma previsibilidade assistida do comportamento estrutural do duto sanduíche. Esta capacidade não apenas reforça a confiança na aplicação prática deste duto rígido, mas também serve como uma base sólida para futuros estudos e otimizações. O duto em si, além de ser econômico em termos de custos de material, apresenta uma resposta estrutural promissora. Sua camada interna desempenha um papel fundamental na resistência à flambagem, sugerindo que uma maior espessura nesta camada de aço, em relação à camada externa, pode ser a chave para seu bom desempenho estrutural. Em relação aos materiais, a incorporação do SHCC como anular traz evidentes benefícios ao projeto. No entanto, é fundamental observar que em aplicações onde o anular desempenha apenas função estrutural existem outros materiais à base de cimento,

como o UHPFRC reforçado com 2% fibras de aço (Figura 2-45), que podem oferecer capacidades estruturais superiores. A seleção de materiais, portanto, deve ser feita com base nas demandas específicas de cada projeto.

6.3 Trabalhos Futuros

Recomenda-se para trabalhos futuros:

- Normativas para Estruturas Multicamadas: Realizar um estudo analítico dos estados limites e de fadiga com o objetivo de estabelecer diretrizes normativas. Atualmente, não existem normas que abordem estruturas multicamadas considerando a interação entre elas para a indústria *offshore*;
- Desenvolvimento de Novos Compósitos: Formulação de um compósito à base de cimento, reforçado com fibras, que seja estritamente voltado para proporcionar resistência mecânica. Isso permitiria aproveitar ao máximo a ancoragem mecânica proporcionada pelas fibras de aço;
- Estudo de "*Self-healing*" em Condições de Confinamento: Investigar experimentalmente a capacidade de auto-recuperação (*self-healing*) destes compósitos quando submetidos a condições de confinamento, similar à situação enfrentada pelos dutos sanduíche. A camada anular, confinada por duas camadas de aço, pode apresentar comportamentos distintos em termos de regeneração;
- Avaliação da Pressão de Explosão: Conduzir avaliações experimentais e numéricas sobre a pressão de explosão (*burst*), fornecendo direcionamentos valiosos para projetos de dutos sanduíche;
- Formulação Analítica para o Duto Sanduíche: Propor um estudo analítico que desenvolva uma formulação geral para os dutos sanduíche. Esta formulação deve ser capaz de estimar, para fins de projeto, as pressões de explosão, colapso e propagação. Deve levar em conta a interação entre as camadas e as variações de material anular a ser utilizado.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Almeida, E., Colomer, M., Vitto, W. *Et Al*, "Gás Do Pré-Sal: Oportunidades, Desafios E Perspectivas". *Ciclos De Debates Sobre Petróleo E Economia*, Rio De Janeiro, março de 2017.
- [2] Pedrosa Jr, O, "Perspectivas Do Gás Natural Do Pré Sal Brasileiro". *Ibp: 17º Seminário Sobre Gás Natural*, Rio De Janeiro, julho de 2016.
- [3] Disponível em: <<https://clickpetroleogas.com.br/Petrobras-Planeja-Construir-Mais-Tres-Gasodutos-Rota-4-5-E-6/>> Acesso em: 20 de março de 2023.
- [4] Fairbairn, W., "On the Resistance of Tubes to Collapse". *Philosophical Transactions of The Royal Society of London*, Vol. 148, pp. 389-413, 1858.
- [5] Von Mises, R., "The Critical External Pressure of Cylindrical Tubes Under Uniform Radial and Axial Load". *Berlin, Stodola's Festschrift, Zurich*, pp. 418-430, 1929.
- [6] Timoshenko S.P., Gere J.M., *Theory of Elastic Stability*. Estados Unidos, Mc Graw Hill, 1963.
- [7] Mesloh, R. E., Sorenson, J. E., Atterbury, T. J., "Buckling and Offshore Pipelines". *Gas Mag.*, 7, pp 40-43, 1973.
- [8] Palmer, A. C., Martin, J. H., "Buckle Propagation In Submarine Pipelines". *Nature* 254, pp 46-48, 1975.
- [9] Kamalarasa, S., Calladine, C. R., "Buckle Propagation in Submarine Pipelines". *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 30, No. 3/4, pp. 217-228, 1988.
- [10] Park, T.D., Kyriakides, S., "On the Collapse of Dented Cylinders Under External Pressure". *Int. J. Mech. Sci.* Vol.38, No. 5. pp. 557-578, 1996.
- [11] Estefen, S. F., Netto, T. A., Alves, T. M., "Residual Strength of Damaged Offshore Pipelines". *Proc. ASME Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference*, Calgary, Canada, Vol. V, pp. 233-238, junho de 1992.
- [12] Park, T.D., Kyriakides, S., "On the Collapse of Dented Cylinders Under External Pressure". *Int. J. Mech. Sci.* Vol. 38. No. 5, pp. 557-578, 1996.
- [13] Kyriakides, S., Babcock, C.D., On the Slip-On Buckle Arrestor for Offshore Pipelines. *J. Pressure Vessel Tech.*, 102, pp 188-93, 1980.
- [14] Richardson, T.W.G., Chang, H.H., "Buckle Arrestors for Offshore Pipelines". *Pipeline Industry*, julho de 1980.
- [15] Kyriakides, S., Babcock, C.D., "The Spiral Arrestor-A New Buckle Arrestor Design for Offshore Pipelines". *J. Energy Resources Tech.*, 104, pp 73-77, 1982.
- [16] Netto, T. A., Estefen, S. F., "Buckle Arrestors for Deepwater Pipelines". *J. Marine Structures*, 9 pp. 873-883, 1996.
- [17] Netto T.A., Kyriakides S, "Dynamic Performance of Integral Buckle Arrestors for Offshore Pipelines. Part I: Experiments", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.42 pp.1405-1423, 2000.
- [18] Netto T.A., Kyriakides S., "Dynamic Performance of Integral Buckle Arrestors for Offshore Pipelines. Part II: Analysis", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol.42 Pp.1425-1452, 2000.
- [19] Kyriakides, S., Babcock, C. D., "On the Dynamics and The Arrest of The Propagating Buckle in Offshore Pipelines". *Offshore Technology Conference*, 1979.
- [20] Kyriakides, S., "Buckle Propagation in Pipe-In-Pipe Systems. Part I. Experiments". *International Journal of Solids and Structures*, 39, pp 351-366, 2002.
- [21] Kyriakides, S., Vogler, T. J., "Buckle Propagation in Pipe-In-Pipe Systems. Part II. Analysis". *International Journal of Solids and Structures*, 39, pp 367-392, 2002.
- [22] DNV-ST-F101 - *Submarine Pipeline Systems*, 2021.
- [23] DNV-RP-F110 - *Global Buckling of Submarine Pipelines*, 2021.
- [24] Jensen, G. A., *Offshore Pipelaying Dynamics*. Tese de Doutorado. Norwegian University of Science and Technology. Noruega, 2010.
- [25] Kyriakides, S., Corona, E., *Mechanics of Offshore Pipelines. Vol. I: Buckling and Collapse*". Elsevier, 2007.

- [26] Chakrabarti, S., *Handbook of Offshore Engineering*. Elsevier, 2005.
- [27] Estefen, S.F., "Collapse Behaviour of Intact and Damaged Deepwater Pipelines and The Influence of the Reeling Method of Installation". *Journal of Constructional Steel Research*, 50, pp. 99–114, 1999.
- [28] SAFEBUCK JIP - *Merger of Safebuck And DNV-RP-F110*, 2015.
- [29] Schnaid F., Odebrecht E, *Ensaio de Campo e Suas Aplicações à Engenharia de Fundações*. 2ª Edição. Editora Oficina De Textos, 2012.
- [30] DNV-RP-F114 – *Pipe-Soil Interaction for Submarine Pipelines*, 2021.
- [31] Westgate, Z. *et al.* "Experience with Interface Shear Box Testing for Axial Pipe-Soil Interaction Assessment on Soft Clay". *Offshore Technology Conference*. OTC-28671-MS, 2018.
- [32] Haddad, D. M., *Análise De Confiabilidade Em Flambagem Lateral De Dutos Rígidos Submarinos*. Dissertação de Mestrado, UFRJ / COPPE / Programa De Engenharia Mecânica, Brasil (RJ) 2011.
- [33] Bandeira, F.M., *Análise De Flambagem Global De Dutos Submarinos*. Dissertação De Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Civil, Brasil (RJ), 2012.
- [34] Antunes, A.F.R., *A Comparative Study of Subsea Pipelines Lateral Buckling Due to Thermal Expansion in HT/HP Environments*. Dissertação de Mestrado em Engenharia De Petróleo. Universidade De Lisboa, Portugal, 2018.
- [35] Belmont, G. M., *Uma Metodologia para o Estudo da Flambagem de Dutos Aquecidos*. Dissertação de Mestrado. UFPE, Recife, Pernambuco, Brasil, 2006.
- [36] Martinet, A., "Flambement Des Voies Sans Joints Sur Ballast Et Rails De Grand Longuer", *Revue Generale Des Chemins De Fer*, V. 55/2, pp. 212-230, 1936.
- [37] Kerr, A. D., "Analysis of Thermal Track Buckling in The Lateral Plane". *Acta. Mechanica*, Vol. 30, pp. 17-50, 1978.
- [38] Hobbs, R. E., "In-Service Buckling of Heated Pipelines". *Journal of Transportation Engineering*, Vol. 110, No. 2, pp. 175-189, 1984.
- [39] Hobbs, R. E., Liang, F., "Thermal Buckling of Pipelines Close to Restraints". *Proc. ASME, 8th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, pp. 121-127, 1989.
- [40] Palmer, A. C., King, R. A., *Subsea Pipeline Engineering*. Pennwell, 2004.
- [41] Cardoso, C. Oliveira, *Metodologia para Análise e Projeto de Dutos Submarinos Submetidos a Altas Pressões e Temperaturas via Aplicação do Método Dos Elementos Finitos*. Tese de Doutorado. UFRJ / COPPE / Programa De Engenharia Civil, Brasil (RJ), 2005.
- [42] Haddad, D. M., *Análise De Confiabilidade Em Flambagem Lateral De Dutos Rígidos Submarinos*. Dissertação de Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Mecânica, Brasil (RJ), 2011.
- [43] SAFEBUCK JIP Phase III - *Safe Design of Pipelines with Lateral Buckling Design Guideline*, 2011.
- [44] Cooper, P., Zhao, T., Kortekaas, F. "Residual Curvature Method for Lateral Buckling of Deepwater Flowlines". *Offshore Pipeline Technology Conference*, Holanda, 2017.
- [45] Netto, T.A., Santos, J.M.C., Estefen, S.F., "Sandwich Pipes for Ultra-Deep Waters", *Proceedings of the 10th International Offshore and Polar Engineering Conference*, 2002.
- [46] Pasqualino, I. P., Pinheiro, B. C., Estefen, S.F., "Comparative Structural Analyses Between Sandwich and Steel Pipelines for Ultra-Deep Water". *21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2002.
- [47] Santos, J.M.C., 2002, *Dutos Tipo Sanduíche Para Águas Ultraprofundas*. Dissertação de Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2002.
- [48] Su, J., Estefen, S.F., "Thermal Analysis of Sandwich Pipes with Active Electrical Heating". *22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2003.
- [49] Valeriano, I.A., *Propagação De Colapso Em Dutos Sanduíche*. Dissertação de Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2005.
- [50] Castello, X., Estefen, S.F., "Adhesion Effect on The Ultimate Strength of Sandwich Pipes". *25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2006

- [51] Castello, X. *Efeitos do Método de Instalação na Resistência Estrutural de Dutos Sanduíche*. Dissertação de Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2005.
- [52] Castello, X., Estefen, S.F., “Limit Strength and Reeling Effects of Sandwich Pipes with Bonded Layers”. *International Journal of Mechanical Sciences*, 49, pp. 577-588, 2007.
- [53] De Souza, A.R., *Resistência Estrutural De Dutos Sanduíche Sob Pressão Externa, Flexão Longitudinal E Carregamento Térmico*. Dissertação de Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2008.
- [54] Arjomandi K., Taheri F., “Elastic Buckling Capacity of Bonded and Unbonded Sandwich Pipes Under External Hydrostatic Pressure”. *Journal Of Mechanics of Materials and Structures*. Vol. 5, No. 3, 2010.
- [55] Arjomandi K., Taheri F., “A New Look at The External Pressure Capacity of Sandwich Pipes”. *Marine Structures*, 24, pp. 23–42, 2011.
- [56] Arjomandi K., Taheri F., “Stability and Post-Buckling Response of Sandwich Pipes Under Hydrostatic External Pressure”. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 88, pp. 138–148, 2011.
- [57] Arjomandi K., Taheri F., "The Influence of Intra-Layer Adhesion Configuration on The Pressure Capacity and Optimized Configuration of Sandwich Pipes". *Ocean Engineering*, 38, pp. 1869–1882, 2011.
- [58] Castello, X., *Influência Da Adesão Entre Camadas Na Resistência Ao Colapso De Dutos Sanduíche*. Tese de Doutorado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2011.
- [59] Chen A., *Colapso De Dutos Sanduíche Com Núcleo De Compósitos Cimentícios Reforçados Com Fibras De PVA Sob Pressão Hidrostática*. Tese de Doutorado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2012.
- [60] Chen A., Castello X., Duan, M., Toledo Filho, R. D., Estefen, S. F., "Ultimate Strength Behaviour of Sandwich Pipes Filled with Steel Fiber Reinforced Concrete". *Ocean Engineering*, 55, pp. 125–135, 2012.
- [61] De Castilho, J. F. M., *Estudo Numérico e Experimental da Pressão de Colapso de Dutos Sanduíche Danificados*. Dissertação de Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2013.
- [62] Chen A., Duan, M., Toledo Filho, R. D., Estefen, S. F., “Collapse of Sandwich Pipes with PVA Fiber Reinforced Cementitious Composites Core Under External Pressure”. *Ocean Engineering*, 82, pp. 1–13, 2014.
- [63] Fu, G., **Paz, C. M.**, Chujutalli, J. A. H., De Lima Jr., D. B., Lourenço, M.I., Toledo Filho, R. D., Li, Y., Estefen, S.F., “Sandwich Pipes with Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC). Numerical Analysis”. *33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Estados Unidos, 2014.
- [64] **Paz, C. M.**, Lourenço, M.I., Estefen, S. F., "Influência do Método Carretel na Resistência Estrutural de Dutos Sanduíche com Núcleo de Compósitos Cimentícios Reforçados com Fibras de PVA (SHCC)". *25^o Congresso Nacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e Offshore*, Brasil (RJ), 2014.
- [65] **Paz, C. M.**, *Influência do Método Carretel de Lançamento na Resistência Estrutural de Dutos Sanduíche com Núcleo de Compósitos Cimentícios (SHCC)*. Dissertação de Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2015.
- [66] **Paz, C. M.**, Fu, G., Estefen, S.F., Lourenço, M.I., Chujutalli, J. A. H., “Sandwich Pipe: Reel-Lay Installation Effects”. *34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Canadá, 2015.
- [67] Estefen, S.F., Lourenço, M.I., Feng, J., **Paz, C. M.**, De Lima Jr., D. B., "Sandwich Pipe for Long Distance Pipelines: Flow Assurance and Costs". *36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Coreia do Sul, 2016.
- [68] **Paz, C. M.**, Lourenço, M.I., Estefen, S. F., “Sandwich Pipe: HPFRC Adhesion Behavior”. *27^o International Congress on Waterborne Transportation, Shipbuilding And Offshore*. Brasil (RJ), 2018.

- [69] Yang, J., **Paz, C. M.**, Estefen, S. F., Fu, G., Lourenço, M.I., "Collapse Pressure of Sandwich Pipes with Strain-Hardening Cementitious Composite - Part 1: Experiments and Parametric Study". *Thin-Walled Structures*, 148:106605, 2020.
- [70] Yang, J., Estefen, S. F., Fu, G., **Paz, C. M.**, Lourenço, M.I., "Collapse Pressure of Sandwich Pipes with Strain-Hardening Cementitious Composite - Part 2: A Suitable Prediction Equation". *Thin-Walled Structures*, 148: 106606, 2020.
- [71] Cheng, H., **Paz, C. M.**, Pinheiro, B. C., Estefen, S. F., "Experimentally Based Parameters Applied to Concrete Damage Plasticity Model for Strain Hardening Cementitious Composite in Sandwich Pipes". *Materials And Structures*, Vol. 53, Article Number: 78, 2020.
- [72] Cheng, H., Pinheiro, B.C., Estefen, S.F., Xu, L., **Paz, C.M.**, Duan, M., "Ultimate Bending Strength Of Sandwich Pipes With Actual Interlayer Behavior". *Thin-Walled Structures*. Vol. 161:107476, 2021.
- [73] Cheng, H, *Experimentally Based Mechanical Model of Sandwich Pipes with a Strain-Hardening Cementitious Composite Core*. Tese de Doutorado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Oceânica, Brasil (RJ), 2021.
- [74] Fu, G., Estefen, S. F., Lourenço, M.I., Yang, J., **Paz, C. M.**, Duan, M., "Buckle Propagation of Damaged SHCC Sandwich Pipes: Experimental Tests and Numerical Simulation". *Marine Structures*, 77:102976, 2021.
- [75] (COC756) Materiais Compósitos à Base De Cimento. Notas de Aula. Prof. Romildo Dias Toledo Filho, 2015.
- [76] Dick-Nielsen, L., *Modeling of ECC Materials Using Numerical Formulations Based on Plasticity*. Tese de Doutorado. Technical University of Denmark / Department of Civil Engineering, Dinamarca, 2008.
- [77] G. Fisher E Victor C. Li, "Effect Of Fiber Reinforcement On The Response Of Structural Members". *Engineering Fracture Mechanics*,74: pp. 258–272, 2007.
- [78] Li, Victor C., "Engineered Cementitious Composites (ECC) – Tailored Composites Through Micromechanical Modeling". *Fiber Reinforced Concrete: Present and the Future*, 1998.
- [79] Goran H. Mahmuda *et al* "Experimental and Numerical Studies of Size Effects of Ultra High Performance Steel Fibre Reinforced Concrete (UHPRFC) Beams". *Construction and Building Materials*, 4, pp. 1027–1034, 2013.
- [80] Wille, K., El-Tawil, S., Naaman, A.E., "Properties of Strain Hardening Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHP-FRC) Under Direct Tensile Loading". *Cement & Concrete Composites*, 48, pp. 53–66, 2014,
- [81] K. Rokugo, M. Kunieda, S. Miyazato, "Structural Applications of HPRCC in Japan". Measuring, Monitoring and Modeling Concrete Properties. *An International Symposium Dedicated yo Professor Surendra P. Shah, Northwestern University*, Estados Unidos, 2006.
- [82] Correia, R. F., *Avaliação Mecânica e Estrutural de Pastas Cimentícias para Poços de Petróleo Submetidos à Injeção De Vapor*. Dissertação de Mestrado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Civil, Brasil (RJ), 2009.
- [83] Brüdern, A.E., Mechtcherine, V., "Effect of Superabsorbent Polymers on Properties of Strain-Hardening Cement-Based Composites". *International Conference on Performance-Based Specification for Concrete*, pp. 62–69, Alemanha, 2011.
- [84] Oliveira, Andrielli Morais, *Fluência a Altas Temperaturas, Aderência Fibra-Matriz e Comportamento Mecânico Sob Ações Higrotérmicas de Compósitos Cimentícios Reforçados com Fibras De PVA*. Tese de Doutorado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Civil, Brasil (RJ), 2015.
- [85] ABNT NBR 13276: *Argamassa para Assentamento e Revestimento de Paredes e Tetos - Determinação do Índice de Consistência*, 2016.
- [86] ABAQUS: *User's and Theory Manuals*, 2017.
- [87] Ferreira, W.G. *et al*, *Introdução à Teoria da Estabilidade Elástica*. LBF, 2ªed. Brasil (ES), 2017.
- [88] Szczecina M., Winnicki A., "Calibration of the CDP Model Parameters in ABAQUS". *Advances in Structural Engineering and Mechanics*, 2015.

- [89] Magalhães, Margareth Da Silva, *Caracterização Experimental de Compósitos Cimentícios Reforçados com Fibras de PVA: Processo de Fratura, Propriedades Térmicas, Deformações Diferidas e Estabilidade Térmica*. Tese de Doutorado. UFRJ / COPPE / Programa de Engenharia Civil, Brasil (RJ), 2010.
- [90] MATHCAD: *User's Guide*, 2011.
- [91] Solano, R. *et al*, “Thermo-Mechanical Design of Canapu PiP System”, *28th International Conference On Ocean, Offshore And Arctic Engineering*. OMAE 79713, 2009.
- [92] Zhang, X., Duan, M., Li, T., “Parameter Study on Lateral Buckling Response of Submarine Pipe-in-Pipe Pipelines”. *Advances In Structural Engineering And Mechanics*, 2015.
- [93] Zhang, Z., Chen, Z., Liu, H., “Lateral Buckling of Pipe-in-Pipe Systems Under Sleeper-Distributed Buoyancy - A Numerical Investigation”. *Metals*, 12, 1094. 2022.
- [94] Zhang, Z., Liu, H., Chen, Z. “Lateral Buckling Theory and Experimental Study on Pipe-in-Pipe Structure”. *Metals*, 9, 185, 2019.
- [95] Abeele, F.V.D, *et al*, “Finite Element Simulation of Pipe-in-Pipe Systems Installed on an Uneven Seabed”. *Engineering*, 2014.
- [96] Disponível em: <<https://www.Savoypipinginc.Com/Blog/Live-Stock-And-Current-Price.Html>> Acesso em: 20 de março de 2023.
- [97] Disponível em: <https://www.Leroymerlin.Com.Br/Cimentos/Tipo/Cp_Ii_F_32> Acesso em: 20 de março de 2023.
- [98] Disponível em: <https://www.Leroymerlin.Com.Br/Areia-Fina-Lavada-1m3-Grupo-Tomino_89851664> Acesso em: 20 de março de 2023.
- [99] Disponível em: <<http://www.Microsilica-Fume.Com/Silica-Fume-Price-Per-Kg.Html#:~:Text=Commonly%20silica%20fume%20price%20per%20kg%20is%20%24%200.2%2d0.8>> Acesso em: 20 de março de 2023.
- [100] Disponível em: <<https://www.Supracon.Com.Br/Aditivo-Mastertglenium-51-Tambor-217kg>> Acesso em: 20 de março de 2023.
- [101] Disponível em: <https://www.Alibaba.Com/Product-Detail/Buy-Hpmc-Price-Hpmc-K100m-Cellulose_1600426933435.Html?Spm=A2700.7724857.0.0.4e467e7eml2krk> Acesso em: 20 de março de 2023.
- [102] Disponível em: <<https://www.Chemanalyst.Com/Pricing-Data/Polyvinyl-Alcohol-1108>> Acesso em: 20 de março de 2023.
- [103] Hafezolghorani, M., *et al*, “Simplified Damage Plasticity Model For Concrete”. *Structural Engineering International*, 2017.
- [104] Kent, D.C., Park R., “Flexural Members with Confined Concrete”. *J. Struct. Div.* 97(7), pp. 1969–1990, 1971.
ASTM E8/E8M: *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*, 2022.

APÊNDICE A

Caracterização dos Materiais

Nesta seção descreve-se a metodologia empregada para a caracterização dos materiais estudados neste trabalho, com foco no SHCC (*Strain-Hardening Cementitious Composites*) e nos materiais metálicos.

O compósito à base de cimento reforçado com 2% de fibras de PVA (SHCC) foi modelado através do *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) para ilustrar seu comportamento estrutural. Este modelo é especialmente formulado para retratar a resposta do material quando submetido a deformações e danos intensos, incorporando o critério de falha de Drucker-Prager estendido. Integrando elementos da teoria da plasticidade com modelos de dano, o CDP oferece uma representação precisa da resposta mecânica do SHCC. Uma das características marcantes do CDP é sua habilidade em simular danos progressivos, sendo fundamental na análise de estruturas expostas a cargas que superam seu limite. O modelo rastreia a evolução do dano por meio de uma variável específica que aumenta progressivamente. O dano é tratado em duas fases distintas: a primeira relacionada ao dano por tração, que leva à fissuração, e a segunda associada ao dano por compressão, resultando em esmagamento. Essa variável é utilizada para modular tanto a rigidez quanto a resistência efetiva do material. Desse modo, o CDP aborda a diminuição da rigidez e da resistência à medida que o dano se intensifica, permitindo uma caracterização abrangente dos comportamentos não lineares do SHCC.

A modelagem do CDP é composta por diversas equações que representam o comportamento do material em diferentes cenários de solicitação. Estas equações são essenciais para compreender o comportamento intrínseco do material e a maneira como o dano se manifesta e evolui. Segundo a literatura [103], a formulação para este comportamento sob tração é descrita por:

$$\sigma_t = (1 - d_t)E_0(\varepsilon_t - \varepsilon_t^{pl,h}) \quad \text{Equação A-1}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_t^{ck,h} = \varepsilon_t - \frac{\sigma_t}{E_0} \\ \varepsilon_t^{pl,h} = \varepsilon_t - \frac{\sigma_t}{E_0} \left(\frac{1}{1 - d_t} \right) \end{array} \right. \quad \text{Equação A-2}$$

$$\varepsilon_t^{pl,h} = \varepsilon_t^{ck,h} - \frac{d_t \sigma_t}{(1 - d_t)E_0} \quad \text{Equação A-3}$$

$$d_t = 1 - \frac{\sigma_t}{\sigma_{t0}} \quad \text{Equação A-4}$$

onde σ_t é a tensão sob tração, d_t é o dano sob tração que evolui continuamente, ε_t é a deformação sob tração, $\varepsilon_t^{pl,h}$ é a parcela de deformação plástica sob tração, $\varepsilon_t^{ck,h}$ é a parcela de deformação em fissuração sob tração, σ_{t0} é a tensão de pico sob tração.

De maneira análoga à tração, a compressão uniaxial é modelada para representar o comportamento do material quando submetido a cargas compressivas. A formulação específica, conforme descrito na literatura [103], é:

$$\sigma_c = (1 - d_c)E_0(\varepsilon_c - \varepsilon_c^{pl,h}) \quad \text{Equação A-5}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_c^{in,h} = \varepsilon_c - \frac{\sigma_c}{E_0} \\ \varepsilon_c^{pl,h} = \varepsilon_c - \frac{\sigma_c}{E_0} \left(\frac{1}{1 - d_c} \right) \end{array} \right. \quad \text{Equação A-6}$$

$$\varepsilon_c^{pl,h} = \varepsilon_c^{in,h} - \frac{d_c \sigma_c}{(1 - d_c)E_0} \quad \text{Equação A-7}$$

$$d_c = 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_{cu}} \quad \text{Equação A-8}$$

onde σ_c é a tensão sob compressão, d_c é o dano sob compressão que evolui continuamente, ε_c é a deformação sob compressão, $\varepsilon_c^{pl,h}$ é a parcela de deformação plástica sob compressão, $\varepsilon_c^{in,h}$ é a parcela de deformação inelástica sob compressão e σ_{cu} é a tensão de pico sob compressão.

A Figura A-1 ilustra graficamente a representação da resposta do CDP quando sujeito a carregamentos tanto de tração quanto de compressão.

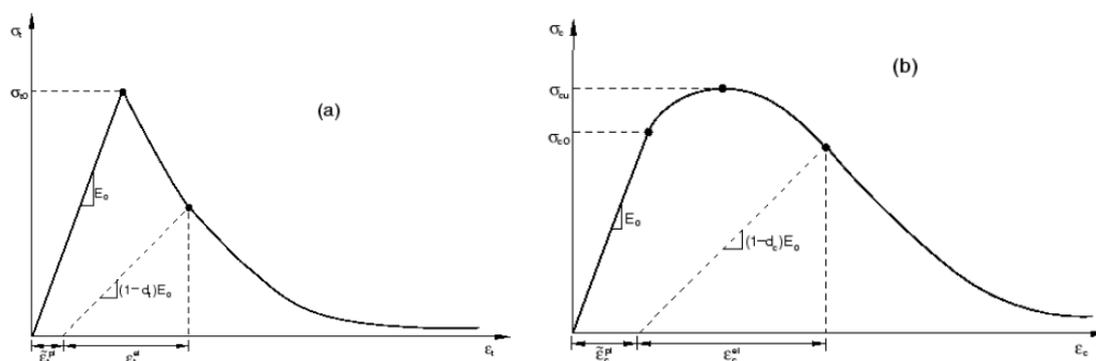


Figura A-1: Resposta do concreto sob carregamentos uniaxiais de tração e compressão [86]: (a) CDP sob tração e (b) CDP sob compressão.

A implementação precisa do modelo CDP demanda uma configuração meticulosa baseada na definição de parâmetros específicos. Essa calibração é primordial para assegurar que o modelo reflita fielmente o comportamento real do material. Dada essa importância, a definição destes parâmetros é baseada em dados adquiridos de testes experimentais.

No âmbito desta pesquisa, testes de tração e compressão (Figura A-2) foram conduzidos para coletar os dados necessários. Estes testes não apenas fornecem uma visão direta das características do material, mas também servem como uma base para a simulação numérica. Estas simulações numéricas desempenham um papel fundamental na reprodução do comportamento observado experimentalmente.

Os resultados destes testes experimentais e simulações foram empregados na calibração de dois parâmetros do modelo CDP: o parâmetro de viscosidade e o ângulo de dilatação. O parâmetro de viscosidade é fundamental para entender a taxa de dissipação de energia no material, enquanto o ângulo de dilatação fornece descreve a variação volumétrica do material durante a plastificação. A correta calibração desses parâmetros garante que as simulações conduzidas com o modelo CDP sejam representativas e confiáveis.



(a)



(b)

Figura A-2: Testes experimentais: (a) Tração direta e (b) Compressão uniaxial.

Na Figura A-2(a), é possível visualizar a configuração adotada para o teste de tração uniaxial. O corpo de prova foi cuidadosamente alocado entre duas garras mecânicas rígidas, assegurando assim o alinhamento preciso da amostra ao longo do eixo de carga, conforme diretrizes estabelecidas pela norma japonesa (JSCE - *Japan Society of Civil Engineers*). A avaliação foi conduzida utilizando uma prensa mecânica da marca Shimadzu, modelo AGX, equipada com uma célula de carga de 50 kN. Durante os testes, a taxa de aplicação de carga foi mantida em 0,1mm/min, e os deslocamentos foram monitorados através de dois LVDTs, estrategicamente posicionados nas laterais dos espécimes, com uma capacidade de medição de até 80 mm.

Para os testes de compressão uniaxial, ilustrados na Figura A-2(b), o espécime foi posicionado sobre uma base e pressionado na direção de um pistão vertical. A carga foi monitorada por uma célula de carga. Durante este ensaio, a mensuração das deformações foi assegurada pelo uso de extensômetros elétricos (*strain-gages*) e dois LVDTs localizados nas laterais do corpo de prova.

Primeiramente, seguindo a abordagem da seção 5.1.1, os registros iniciais do ensaio de tração foram submetidos a uma análise estatística. Considerando probabilidades de ocorrência de 10% e 85% (conforme ilustrado na Figura A-3), estabeleceram-se as estimativas LE, BE e UE, as quais estão representadas na Figura A-4.

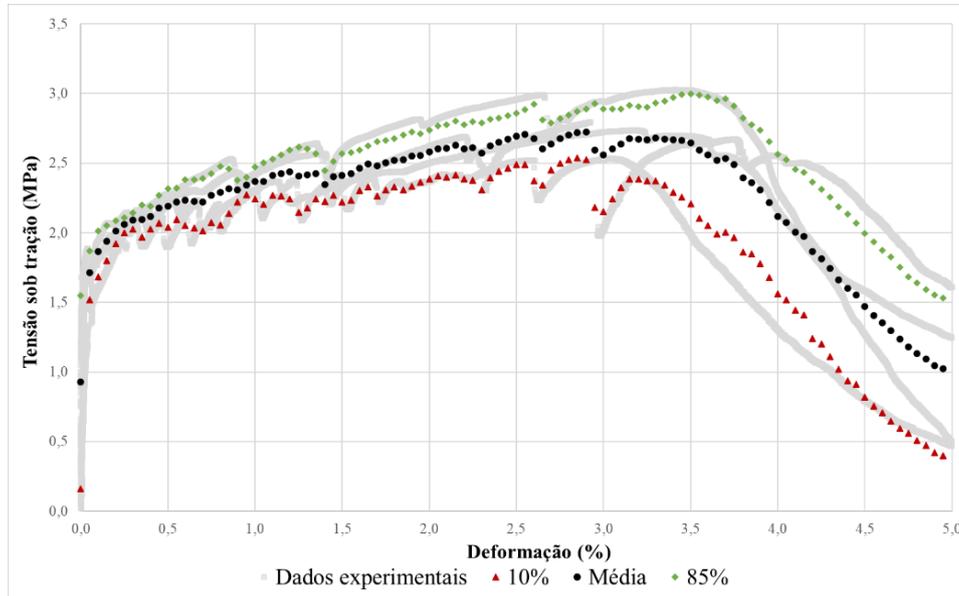


Figura A-3: Dados brutos dos testes de tração direta e tratamento estatístico.

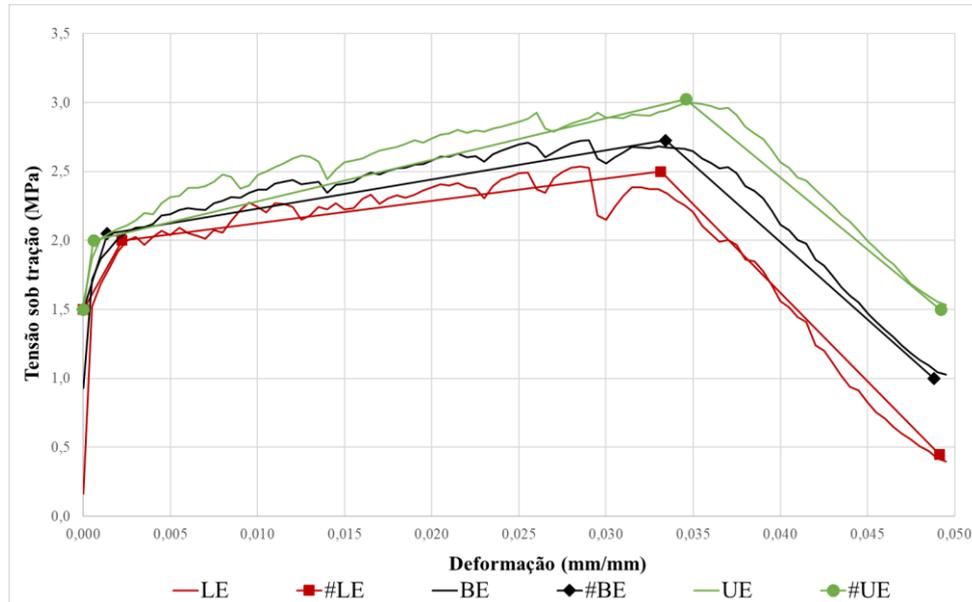


Figura A-4: Estimativas LE, BE e UE.

Com base na estimativa LE, determinaram-se os pontos da curva de tração, que posteriormente foram utilizados como *input* no modelo computacional, em uma abordagem conservadora, adotando o limite inferior da curva de tração para simular o comportamento estrutural do material nessa direção específica.

Já no contexto do modelo computacional voltado à tração, conduziu-se uma análise focada na sensibilidade do parâmetro de viscosidade, como ilustra a Figura A-5. A metodologia adotada segue padrões similares aos apresentados na literatura [88]. No entanto, neste caso houve um esforço para correlacionar os resultados computacionais com a estimativa LE previamente definida. Como resultado, estabeleceu-se o coeficiente 0,0001 (apresentado na Figura A-6) como o parâmetro de viscosidade (μ) para o material em questão.

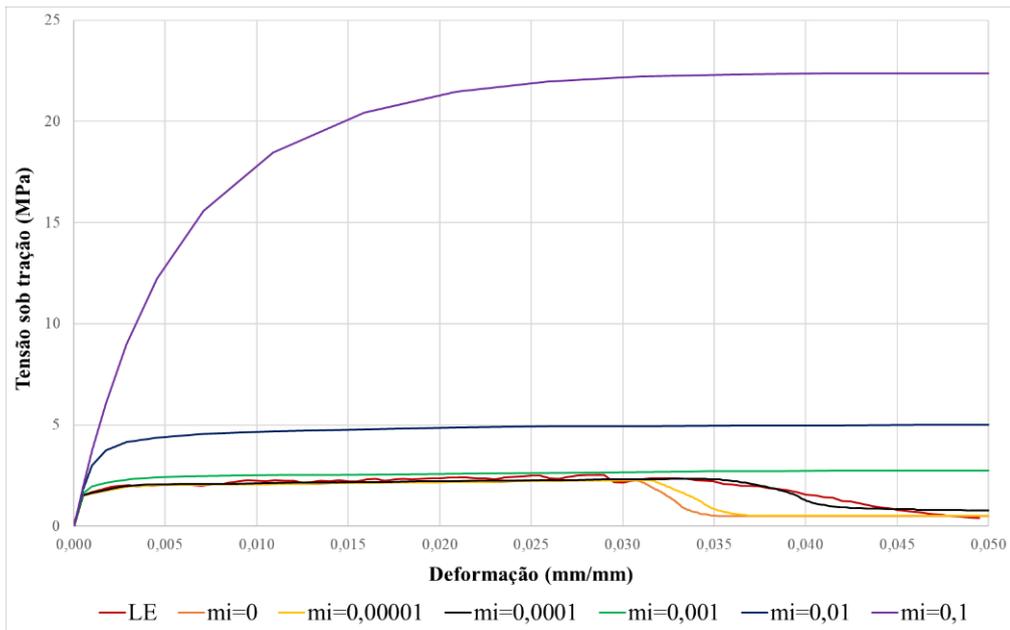


Figura A-5: Influência do parâmetro de viscosidade.

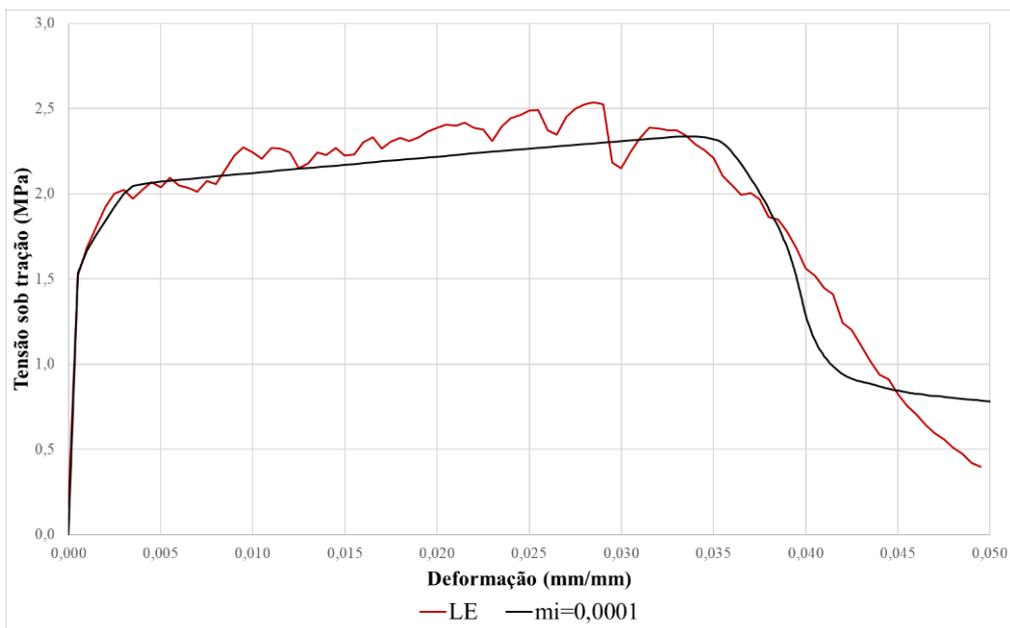


Figura A-6: Valor adotado para o parâmetro de viscosidade ($\mu = 0,0001$).

Para a simulação do comportamento sob compressão, adotou-se a metodologia citada na literatura [102], que se baseia no modelo de Kent e Park [103]. Este modelo estabelece coordenadas específicas (A, B, C e D) que auxiliam na reprodução do comportamento do material, conforme detalhado na Figura A-7, conjuntamente com o suporte da Equação A-9, que descreve a transição do ponto A para o B.

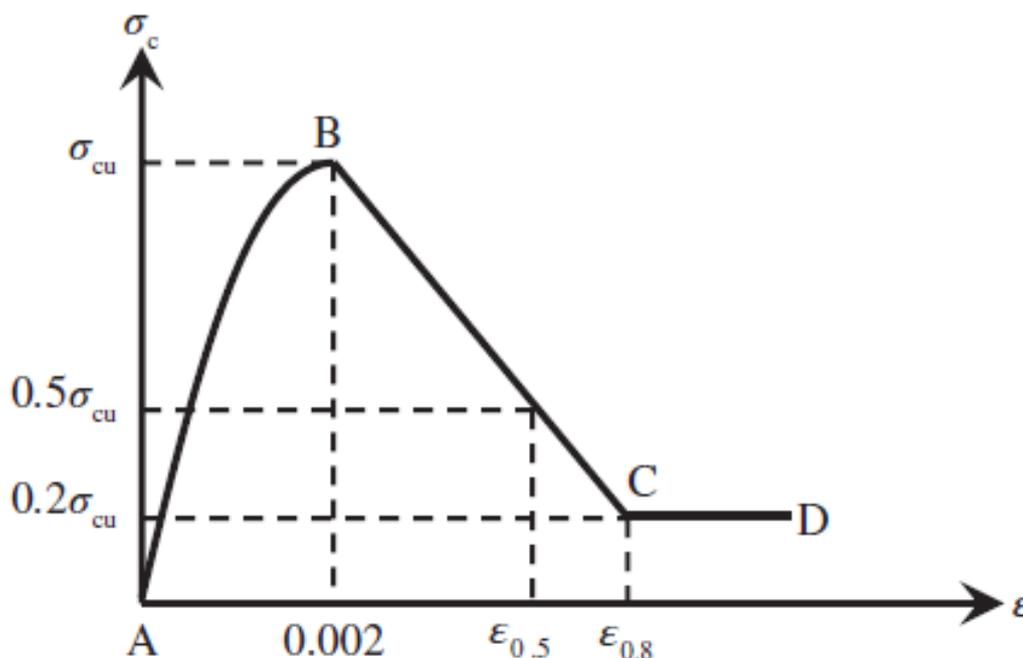


Figura A-7: Modelo de Kent e Park [104].

$$\sigma_c = \sigma_{cu} \left(2 \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon'_c} \right) - \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon'_c} \right)^2 \right) \quad \text{Equação A-9}$$

onde σ_c é a tensão sob compressão, ϵ_c é a deformação sob compressão, ϵ'_c é a deformação sob compressão na tensão de pico e σ_{cu} é a tensão de pico sob compressão.

É importante salientar que o modelo de Kent e Park geralmente é aplicado em situações em que não há disponibilidade de dados experimentais. No entanto, tendo em vista a existência de dados concretos relacionados ao compósito em análise, foram necessárias algumas modificações no modelo. Para a variável ϵ'_c , por exemplo, adotou-se o valor de 0,004, correspondente a uma tensão de pico de 30,85 MPa, que representou o menor valor mensurado experimentalmente, como pode ser observado na Figura A-8. Adicionalmente, ajustes foram realizados nas proporções relativas aos pontos coordenados C e D. Cabe destacar que os resultados dos ensaios de compressão foram comparados com aqueles presentes em [59] e [84]. Ambos os trabalhos utilizaram

composições similares do compósito, alinhando-se ao comportamento esperado durante a compressão.

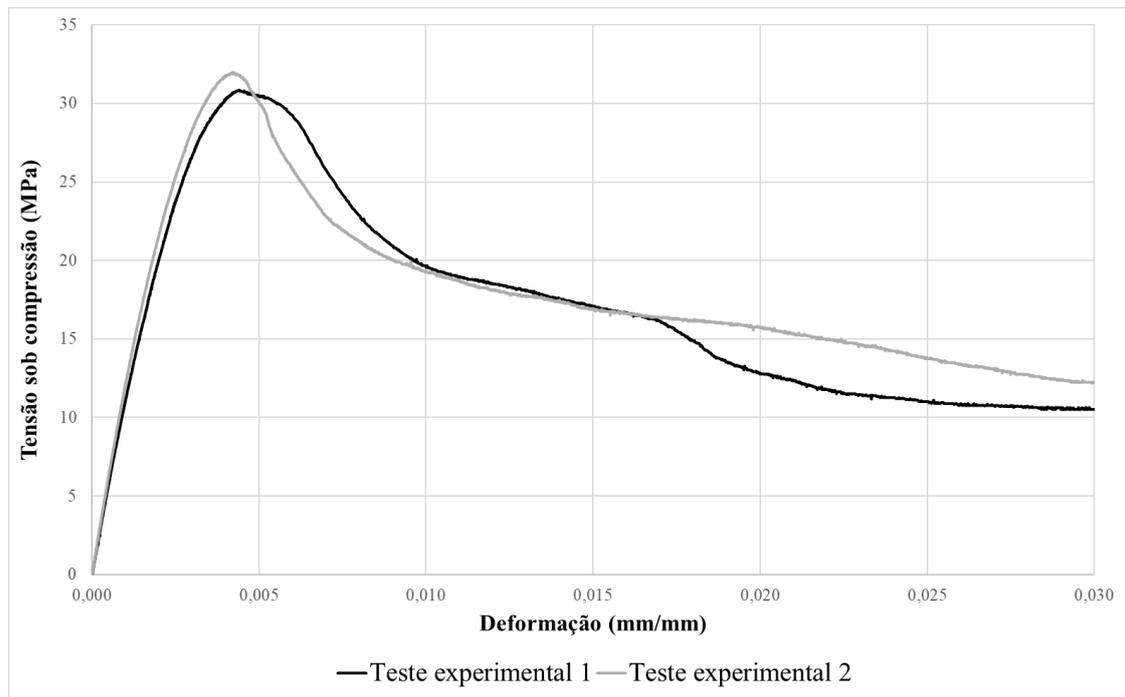


Figura A-8: Resultados experimentais do teste de compressão.

Quanto à modelagem numérica relacionada à compressão, esta teve o propósito principal de definir o ângulo de dilatação do material, fundamentando-se em uma correlação entre dados experimentais e numéricos, ilustrada na Figura A-9. A partir desta análise, estabeleceu-se o valor de 40° para o ângulo de dilatação, conforme demonstrado na Figura A-10. E segundo indicado no manual do ABAQUS [86], o valor adequado para este ângulo deve estar compreendido entre 30° e 40° .

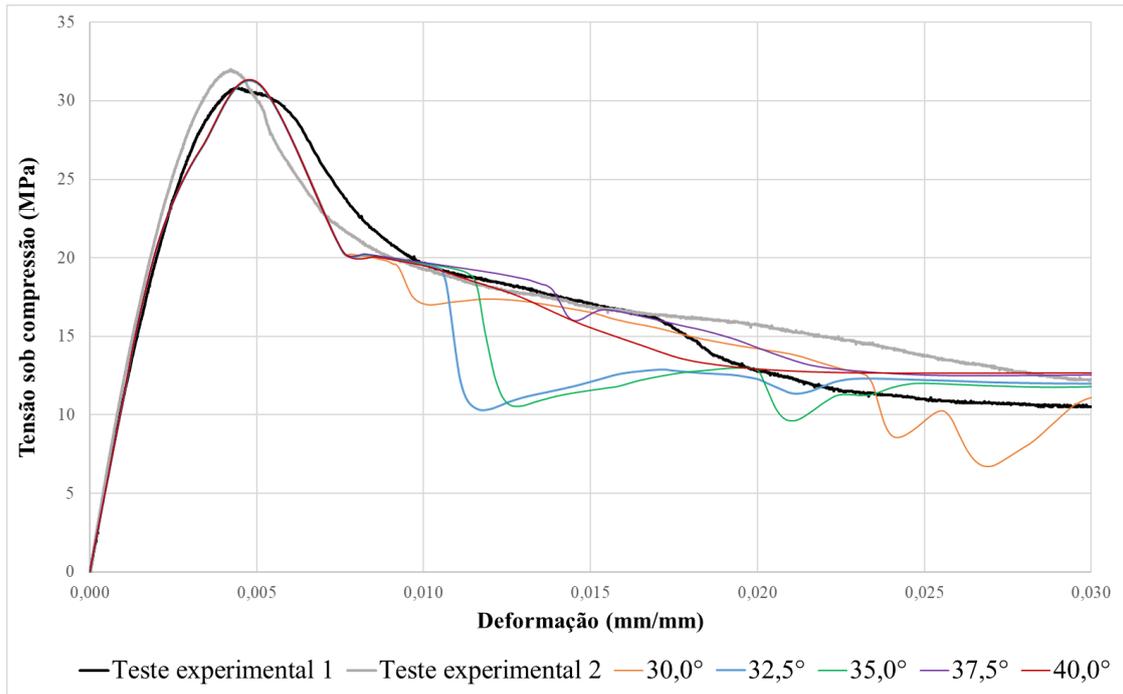


Figura A-9: Influência do ângulo de dilatação.

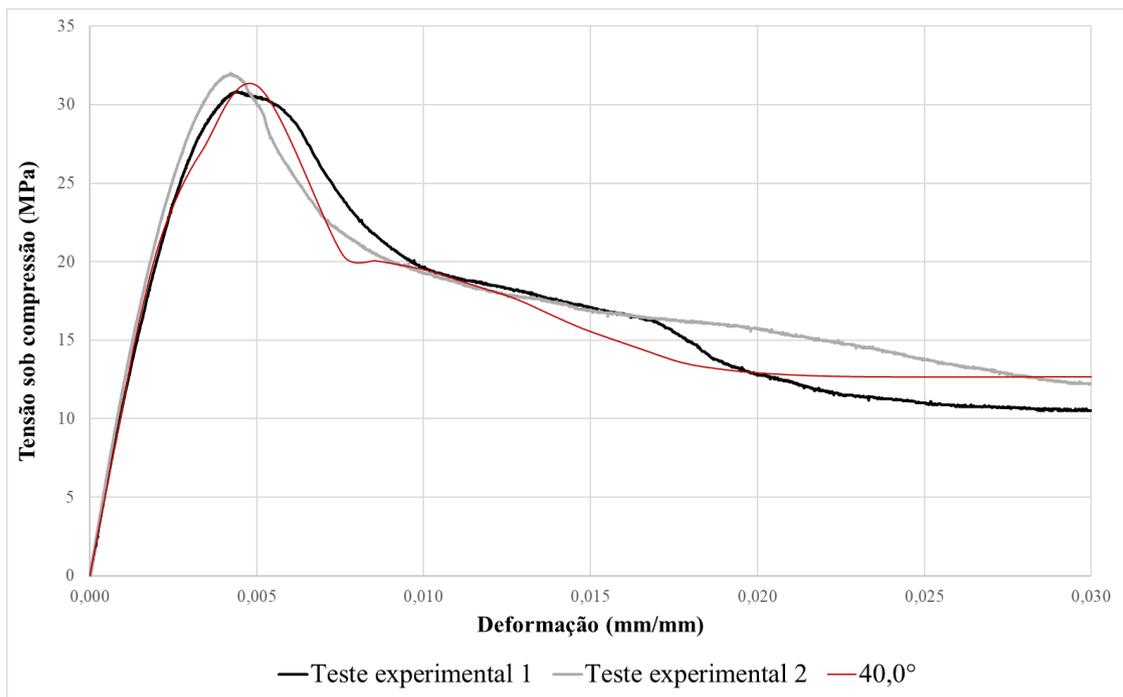


Figura A-10: Valor adotado para o ângulo de dilatação ($\psi = 40^\circ$).

Prosseguindo com a análise, investigou-se também o comportamento do compósito sob ação de flexão por meio de simulação numérica, conforme descrito na seção 4.1.3. O ensaio de flexão, baseado em quatro pontos de apoio, é detalhado na Figura A-11. Para este ensaio, empregou-se um corpo de prova de formato retangular, com dimensões de 400mm x 60mm x 12,5mm. Os suportes inferiores foram posicionados com

uma distância de 300mm entre si, enquanto os pontos de carregamento superiores estavam separados por 100mm. A máquina registrou o deslocamento através de um LVDT.



(a)



(b)

Figura A-11: Teste de flexão em quatro pontos: (a) Condição indeformada e (b) Condição deformada.

Os resultados expostos na Figura A-12 revelam características de endurecimento por flexão (*deflection hardening*) em todos os corpos de prova avaliados. Observa-se que a resposta do material sob flexão não exibe um comportamento uniforme ou padrão claramente estabelecido. Contudo, destaca-se que uma das curvas obtidas experimentalmente demonstrou uma excelente concordância com a simulação numérica, conforme ilustrado na Figura A-13.

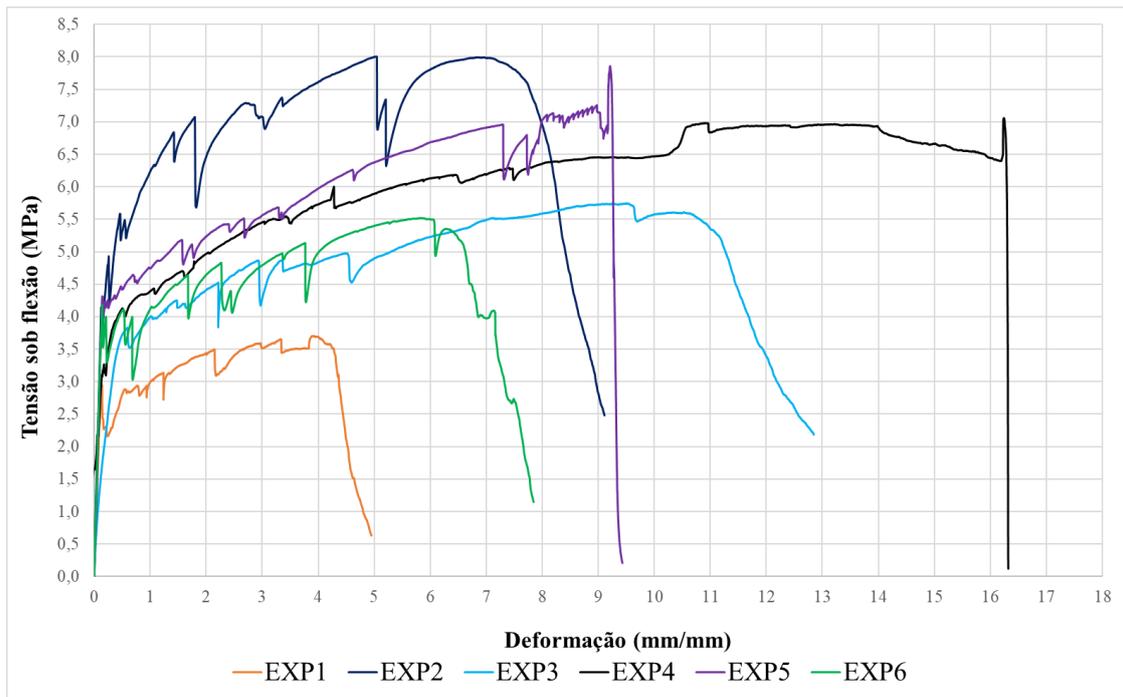


Figura A-12: Resultados experimentais do teste de flexão em quatro pontos.

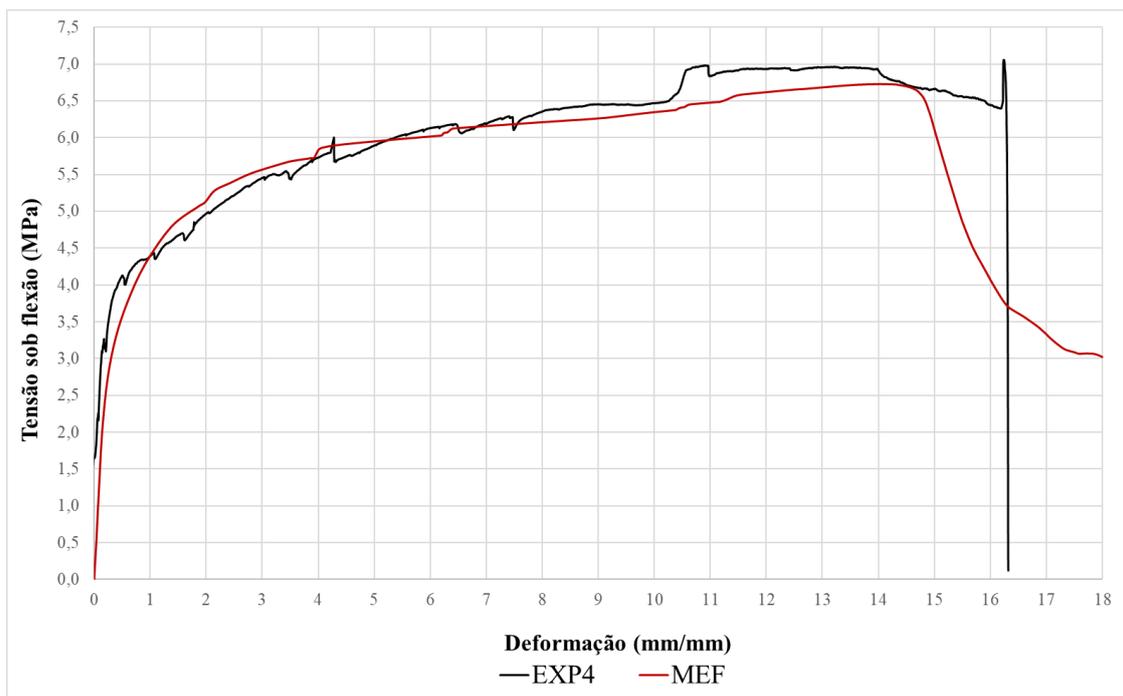


Figura A-13: Correlação numérico-experimental (teste de flexão em quatro pontos).

Concluindo, a Tabela A-1 apresenta de forma consolidada todos os parâmetros adotados nas simulações numéricas para o SHCC. Importa salientar que este compósito não apresenta uma caracterização direta e inequívoca. Portanto, recomenda-se a execução destes procedimentos para assegurar e validar adequadamente o seu comportamento estrutural.

Tabela A-1: Modelagem numérica do compósito à base de cimento com CDP.

Parâmetros elásticos		Parâmetros do CDP	
Módulo de elasticidade (GPa)	11 ⁽¹⁾	Ângulo de dilatação (°)	40 ⁽³⁾
		Excentricidade	0,1 ⁽²⁾
Coefficiente de Poisson	0,2	fb0/fc0	1,16 ⁽²⁾
		K	0,667 ⁽²⁾
Coefficiente de expansão térmica (°C ⁻¹)	10,35 x 10 ⁻⁶ [89]	Parâmetro de viscosidade	0,0001 ⁽³⁾
Comportamento sob compressão ⁽¹⁾		Dano sob compressão	
Tensão (MPa)	Deformação inelástica	Dano	Deformação inelástica
20,05	0,0000	0,00	0,0000
21,59	0,0002	0,00	0,0002
23,13	0,0004	0,00	0,0004
24,68	0,0006	0,00	0,0006
26,22	0,0008	0,00	0,0008
27,76	0,0011	0,00	0,0011
29,30	0,0015	0,00	0,0015
30,85	0,0024	0,00	0,0024
29,30	0,0033	0,05	0,0033
27,76	0,0036	0,10	0,0036
24,99	0,0041	0,19	0,0041
22,49	0,0044	0,27	0,0044
20,24	0,0047	0,34	0,0047
17,50	0,0134	0,43	0,0134
15,25	0,0184	0,51	0,0184
12,00	0,0284	0,61	0,0284
Comportamento sob tração ^{(1) e (3)}		Dano sob tração	
Tensão (MPa)	Deformação sob fissuração	Dano	Deformação sob fissuração
1,50	0,0000	0,00	0,0000
2,00	0,0022	0,00	0,0022
2,50	0,0431	0,00	0,0431
0,45	0,0631	0,82	0,0631

(1): Valores obtidos experimentalmente;

(2): Valores considerados padrão [86];

(3): Valores obtidos pelas análises de sensibilidade.

Em relação às camadas metálicas, foram selecionados tubos destinados às camadas externa (EP) e interna (IP) do protótipo de duto sanduíche. Estes são feitos de aço inoxidável austenítico, especificamente das classes 304 e 316. De tais tubos, retiraram-se seções, das quais foram confeccionados corpos de prova (CPs) alinhados longitudinalmente à direção axial do tubo, seguindo as diretrizes da norma ASTM E8/E8M 0. Os ensaios de tração uniaxial foram conduzidos utilizando uma máquina servo-hidráulica, da série Instron 8802, operando a uma taxa de deformação de 0,3 mm/min até a observação da ruptura do material.

Visando uma avaliação precisa dos parâmetros elásticos do material, os corpos de prova foram equipados com extensômetros elétricos (*strain-gages*) biaxiais, capazes de registrar dados até um limite de 4% de deformação. Para avaliar o comportamento plástico do material, utilizou-se um *clip-gage* posicionado centralmente nos corpos de prova, o qual funcionou eficazmente até uma deformação de 15%. Para monitorar a deformação no momento da tensão de ruptura, recorreu-se aos dados fornecidos pelo LVDT. A Figura A-14 ilustra, com detalhes, um corpo de prova em aço inoxidável, já instrumentado com *strain-gages*, previamente à fixação do *clip-gage*.



Figura A-14: *Set-up* do ensaio experimental no aço inoxidável.

Para a análise numérica dos materiais metálicos empregados durante a fase experimental, foram definidos pontos coordenados baseados em equações específicas. Estas equações, provenientes de estudos e pesquisas anteriores, fornecem uma representação matemática do comportamento mecânico dos materiais em questão.

$$\sigma_{verdadeira} = \sigma_{teste}(1 + \varepsilon_{teste}) \quad \text{Equação A-10}$$

$$\varepsilon_{verdadeira} = LN(1 + \varepsilon_{teste}) \quad \text{Equação A-11}$$

onde $\sigma_{verdadeira}$ é a tensão considerada para o MEF, σ_{teste} é a tensão obtida pelo teste experimental, ε_{teste} é a deformação obtida pelo teste experimental e a $\varepsilon_{verdadeira}$ é a deformação considerada para o MEF.

Além dos aços AISI 304 e AISI 316, empregados durante a fase experimental, os estudos paramétricos incluíram o aço API-5L-X65. Para este, a caracterização numérica foi baseada na aproximação de Ramberg-Osgood. Para uma compreensão mais detalhada dos materiais metálicos em questão, a Tabela A-2 fornece os valores nominais de suas propriedades mecânicas.

Tabela A-2: Propriedades nominais dos materiais metálicos.

Material metálico	E (MPa)	σ_o (MPa)	σ_u (MPa)
AISI 304 ⁽¹⁾	1,92E+05	275	630
AISI 316 ⁽¹⁾		285	590
API-5L-X65 ⁽²⁾	2,07E+05	450	535

(1): Pontos coordenados obtidos por ensaios experimentais;

(2): Pontos coordenados obtidos pela equação de Ramberg-Osgood: $\varepsilon(\sigma) = \frac{\sigma}{E} + K_c \left(\frac{\sigma}{\sigma_o}\right)^n$

Para a caracterização dos materiais metálicos, foram adotados os modelos de elasticidade e plasticidade, especificamente com foco no tipo J2, que é elasto-plástico e fundamentado na teoria da plasticidade J2 (segunda invariante do tensor de tensão desviadora). Esta teoria sugere que o início do escoamento plástico se dá quando a tensão de cisalhamento efetiva atinge um patamar crítico. A deformação plástica, por sua vez, acontece na direção que promove o maior aumento na energia de deformação plástica. Em termos de configuração, optou-se pelo encruamento isotrópico para todas as análises, conforme ilustrado na Figura A-15 e Figura A-16. Contudo, para a análise específica relacionada ao simulador do método *reel-lay*, adotou-se o encruamento cinemático com o objetivo de observar o efeito Bauschinger (Tabela A-3).

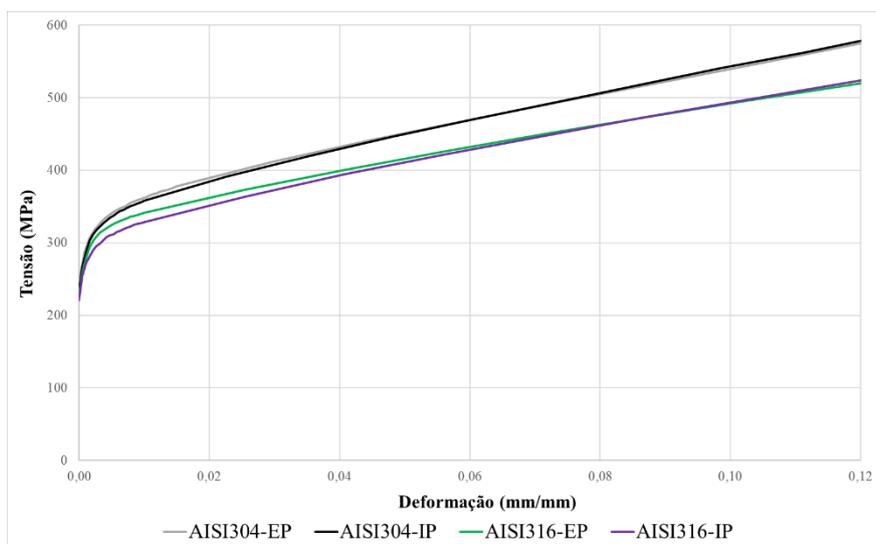


Figura A-15: Curvas de aço inoxidável utilizadas no modelo numérico dos protótipos de duto sanduíche.

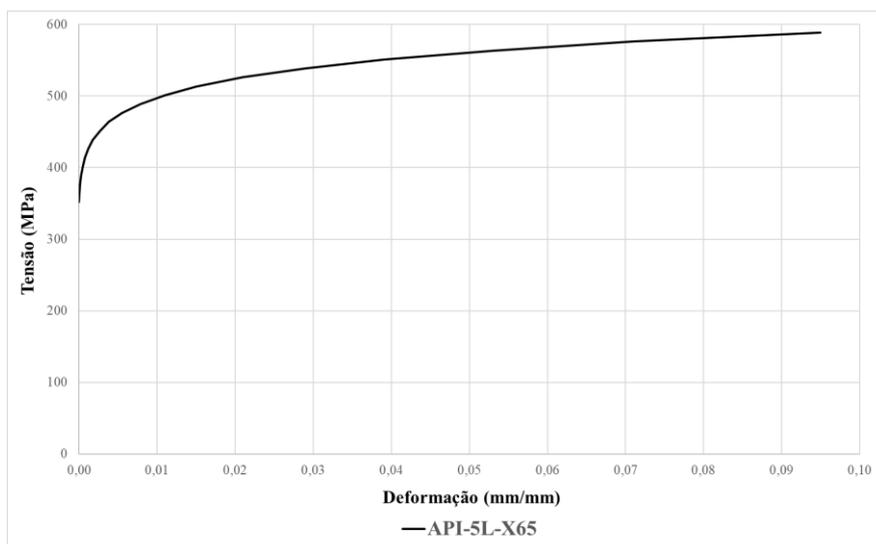


Figura A-16: Curva do API-5L-X65 utilizado no modelo numérico do estudo paramétrico.

Tabela A-3: Pontos coordenados do modelo cinemático bilinear para análise numérica do simulador do método *Reel-Lay*.

Tudo de aço inoxidável	Tensão verdadeira (MPa)	Deformação logarítmica (MPa)
AISI304-EP	353,00	0,00
	573,89	0,12
AISI304-IP	345,00	0,00
	580,99	0,12
AISI316-EP	330,00	0,00
	518,36	0,12
AISI316-IP	314,00	0,00
	520,57	0,12