



COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE CARÇAÇA INTERTRAVADA DE DUTOS FLEXÍVEIS SOB TRAÇÃO

Nathalia França de Azevedo

Dissertação de Mestrado 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 Mestre em Engenharia Oceânica.

Orientadores: Murilo Augusto Vaz
Marcelo Caire

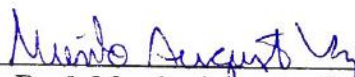
Rio de Janeiro
Dezembro de 2018

COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE CARCAÇA INTERTRAVADA DE
DUTOS FLEXÍVEIS SOB TRAÇÃO

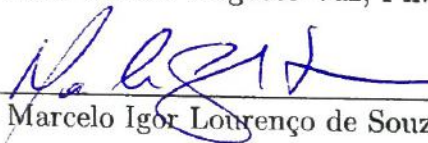
Nathalia França de Azevedo

DISSERTAÇÃO 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 MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA
OCEÂNICA.

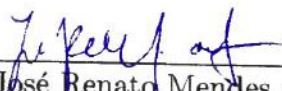
Examinada por:



Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.



Prof. Marcelo Igor Lourenço de Souza, D.Sc.



Prof. José Renato Mendes de Sousa, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
DEZEMBRO DE 2018

de Azevedo, Nathalia França

Comportamento Estrutural De Carcaça Intertravada De Dutos Flexíveis Sob Tração/Nathalia França de Azevedo. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

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

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

Marcelo Caire

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Oceânica, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 80 – 83.

1. Flexible Risers. 2. Carcass Failure. 3. Axial Loadings. I. Vaz, Murilo Augusto *et al.*
II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

Agradecimentos

Gostaria de agradecer aos meus pais, aos meus primos, tios e avós.

Aos meus orientadores Murilo e Marcelo pelo suporte e comprometimento com o projeto. A toda a equipe do Núcleo de Estruturas Oceânicas pela companhia diária e dedicação técnica. Ao doutorando David pelos frequentes ensinamentos e auxílios. À Eliene pela disponibilidade e carinho. À professora Bianca pelo conhecimento e motivação de seguir na área de estruturas.

Às minhas grandes amigas da Engenharia Oceânica. Aos meus amigos de graduação. Aos meus amigos de colégio. Aos meus amigos de intercâmbio. Àquelas e àqueles que conheci ao acaso e me transformaram de alguma forma ao longo desses dois anos. À Danielle por estar sempre ao meu lado. Aos felinos Órion e Vênus por serem um pedaço de galáxia na minha casa.

Às mulheres das ciências exatas.

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

COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE CARÇAÇA INTERTRAVADA DE DUTOS FLEXÍVEIS SOB TRAÇÃO

Nathalia França de Azevedo

Dezembro/2018

Orientadores: Murilo Augusto Vaz
Marcelo Caire

Programa: Engenharia Oceânica

Dutos submarinos flexíveis de transporte de hidrocarbonetos são compostos por uma estrutura multicamadas, em que cada camada desliza de forma independente, gerando uma interação complexa. Ao longo de sua operação, tais estruturas estão sujeitas a diversos modos de falha, podendo gerar acidentes com resultados catastróficos. O objetivo deste trabalho é estudar o comportamento estrutural limite da carcaça intertravada sob carregamento axial trativo. Este modo de falha ainda é pouco conhecido pela indústria e com algumas ocorrências em aplicações de alta pressão e alta temperatura. O mecanismo de falha da carcaça por carregamento axial é o destravamento do seu perfil intertravado num processo de deformação elastoplástica, sendo fortemente influenciado pela geometria da estrutura e pelo material utilizado na sua fabricação. Foram desenvolvidos modelos numéricos e métodos experimentais com amostras de dutos comerciais retirados de operação para melhor compreender o fenômeno e determinar a capacidade da estrutura de resistir a essa solicitação.

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

STRUCTURAL BEHAVIOUR OF THE INTERLOCKED CARCASS OF
FLEXIBLE PIPES UNDER AXIAL TENSILE LOAD

Nathalia França de Azevedo

December/2018

Advisors: Murilo Augusto Vaz
Marcelo Caire

Department: Ocean Engineering

Flexible subsea pipes for hydrocarbon transport are multi-layered structures, where each layer moves independently, in a complex interaction. Through the operation period, these structures can be subjected to many failure modes, resulting in accidents with catastrophic consequences. The objective of this work is to study the structural behaviour of the interlocked carcass under tensile axial load. This failure mode is still little known by the industry, with few occurrences in high pressure/high temperature applications. The carcass failure mechanism under axial load is the unlocking of the interlocked profile, in a process of elastoplastic deformation substantially influenced by the structure's geometry and by the material used in fabrication. Numerical models and experimental methods were developed, using commercial pipe samples taken out from operation, in order to better understand the problem and to determine the structure capacity to resist to such loading condition.

Sumário

| | |
|--|------------|
| Lista de Figuras | ix |
| Lista de Tabelas | xii |
| 1 Introdução | 1 |
| 1.1 Motivação | 2 |
| 1.2 Objetivo e Metodologia | 4 |
| 2 Revisão Bibliográfica | 6 |
| 2.1 Dutos Flexíveis | 6 |
| 2.1.1 Carcaça Intertravada | 8 |
| 2.1.2 Camada Plástica Interna (<i>Liner</i>) | 10 |
| 2.1.3 Armadura de Pressão | 12 |
| 2.1.4 Armadura de Tração | 12 |
| 2.1.5 Fita Anti-Desgaste | 13 |
| 2.1.6 Capa Externa | 13 |
| 2.1.7 Configurações de <i>Risers</i> Flexíveis | 13 |
| 2.2 Modos de Falha de Dutos Flexíveis | 14 |
| 2.3 Modo de Falha por Destravamento | 16 |
| 2.3.1 Carga Axial na Carcaça Intertravada | 17 |
| 2.3.2 Capacidade Axial da Carcaça Intertravada | 19 |
| 2.3.3 Inspeção e Medições | 22 |
| 3 Método Experimental | 24 |
| 3.1 Testes de Material | 25 |
| 3.2 Medição dos Perfis de Carcaça | 31 |
| 3.3 Testes de Capacidade Axial de Carcaça | 35 |
| 3.3.1 Conceito e Requisitos do Teste | 35 |
| 3.3.2 Preparo do Experimento | 37 |
| 3.3.3 Resultados | 38 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 4 | Método Numérico | 49 |
| 4.1 | Modelo Sólido Tridimensional | 50 |
| 4.2 | Modelo Axissimétrico | 55 |
| 4.3 | Análises Preliminares | 59 |
| 4.4 | Modelos das Carcaças de Trabalho | 64 |
| 4.4.1 | Parâmetros Geométricos | 64 |
| 4.4.2 | Propriedades dos Materiais | 64 |
| 4.4.3 | Resultados | 65 |
| 4.5 | Análises de Sensibilidade | 74 |
| 5 | Conclusão | 78 |
| | Referências Bibliográficas | 80 |
| A | Resultados dos Testes de Material | 84 |

Lista de Figuras

| | | |
|------|--|----|
| 1.1 | Arranjo submarino convencional [9]. | 2 |
| 1.2 | Incidentes com <i>risers</i> flexíveis entre 1995 e 2013 na Noruega [20]. . . | 3 |
| 2.1 | Tipos de duto flexível de acordo com a parede interna [13]. | 7 |
| 2.2 | Camadas do duto flexível [1]. | 7 |
| 2.3 | Perfil típico de carcaça [1]. | 8 |
| 2.4 | Sequência de dobramentos para atingir o perfil da carcaça [13]. | 9 |
| 2.5 | Assentamento dos perfis no madril em enrolamento helicoidal [23]. . . | 9 |
| 2.6 | Fabricação da carcaça pelas unidades de perfilagem e de enrolamento helicoidal [20]. | 10 |
| 2.7 | <i>Riser</i> flexível com <i>liner</i> multicamadas [10]. | 11 |
| 2.8 | Extrusão de <i>liner</i> termoplástico sobre carcaça [7]. | 12 |
| 2.9 | Perfil em Z da armadura de pressão [1]. | 12 |
| 2.10 | Perfil de uma camada da armadura de tração. | 13 |
| 2.11 | Configurações de <i>risers</i> flexíveis. [4] | 14 |
| 2.12 | Fotografias internas da carcaça após a falha por destravamento [10]. . | 17 |
| 2.13 | Efeito dos ciclos de pressão e temperatura nas camadas de sacrifício (esquerda) e na barreira de pressão (direita) [10]. | 17 |
| 2.14 | Cargas agindo na carcaça no fenômeno de <i>priming</i> [17]. | 18 |
| 2.15 | Influência da razão de espessuras da carcaça na capacidade axial. . . | 20 |
| 2.16 | Distribuição de falhas da carcaça ao longo do comprimento [29]. . . . | 22 |
| 3.1 | Parâmetros geométricos dos corpos de prova retangulares subsize [3]. | 25 |
| 3.2 | Corte e usinagem dos corpos de prova a partir da amostra de carcaça. | 26 |
| 3.3 | Espiras das carcaças separadas e identificadas. | 27 |
| 3.4 | Registro fotográfico dos testes de material para os dutos 4"-1 e 6"-2. . | 29 |
| 3.5 | Resultados experimentais de tensão verdadeira por deformação plástica verdadeira. | 29 |
| 3.6 | Efeito do encruamento no comportamento elastoplástico dos aços 316 e 304 [15][19]. | 30 |
| 3.7 | Exemplo de etapas da fotogrametria para a amostra 6"-1. | 31 |

| | | |
|------|---|----|
| 3.8 | Exemplo de obtenção de pontos do perfil para a amostra 6"-1. | 32 |
| 3.9 | Definição de regiões e dimensões da carcaça intertravada. | 33 |
| 3.10 | Perfis de carcaça medidos por fotogrametria. Escala 1,5. | 33 |
| 3.11 | Esquema de montagem do teste de capacidade axial. | 36 |
| 3.12 | Etapas de preparação da amostra de carcaça. | 37 |
| 3.13 | <i>Layout</i> das câmeras para aquisição óptica. | 38 |
| 3.14 | Detalhe da falha da carcaça por destravamento. | 39 |
| 3.15 | Detalhe da resina após o desmonte do teste. | 40 |
| 3.16 | Ajustes para corrigir a falha da resina na amostra 6"-1-1. | 41 |
| 3.17 | Resultado experimental do teste de capacidade axial: Amostras 4"-1. | 41 |
| 3.18 | Resultado experimental do teste de capacidade axial: Amostra 6"-1. | 42 |
| 3.19 | Resultado experimental do teste de capacidade axial: Amostra 6"-2. | 42 |
| 3.20 | Resultado experimental do teste de capacidade axial: Amostras 6"-3. | 43 |
| 3.21 | Teste de capacidade axial: Amostra 4"-1-1. | 44 |
| 3.22 | Teste de capacidade axial: Amostra 4"-1-2. | 44 |
| 3.23 | Teste de capacidade axial: Amostra 6"-1-1. | 45 |
| 3.24 | Teste de capacidade axial: Amostra 6"-2-1. | 45 |
| 3.25 | Teste de capacidade axial: Amostra 6"-3-1. | 46 |
| 3.26 | Teste de capacidade axial: Amostra 6"-3-2. | 46 |
| 3.27 | Regiões de mapeamento de deslocamento relativo na carcaça. | 47 |
| 3.28 | Deslocamento relativo percentual por tempo de ensaio: Amostra 6"-3-1. | 48 |
| 4.1 | Representação do elemento sólido C3D8R [6]. | 50 |
| 4.2 | Elementos em flexão: (a) Linear com integração total (b) Segunda ordem com integração total (c) Linear com integração reduzida. | 51 |
| 4.3 | Exemplo de simulação dinâmica explícita de impacto: (a) sem controle de <i>hourglass</i> (b) com controle de <i>hourglass</i> [12]. | 51 |
| 4.4 | Malha de elementos do modelo sólido do duto 6"-3: (a) visão geral (b) detalhe. | 53 |
| 4.5 | Condições de contorno do modelo sólido. | 54 |
| 4.6 | Representação do elemento axissimétrico CAX4R [6]. | 56 |
| 4.7 | Malha de elementos do modelo axissimétrico do duto 6"-3: (a) visão geral (b) detalhe da malha quadrilátera (c) detalhe da malha triangular. | 57 |
| 4.8 | Condições de contorno do modelo axissimétrico. | 58 |
| 4.9 | Geometria teórica de carcaça intertravada [22]. | 59 |
| 4.10 | Diagrama de tensão por deformação plástica verdadeira do aço 316L [28]. | 59 |
| 4.11 | Resultados de força por deslocamento médio para os modelos preliminares. | 61 |

| | | |
|------|--|----|
| 4.12 | Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo axissimétrico preliminar: Inicial e Falha. | 62 |
| 4.13 | Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo sólido preliminar e vista interna em corte a 0° | 62 |
| 4.14 | Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo sólido preliminar e vista interna em corte a 90° | 62 |
| 4.15 | Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo sólido preliminar e vista interna em corte a 180° | 63 |
| 4.16 | Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo sólido preliminar e vista interna em corte a 270° | 63 |
| 4.17 | Resultado numérico de capacidade axial em carcaças: Amostra 4 ^{''} -1. | 66 |
| 4.18 | Resultado numérico de capacidade axial em carcaças: Amostra 6 ^{''} -1. | 67 |
| 4.19 | Resultado numérico de capacidade axial em carcaças: Amostra 6 ^{''} -2. | 67 |
| 4.20 | Resultado numérico de capacidade axial em carcaças: Amostra 6 ^{''} -3. | 68 |
| 4.21 | Diagrama de força por deslocamento médio para a carcaça 6 ^{''} -3, calculada por modelo axissimétrico implícito de 5 espiras. | 69 |
| 4.22 | Configuração da carcaça 6 ^{''} -3 e distribuição da Tensão de von Mises (MPa) nos pontos 0 até E. | 70 |
| 4.23 | Diagrama de força por deslocamento médio para a carcaça 4 ^{''} -1, calculada por modelo axissimétrico implícito de 5 espiras. | 71 |
| 4.24 | Configuração da carcaça 4 ^{''} -1 e distribuição da Tensão de von Mises (MPa) nos pontos 0 até E. | 72 |
| 4.25 | Tensões de von Mises nos pontos 1 até 5 da região de curvatura do perfil. | 73 |
| 4.26 | Tensões de von Mises nos pontos 1 até 5 da região reta do perfil. | 73 |
| 4.27 | Tensões de von Mises nos 1 até 5 da região inclinada do perfil. | 74 |
| 4.28 | Influência da espessura de tira metálica para a carcaça 6 ^{''} -3, calculada por modelo axissimétrico implícito de 5 espiras. | 75 |
| 4.29 | Materiais utilizados nas análises de sensibilidade. | 76 |
| 4.30 | Influência do material para a carcaça 6 ^{''} -3, calculada por modelo axissimétrico implícito de 5 espiras. | 76 |
| 4.31 | Influência do tamanho para a carcaça preliminar, calculada por modelo axissimétrico implícito. | 77 |
| A.1 | Resultados dos extensômetros para os corpos de prova da carcaça 4 ^{''} -1. | 84 |
| A.2 | Resultados dos extensômetros para os corpos de prova da carcaça 6 ^{''} -1. | 85 |
| A.3 | Resultados dos extensômetros para os corpos de prova da carcaça 6 ^{''} -2. | 85 |
| A.4 | Resultados dos extensômetros para os corpos de prova da carcaça 6 ^{''} -3. | 86 |

Lista de Tabelas

| | | |
|-----|--|----|
| 2.1 | Funções e materiais das camadas de um duto flexível [24] | 8 |
| 2.2 | Materiais comuns utilizados para a carcaça [11]. | 8 |
| 2.3 | Lista de verificação dos modos de falha para o projeto estrutural de um duto flexível [1]. | 15 |
| 2.4 | Resumo dos resultados numéricos e experimentais [28]. | 21 |
| 3.1 | Identificação das amostras de riser flexível. | 25 |
| 3.2 | Propriedades mecânicas dos materiais ensaiados. | 28 |
| 3.3 | Parâmetros geométricos principais dos perfis de carcaça. | 32 |
| 3.4 | Amostras ensaiadas no teste de capacidade axial. | 36 |
| 3.5 | Resultados de capacidade axial. | 39 |
| 4.1 | Tamanho dos modelos sólidos. | 52 |
| 4.2 | Tamanho dos modelos axissimétricos. | 57 |

Capítulo 1

Introdução

As empresas operadoras da indústria de Óleo & Gás estão direcionando os seus investimentos para reservatórios em águas cada vez mais profundas. Esse cenário motiva o estudo e o desenvolvimento de novas tecnologias para equipamentos de subsuperfície, que precisam ser cada vez mais eficientes e resistir a condições ambientais mais agressivas. A Figura 1.1 mostra um arranjo submarino básico com os principais equipamentos usados pela indústria: dutos submarinos de transporte de fluidos (*risers e flowlines*), dutos umbilicais de controle, árvores de natal, *manifolds* e *templates*. Além desses, também são utilizados separadores de fluidos, bombas, unidades de controle e distribuição de sinal etc.

Os dutos flexíveis foram introduzidos no mercado no início da década de 1970. A sua primeira instalação foi no campo de Enchova, no Brasil, em 1978. Esse tipo de duto pode acomodar grandes movimentos da estrutura flutuante e também resistir a cargas hidrodinâmicas, tendo grande resistência axial e baixa resistência à flexão. Por essas características, são um tipo de duto muito utilizado em águas profundas, como os campos do pré-sal brasileiro.

Em operação, os dutos flexíveis ficam sujeitos a solicitações impostas por agentes ambientais, como correntes, ondas e ventos. Tais solicitações causam esforços tanto de natureza estática quanto dinâmica. Os esforços estáticos e quase estáticos se devem aos movimentos lentos de passeio da unidade flutuante, às correntes, ao seu peso próprio e à força de tração imposta na instalação. Já os esforços dinâmicos se devem aos movimentos da unidade flutuante, à ação das ondas em sua porção mais próxima à superfície e às vibrações induzidas pelo desprendimento de vórtices.

Essas estruturas estão sujeitas a diversos modos de falha, podendo causar acidentes de grande proporção. Alguns foram extensivamente estudados pela indústria e academia, resultando em um conjunto de normas que auxiliam o projeto de dutos. Contudo, a integridade estrutural de dutos flexíveis ainda apresenta muitos desafios, como a falha em carregamento axial da carcaça, camada mais interna do duto, observada pela primeira vez na Noruega em 2010.

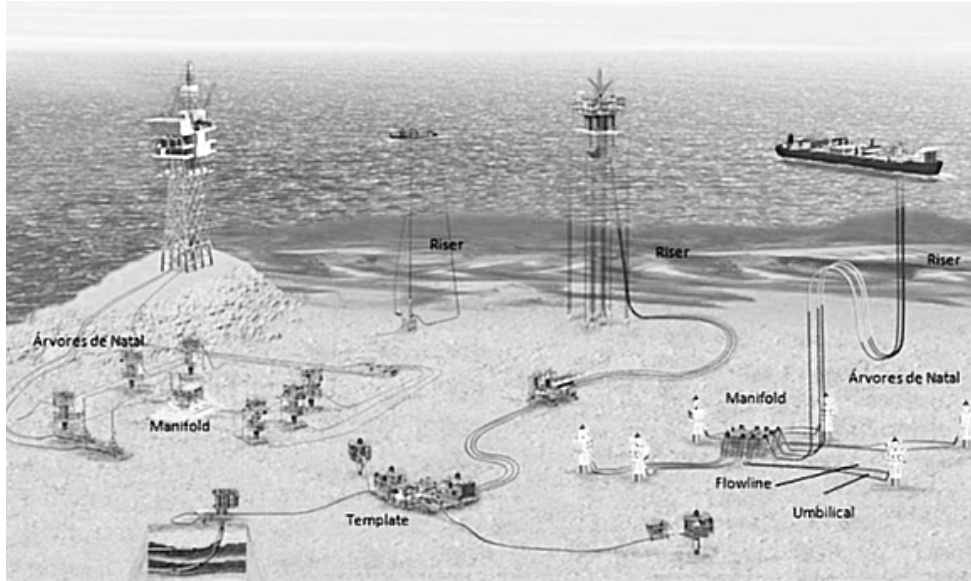


Figura 1.1: Arranjo submarino convencional [9].

1.1 Motivação

As principais motivações para este trabalho são as falhas recentes de carcaças intertravadas que ocorreram na Noruega em carga axial excessiva por destravamento, um modo de falha desconhecido até então.

Em 2016, havia mais de 3500 *risers* dinâmicos flexíveis em operação no mundo. A média de idade dessas estruturas era maior que 10 anos, sendo que uma grande parte delas estava próxima de atingir a sua vida em serviço de 15-25 anos. Reporta-se que mais de 25% dos *risers* da plataforma continental norueguesa tiveram que ser substituídos e apenas alguns poucos instalados cumpriram a sua vida em serviço documentada inicialmente [20]. Esses dados ilustram o desafio de confiabilidade estrutural dos dutos flexíveis que a indústria de Óleo & Gás está encarando no momento.

As causas para a elevada taxa de falha são múltiplas, porém relatórios e avaliações da indústria mostram que um fator dominante é o longo período de conhecimento inadequado em relação aos dutos flexíveis e seus possíveis mecanismos de falha. Isso significa que um grande número de dutos flexíveis não foi projetado e qualificado adequadamente para suportar os desafios do serviço ao qual estariam destinados.

O NPD (*Norwegian Petroleum Directorate* ou Diretório Norueguês de Petróleo) possui um banco de dados computacional chamado CODAM (*Corrosion and Damage Database* ou Banco de Dados de Corrosão e Falhas). Nele são registrados os incidentes e falhas em dutos flexíveis reportados às autoridades governamentais, sendo uma iniciativa importante para o estudo da integridade dessas estruturas e das novas questões da indústria.

A Figura 1.2 apresenta a quantidade de incidentes em *risers* flexíveis por tipos de falha, reportados ao CODAM, no período de 1995 até 2013. Pode-se notar que os incidentes associados à carcaça - *Carcass* - dominam as estatísticas, sendo causados por diversos modos de falha: colapso, hidratos, deslizamento, fadiga e erosão. Alguns dos incidentes recentes de falha por carregamento axial excessivo já foram considerados neste gráfico. Vale ressaltar que a maioria dos incidentes de carcaça foi classificada como *major*, ou seja, com alto risco de danos e de poluição.

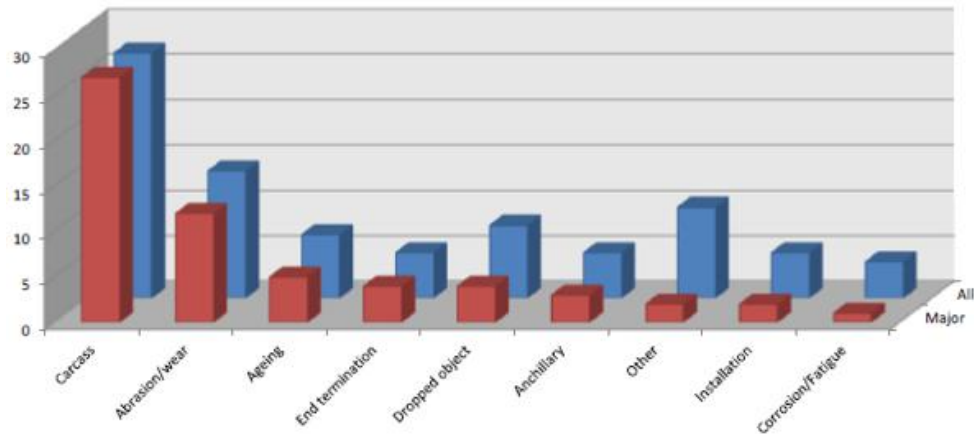


Figura 1.2: Incidentes com *risers* flexíveis entre 1995 e 2013 na Noruega [20].

Houve uma série de incidentes de falha de carcaça por tração em dutos flexíveis operados pela empresa Statoil, na Noruega, no final de 2010 e início de 2011. Esforços significativos foram feitos para desenvolver um entendimento e capacidade de modelar este modo de falha. A força tarefa envolveu 20 especialistas por 18 meses, com representantes das empresas Statoil, 4Subsea, DNV GL e do instituto de pesquisa SINTEF [20]. Ao longo das investigações, alguns artigos técnicos foram publicados e serviram como principal referência para este trabalho.

Em relatório para o *Petroleum Safety Authority Norway*, MUREN et al. [20] afirmam que muitos *risers* foram retirados de serviço para substituição, devido ao alto risco de desenvolverem o mesmo mecanismo de falha no futuro. A falha em si depende de processos operacionais, como os altos ciclos de temperatura e pressão. Esta falha foi muito custosa em termos de investigação, substituição de dutos, perdas e atrasos de produção.

Na Noruega, os dutos estudados possuíam a barreira de pressão protegida por 2 camadas termoplásticas adicionais de material PVDF, sendo esse um dos fatores principais para a ocorrência do novo modo de falha da carcaça. O uso de camadas de proteção se associa às necessidades das aplicações HP/HT - alta pressão e alta temperatura - encontradas no cenário norueguês. KRISTENSEN et al. [16] afirmam, com base em testes e medições de campo, que o modo de falha de destravamento

de carcaça também é relevante para os dutos com apenas uma camada de proteção, apesar do incidente ainda não ter sido observado em campo até 2017.

Ao longo dos últimos anos, nota-se que a maior parte dos *risers* flexíveis instalados no Brasil apresentam uma camada adicional de proteção de PVDF, prevenindo a propagação de trincas na barreira de pressão. Ainda, segundo ASSAYAG et al. [2], a companhia Petrobras já prevê a ocorrência de zonas HP/HT em poços do pré-sal brasileiro, por conta da geologia local. Em 2012, a companhia apresentou expectativas de perfurar zonas salinas com temperatura de fundo de poço de até 166°C.

1.2 Objetivo e Metodologia

O objetivo deste trabalho é estudar o comportamento estrutural da carcaça intertravada sob carregamento axial de tração até atingir a falha. Este mecanismo de falha da carcaça é o destravamento do perfil, fortemente influenciado pela geometria da estrutura e pelo material utilizado na sua fabricação.

Para atingir o objetivo, algumas carcaças foram ensaiadas em condições controladas de laboratório, induzindo a falha por destravamento por meio de cargas axiais trativas. Também buscou-se reproduzir os testes com modelos numéricos em elementos finitos. Aliando os resultados experimentais aos numéricos, é possível analisar em profundidade como ocorre este modo de falha pouco conhecido pela indústria e com reais possibilidades de ocorrer em aplicações de alta pressão/alta temperatura. Tal análise gera um conhecimento que pode ser aplicado em projeto de *risers* flexíveis para garantir a integridade da estrutura.

O Capítulo 1 introduz brevemente o problema e apresenta a motivação, o objetivo e as linhas gerais da metodologia de trabalho.

O Capítulo 2 apresenta a revisão bibliográfica sobre dutos flexíveis, seus modos de falha mais conhecidos e, por fim, o modo de falha por destravamento de carcaça intertravada.

O Capítulo 3 apresenta o método experimental, incluindo 3 etapas principais independentes: testes de material, medição dos perfis de carcaça e testes de capacidade axial das carcaças. Os testes de material têm o objetivo de obter as propriedades mecânicas do material e as curvas que definem o seu comportamento elastoplástico. A medição dos perfis é a obtenção da geometria de cada estrutura com suficiente precisão para a modelagem numérica. Os testes de capacidade axial são justamente aqueles em que as amostras de carcaça são tracionadas até atingir a falha por destravamento.

O Capítulo 4 apresenta o método numérico, incluindo a descrição dos modelos preliminares e dos modelos das carcaças ensaiadas. Os modelos preliminares foram

simulados com uma geometria teórica de carcaça e com um material comumente utilizado na indústria, com o intuito de avaliar os principais parâmetros e escolhas de modelagem. Já os modelos das carcaças ensaiadas foram construídos com os dados de geometria e material obtidos no programa experimental e simulados com maior cautela para que representem bem os testes de capacidade axial. Ao final, apresenta-se uma discussão de resultados e correlação numérica-experimental.

O Capítulo 5 apresenta a conclusão do estudo, resumindo os principais pontos sobre o comportamento estrutural da carcaça intertravada sob o carregamento axial tratativo.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Dutos Flexíveis

Dutos flexíveis são estruturas de transporte de fluidos entre poços, unidades de produção e equipamentos. Essas estruturas foram inicialmente estudadas e projetadas pelo Instituto Francês de Petróleo em 1958 e, logo, passaram a ser produzidas comercialmente. No Brasil, a Petrobras passou a utilizar o conceito de dutos flexíveis no desenvolvimento da Bacia de Campos no final da década de 1970. O uso dessas estruturas cresceu rapidamente por conta da opção pelos sistemas de produção flutuantes em lâminas d'água cada vez mais profundas. Os dutos flexíveis são constituídos de camadas de diferentes materiais e podem ser classificados em *bonded* (aderentes) ou *unbonded* (não-aderentes):

- *Bonded*: Os componentes são unidos formando um único material compósito. Essa união é obtida pela vulcanização dos materiais metálicos em uma matriz de elastômero, que passa a ocupar os espaços entre as camadas.
- *Unbonded*: Os componentes são camadas cilíndricas de materiais variados, geralmente ligas metálicas de alta resistência e termoplásticos, capazes de deslizar relativamente umas às outras.

As linhas flexíveis aderentes não fazem parte do escopo deste trabalho, pois o seu uso é restrito a *jumpers* de pequeno comprimento e aplicações altamente dinâmicas. Fica implícita a característica de não-aderência a todos os dutos abordados.

No setor de Óleo & Gás, as aplicações principais para dutos flexíveis de produção são: *risers*, *flowlines* e *jumpers*. Os *risers* são dutos de transporte de fluidos entre estruturas submarinas e a unidade de produção, estando submetidos principalmente a cargas dinâmicas. Os *flowlines* são dutos de transporte de fluidos entre estruturas submarinas e, por isso, eles repousam no leito marinho, estando submetidos

principalmente a cargas estáticas. Os *jumpers* são pequenos tramos de duto geralmente utilizados para interligar equipamentos submarinos, podendo estar suspensos ou apoiados no leito marinho.

Ainda, os dutos flexíveis podem ser classificados em *smooth bore* (parede lisa) e *rough bore* (parede rugosa), conforme a sua parede interna de contato com os fluidos de produção. Os dutos de parede lisa não possuem reforço contra o colapso e, por isso, são utilizados apenas em aplicações de transporte de líquidos sem gases, como a injeção de água, por exemplo. Já os dutos de parede rugosa possuem a carcaça metálica intertravada como camada mais interna, para resistir ao colapso. A Figura 2.1 mostra os dois tipos de duto para esta classificação.

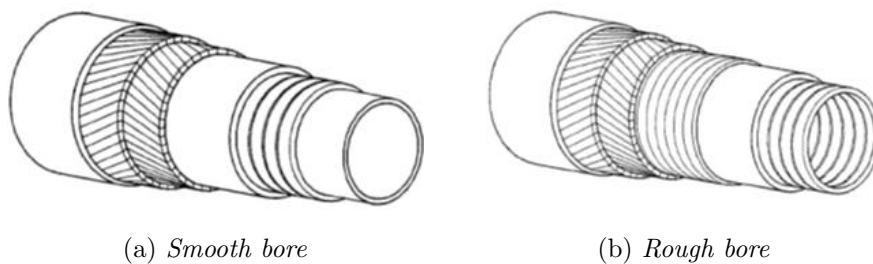


Figura 2.1: Tipos de duto flexível de acordo com a parede interna [13].

Nos dutos flexíveis, cada camada possui determinadas funções específicas, que garantem que a estrutura final possa operar com segurança. É comum que cada duto seja projetado com uma configuração diferente, de acordo com o seu perfil operacional, contudo a estrutura básica de camadas não se altera muito. A Figura 2.2 apresenta a estrutura básica dos dutos flexíveis, com os detalhes de perfil de cada camada e a Tabela 2.1 resume as funções principais e materiais mais usados para cada parte.

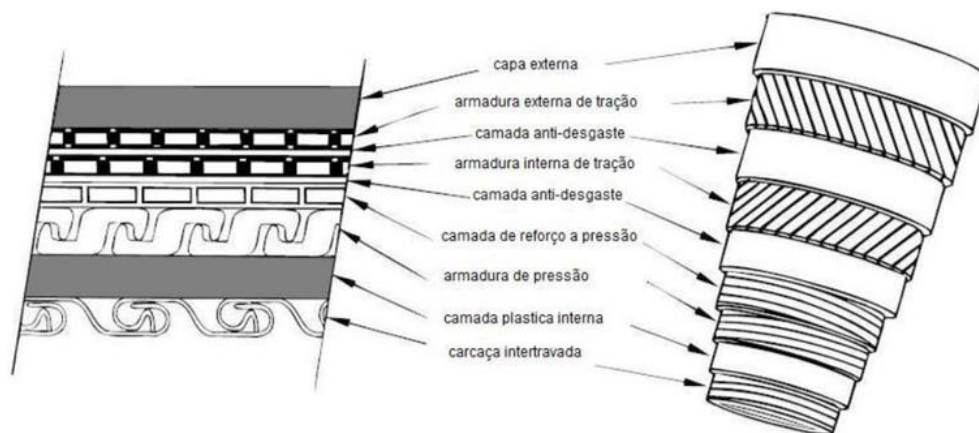


Figura 2.2: Camadas do duto flexível [1].

Tabela 2.1: Funções e materiais das camadas de um duto flexível [24]

| Camada | Funções Principais | Materiais mais usados |
|-------------------------|--|--------------------------------|
| Carcaça Intertravada | Resiste ao colapso hidrostático | Aços Inox |
| Camada Plástica Interna | Impede o fluido transportado de sair do <i>bore</i> (núcleo) | PA11, PA12, PVDF ou HDPE |
| Armadura de Pressão | Resiste à pressão interna e externa ao esmagamento da armadura de tração | Ligas de baixo e médio carbono |
| Armaduras de Tração | Resistem às cargas axiais e à torção | Ligas de alto carbono |
| Anti-Desgaste | Protege contra a fricção entre camadas adjacentes | Fibra de Aramida |
| Capa Externa | Resiste à corrosão e à abrasão | PA11, PA12 ou HDPE |

2.1.1 Carcaça Intertravada

A carcaça é a camada mais interna do duto flexível. Ela é também o único componente metálico que está em contato direto com o fluido do *bore*, núcleo do duto por onde ocorre o transporte de hidrocarbonetos ou fluido de injeção. Por isso, o principal fator para a seleção do material da carcaça é a sua capacidade de resistir à corrosão. Deve-se considerar também a soldabilidade do material para a fabricação, pois as tiras metálicas são soldadas umas às outras em um comprimento contínuo antes de serem conformadas no seu perfil característico (da Figura 2.3). Uma grande variedade de aços inoxidáveis austeníticos e duplex tem sido utilizada para constituir a carcaça, como mostra a Tabela 2.2.

Tabela 2.2: Materiais comuns utilizados para a carcaça [11].

| Material | Micro Estrutura | Limite de Escoamento (MPa) | Limite de Ruptura (MPa) |
|--------------|-----------------|----------------------------|-------------------------|
| 304L/316L | Austenítica | 270-350 | 520-670 |
| Lean Duplex | Duplex | 580-700 | 700-900 |
| Duplex | Duplex | 600-800 | 750-1000 |
| Super Duplex | Duplex | 750-900 | 900-1100 |
| 6Mo | Austenítica | 340-430 | 680-900 |
| 6MO-high Ni | Austenítica | 310-400 | 690-900 |



Figura 2.3: Perfil típico de carcaça [1].

A função principal da carcaça é a de prover resistência contra o colapso hidrostático. Esta camada também promove resistência contra as cargas de *crushing* nas fases de instalação e manuseio do duto e protege mecanicamente o *liner* contra

a abrasão causada pela passagem de *pigs* - equipamentos de inspeção e limpeza - e pelas partículas grandes transportadas no fluido de transporte.

A carcaça é fabricada a partir de uma tira contínua de material metálico. Primeiramente, ocorre a passagem da tira pelo trem de perfilagem, uma sequência de dobramentos a frio até atingir um perfil um pouco mais aberto que aquele especificado em projeto, como mostrado na Figura ???. Então, a tira sai da unidade de perfilagem e entra no segundo estágio da máquina, onde o perfil é assentado no anterior e ambos são travados sobre um mandril que passa pelo interior do duto. Dessa forma, a cada volta da tira, ela assume o perfil de projeto e é travada nas voltas adjacentes em um formato helicoidal com diâmetro controlado pelo mandril, garantindo um bom controle fabril e baixas ovalizações, como mostrado na Figura 2.5. O trem de perfilagem e a unidade de enrolamento devem ser configurados a uma velocidade específica em que o primeiro libere um comprimento de tira igual ao perímetro da circunferência do duto [5]. Todo o processo pode ser feito pela máquina integrada mostrada na Figura 2.6: acima está a sequência de rolos de perfilagem e abaixo está a unidade de enrolamento helicoidal. Para cada material, existem limitações tecnológicas em relação à espessura da tira metálica que pode ser utilizada para gerar uma geometria com esta complexidade.

Vale observar que a carcaça interna é uma estrutura não-estanque que pode ser atravessada pelos fluidos de transporte do duto flexível. A estrutura externa ao *liner* pode ou não conter uma camada polimérica intermediária. De forma geral, esta camada não existe e, portanto, a carcaça deve resistir à pressão externa da coluna d'água caso a capa externa se rompa. Por isso, um critério de projeto da carcaça é que ela resista à pressão na profundidade mais crítica assumindo que o duto esteja vazio.

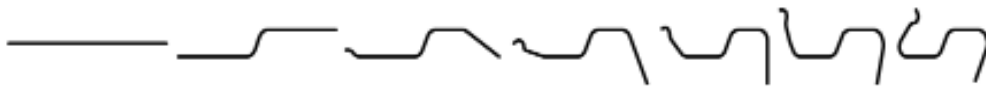


Figura 2.4: Sequência de dobramentos para atingir o perfil da carcaça [13].

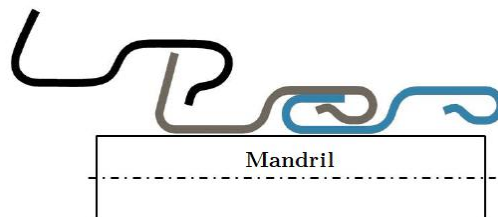


Figura 2.5: Assentamento dos perfis no mandril em enrolamento helicoidal [23].



Figura 2.6: Fabricação da carcaça pelas unidades de perfilagem e de enrolamento helicoidal [20].

2.1.2 Camada Plástica Interna (*Liner*)

A camada plástica interna, ou *liner*, fabricada de material termoplástico extrudado diretamente sobre a carcaça interna, tem função de impedir a passagem do fluido de trabalho para as camadas mais externas do duto flexível. No entanto, ela não é completamente estanque às moléculas de gás ou vapor, que permeiam através da mesma.

De modo geral, três classes genéricas de material podem ser usadas para fabricar o *liner*: Os polietilenos de alta densidade (HDPE) e os reticulados (XLPE); as poliamidas PA11 ou PA 12; o fluoreto de polivinilideno (PVDF). O critério principal de seleção é a temperatura de projeto do fluido transportado pelo duto. O HDPE mantém boas propriedades mecânicas até 60°C, entretanto ele absorve hidrocarbonetos e deve ser usado somente até 25°C nas aplicações que envolvem este tipo de fluido. Já o XLPE apresenta menor absorção de hidrocarbonetos e, por isso, pode ser usado em temperaturas mais elevadas que o HDPE. As poliamidas podem ser utilizadas em temperaturas mais elevadas que os polietilenos, porém elas são sensíveis a hidrólise, causando fragilidade e limitando seu uso. Por fim, o PVDF pode ser usado em temperaturas ainda mais elevadas, variando conforme o fabricante, alguns já asseguram o uso do produto até 130°C [18].

Em aplicações dinâmicas, utiliza-se uma estrutura multicamadas em substituição ao *liner* simples, com a adição de camadas de proteção para a barreira de pressão. Pode-se adicionar uma camada de sacrifício interna, para evitar a propagação de trincas nas reentrâncias concentradoras de tensão da barreira termoplástica extrudada sobre a superfície irregular da carcaça [21]. Em aplicações de alta pressão e

alta temperatura, chamadas de HP/HT, também passou-se a utilizar uma camada de proteção contra a fluência da barreira de pressão, fenômeno que compromete sua integridade e estanqueidade.

A Figura 2.7 apresenta um *riser* flexível com estrutura de *liner* de 3 camadas termoplásticas e sua terminação dentro do conector. A camada central é a barreira de pressão, responsável pela estanqueidade, e as adicionais são as proteções. Observa-se que a camada de sacrifício não tem terminação estanque abaixo da cânula, estando unida à carcaça por atrito e efeitos geométricos das reentrâncias.

No Brasil, observa-se que uma parte considerável dos dutos instalados nos campos do pré-sal tem estrutura de *liner* de 2 camadas, a barreira de pressão e a camada de sacrifício, por conta das solitações estruturais muito elevadas em lâminas d'água de mais de 2000m.



Figura 2.7: *Riser* flexível com *liner* multicamadas [10].

A fabricação do *liner* é um processo simples de extrusão contínua do material sobre a carcaça, seguida de grupos de bocais que despejam água para o resfriamento inicial e de grandes unidades de banho que finalizam o resfriamento e solidificação do termoplástico. A Figura 2.8 mostra as etapas descritas.

Contudo, o termoplástico PVDF não é maleável em sua composição padrão. Para melhorar sua capacidade de extrusão e reduzir a formação de bolhas na fabricação do duto, são adicionados elementos plastificantes conforme a necessidade. A longo prazo de operação, a interação com os hidrocarbonetos do fluido de transporte retira os plastificantes do PVDF, causando uma redução de volume considerável em alguns pontos, sendo este um dos fatores principais para o desenvolvimento do modo de falha da carcaça por tração [18].

Os plastificantes são aditivos incorporados aos polímeros para torná-los mais macios, flexíveis e fáceis de processar. O plastificante penetra as regiões amorfas da estrutura polimérica, lubrificando a cadeia de ligações e ampliando os movimentos a nível molecular. Espera-se que esses aditivos reduzam o módulo de elasticidade, o limite de escoamento, a dureza, a densidade e a temperatura de transição vítrea, dentre outras propriedades [26].



(a) Bocais de resfriamento inicial.



(b) Unidades de banho para resfriamento.

Figura 2.8: Extrusão de *liner* termoplástico sobre carcaça [7].

2.1.3 Armadura de Pressão

A armadura de pressão é uma camada formada por uma longa fita metálica enrolada em uma espiral de pequeno passo, sendo o ângulo de assentamento próximo a 90° . Diversos perfis são utilizados na sua construção, porém o mais comum é o perfil similar à letra Z, apresentado na Figura 2.9.

A função principal da armadura de pressão é a de fornecer resistência contra as tensões radiais causadas pela pressão interna. Além disso, ela também resiste a carregamentos externos como esmagamentos por conta do manejo do duto, instalação ou acidentes. Assim como a carcaça intertravada, a sua forma não confere estanqueidade ao duto, permitindo a passagem de fluidos pela camada.

Para a fabricação da armadura de pressão, utilizam-se aços carbono, onde o teor deste elemento depende das condições de serviço da estrutura. Em geral, quanto maior o teor de carbono, maior a resistência mecânica, porém menores a resistência à corrosão e a ductilidade. Por isso, para condições de serviço agressivas, os aços de baixo e médio teor de carbono são empregados.

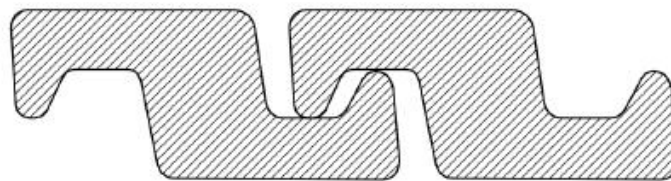


Figura 2.9: Perfil em Z da armadura de pressão [1].

2.1.4 Armadura de Tração

A armadura de tração é composta por um número par de camadas de arames metálicos enrolados em espiral com ângulo de assentamento baixo, variando entre 20° e 55° . Os arames são de perfil quase retangular, como mostrado na Figura 2.10, e

as camadas são enroladas em sentidos opostos duas a duas, com o objetivo de evitar a torção no duto em carregamentos axiais.

Sua função principal é fornecer resistência contra os esforços axiais causados pela pressão interna e por cargas externas. Além disso, ela também resiste aos esforços de torção do duto. Ela é suscetível ao modo de falha de *birdcaging* - formação de gaiola, à flambagem lateral e principalmente à falha por fadiga.

Para a fabricação dos arames da armadura de tração, assim como na armadura de pressão, utilizam-se aços carbono, com o teor deste elemento variando de acordo com as condições de serviço. Em geral, os carregamentos axiais são consideravelmente grandes, levando à utilização de aços com alto teor de carbono por apresentarem maior resistência mecânica.

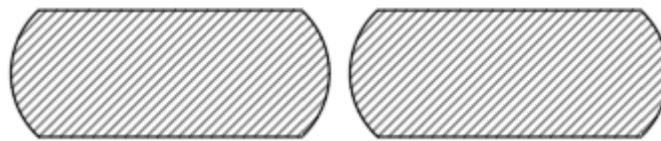


Figura 2.10: Perfil de uma camada da armadura de tração.

2.1.5 Fita Anti-Desgaste

Os dutos flexíveis, em geral, são utilizados em aplicações dinâmicas e, sendo assim, estão submetidos a carregamentos cíclicos. Por isso, é comum que sejam acrescentadas camadas de fita anti-desgaste entre as camadas metálicas, para protegê-las mecanicamente enquanto deslizam relativamente umas às outras. Vale ressaltar que as fitas anti-desgaste não têm função de vedação e permitem a passagem de fluido através delas.

2.1.6 Capa Externa

Esta camada polimérica é a mais externa do duto flexível, mantendo contato direto com o meio exterior. As suas funções principais são as de vedar o duto para a entrada de água e impurezas e fornecer resistência contra impactos e abrasão. A fabricação se dá por extrusão de material termoplástico.

2.1.7 Configurações de *Risers* Flexíveis

Os *risers* flexíveis podem estar suspensos em diferentes configurações, para melhor atender às condições ambientais e profundidade de projeto. As configurações de *risers* mais comuns estão apresentadas na Figura 2.11.

A configuração em catenária livre é a mais simples para um *riser* flexível. Nela, o duto fica suspenso entre a unidade de produção e o leito marinho sem dispositivos intermediários e todo o peso da estrutura é sustentado pela sua extremidade de topo, gerando tensões elevadas nesta região. Além disso, os movimentos da unidade de produção propagam-se até o ponto de contato do *riser* com o solo – o *touch down point* (TDP). As soluções em *Lazy Wave*, *Steep Wave*, *Lazy-S* e *Steep-S* dividem o duto em 2 seções de catenárias, aliviando as tensões de topo e desacoplando os movimentos da unidade de produção flutuante da resposta do *riser* na região de TDP.

As configurações *Wave* incluem módulos flutuadores distribuídos ao longo de uma seção de *riser* entre o leito marinho e a superfície, funcionando como um suporte. Da mesma forma, as configurações *S* incluem um módulo flutuador fixo ao solo marinho, sendo este módulo mais complexo e capaz de abrigar vários dutos ao mesmo tempo.

As configurações *Lazy* significam que a catenária inferior desce até o leito marinho e segue apoiada nele após o TDP. Já as configurações *Steep*, significam que há uma conexão quase vertical na extremidade inferior do *riser*, eliminando por completo a região crítica de TDP.

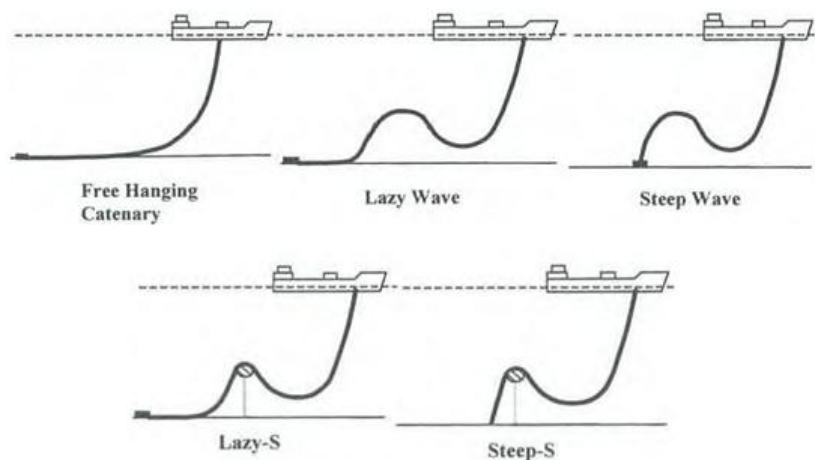


Figura 2.11: Configurações de risers flexíveis. [4]

2.2 Modos de Falha de Dutos Flexíveis

Há inúmeras potenciais falhas para uma estrutura complexa como um duto flexível. Devido ao elevado número de camadas e materiais diferentes em um duto e à elevada interação entre eles, um modo de falha potencialmente irá induzir outros e assim sucessivamente, agravando os incidentes. A norma API RP 17B [1] lista os modos de falha mais prováveis para um duto flexível, apresentados na Tabela 2.3

Tabela 2.3: Lista de verificação dos modos de falha para o projeto estrutural de um duto flexível [1].

| Modo de Falha | Mecanismos de Falha em Potencial |
|---------------|--|
| Colapso | <ol style="list-style-type: none"> 1. Colapso da carcaça e/ou da armadura de tração devido à tração excessiva, pressão externa excessiva, cargas de instalação ou ovalização devido à instalação. 2. Colapso da carcaça devido ao aumento da pressão em liners multicamadas, seguido por rápida descompressão. 3. Colapso do duto devido ao deslizamento da carcaça no conector. 4. Colapso da carcaça devido à fadiga da própria carcaça. |
| Explosão | <ol style="list-style-type: none"> 1. Ruptura da armadura de pressão devido à pressão interna excessiva. 2. Ruptura da armadura de tração devido à pressão interna excessiva. |
| Tração | <ol style="list-style-type: none"> 1. Ruptura da armadura de tração devido a tração excessiva. 2. Enroscamento em equipamentos de pesca ou de ancoragem, causando flexão excessiva ou falha por tração. |
| Compressão | <ol style="list-style-type: none"> 1. Birdcaging (gaiola de passarinho) ou flambagem lateral da armadura de tração. 2. Compressão levando à flambagem vertical e ao excesso de flexão. |
| Flexão | <ol style="list-style-type: none"> 1. Colapso da carcaça e/ou da armadura de pressão. 2. Destravamento da armadura de pressão. 3. Trincamento da capa externa. |
| Torção | <ol style="list-style-type: none"> 1. Falha dos arames da armadura de tração. 2. Colapso da carcaça. 3. Birdcaging da armadura de tração. |
| Fadiga | <ol style="list-style-type: none"> 1. Fadiga dos arames da armadura de tração e/ou da armadura de pressão. |
| Erosão | <ol style="list-style-type: none"> 1. Erosão da carcaça intertravada. |
| Corrosão | <ol style="list-style-type: none"> 1. Corrosão da carcaça intertravada. 2. Corrosão da armadura de pressão ou armadura de tração expostas a água do mar. 3. Corrosão da armadura de pressão ou armadura de tração expostas a produtos difundidos. |

2.3 Modo de Falha por Destravamento

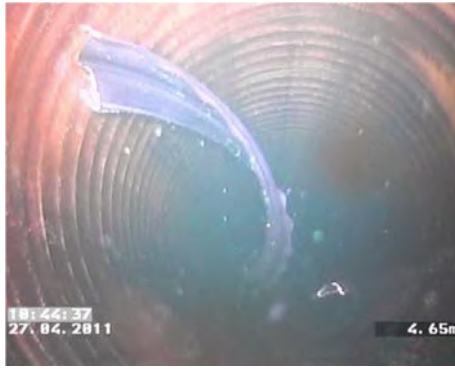
Há muitas referências bibliográficas sobre dutos flexíveis, seus potenciais modos de falha e sobre a geração de modelos numéricos para estudo de sua estrutura. Tais referências, dentre teses e artigos científicos, foram úteis como enriquecimento da base teórica deste trabalho. Contudo, a falha de carcaças intertravadas por destravamento em carregamento axial excessivo é um assunto recente e alvo de poucas publicações.

Houve uma série de incidentes de destravamento de carcaça em dutos flexíveis operados pela empresa Statoil, na Noruega, no final de 2010 e início de 2011. Esforços significativos foram feitos para desenvolver um entendimento e capacidade de modelar o modo de falha. A força tarefa envolveu 20 especialistas por 18 meses, com representantes das empresas Statoil, 4Subsea, DNV GL e do instituto de pesquisa SINTEF [20]. Ao longo das investigações, alguns artigos técnicos foram publicados e serviram como principal referência para este trabalho.

Em relatório para o *Petroleum Safety Authority Norway*, MUREN et al. [20] afirmam que muitos *risers* flexíveis foram retirados de serviço para substituição, devido ao alto risco de desenvolverem o mecanismo de falha no futuro. A falha em si depende de processos operacionais, como os altos ciclos de temperatura e pressão. Esta falha foi muito custosa em termos de investigação, substituição de dutos, perdas e atrasos de produção.

FARNES et al. [10] apresentam o problema do destravamento da carcaça em carga axial trativa, relatando os primeiros incidentes observados e apresentando dados de medição nos dutos defeituosos retirados de campo. O trabalho dá atenção especial a *risers* com *liner* multicamadas, pois conclui-se que estes têm maior chance de desenvolverem a falha, por conta da interação entre as camadas termoplásticas.

Um incidente grave foi registrado em Njord em abril de 2011, FARNES et al. [10] descrevem a sequência de ações que podem ter levado ao acidente. O *riser* Njord A13 foi retirado de serviço como parte do programa de testes e inspeções e, ao ser recolocado na produção, falhou com escape de fluido para o ambiente. Durante a inspeção, constatou-se que não havia colapso da carcaça ou defeitos aparentes. O duto ainda passou por um teste de pressão antes de ser preparado para voltar à operação. Após a falha, os danos visíveis eram dois furos na capa externa do *riser* e a inspeção visual mostrou um destravamento da carcaça logo abaixo da solda no anel de terminação. A inspeção do fio de carcaça pendurado não encontrou deformações relacionadas ao modo de falha por colapso. Concluiu-se que a carcaça falhou por excesso de carga na direção axial, onde o perfil da carcaça abriu, desceu por 11m abaixo do conector de topo, se rompeu e punccionou a barreira de pressão. A Figura 2.12 mostra registro fotográficos da falha por uma câmera interna.



(a) Carcaça rompida em queda.



(b) Rompimento abaixo da terminação.

Figura 2.12: Fotografias internas da carcaça após a falha por destravamento [10].

2.3.1 Carga Axial na Carcaça Intertravada

Em condições seguras, as cargas axiais são transferidas radialmente da carcaça para as camadas mais externas por meio de atrito e de efeitos geométricos, como as reentrâncias geradas pela extrusão do material do *liner* sobre uma superfície irregular. Com o tempo, pode haver uma redução significativa do contato radial entre camadas e, por conseguinte, da capacidade de transferir os carregamentos axiais até a armadura de tração. Esse deterioramento se dá pela redução de volume do material termoplástico PVDF após exposição prolongada aos hidrocarbonetos, somada aos efeitos térmicos e de pressão decorrentes da operação e manutenção da linha flexível. Com isso, a carcaça intertravada e a camada de sacrifício podem se mover axialmente em relação ao restante da estrutura do duto, resultando em um comportamento *pipe-in-pipe* [10]. A Figura 2.13 mostra etapas da perda de atrito ao longo da vida operacional entre a camada de sacrifício e a barreira de pressão, por meio de ciclos repetidos de pressurização-despressurização e variações de temperatura dos termoplásticos.

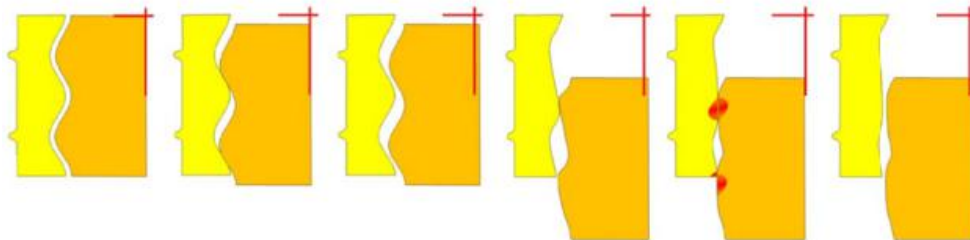


Figura 2.13: Efeito dos ciclos de pressão e temperatura nas camadas de sacrifício (esquerda) e na barreira de pressão (direita) [10].

A perda da capacidade de transferência de carga radialmente pela seção transversal do duto é um efeito complexo e depende do próprio desenho da seção transversal, da manufatura e instalação do duto e do seu histórico operacional. Aqueles que possuem *liner* de estrutura multicamadas são considerados mais suscetíveis a este modo de falha, pois as superfícies suaves entre as camadas poliméricas limitam a habilidade de transferência dos esforços axiais.

Para o desenvolvimento do modelo de carga na carcaça, FARNES et al. [10] consideraram uma pequena porção vertical da carcaça e da camada de sacrifício sem as camadas mais externas do duto, estando ambas engastadas nos extremos. Enquanto a carcaça estiver em condição de passo nominal ou dentro do percurso livre do seu perfil, todas as cargas incluindo o peso próprio e cargas na camada de sacrifício estarão suportadas pela fixação da camada de sacrifício e a carcaça estará descarregada no topo.

No modelo de carga simplificado proposto pela força tarefa, assume-se que a carcaça está completamente estendida no topo do *riser* flexível e os esforços axiais na camada de sacrifício trabalham na carcaça estendida. Esse processo de estender a carcaça e ter o peso e as cargas da camada de sacrifício agindo no topo da carcaça se chama *carcass priming*. Quando ele ocorre, as cargas suportadas pelo anel de terminação da carcaça podem ser determinadas observando uma seção de duto dentro do conector, como apresentado na Figura 2.14. O fenômeno de *priming* já foi confirmado por extensivas medidas de passo tanto em dutos em operação quanto naqueles retirados de serviço [10].

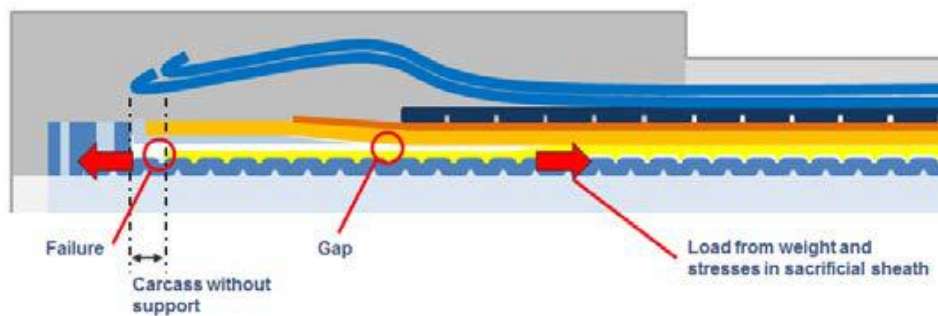


Figura 2.14: Cargas agindo na carcaça no fenômeno de *priming* [17].

Para a falha se desenvolver, a carga axial na estrutura deve ultrapassar a sua capacidade de resistir nesta direção. Portanto, KRISTENSEN et al. [17] buscaram modelar e calcular esta carga, decompondo-a em quatro componentes principais:

- Peso próprio da carcaça e da camada de sacrifício;
- Compactação da camada de sacrifício pela ação da pressão;
- Contração térmica devido ao resfriamento da camada de sacrifício;

- Outros efeitos do termoplástico PVDF (perda de plastificantes, tensões residuais etc).

As duas primeiras componentes são causadas por efeitos gravitacionais e de pressão, podendo ser diretamente calculadas por meio de equações físicas conhecidas. Para isso, considerou-se uma porção de duto desde o topo até a região de *sagbend*. Já as outras componentes são provenientes de efeitos complexos e sem modelos pré-estabelecidos.

KRISTENSEN et al. [17] detalha a influência da contração térmica do material termoplástico no modelo de carga da carcaça, fazendo uso de modelos numéricos e experimentos de meia-escala. O modelo para o resfriamento de um *riser* pressurizado consistiu na carcaça e a camada de sacrifício, já supondo uma condição de perda completa da capacidade de retenção do núcleo pelas camadas mais externas. A queda de temperatura causa um encolhimento da camada termoplástica, o que transfere carga trativa para a parte exposta da carcaça dentro do conector. O carregamento de pressão por compactação do PVDF assim como as cargas de priming também foram consideradas no modelo. O teste de meia-escala confirmou que uma força considerável pode ser gerada pelo resfriamento, pois mediu-se uma intensidade de 15kN no resfriamento de 80°C para 20°C ainda que a amostra fosse relativamente pequena. HANSEN [14] reporta que o gradiente de temperatura ocorre, em particular, durante paradas de operação, nas regiões de vizinhança de equipamentos auxiliares, tais como: enrijecedores à flexão, restritores de curvatura, módulos flutuadores ou outras estruturas que gerem um efeito de isolamento térmico local no duto.

O processo de *priming* da carcaça e das camadas termoplásticas é fortemente relacionado ao histórico de ciclos de pressão e temperatura. Para descrever este processo em detalhes, seria necessário estabelecer modelos de aderência entre as camadas de pressão e de sacrifício, considerando uma definição do PVDF que incluísse seus comportamentos viscoelásticos e viscoplásticos ao longo do período de meses e com temperaturas variando de -5°C a 110°C. Essa abordagem, apesar de mais precisa, é demasiada complexa e impraticável para a primeira fase do estudo. Sendo assim, as cargas na carcaça foram estimadas por meio de formulações analíticas aproximadas por FARNES et al. [10].

2.3.2 Capacidade Axial da Carcaça Intertravada

FARNES et al. [10] e KRISTENSEN et al. [17] apresentaram uma formulação semi-analítica para a capacidade axial da carcaça sem apoios externos, calibrada para os dados nominais comumente encontrados nos *data sheets* de linhas. A capacidade máxima da carcaça é atingida assim que o destravamento se inicia. A maior

contribuição para a resistência vem da formação de *plastic hinges* (rótulas plásticas) pela flexão plástica da tira metálica na fabricação das dobras do perfil da carcaça. Também deve-se considerar a contribuição da deformação tangencial que depende da relação entre a espessura total da carcaça e seu diâmetro.

$$F_{Car} = \frac{\sigma_{UTS} 2\pi (D + T_C) t_C^2}{4T_C - 5t_C} \left(1 + 0,312 \frac{T_C^3}{t_C^3 D^{0,7}}\right) \quad (2.1)$$

onde D é o diâmetro interno da carcaça (mm), T_C é a espessura do perfil (mm), t_C é a espessura da tira do perfil (mm) e σ_{UTS} é a tensão última do material (MPa).

Em carcaças intertravadas, geralmente, os materiais utilizados não variam muito. Os diâmetros internos também costumam variar pouco, geralmente entre 4", 6" e 8", sendo outros diâmetros menos comuns. Dessa forma, pode-se fazer um breve estudo sobre a influência da razão de espessuras T_C/t_C na capacidade axial da estrutura, como mostra a Figura 2.15. O termo de espessura T_C não pode ser totalmente isolado e ainda exerce influência no resultado. Sendo assim, consideraram-se as espessuras de 4, 6 e 8 mm. O termo de tensão σ_{UTS} pode ser isolado e desconsiderado no estudo, entretanto optou-se por utilizar um valor recorrente de 550 MPa para que os resultados de capacidade axial fossem próximos aos valores de casos reais. Vale ressaltar que a razão de espessuras da carcaça deve ser sempre maior que 4, pelo próprio desenho do perfil da carcaça, não sendo comum valores maiores que 6.

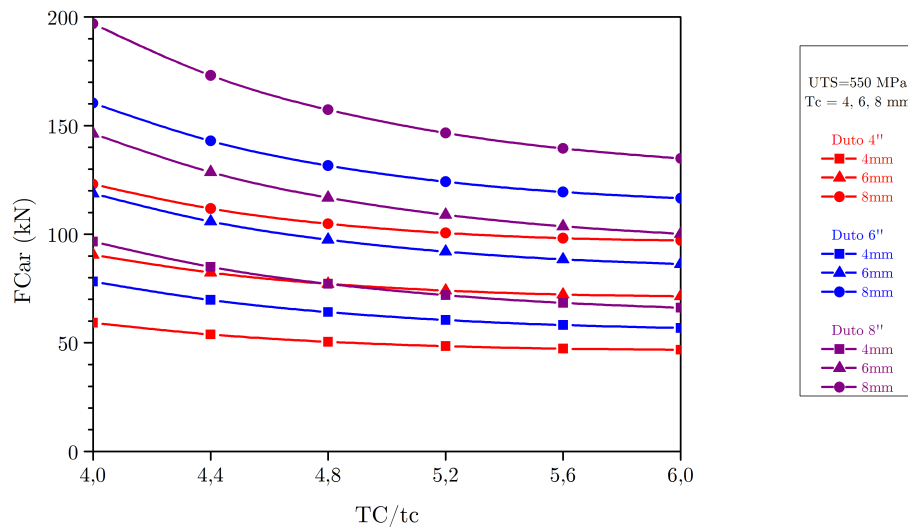


Figura 2.15: Influência da razão de espessuras da carcaça na capacidade axial.

Como esperado, para um mesmo diâmetro de duto, a capacidade axial diminui se a razão D/T_C ou T_C/t_c aumenta. As quedas na curva de capacidade axial são mais acentuadas para dutos de diâmetro maior. Pode-se dizer que dutos com baixo diâmetro e altas razões T_C/t_c são mais suscetíveis a falhar por carga axial. Para dutos de maior diâmetro, se a espessura total da carcaça for relativamente baixa,

ele pode ter uma resistência axial comparável a um duto de menor diâmetro e baixa espessura, sendo importante observar a relação D/T_C .

SKEIE et al. [28] apresentam a criação de um modelo numérico para obter a capacidade axial de carcaças intertravadas e também testes experimentais efetuados em amostras de carcaça. A boa correlação entre os resultados numéricos e experimentais validou o modelo numérico desenvolvido.

Os testes experimentais realizados por SKEIE et al. [28] utilizaram amostras intactas de carcaça de 450mm até 900mm de comprimento, instrumentadas com LVDTs em 3 pontos para capturar deformações assimétricas. As amostras foram colocadas em uma célula de carga com capacidade de 300kN e tracionadas até a falha. Ao final do experimento, foram traçadas as curvas de força por deslocamento para cada amostra.

Os modelos numéricos simulados por SKEIE et al. [28] foram gerados em dois softwares diferentes: ABAQUS/Explicit e Marc/Implicit. Apesar das diferenças no algoritmo de solução, os parâmetros gerais da análise foram bastante similares. O resumo dos resultados obtidos consta na Tabela 2.4.

Tabela 2.4: Resumo dos resultados numéricos e experimentais [28].

| Diâmetro Interno | Material | Capacidade Axial (kN) | | |
|------------------|----------|-----------------------|------|--------|
| | | Experimento | Marc | Abaqus |
| 6" | 316L | 54 | 57 | 55 |
| 6" | 316L | 79 | 76 | 76 |
| 8" | 316L | 86 | 89 | 84 |
| 9" | Duplex | 155 | 165 | N/A |
| 9" | 316L | 160 | 169 | 146 |

Os modelos de SKEIE et al. [28] foram construídos utilizando as geometrias de carcaça intertravada obtidas das próprias amostras ou dos registros de projeto. Os modelos analisados no Marc foram gerados com condição de contorno por superfície rígida nas extremidades, enquanto os modelos analisados no Abaqus/Explicit utilizaram a técnica de *coupling* rígido da extremidade com um ponto de referência. A malha de elementos finitos foi definida com elementos hexaédricos, sendo 2 elementos ao longo da espessura de tira para os modelos no Marc e 5 para o Abaqus/Explicit. Além disso, no Marc, os elementos eram de integração total e seguiram a formulação *assumed strain*, para o controle de distorção de malha. Já no Abaqus/Explicit, os elementos utilizados eram de integração reduzida com controle de *hourglass*, com o mesmo fim. O contato tangencial foi modelado considerando atrito, para simular

a interação entre as espiras de forma mais completa. O aço inoxidável 316L foi modelado de acordo com curvas obtidas por testes de material para os dois modelos, sendo o modelo no Marc considerou os efeitos de encruamento nas regiões com maior curvatura do perfil. Como os modelos explícitos são mais lentos para avançar na análise, o incremento estável de tempo no Abaqus/Explicit foi aumentado por meio de um aumento virtual da densidade do material, usando técnicas de escala de massa.

2.3.3 Inspeção e Medições

SKJERVE et al. [29] realizaram um programa de inspeção em *risers*, onde mais de 30 *risers* flexíveis foram tirados de serviço e dissecados em laboratório. Foi observado que a falha por destravamento de carcaça é mais frequentemente encontrada próximo aos conectores, como mostra a Figura 2.16. A região de topo é mais suscetível a esta falha, já que a contribuição do peso da estrutura é muito relevante neste ponto. Vale observar que foram registrados 2 incidentes de destravamento de carcaça na região de terminação da linha flexível, se mostrando um modo de falha que ocorre em condições bem diversificadas.

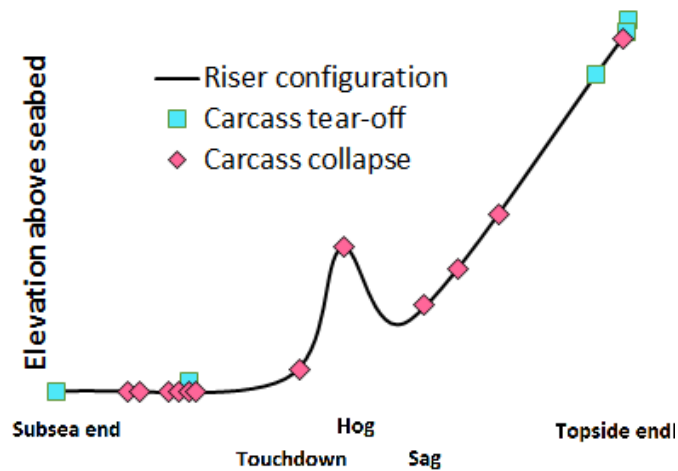


Figura 2.16: Distribuição de falhas da carcaça ao longo do comprimento [29].

Segundo SKJERVE et al. [29], o passo da carcaça foi de significativa importância para as investigações do novo modo de falha, já que a estrutura da carcaça praticamente não vai receber nenhuma carga axial até que esteja totalmente estendida. Com base na deformação plástica permanente, é possível estimar a carga máxima que a carcaça experimentou em sua operação. Uma das principais conclusões durante as inspeções em conectores foi a tendência da camada de sacrifício de recuar, encontrada em múltiplos *risers*. Esta camada é a mais interna da barreira de pressão e não tem terminação fixa ao conector. As dissecações realizadas confirmam que o grau de recuo tem um valor médio de 35mm, aproximadamente 3-4 comprimentos

de passo, com o valor máximo maior que 200mm. Sabe-se que a capacidade axial da carcaça intertravada é reduzida quando não há suporte externo e, portanto, a região de recuo da camada de sacrifício é mais provável de desenvolver a falha de carcaça por carregamento axial.

O programa de inspeção após as falhas de Visund e Njord consistiu principalmente na avaliação das áreas de fixação da carcaça nos conectores e no mapeamento das variações de passo da carcaça intertravada. Estipulou-se que, se o passo máximo medido na região de topo da carcaça correspondesse a 67% ou mais da capacidade axial da carcaça, a estrutura poderia seguir em operação, porém com monitoramento. Contudo, se o passo máximo medido fosse próximo ao da capacidade axial, o duto deveria ser substituído. Como resultado das inspeções, uma quantidade considerável de *risers* flexíveis foi retirada de operação, por riscos associados ao destravamento de carcaça, ao colapso e à formação de hidratos.

Capítulo 3

Método Experimental

Para estudar o comportamento estrutural da carcaça submetida a cargas axiais, foram realizados testes experimentais em amostras de carcaça de dutos flexíveis com diâmetro interno de 4 e 6 polegadas. O programa experimental constituiu-se por 3 atividades independentes:

- Testes de material;
- Medição dos perfis de carcaça;
- Testes de capacidade axial das carcaças.

Os testes de material consistiram em ensaios de tração realizados em corpos de prova obtidos de cada carcaça ensaiada, para conhecer o comportamento elastoplástico desses materiais. O principal objetivo foi alimentar o modelo numérico de capacidade axial da carcaça com as curvas reais de tensão por deformação e simular adequadamente os materiais. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE/UFRJ, no Rio de Janeiro.

A medição dos perfis de carcaça (seções transversais) foi realizada pela técnica de fotogrametria. Como resultado, foram obtidas as coordenadas de vários pontos ao longo da geometria do perfil, para posterior modelagem numérica das carcaças.

Os testes de capacidade axial consistiram em ensaios de tração em amostras de camada única de carcaça, onde aplicou-se lentamente um deslocamento a uma taxa constante em uma das extremidades da estrutura até atingir a falha. Com isso, esperava-se observar, em ambiente controlado, o modo de falha por destravamento da carcaça, quando as espiras deformam largamente e se soltam das adjacentes. Os ensaios foram realizados no Núcleo de Estruturas Oceânicas (NEO) localizado no Parque Tecnológico da Ilha do Fundão, no Rio de Janeiro.

As amostras de *risers* foram cedidas para fins acadêmicos, de forma confidencial, por empresa operadora após a retirada das mesmas de operação. Sendo assim, é

importante notar que os dutos já haviam passado por grandes deformações na etapa de instalação e algum grau de deterioramento ao longo dos anos de serviço. Todas as amostras foram identificadas e numeradas para garantir a rastreabilidade no decorrer do programa experimental, conforme apresentado na Tabela 3.1

Tabela 3.1: Identificação das amostras de riser flexível.

| Amostra de Duto | Diâmetro | | Pressão de Projeto (Psi) | Material |
|-----------------|--------------|--------------|--------------------------|------------------|
| | Interno (mm) | Externo (mm) | | |
| 4"-1 | 99,8 | 154,5 | 3000 | AISI 304 (FE 02) |
| 6"-1 | 151,3 | 210,5 | 3000 | AISI 316L (FE02) |
| 6"-2 | 150,4 | 210,2 | 3000 | AISI 304 (FE 02) |
| 6"-3 | 150,3 | 210,7 | Não informado | Não informado |

3.1 Testes de Material

Para obter as propriedades dos materiais das carcaças, foram realizados testes experimentais com corpos de prova retirados da própria estrutura. Contudo, a seção transversal complexa e a própria curvatura do duto dificultam a retirada de corpos de prova nas geometrias convencionais para os testes de tração.

Optou-se por utilizar a norma técnica E8/E8M – 09 da ASTM International [3], uma organização internacional reconhecida que publica normas técnicas para uma vasta gama de testes experimentais. Essa norma prevê corpos de prova retangulares no tamanho *subsize*, ou seja, em tamanho reduzido, sendo possível usiná-los a partir de pedaços de material retirados da carcaça, no formato normatizado apresentado na Figura 3.1.

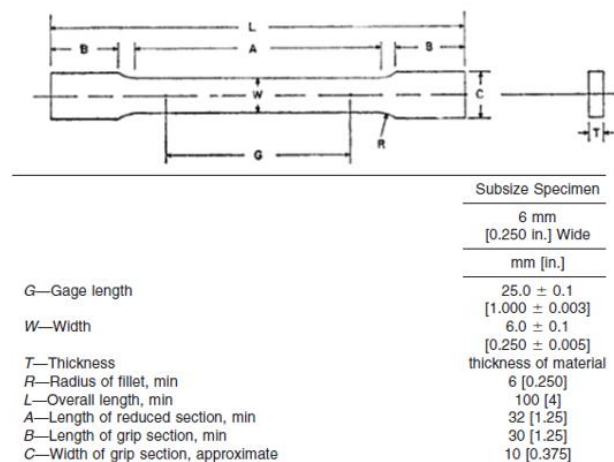


Figura 3.1: Parâmetros geométricos dos corpos de prova retangulares subsize [3].

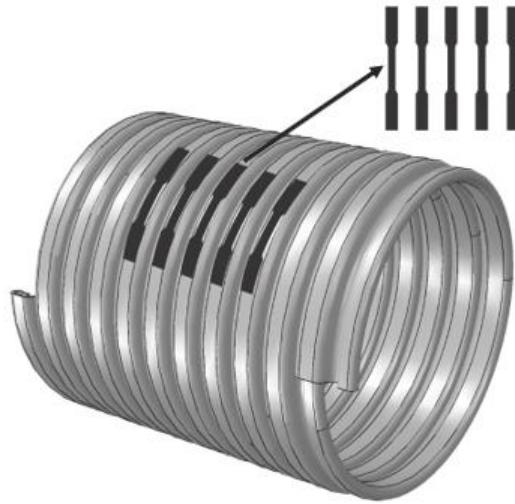


Figura 3.2: Corte e usinagem dos corpos de prova a partir da amostra de carcaça.

As tiras de material para a fabricação dos corpos de prova foram retiradas da camada mais externa das carcaças dos dutos disponíveis, no sentido circunferencial, como mostrado na Figura 3.2. Após o corte, cada tira ainda passou por retificação, para eliminar a curvatura, e por usinagem, para tomar o formato requerido pela norma.

A prática usual de pesquisa e da indústria é realizar os ensaios de tração com, no mínimo, 3 corpos de prova. SERGUEEVA et al. [27] mostraram que o espalhamento dos resultados obtidos em ensaios de tração aumenta à medida que o tamanho dos corpos de prova diminui. Como os corpos de prova escolhidos para o ensaio têm dimensões reduzidas, optou-se por realizar os ensaios com 5 desses e, assim, garantir um volume maior de resultados para comparação e pós-processamento.

Com o auxílio de uma esmerilhadeira angular 7", foi feita a etapa de corte das amostras de duto flexível e retirada do material para os corpos de prova. Os dutos foram seccionados por toda a sua seção transversal e depois cortados em meia-lua. As seções de carcaça retiradas dos dutos tinham, no mínimo, 5 espiras intactas, para garantir as 5 amostras programadas para os testes de material.

Após o corte em meia-lua das seções de carcaça, foi possível retirar a camada plástica de *liner* com facilidade e separar manualmente as espiras intertravadas, as quais foram corretamente identificadas de acordo com a amostra de duto de origem. Após o procedimento, foram encaminhadas para a planificação e usinagem de corpos de prova *subsize*.

A Figura 3.3 é um registro fotográfico do final do processo documentado nesta seção do trabalho, ela mostra as espiras separadas e identificadas, garantindo a rastreabilidade do processo experimental.

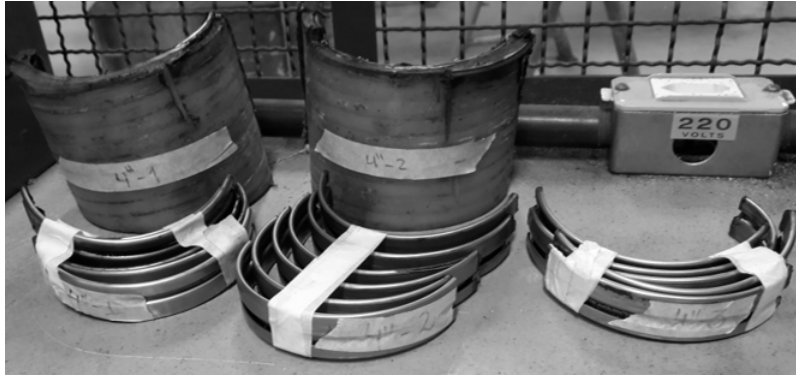


Figura 3.3: Espiras das carcaças separadas e identificadas.

Os ensaios de tração foram conduzidos no Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE, no Rio de Janeiro. Utilizou-se a máquina INSTRON para a aplicação da carga trativa e *strain gages* (extensômetros) KYOWA para medir a deformação nos corpos de prova em tempo real. A carga foi aplicada até a ruptura do material seguindo o método de controle C, item 7.6.3.3, da norma E8/E8M – 09, no qual prescreve-se a velocidade da cabeça do equipamento de teste de acordo com o comprimento do corpo de prova. Sendo assim, a velocidade de teste foi 0,47mm/min, confirmada pela média da razão deslocamento por tempo dos dados de saída.

Para representar o comportamento elastoplástico do material, foram obtidos: o Módulo de Young, a Tensão de Escoamento e as curvas de tensão verdadeira por deformação plástica verdadeira. Para cada material, as curvas dos 5 corpos de prova foram plotadas e comparadas com o objetivo de eleger aquela que mais se aproximava dos materiais esperados para cada carcaça e seu perfil operacional. A curva completa é uma junção da deformação medida pelos extensômetros antes dos mesmos romperem com a medida pela máquina após este rompimento. O registro da máquina inclui erros nos primeiros 40 kg - o peso da cabeça de tração - contudo, esta parte corresponde apenas aos primeiros segundos de teste, quando os extensômetros ainda estão em pleno funcionamento. Ainda, aplicou-se o ajuste das deformações pela formulação de tensão verdadeira, para contabilizar os efeitos da redução de área da seção do corpo de prova.

A propriedade mecânica do material conhecida como Tensão Limite de Escoamento foi determinada para cada material pelo método *offset* proposto na norma E8/E8M – 09, no item 7.7.1. Com isso, pôde-se calcular o Módulo de Young partindo da sua própria definição da Mecânica dos Sólidos, que define o valor da propriedade como a inclinação da curva linear de comportamento elástico do material.

Como os corpos de prova foram fabricados a partir de uma estrutura de formato tubular, havia a possibilidade de que, mesmo após o processo de retificação, ainda restasse certa curvatura. Por isso, os *strain gages* foram colados em ambos os lados da área de interesse do corpo de prova. Isto possibilita a detecção de empenamentos

e posterior ajuste dos resultados para excluir as deformações de flexão decorrentes da possível curvatura. Ao observar os resultados de saída dos testes, ficou confirmado que algumas amostras estavam empenadas, pois a deformação total medida pelos dois *strain gages* eram consideravelmente diferentes. Calcula-se que essa diferença seja numericamente igual ao dobro da deformação de flexão, que é positiva para o *gage* externo sob tração e negativa para o *gage* interno sob compressão. Utilizando esta formulação, representada pelas Equações 3.1 até 3.3, os dados de saída de deformação foram ajustados para considerar apenas a deformação axial, a qual buscamos conhecer para caracterizar o material em tração.

$$\varepsilon_{SGINT} = \varepsilon_{AXIAL} - \varepsilon_{FLEXAO} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_{SGEXT} = \varepsilon_{AXIAL} + \varepsilon_{FLEXAO} \quad (3.2)$$

$$\varepsilon_{AXIAL} = \frac{\varepsilon_{SGINT} + \varepsilon_{SGEXT}}{2} \quad (3.3)$$

onde ε_{AXIAL} , ε_{FLEXAO} , ε_{SGINT} , ε_{SGEXT} são respectivamente: a deformação axial, a deformação de flexão, a deformação medida na face interna e a deformação medida na face externa.

A Figura 3.4 é o registro fotográfico dos corpos de prova para o duto de 4 polegadas (4"-1) e para um dos dutos de 6 polegadas (6"-2). As fotos (a) e (b) foram tiradas antes de iniciar o ensaio, ainda com os extensômetros colados, e as (c) e (d) foram tiradas depois do ensaio, apresentando a falha. Pode-se observar que o formato da falha é condizente com o que se esperava de um aço tipo inoxidável, que apresenta certa ductilidade e forma um pescoço antes de romper.

A Figura 3.5 apresenta os resultados finais das curvas de material obtidas nos ensaios conduzidos nas 4 amostras de duto flexível. A Tabela 3.2 apresenta os valores de limite de escoamento e do módulo de elasticidade encontrados. Esses parâmetros são suficientes para caracterizar completamente o material no modelo numérico proposto. A comparação entre os 5 testes para cada material estão resumidos no Apêndice A.

Tabela 3.2: Propriedades mecânicas dos materiais ensaiados.

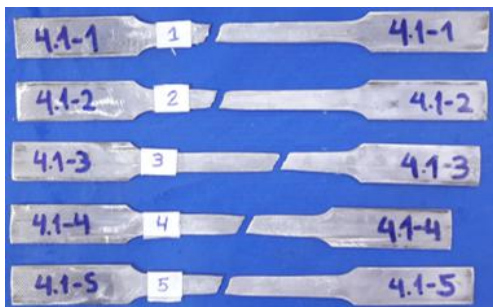
| Duto Flexível | Limite de Escoamento (MPa) | Módulo de Young (GPa) |
|----------------------|-----------------------------------|------------------------------|
| 4"-1 | 530 | 181 |
| 6"-1 | 730 | 163 |
| 6"-2 | 450 | 167 |
| 6"-3 | 570 | 164 |



(a) Amostras 4"-1 antes do teste.



(b) Amostras 6"-2 antes do teste.



(c) Amostras 4"-1 após o teste.



(d) Amostras 6"-2 após o teste.

Figura 3.4: Registro fotográfico dos testes de material para os dutos 4"-1 e 6"-2.

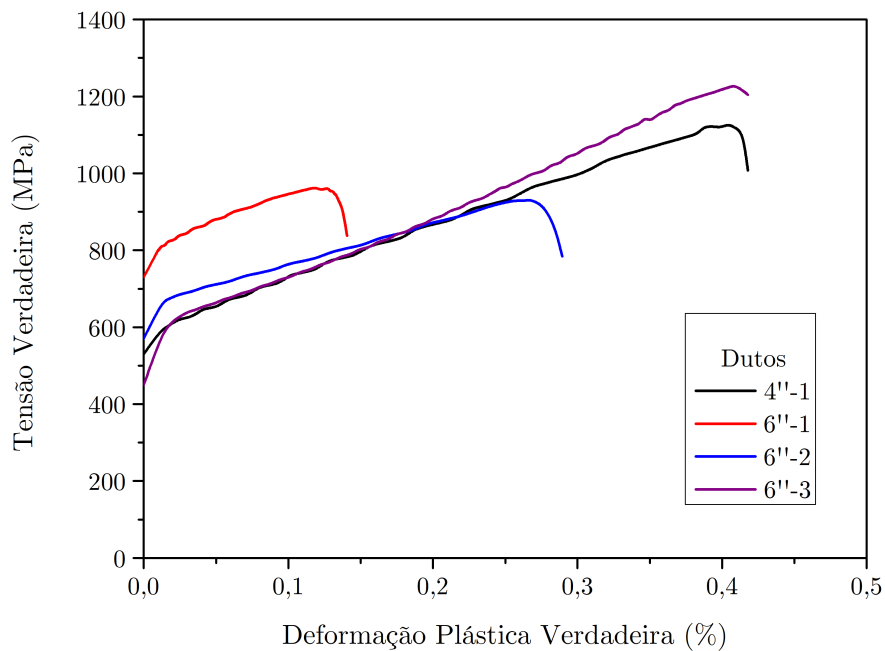
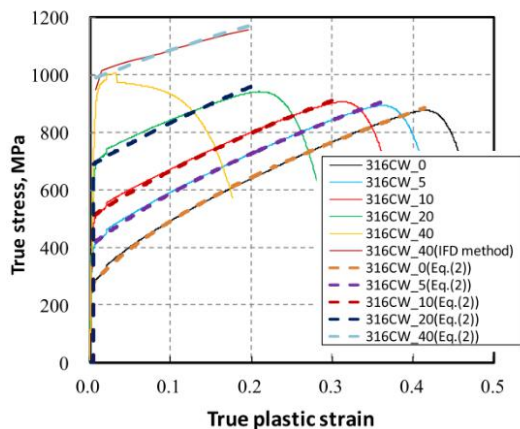


Figura 3.5: Resultados experimentais de tensão verdadeira por deformação plástica verdadeira.

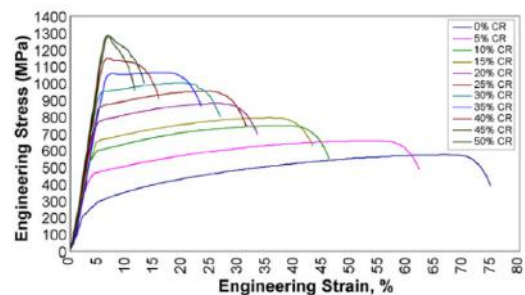
Observa-se que os materiais apresentam resultados de limite de escoamento acima do que se espera para um aço inoxidável virgem. Isso se explica pelo encruamento ao qual o material foi submetido no momento da fabricação da carcaça intertravada. Segundo SOUZA [8], os testes de material diretamente em aços retirados da estrutura da carcaça tendem a divergir dos valores nominais tabelados. Sendo os valores de tensão de escoamento maiores e os de deformação última menores. Essas diferenças foram atribuídas ao processo de fabricação da carcaça. Para avaliar melhor a influência deste processo nas propriedades do material da carcaça interna, seria necessário realizar testes de tração em amostras das tiras metálicas antes e após o mesmo.

KAMAYA [15] realizou um estudo sobre a influência do encruamento nas propriedades mecânicas do aço AISI 316, enquanto MILAD et al. [19] realizaram um estudo similar sobre o aço AISI 304, sendo ambos os aços muito utilizados para a carcaça de dutos flexíveis. Nesses estudos, a tensão de escoamento do material aumentava substancialmente até para pequenos percentuais de trabalho a frio [15][19].

A Figura 3.6 apresenta os resultados obtidos nos trabalhos citados. Para o aço inoxidável AISI 316, tem-se as curvas de Tensão Verdadeira por Deformação Plástica Verdadeira para os os percentuais de trabalho a frio de 0%, 5%, 10%, 20% e 40%. Para o aço inoxidável AISI 304, tem-se as curvas de Tensão de Engenharia por Deformação Total de Engenharia para os percentuais de trabalho a frio de 0%, 5%, 10%, 15%, 20%, 25%, 30%, 35%, 40%, 45% e 50%. Sendo o percentual de trabalho a frio definido como o percentual de redução da espessura original da chapa do material virgem por meio de laminação a temperatura ambiente.



(a) Aço Inoxidável AISI 316



(b) Aço Inoxidável AISI 304

Figura 3.6: Efeito do encruamento no comportamento elastoplástico dos aços 316 e 304 [15][19].

3.2 Medição dos Perfis de Carcaça

Os perfis de carcaça (seções transversais) precisavam ser obtidos inteiramente para a simulação computacional e para a avaliação mais profunda do comportamento da estrutura em destravamento. Para cada carcaça, aproximadamente 1/4 de círculo de espira foi separado e teve a superfície de medição polida cuidadosamente com lixas grossas e finas para ficar limpa de rebarbas e perpendicular.

A digitalização dos perfis de carcaça intertravada foi feita pela técnica de fotogrametria, no Núcleo de Estruturas Oceânicas. Foi utilizada uma câmera EO-3843 - 5 Megapixel com sensor 1/3" CMOS modelo EO-5012C e o *software* National Instruments Vision Builder AI v2015, o modelo de calibração foi baseado em uma grandeza conhecida. Em todos os casos foi usado o comprimento do perfil, medido por paquímetro para ajustar a correspondência de pixels para a medida real em milímetros, como mostrado na Figura 3.7.

Como resultado da medição, foram obtidas as coordenadas de vários pontos ao longo da geometria do perfil, definindo-o satisfatoriamente para a modelagem do mesmo no *software* de desenho AutoCAD, como mostra a Figura 3.8.



(a) *Medição do comprimento*



(b) *Calibração pixel/mm*

Figura 3.7: Exemplo de etapas da fotogrametria para a amostra 6"-1.

Uma vez que foi observado que a geometria do perfil domina grande parte do modo de falha da carcaça por destravamento, buscou-se notar algumas especificidades de cada perfil para comparar melhor os resultados experimentais e também os numéricos. Foram escolhidos 4 principais parâmetros geométricos quantitativos: comprimento, espessura, espessura da tira de material metálico usado na fabricação e passo máximo que o perfil atinge antes de começar a deformar. A Tabela 3.3 apresenta os valores medidos para cada amostra de carcaça.

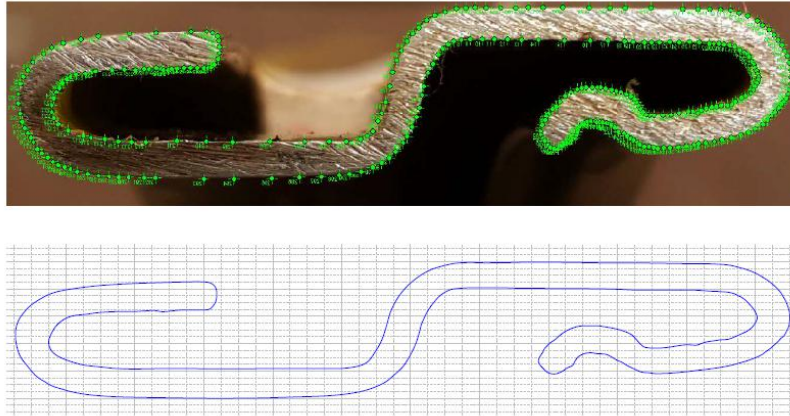


Figura 3.8: Exemplo de obtenção de pontos do perfil para a amostra 6"-1.

Tabela 3.3: Parâmetros geométricos principais dos perfis de carcaça.

| Amostra de Carcaça | Comprimento do Perfil (mm) | Espessura do Perfil (mm) | Espessura da Tira (mm) | Passo Máximo (mm) |
|--------------------|----------------------------|--------------------------|------------------------|-------------------|
| 4-1 | 23,2 | 3,8 | 0,8 | 15,1 |
| 6-1 | 27,4 | 7,5 | 1,5 | 19,6 |
| 6-2 | 35,0 | 7,7 | 1,5 | 22,4 |
| 6-3 | 30,8 | 8,3 | 1,5 | 18,2 |

Além dos parâmetros quantitativos, podemos observar algumas características qualitativas marcantes. Foram definidas as regiões e dimensões da Figura 3.9 para descrever a geometria das carcaças com mais detalhes. A Figura 3.10 mostra os perfis das 4 carcaças obtidos.

- Extremidade A: Extremidade à esquerda da tira metálica.
- Extremidade B: Extremidade à direita da tira metálica.
- Seção Inclinada C: Seção inclinada da tira metálica que liga as duas espiras.
- Contato D: Contato superior entre as duas tiras metálicas adjacentes.
- Contato E: Contato inferior entre as duas tiras metálicas adjacentes.
- Separação F: Separação superior entre as tiras metálicas adjacentes.
- Separação G: Separação inferior entre as tiras metálicas adjacentes.
- Espessura T_C : Espessura do perfil.
- Espessura t_C : Espessura da tira metálica.

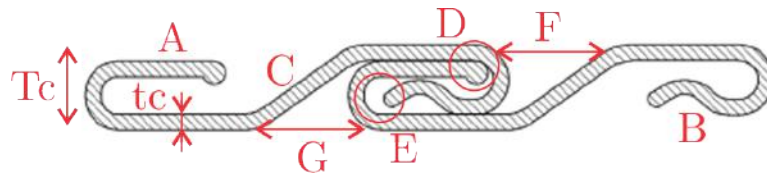


Figura 3.9: Definição de regiões e dimensões da carcaça intertravada.



(a) Amostra 4''-1



(b) Amostra 6''-1



(c) Amostra 6''-2



10mm
(d) Amostra 6''-3

Figura 3.10: Perfis de carcaça medidos por fotogrametria. Escala 1,5.

Amostra 4"-1

As extremidades A e B são quase planas, este formato é mais simples que o das amostras de 6". Ambas têm comprimentos similares, possibilitando o contato simultâneo em D e E. Também observa-se que este perfil é mais achatado que os demais, tendo uma baixa relação de espessuras T_C/t_C . As espiras estão relativamente afastadas umas das outras na condição de passo máximo, pois as separações G e F são grandes em relação ao comprimento do perfil.

Amostra 6"-1

A extremidade A é quase plana e ligeiramente curta, fazendo com que o contato entre as tiras adjacentes ocorra apenas em E. A extremidade B apresenta uma ponta em semi-círculo de raio comparativamente menor que os outros perfis, sendo um pouco menor que o da amostra 6"-2 e bastante menor que o da amostra 6"-3. A seção inclinada C é mais verticalizada que as demais. As separações G e F são pequenas em relação ao comprimento do perfil.

Amostra 6"-2

A extremidade A é quase plana de comprimento um pouco maior que o das outras amostras, o que possibilita o contato na direção normal em D. A extremidade B apresenta uma ponta em semi-círculo, de raio comparativamente intermediário dentre os outros perfis. Também observa-se que este perfil é o mais achatado dentre os dutos de 6". As espiras estão relativamente afastadas umas das outras na condição de passo máximo.

Amostra 6"-3

A extremidade A apresenta forte curvatura, diferindo altamente das outras carcaças, o contato normal em D é inexistente. Já a extremidade B, apresenta uma ponta em quarto de círculo, de raio consideravelmente maior que o dos outros perfis. Também observa-se que este perfil é menos achatado dentre os dutos de 6". Esta carcaça tem a menor separação relativa entre as espiras. Ela também é o perfil menos achatado de todos, com uma alta relação T_C/t_C .

3.3 Testes de Capacidade Axial de Carcaça

3.3.1 Conceito e Requisitos do Teste

Os testes de capacidade axial consistiram em aplicar tração em amostras de carcaça até atingir a falha da estrutura. Como a carcaça intertravada não é projetada para resistir a este tipo de solicitação sozinha, as cargas finais esperadas são relativamente baixas, em torno de 100kN. O equipamento de tração em 4 colunas do Núcleo de Estruturas Oceânicas da COPPE/UFRJ, MTS Load Frame 311.41 - Universal Testing System 2500kN, atende bem aos requisitos de carga dos testes de capacidade axial e, sendo assim, ele foi escolhido para esta etapa.

Os pontos críticos do experimento são relacionados à interface entre a amostra e o equipamento de aplicação da carga. O projeto da interface precisa garantir que:

- O carregamento seja aplicado de forma distribuída na extremidade móvel;
- A falha não seja relacionada a problemas com a própria interface (deslizamentos, falhas na resina etc.);
- Os efeitos de bordo não afetem os resultados obtidos;
- Haja compatibilidade entre o equipamento de carga e todas as amostras de carcaça.

Levando em conta os requisitos do experimento, optou-se por fazer a interface entre o equipamento e a amostra por meio de um conector usinado e resina epóxi, mantendo um comprimento de amostra de aproximadamente 470mm na região de estudo. A montagem do experimento na máquina de tração está apresentada na Figura 3.11, onde pode-se ver a estrutura livre da carcaça entre os conectores (preenchidos por resina), as placas que ligam os conectores à máquina, o topo o atuador que aplica o deslocamento e a peça fixa da base.

Foram escolhidos como parâmetros de medição do teste a força aplicada na amostra e o deslocamento axial do conector de topo. O primeiro consta no relatório automático gerado pela máquina durante o teste, já o segundo foi medido por meio de transdutores de deslocamento do tipo carretel posicionados entre as placas base superior e inferior. Para garantir a confiabilidade dos deslocamentos, foram instalados 2 pares de transdutores posicionados diagonalmente, para comparar possíveis divergências na medição. Essas informações foram medidas em tempo real pela instrumentação do teste, possibilitando a plotagem do diagrama de força aplicada por deslocamento, que representa satisfatoriamente o comportamento estrutural global das carcaças sob carregamento axial.

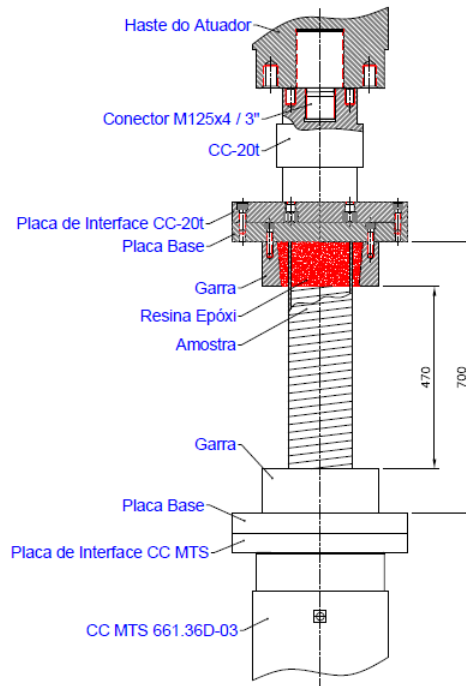


Figura 3.11: Esquema de montagem do teste de capacidade axial.

Foram ensaiadas 4 tipos diferentes de carcaça, como listado na Tabela 3.1. Considerando que o ensaio de tração em carcaças ainda é pouco estudado e não há muitas referências para o mesmo, optou-se por extrair 2 amostras de carcaça dos *risers* 4"-1 e 6"-3, que eram os maiores tramos disponíveis, e realizar o experimento 2 vezes para estes. Os 2 *risers* restantes tiveram apenas 1 amostra. Dessa forma, pôde-se comprovar a repetibilidade do ensaio para diferentes amostras do mesmo duto, já que os resultados foram consideravelmente próximos. Ao todo, foram ensaiadas 6 amostras.

A nomenclatura usada para identificar as amostras começa com o nome do duto flexível de origem e termina com o sufixo correspondente à sequência de amostras repetidas do mesmo duto.

Tabela 3.4: Amostras ensaiadas no teste de capacidade axial.

| Amostra de Carcaça | Comprimento de Amostra (mm) | Quantidade de Espiras |
|--------------------|-----------------------------|-----------------------|
| 4"-1-1 | 508 | 35 |
| 4"-1-2 | 518 | 35 |
| 6"-1-1 | 517 | 35 |
| 6"-2-1 | 489 | 24 |
| 6"-3-1 | 562 | 30 |
| 6"-3-2 | 583 | 31 |

3.3.2 Preparo do Experimento

O experimento teve início com o corte e preparação das amostras de carcaça. Cada duto flexível foi descascado até o *liner* - camada termoplástica extrudada externamente à carcaça - por cortes longitudinais usando uma esmerilhadeira angular 7". Já o *liner*, por estar encostado na carcaça, teve de ser cortado longitudinalmente com uma faca quente, um equipamento que não danifica o aço da carcaça.

A ancoragem da amostra no conector é um dos pontos críticos do ensaio e, por isso, a colocação da resina foi feita em 3 etapas, com intervalos de 2 horas entre elas, conforme recomendação do fabricante. Assim, esperava-se produzir uma resina capaz de suportar as cargas do teste sem fraturar catastróficamente nem deslizar. Algumas janelas foram abertas nas extremidades da amostra de carcaça para a passagem da resina líquida durante o preenchimento do conector; parafusos passantes também foram instalados nas extremidades para auxiliar a prender a carcaça à resina quando seca. Além disso, a amostra foi centralizada e alinhada nos conectores cônicos por meio de alinhadores magnéticos, garantiu-se o alinhamento vertical da estrutura ao longo de todo período de secagem da resina, para evitar cargas fora do eixo de tração durante o teste. A Figura 3.12 mostra registros fotográficos do processo.

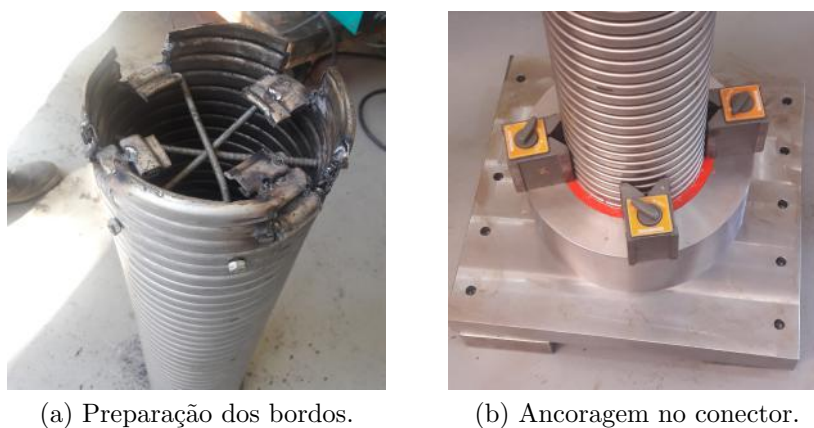


Figura 3.12: Etapas de preparação da amostra de carcaça.

Como o modo de falha por destravamento da carcaça é uma descoberta recente e pouco estudada, o experimento contou com duas câmeras para aquisição óptica e monitoramento da mudança de forma da estrutura. As câmeras foram configuradas para tirar ao menos uma fotografia a cada 2 segundos, considerando a variação de tempo de captura e de gravação conforme a luminosidade. Uma câmera foi posicionada na direção frontal e outra na lateral, para capturar a evolução da forma da estrutura tridimensionalmente, ambas tem especificação EO-3843 - 5 Megapixel com sensor 1/3" CMOS modelo EO-5012C, já a aquisição e gravação das imagens no computador foi controlada a partir do *software* National Instruments Vision

Builder AI v2015. A resolução de medição do dispositivo de captura é de 0,15mm tanto para a imagem frontal quanto para a lateral, medidas menores não podem ser garantidas pois estão na faixa de incerteza do equipamento (fundo de escala). É importante ressaltar que as imagens aquiritadas foram ajustadas para corrigir a distorção imposta pela lente e calibradas para que fosse possível medir distâncias e deslocamentos. Tais ajustes foram baseados no método de ZHANG [32] para *pinhole camera*, usando um tabuleiro de xadrez 9x6 .

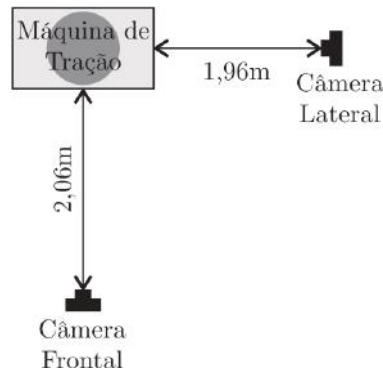


Figura 3.13: *Layout* das câmeras para aquisição óptica.

A célula de carga usada na máquina foi de 250 toneladas, pois era a menor disponível e já cobria a faixa de carga esperada, com grande margem. O erro do equipamento é de 0,2% do total, ou seja, aproximadamente 5kN. A velocidade de aplicação de deslocamento foi prescrita como 2,5 mm/min, buscando que o processo fosse suficientemente lento para ser considerado quase-estático.

3.3.3 Resultados

Os ensaios ocorreram conforme o esperado, atingindo a falha por destravamento total, o que marcou o fim da aplicação de carga pela máquina. A Figura 3.14 mostra a região de falha em detalhe frontal e traseiro, para uma das carcaças ensaiadas, para que se possa ter uma ideia geral do formato da carcaça após o destravamento. Na situação real de operação, a parte inferior da carcaça despenca após o destravamento, pois não há mais resistência axial, possivelmente rompendo a tira metálica em algum momento.

A Tabela 3.5 resume os valores resultantes de Capacidade Axial, sendo estes definidos como a força máxima atingida no ensaio, justo no momento da falha e posterior queda abrupta da resistência da estrutura. Para efeito de comparação, também foram calculadas as capacidades axiais esperadas de cada duto usando a formulação semi-analítica da Eq. 2.1, apresentada na seção 2.3, usando os valores nominais de material e informações do *data sheet* das linhas, como recomendado.

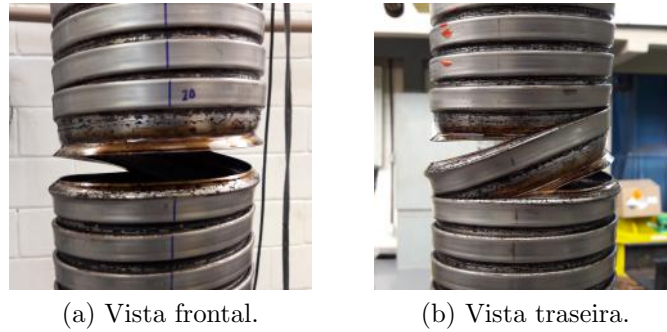


Figura 3.14: Detalhe da falha da carcaça por destravamento.

Os resultados experimentais divergiram dos esperados entre 1% e 15%, mostrando uma boa correlação entre o experimento e a fórmula.

Notou-se uma falta de padrão na região de destravamento, cada amostra falhou em uma região diferente, sem uma explicação aparente. As amostras 4"-1-1 e 6"-1-1 e 6"-3-1 falharam na região central, as amostras 4"-1-2 e 6"-2-1 falharam próximas ao conector de topo e a amostra 6"-3-2 falhou próxima ao conector de base. Para avaliar melhor este resultado, as amostras deveriam ter sido inspecionadas na sua condição inicial, para buscar possíveis pontos fracos que favorecessem a falha naquela região, por exemplo: grandes deformações iniciais, fragilidade localizada do material, perdas de espessura por corrosão etc.

Tabela 3.5: Resultados de capacidade axial.

| Amostra de Carcaça | Espira de Destravamento | Capacidade Axial (kN) | |
|--------------------|-------------------------|-----------------------|---------|
| | | Experimental | Fórmula |
| 4"-1-1 | 19-20 | 49,8 | 48,4 |
| 4"-1-2 | 34-35 | 50,7 | 48,4 |
| 6"-1-1 | 19-20 | 131,3 | 119,1 |
| 6"-2-1 | 23-24 | 137,2 | 119,1 |
| 6"-3-1 | 12-13 | 120,8 | 119,1 |
| 6"-3-2 | 00-01 | 123,4 | 119,1 |

Foram observadas flutuações no registro de carga da máquina de tração. Algumas são bastante brandas e decorrem do fato da máquina ser movida por um mecanismo hidráulico que naturalmente gera ruídos; outras são mais acentuadas e foram registros das quebras e acomodações de resina que ocorreram ao longo dos ensaios. Essas flutuações não são prejudiciais ao resultado final de Capacidade Axial, já que o comportamento da curva não se altera antes e depois de cada flutuação. O estado da resina foi avaliado a olho nu após o teste e confirmou-se que a mesma estava compacta, apenas com fraturas superficiais, como mostrado na Figura 3.15.

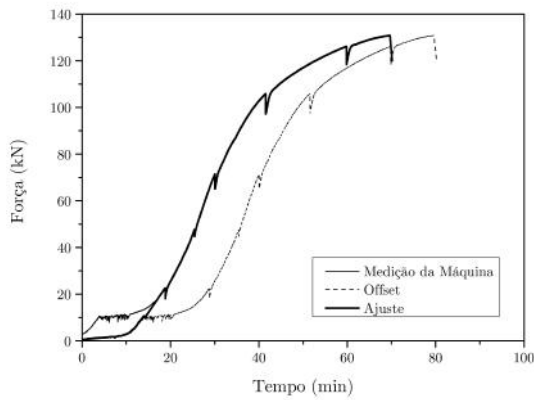


Figura 3.15: Detalhe da resina após o desmonte do teste.

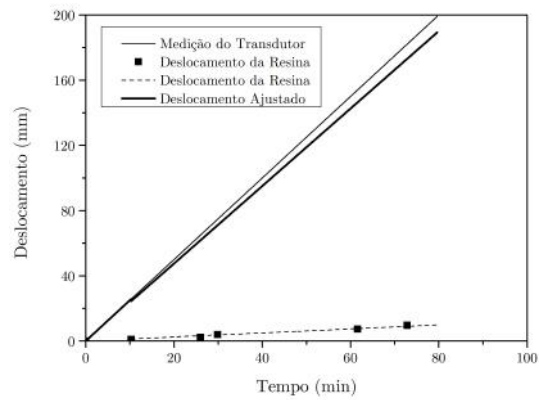
As Figuras 3.17 até 3.20 mostram as curvas obtidas de força por deslocamento por espira para os ensaios de capacidade axial. O deslocamento foi normalizado pela quantidade de espiras ao longo da região de interesse - entre conectores - para que se possa comparar as curvas entre si, já que essa grandeza variou de amostra para amostra. Dessa forma, o resultado é equivalente ao deslocamento médio de uma única espira.

As carcaças 4"-1-1 e 4"-1-2 têm comportamento de ganhar rigidez perto do deslocamento unitário (por espira) de 2 mm, no ponto B. As imagens obtidas pelas câmeras mostram que esse perfil não destrava abruptamente, mas por um processo em 2 etapas, onde a segunda ocasiona a falha da estrutura. Supõe-se que esse comportamento específico seja consequência do desenho do perfil de 4"-1, que possui terminação plana de um lado da tira de carcaça e terminação ligeiramente curva de outro, gerando um tipo de interação que promove uma falha mais lenta. A repetibilidade do experimento se confirmou pelas curvas quase coincidentes das duas amostras.

A carcaça 6"-1-1 apresentou um ruído muito grande no resultado, por uma grande perda de resistência da resina, confirmada pela inspeção final do bloco e pelas imagens capturadas na medição óptica, pois foi possível observar a resina se deslocar para fora do conector. No desmonte do teste, observou-se que esta carcaça apresentava água e óleo, que podem ter contribuído para a resinação insatisfatória. O deslocamento medido pelos transdutores foi a soma das parcelas da resina e da carcaça. A força registrada pela máquina apresentou um grande patamar no momento em que houve um escorregamento maior da resina. Optou-se por ajustar estes valores subtraindo o deslocamento da resina medido pelas fotos do teste e ajustando graficamente a curva de força por uma curva paralela que siga a mesma tendência. A Figura 3.16 mostra os ajustes empregados. Dessa forma, foi possível plotar a curva ajustada de força por deslocamento, prevista para o teste sem falhas acentuadas de ancoragem.



(a) Ajuste de força.



(b) Ajuste de deslocamento.

Figura 3.16: Ajustes para corrigir a falha da resina na amostra 6''-1-1.

A carcaça 6''-2-1 requereu um deslocamento total maior que o esperado e o teste teve que ser interrompido logo que a falha foi atingida, pois o limite do passeio da máquina estava muito próximo e os transdutores de carretel estavam correndo risco de serem danificados. Por isso, o local de falha não é facilmente identificado na sequência de fotografias, porém comprovou-se que ela ocorreu no topo.

As carcaças 6''-3-1 e 6''-3-2 têm comportamento de subida estável até atingir o patamar de capacidade axial (próximo de 120kN), quando a estrutura ainda se sustentou por um longo deslocamento até atingir de fato a falha. A repetibilidade do experimento se confirmou pelas curvas quase coincidentes.

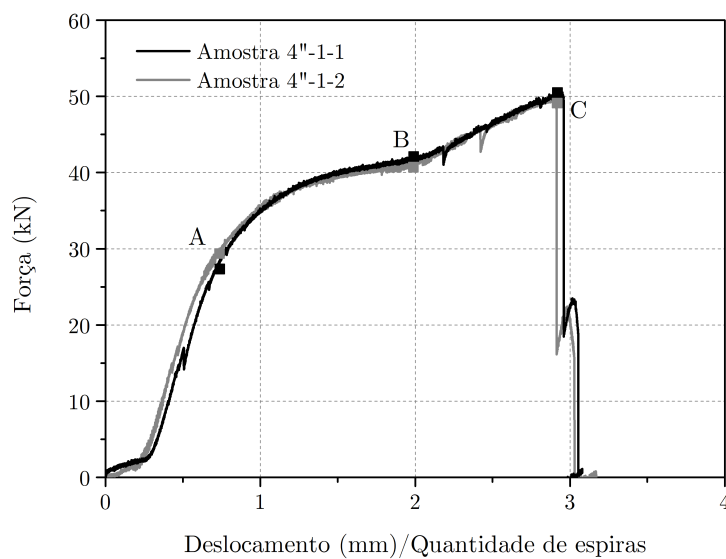


Figura 3.17: Resultado experimental do teste de capacidade axial: Amostras 4''-1.

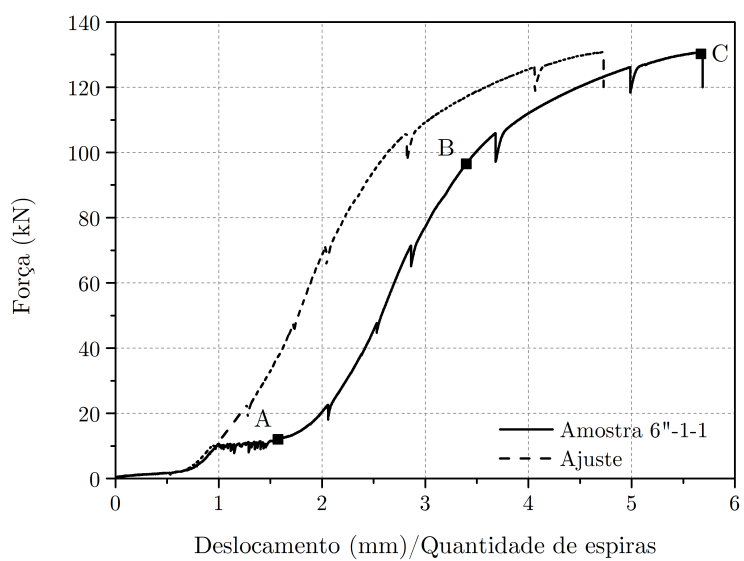


Figura 3.18: Resultado experimental do teste de capacidade axial: Amostra 6''-1.

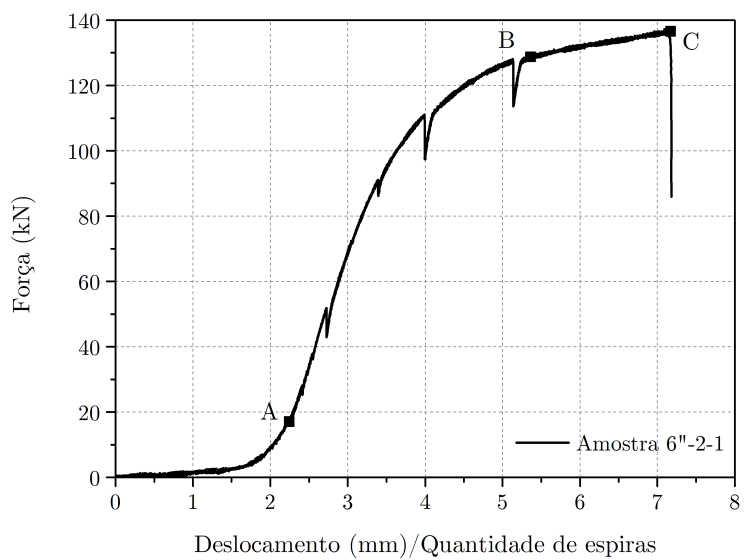


Figura 3.19: Resultado experimental do teste de capacidade axial: Amostra 6''-2.

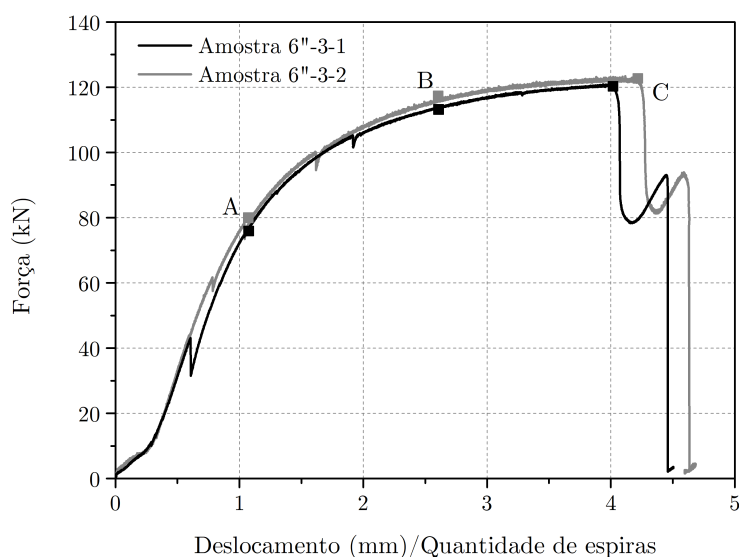
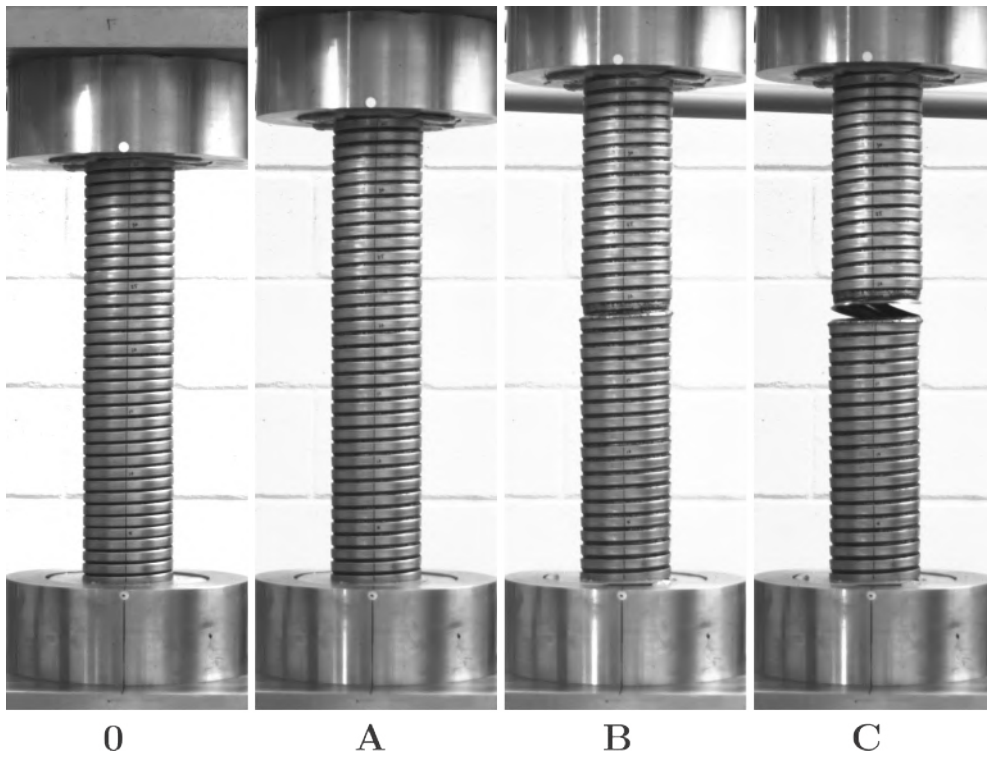


Figura 3.20: Resultado experimental do teste de capacidade axial: Amostras 6''-3.

As Figuras 3.21 até 3.26 mostram alguns momentos do registro fotográfico feito ao longo do teste para cada amostra de carcaça, sendo o ponto 0 referente à condição inicial e o ponto C referente à falha. Os pontos intermediários A e B foram escolhidos como os 2 pontos de alteração mais significativa na tendência dos diagramas de força por deslocamento. Dessa forma, pode-se observar a evolução da estrutura em tração, aumentando o passo da espiral e deformando-se até chegar ao ponto de destravar completamente.

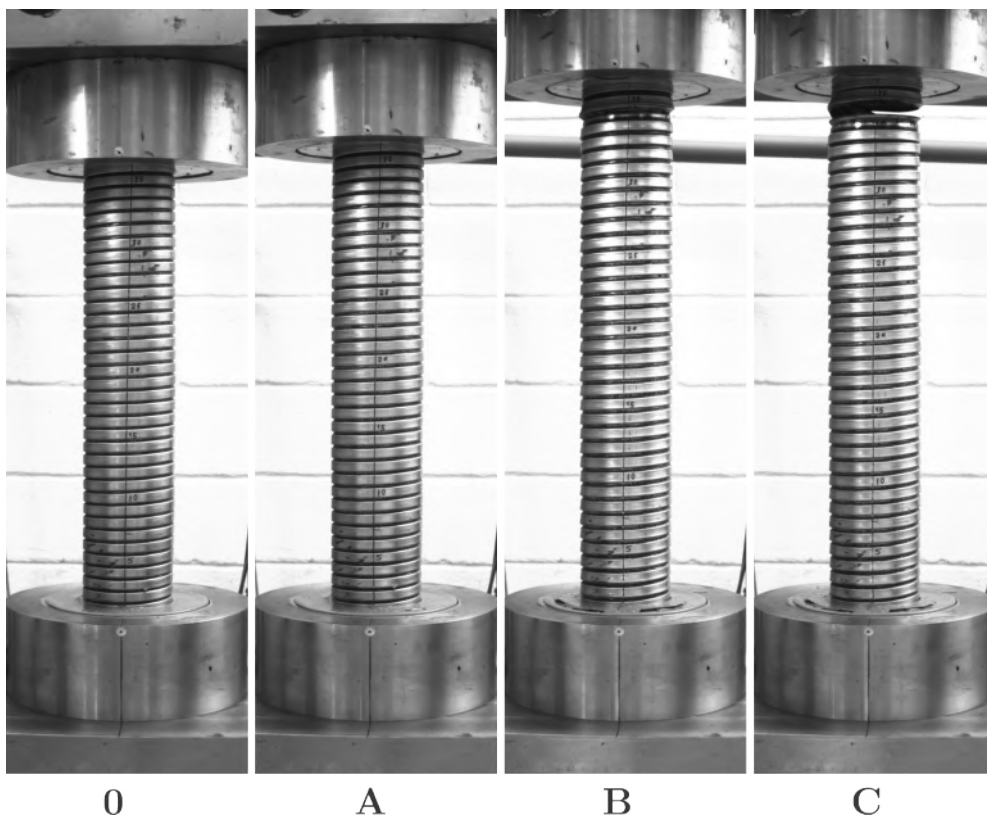
Comparando as fotografias de todas as carcaças em condição inicial (ponto 0), as 4''-1 e 6''-3 começam o teste com um espaçamento visível entre espiras, aparentando estarem próximas da posição de passo máximo em que todas as espiras encostaram na adjacente. Isso se reflete no início dos diagramas de força por deslocamento, onde nota-se um pequeno deslocamento de acomodação. Já as carcaças 6''-1 e 6''-2, começam o teste com suas espiras muito próximas, precisando um deslocamento maior da cabeça de tração da máquina para primeiro encostar todas as espiras e, depois, acomodar totalmente a estrutura do duto até iniciar a fase de maior subida.

A subida após a acomodação é linear e fortemente inclinada, promovendo um aumento de força rápido se comparado às variações de deslocamento. Em determinado ponto, a curva abandona a tendência e reduz a sua inclinação sequencialmente até atingir o próximo ponto relevante. Essas características são marcantes da relação tensão-deformação de metais na transição do regime elástico para o regime elastoplástico, sugerindo que as estruturas estão passando por esta transição no ponto A, para as carcaças 4''-1 e 6''-3, e no ponto B, para as demais carcaças.



0 A B C

Figura 3.21: Teste de capacidade axial: Amostra 4"-1-1.



0 A B C

Figura 3.22: Teste de capacidade axial: Amostra 4"-1-2.

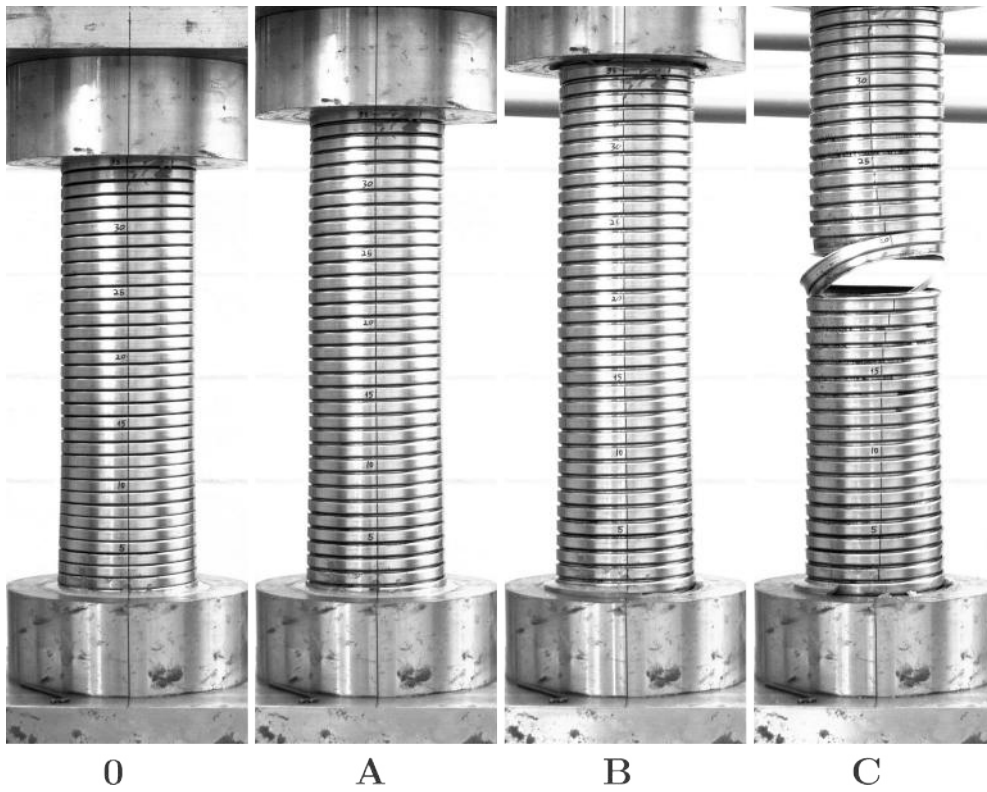


Figura 3.23: Teste de capacidade axial: Amostra 6"-1-1.

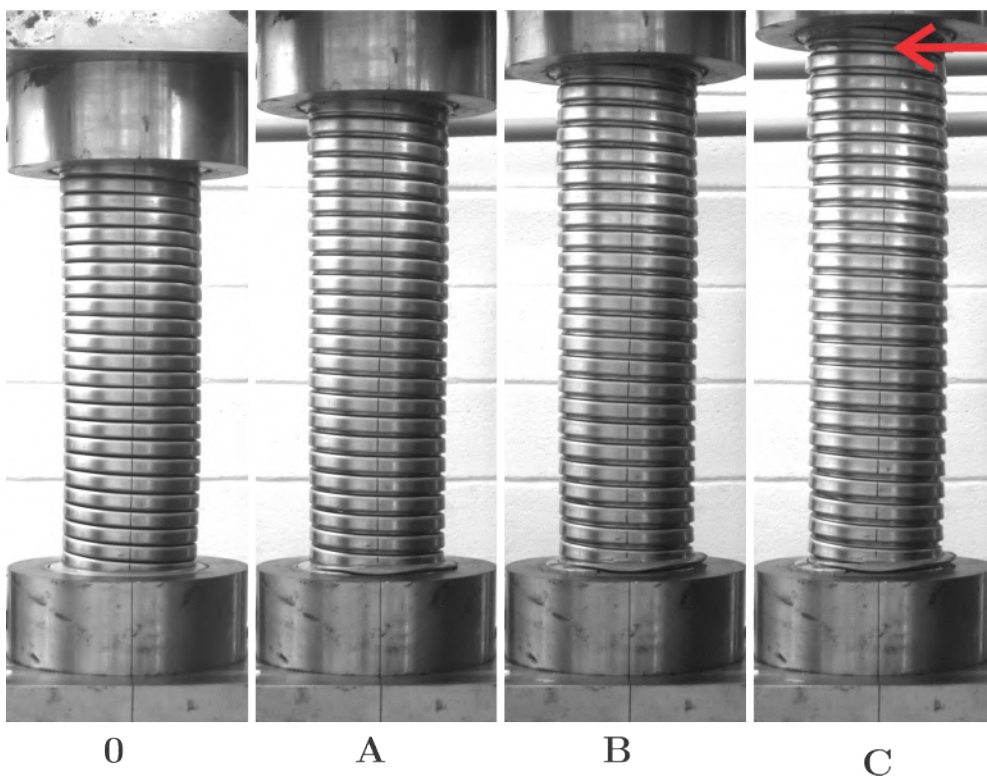


Figura 3.24: Teste de capacidade axial: Amostra 6"-2-1.

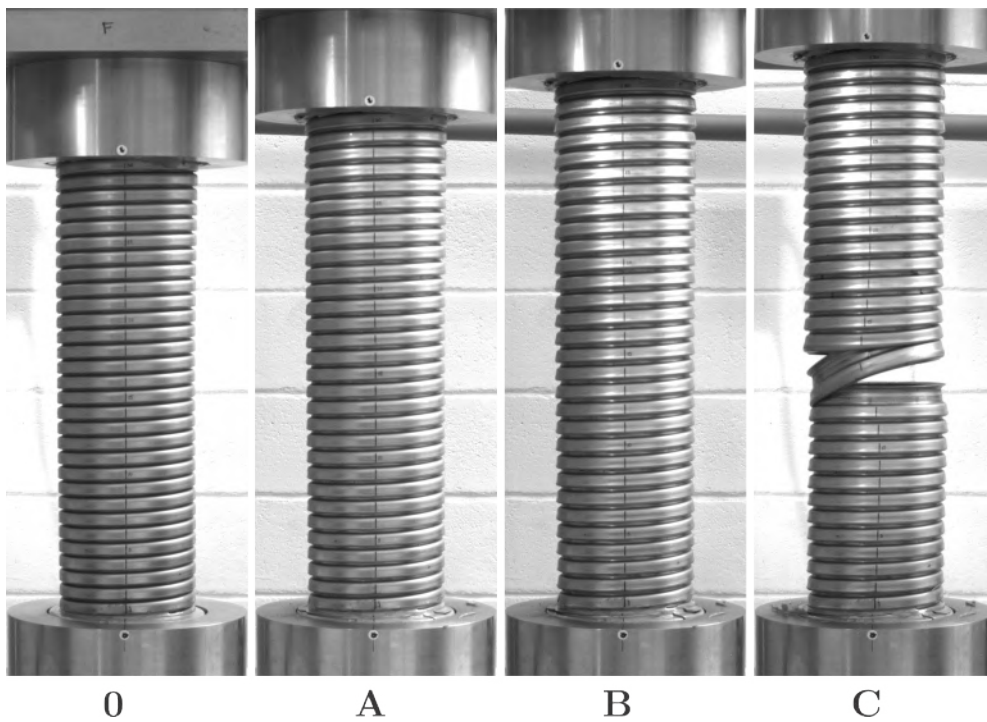


Figura 3.25: Teste de capacidade axial: Amostra 6''-3-1.

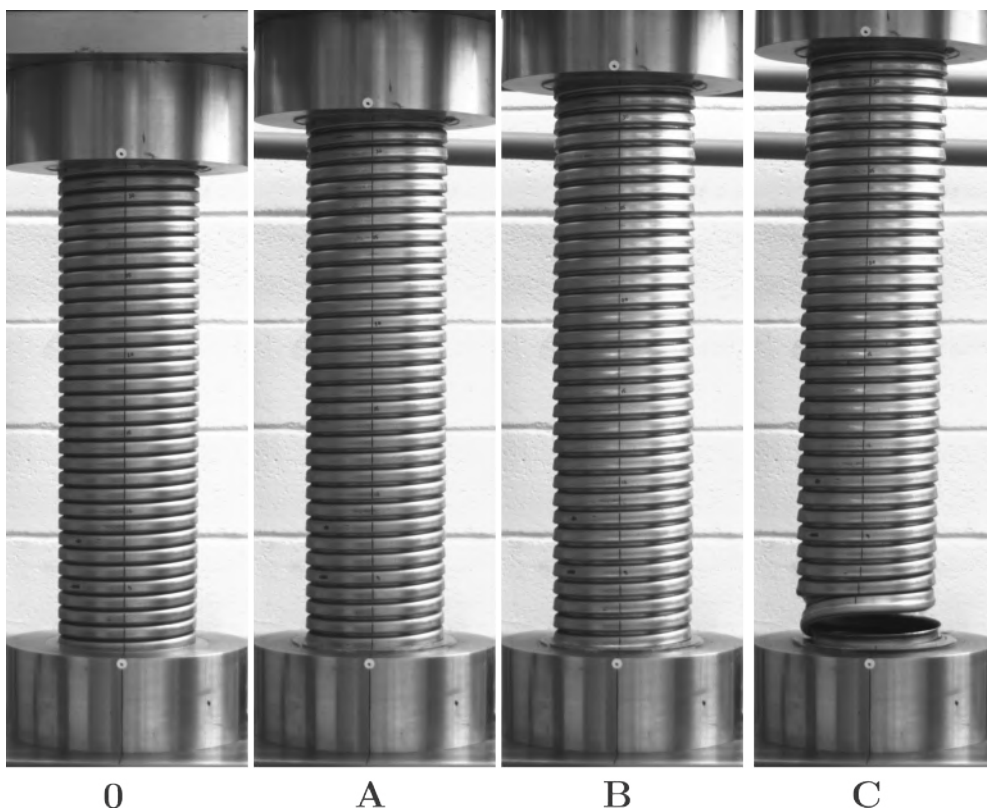


Figura 3.26: Teste de capacidade axial: Amostra 6''-3-2.

Com as fotografias do ensaio completo, tiradas a uma frequência aproximada de 0,5Hz, foi possível fazer medidas de deslocamento relativo entre pontos escolhidos em diferentes regiões da carcaça e, assim, descrever melhor o fenômeno físico. A estrutura foi dividida em 3 regiões de mapeamento, como mostrado na Figura 3.27 Base, Meio e Topo. Usando o *software* ImageJ v1.52a, foi possível medir a evolução da posição do ponto dianteiro de uma espira escolhida ao longo do teste e, assim, calcular os deslocamentos relativos entre pontos. Calculou-se o deslocamento relativo entre as espiras 05 e 06, 15 e 16, 25 e 26 e das espiras de falha (que variam entre as amostras).

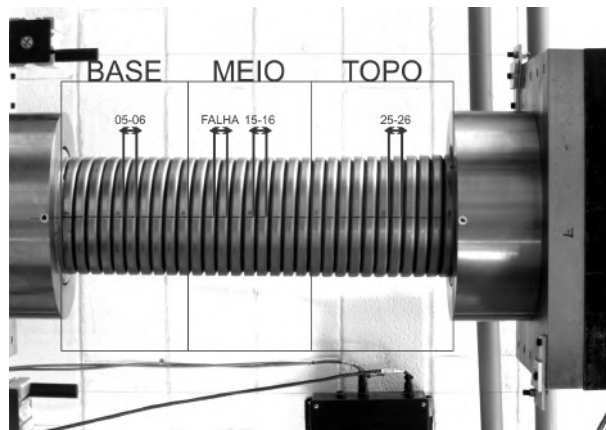


Figura 3.27: Regiões de mapeamento de deslocamento relativo na carcaça.

Cada curva de deslocamento relativo foi construída a partir da tendência linear de 100 pontos igualmente espaçados. A carcaça escolhida para a análise foi a 6”-3, por ser o duto de 6” testado com repetição. A Figuras 3.28 apresenta os pontos de medição e as curvas obtidas por regressão linear (desconsiderando os pontos após a falha).

A região de falha já apresenta, desde o início do teste, um comportamento com deslocamentos relativamente mais altos. A região do Meio também se desloca um pouco mais do que as regiões do Topo e da Base, que apresentam tendências bem próximas. A falha ocorreu entre as espiras 12 e 13 na amostra de 30 espiras, explicando o deslocamento maior das espiras de referência da região do Meio.

Conclui-se que as espiras se deslocam de forma diferente durante o carregamento axial. Esta informação não poderia ser observada apenas com a medição do deslocamento total por meio do transdutor do tipo carretel instalado entre as placas da máquina de tração. Há algum efeito do deslocamento das espiras de falha no deslocamento médio por espira, o que vai variar com o tamanho escolhido para as amostras. Quanto menor a amostra, maior a influência da falha no deslocamento médio.

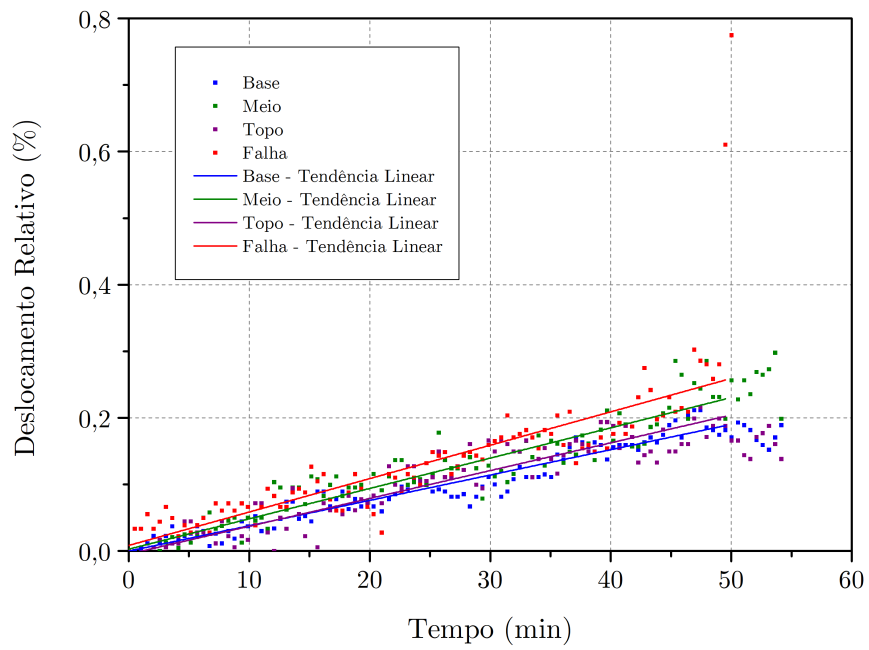


Figura 3.28: Deslocamento relativo percentual por tempo de ensaio: Amostra 6''-3-1.

Capítulo 4

Método Numérico

Os modelos numéricos representativos do problema foram elaborados no programa de elementos finitos ABAQUS v6.14. O objetivo das análises é o de simular os testes experimentais e, dessa forma, conhecer o comportamento estrutural da carcaça intertravada sob carregamento axial até atingir a falha por destravamento.

Nesta seção, estão apresentadas as considerações gerais dos modelos, a visão geral dos tipos de modelo, os parâmetros empregados no *solver* para resolver a análise, as modelagens de material, os métodos de geração de malha, a escolha do tipo de elemento finito, as modelagens de contato e outras interações, as cargas aplicadas e as condições de contorno do modelo.

Inicialmente, pensou-se em fazer as análises com um modelo sólido tridimensional, buscando reproduzir o problema da forma mais fiel e completa possível. Contudo, notou-se que esse modelo demanda uma grande capacidade de processamento e, por isso, muito tempo computacional. Então, partiu-se para simplificações com modelos axissimétrico e de casca. Além disso, esses modelos foram analisados com os tipos de simulação implícita e explícita, para avaliar qual seria mais representativo do problema ao menor custo computacional possível. O modelo de casca foi abandonado ao longo do trabalho, conforme explicação mais detalhada adiante, na seção do modelo preliminar.

Antes das análises principais do estudo, análises preliminares foram simuladas com uma geometria e material padrão, visando comparar as opções gerais de modelagem. Em seguida, após todas as medições realizadas no programa experimental, foi possível realizar as análises referentes aos dutos ensaiados 4"-1, 6"-1, 6"-2 e 6"-3.

O problema da carcaça intertravada em tração até atingir o destravamento é altamente não-linear por alguns motivos:

- Não-linearidade geométrica: A carcaça se deforma até destravar, acomodando grandes deslocamentos e rotações. A matriz de rigidez, usada na solução pelo método de elementos finitos, varia junto com o aumento da aplicação de carga.

- Não-linearidade do comportamento do material: O aço da carcaça atinge o estado elasto-plástico localmente já no princípio do carregamento, após ultrapassar a tensão de escoamento do material, fazendo com que a tensão varie de forma não-linear em relação à deformação.
- Não-linearidade por contato: O problema físico é dominado por contato entre as superfícies das espiras adjacentes da carcaça. A cada mudança na condição de contato, a matriz de rigidez também se altera.

4.1 Modelo Sólido Tridimensional

O modelo sólido é o mais fiel à realidade, pois seus próprios elementos formam a tridimensionalidade, a espiralização e a espessura da estrutura. Ele é constituído por apenas uma parte geométrica, gerada pela revolução do perfil da carcaça mais uma dimensão de passo, para dar a sua forma contínua e espiralada.

Os comportamentos não-lineares aumentam substancialmente a complexidade da simulação com elementos sólidos, tornando-a muito pesada para o pacote padrão de análise implícita dos softwares de elementos finitos. Por isso, optou-se por utilizar o pacote de análise explícita ABAQUS/Explicit, mais robusto para lidar com não-linearidades.

Para a modelagem, foram utilizados elementos sólidos do tipo C3D8R, representado na Figura 4.1. Esses elementos são hexaédricos de 8 nós, seguem formulação de primeira ordem, possuem integração reduzida e controle de *hourglass*. Conceitualmente, os elementos sólidos são pequenos blocos volumétricos de material e podem ser usados para construir modelos de quase todas as formas, sujeitos a quase qualquer carregamento [6].

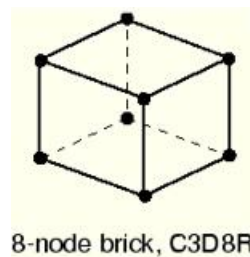


Figura 4.1: Representação do elemento sólido C3D8R [6].

A integração reduzida utiliza um menor número de coordenadas gaussianas para a resolução das integrais da análise. Sendo assim, este método requer um menor custo computacional sem perdas significativas de precisão. Observa-se ainda que a integração reduzida é recomendável especialmente em problemas com alta não-linearidade por serem mais rápidos, robustos em altas deformações e não suscetíveis a *shear locking* como os elementos de integração total.

Elementos sólidos de formulação linear e integração total apresentam rigidez aumentada em flexão. Esta formulação inclui deformações de cisalhamento virtuais, que não existem no problema físico, num fenômeno chamado de *shear locking*. As fronteiras desses elementos devem permanecer retas e as linhas isoparamétricas deixam de ser perpendiculares, implicando em uma deformação de cisalhamento nos pontos de integração. Como o elemento não pode curvar-se, ele acaba cisalhando em um comportamento de maior rigidez que o esperado. Para modelar regiões sob flexão, é recomendável que se utilize formulações de segunda ordem - já que estes elementos podem assumir uma forma curva - ou formulação linear com integração reduzida - pois estes não detectam deformações no seu ponto de integração central. O comportamento em flexão das três opções de elemento está representado na Figura 4.2, sendo que o primeiro deve ser evitado [30].

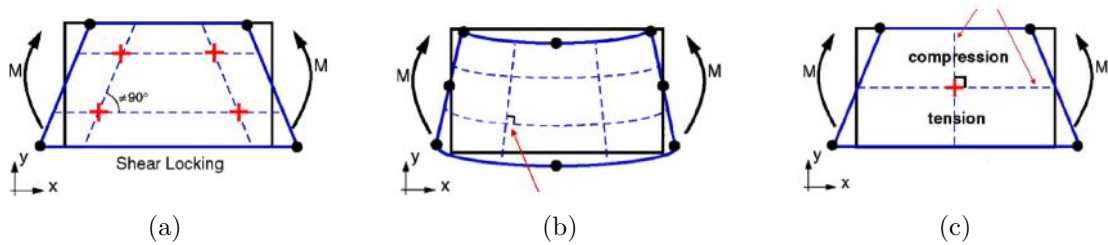


Figura 4.2: Elementos em flexão: (a) Linear com integração total (b) Segunda ordem com integração total (c) Linear com integração reduzida.

Uma desvantagem dos elementos com integração reduzida é a sua suscetibilidade ao fenômeno de *hourglassing*, que é a distorção excessiva da malha. Os modos de *hourglass* são modos de energia nula que não geram tensões ou deformações, mas que podem afetar a precisão do resultado. Uma forma de reduzir o efeito prejudicial deste fenômeno é utilizar os algoritmos de controle comuns em softwares de análise dinâmica explícita, os quais adicionam rigidez ou forças de amortecimento na direção do modo de *hourglass* e suavizam as distorções dos elementos, como mostrado na Figura 4.3 [12].

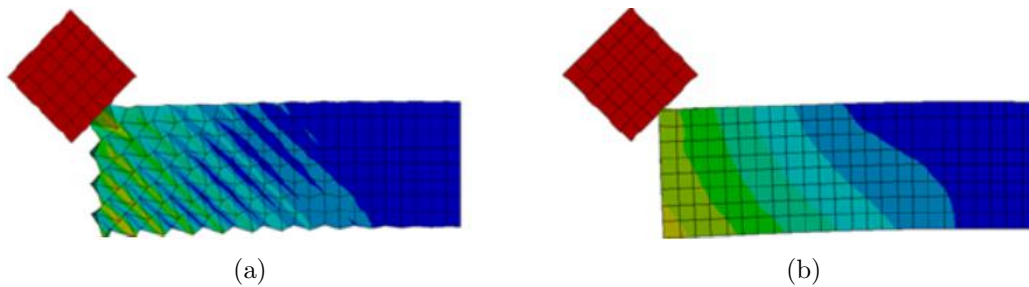


Figura 4.3: Exemplo de simulação dinâmica explícita de impacto: (a) sem controle de *hourglass* (b) com controle de *hourglass* [12].

O refinamento da malha de elementos finitos foi adotado de forma a assegurar suficiente precisão nos resultados numéricos, sem resultar em excessivo tempo de processamento computacional das análises. Para cada geometria de carcaça, a malha se formou de um modo específico, porém mantendo uma forte equivalência de refinamento e de estratégia de geração dos elementos e sempre conferindo a qualidade dos mesmos pelo algoritmo de verificação padrão embutido no *software*. Como exemplo, a Figura 4.4 mostra a definição de malha proposta para o duto 6"-3, os demais dutos tiveram definições similares.

A malha contém 4 elementos ao longo da espessura, ordenados conforme o método de geração por varredura, onde o programa automaticamente gera a malha na face da seção transversal inicial da carcaça e propaga essa malha ao longo do caminho espiral até chegar na face de terminação. A Tabela 4.1 resume a quantidade de elementos por espira em cada modelo rodado, para as carcaças ensaiadas e teórica preliminar.

Tabela 4.1: Tamanho dos modelos sólidos.

| Duto | Quantidade de Elementos Por Espira |
|-------------|---|
| 4"-1 | 22000 |
| 6"-1 | 35606 |
| 6"-2 | 45463 |
| 6"-3 | 24480 |
| Preliminar | 25509 |

Uma grande vantagem de utilizar o pacote de análise ABAQUS/Explicit é que ele possui algoritmos robustos de contato. O contato geral é uma opção disponível neste pacote de análises e ela não requer que as superfícies de contato sejam definidas previamente pelo usuário, o que facilita a construção de modelos como este onde são previstas muitas superfícies de contato. As propriedades empregadas no contato geral foram contato tangencial com fricção e contato normal duro (formulação *hard*), ou seja, que não admite que uma superfície transpasse a outra. O coeficiente friccional adotado foi 0,13 conforme experimentos em carcaça desenvolvidos por TANG et al. [31].

O modelo possui apenas um passo de carga, que é a aplicação de deslocamento em um dos bordos da carcaça intertravada até atingir a falha, mantendo o outro bordo engastado. A carga foi aplicada em um ponto de referência na linha de centro do cilindro. Como a estrutura é espiralada e precisava-se garantir o deslocamento do ponto de referência apenas em Y, sua translação teve que ser restringida nas direções X, Z e também a sua rotação nas 3 direções principais. Para atrelar o movimento do ponto de referência à estrutura, criou-se um *coupling* cinemático entre este ponto e a superfície superior da carcaça, já o bordo inferior foi engastado utilizando a

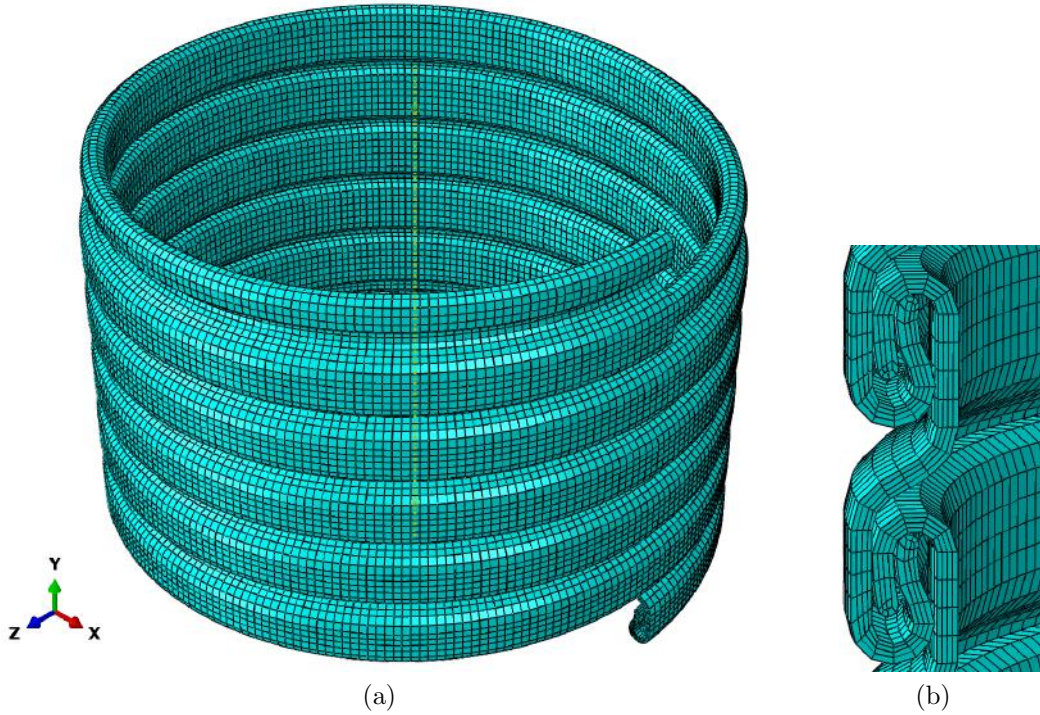


Figura 4.4: Malha de elementos do modelo sólido do duto 6''-3: (a) visão geral (b) detalhe.

mesma estratégia, como mostrado na Figura 4.5. As superfícies de bordo - em cor vermelha - não se deformam e representam aquelas que estão resinadas dentro do conector e que puxam ou seguram a estrutura livre no teste. Sendo assim, elas não são contabilizadas como parte da área de interesse dos modelos.

Nas análises explícitas dinâmicas, as acelerações nodais são resolvidas diretamente (sem interações), deslocamentos e velocidades são calculados em termos das quantidades conhecidas no início do incremento de tempo. Evita-se a inversão da matriz complexa de rigidez, sendo necessária apenas a inversão da matriz diagonal de massa, que pode ser feita em um passo único, tornando o incremento pouco custoso em termos computacionais. O operador de diferenças centrais, utilizado para a integração numérica explícita, é apenas condicionalmente estável, onde o valor do incremento temporal (Δt) deve ser menor que o tempo requerido para uma onda de tensão atravessar a menor dimensão de elemento no modelo (Δt_{cr}).

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} \quad (4.1)$$

$$\Delta t_{cr} \approx \frac{L_{min}}{c_d} \quad (4.2)$$

$$c_d = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}} \quad (4.3)$$

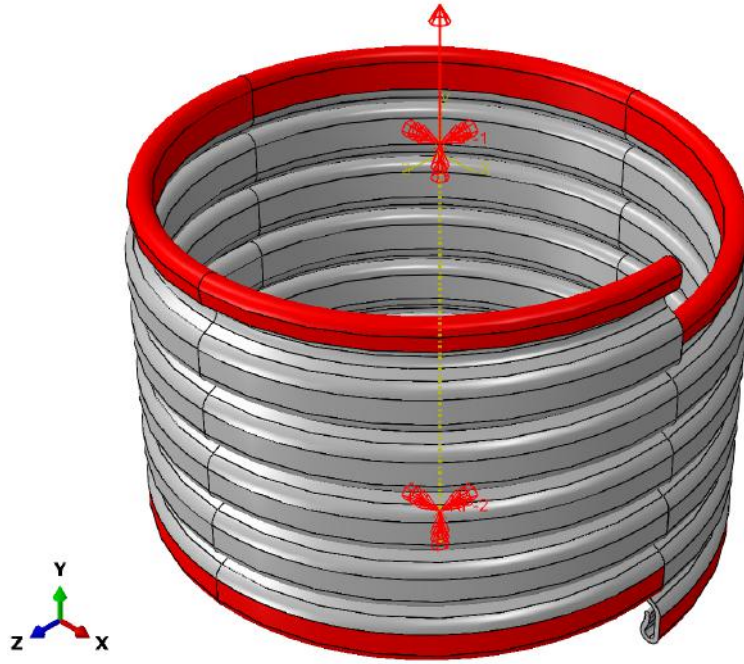


Figura 4.5: Condições de contorno do modelo sólido.

onde Δt é incremento estável de tempo utilizado na análise, Δt_{cr} é o valor crítico deste incremento, L_{min} é o comprimento do menor elemento do modelo e c_d é a velocidade de onda dilatacional do material, calculada pela massa específica ρ e pelas constantes de Lamé do material λ e μ , que dependem unicamente do Módulo de Young e do Coeficiente de Poisson. A Eq. 4.3 pode ser reescrita em termos destas grandezas mais usuais, como na Eq. 4.4.

$$c_d = \sqrt{\frac{E(1 - \nu)}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)\rho}} \quad (4.4)$$

Em modelos sólidos de análise explícita e malha refinada, o tempo de análise é uma questão crucial já que o incremento estável de tempo tende a ser muito pequeno, atingindo ordens de grandeza de micro e nano segundos, atrasando substancialmente o avanço através do período de aplicação do carregamento. Uma forma de simular mais rapidamente estes problemas é aplicar um fator de escala de massa (*mass scaling factor*) na análise, ele aumenta artificialmente a densidade dos elementos e a velocidade de propagação da onda de tensão diminui, permitindo que o incremento estável de tempo seja maior e que a análise avance mais rapidamente, como mostrado nas Equações 4.2 e 4.3 [6].

Variou-se o fator de escala de massa e o seu impacto na energia cinética do problema teve que ser avaliado com cautela, para evitar efeitos dinâmicos que modifiquem o resultado típico de um problema quase-estático como este. A razão entre a

energia cinética e a energia interna deve ser monitorada para que não seja excessiva - tipicamente menor que 10% [6].

O custo computacional de uma simulação explícita aumenta linearmente com o tamanho do problema; enquanto, o custo de resolver equações por integração implícita aumenta mais rapidamente por conta da resolução das equações de equilíbrio. O pacote de análise explícita, portanto, tende a ser mais vantajoso para problemas grandes [6].

4.2 Modelo Axissimétrico

Buscando simplificar o problema e reduzir o tempo computacional para cada análise expressivamente, foi desenvolvido um modelo axissimétrico. Esse tipo de modelo é possível para a estrutura da carcaça intertravada pois seu ângulo de assentamento é próximo a 90°.

As estruturas axissimétricas são aquelas que podem ser geradas pela rotação 360° de uma secção transversal em torno de um eixo, o qual passa a denominar-se eixo de revolução. Os corpos de revolução podem ser descritos diretamente em coordenadas cilíndricas, usando o sistema de eixos r (radial), z (axial) e θ (angular). Se o carregamento consistir em componentes apenas radiais ou axiais e se o material for isotrópico, o deslocamento de qualquer ponto terá apenas componentes em r e z , e as únicas componentes não-nulas de tensão serão σ_{rr} , σ_{zz} , $\sigma_{\theta\theta}$ e σ_{rz} . Além disso, qualquer plano r - z define completamente o estado de tensões e deformações do corpo. Sendo assim, o modelo axissimétrico é gerado discretizando a seção transversal de referência na origem do eixo angular θ [6].

Esse modelo utiliza elementos bidimensionais como se fossem chapas de espessura nula e extrapola o resultado para a estrutura de volta completa (360 graus). Assim, a quantidade de dimensões do modelo se transforma de três para apenas duas, reduzindo significativamente as incógnitas e o tamanho do problema. Dada a condição axissimétrica, qualquer carga em um nó é referente a uma carga uniformemente distribuída ao longo do raio que contém este nó. A conversão das cargas nodais distribuídas f_r , f_z e m_θ em cargas globais equivalentes F_r , F_z e M_θ se dá pela Eq. 4.5.

$$\begin{Bmatrix} F_r \\ F_z \\ M_\theta \end{Bmatrix} = 2\pi r \begin{Bmatrix} f_r \\ f_z \\ m_\theta \end{Bmatrix} \quad (4.5)$$

Como o axissimétrico é computacionalmente mais leve que os modelos tridimensionais, optou-se por utilizar o pacote padrão de análise implícita ABAQUS/Standard, incondicionalmente estável.

A carcaça pode ser modelada no plano bidimensional com o uso de elementos quadriláteros ou triangulares. Os primeiros são preferíveis por gerarem resultados geralmente mais corretos a um menor custo computacional; enquanto os segundos tendem a se ajustar melhor a geometrias complexas e são substancialmente mais rígidos, podendo dificultar a convergência e superestimar a resistência de estruturas. No problema da carcaça intertravada, tanto a geometria do perfil quanto a convergência são pontos complexos e relevantes para a escolha da forma do elemento finito. A resposta dos elementos triangulares poderia ser aprimorada com formulações de segunda ordem, contudo esses elementos ainda não seriam recomendáveis para problemas dominados por contato. Sendo assim, optou-se pelos elementos quadriláteros, já que a geração da malha foi considerada satisfatória mesmo com a geometria complexa. A Figura 4.7 mostra a comparação entre as malhas quadrilátera e triangular, de mesmo tamanho global de elementos, para o duto 6"-3.

Para a modelagem, foram utilizados elementos sólidos axissimétricos do tipo CAX4R, representado na Figura 4.6. Esses elementos são quadriláteros de 4 nós, seguem formulação de primeira ordem (linear) e controle de distorção de malha, evitando os fenômenos de *shear locking* e de *hourglassing*, que se encontram explicados na seção 4.1.

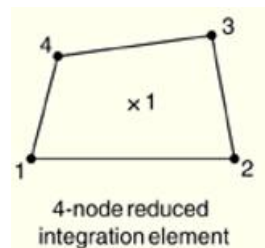


Figura 4.6: Representação do elemento axissimétrico CAX4R [6].

O refinamento da malha de elementos finitos foi adotado de forma a assegurar suficiente precisão nos resultados numéricos, sem resultar em excessivo tempo de processamento computacional das análises. Para cada geometria de carcaça, a malha se formou de um modo específico, porém mantendo uma forte equivalência de refinamento e de estratégia de geração dos elementos e sempre conferindo a qualidade dos mesmos pelo algoritmo de verificação padrão embutido no *software*. Como exemplo, a Figura 4.7 apresenta a definição de malha proposta para o duto 6"-3, os demais dutos tiveram definições similares.

A malha contém 6 elementos ao longo de toda a espessura de tira do perfil. Os elementos foram ordenados conforme o método de geração automática livre, a técnica mais flexível para geração de malhas, podendo ser aplicada a qualquer superfície. A opção de geração livre com *medial axis*, cria partições internas e divide a superfície em partes mais simples que aceitam o algoritmo de geração estruturada de malha. A

Tabela 4.1 resume a quantidade de elementos por espira em cada modelo simulado, para as carcaças ensaiadas e teórica preliminar.

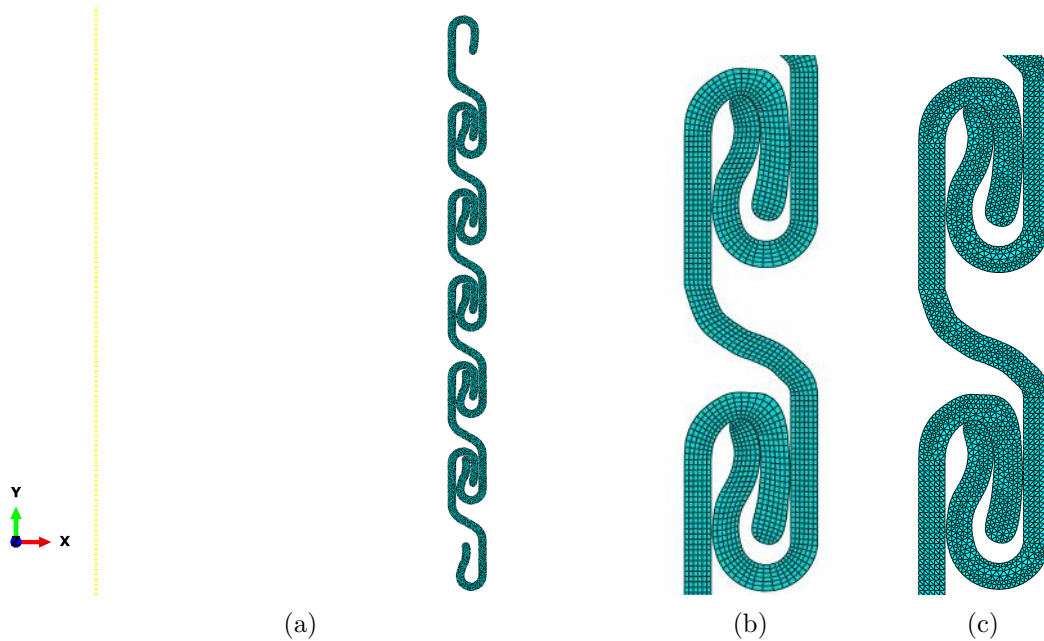


Figura 4.7: Malha de elementos do modelo axissimétrico do duto 6"-3: (a) visão geral (b) detalhe da malha quadrilátera (c) detalhe da malha triangular.

Tabela 4.2: Tamanho dos modelos axissimétricos.

| Duto | Quantidade de Elementos Por Espira |
|------------|------------------------------------|
| 4"-1 | 2172 |
| 6"-1 | 1824 |
| 6"-2 | 2654 |
| 6"-3 | 2490 |
| Preliminar | 2279 |

Neste modelo, o contato foi modelado utilizando o algoritmo de contato geral implícito. As propriedades do contato geral foram contato tangencial com fricção e contato normal duro (formulação *hard*), ou seja, que não admite que uma superfície transpasse a outra. O coeficiente friccional adotado foi 0,13 conforme experimentos em carcaça desenvolvidos por TANG et al. [31]. Em situações em que foi notável a dificuldade de convergência por conta do alto custo computacional dos contatos, adotou-se uma modelagem de contato tangencial que permitisse que as superfícies de contato transpassem umas às outras, por meio de uma relação linear de Pressão(MPa)/Penetração(mm) com o valor elevado de inclinação de 2500 para garantir penetrações baixas (0.3mm-0.4mm) para as cargas máximas do problema (750MPa-1000MPa).

O modelo possui apenas um passo de carga, que é a aplicação de um deslocamento em um dos bordos da carcaça intertravada até atingir a falha, mantendo o outro bordo engastado. O deslocamento foi aplicado em um ponto de referência localizado na espira mais elevada na direção e sentido positivo de tração. Como precisava-se garantir o deslocamento do ponto de referência apenas em Y, sua translação teve que ser restringida nas direções X e também a sua rotação nas 2 direções principais. Para atrelar o movimento do ponto de referência à estrutura, criou-se um *coupling* cinemático entre este ponto e a superfície da espira de bordo, representando fielmente a condição de contorno imposta pela resinagem no teste de capacidade axial de carcaça, como mostrado na Figura 4.8. O bordo inferior foi engastado seguindo a mesma estratégia. As espiras de bordo do modelo representam aquelas que estão resinadas dentro do conector e que puxam ou seguram a estrutura livre no teste. Sendo assim, elas não são contabilizadas como parte da área de interesse dos modelos.



Figura 4.8: Condições de contorno do modelo axissimétrico.

4.3 Análises Preliminares

Visando comparar os tipos de modelo e alguns parâmetros básicos de simulação, algumas análises preliminares foram simuladas, antes de iniciar o programa experimental e de obter as medições necessárias.

Adotou-se uma geometria teórica de carcaça, construída com base na norma API 17B por NETO e MARTINS [22], apresentada na Figura 4.9. Adotou-se também o material aço inoxidável 316L, comum em estruturas de carcaça, com base nas propriedades apresentadas no trabalho de SKEIKE et al. [28]. As propriedades mecânicas usadas material foram o módulo de elasticidade (ou módulo de Young) igual a 210 GPa, tensão limite de escoamento igual a 527 MPa e coeficiente de Poisson igual a 0,3. Uma aproximação da curva de tensão por deformação foi capturada de SKEIKE et al. [28] utilizando a aplicação *online* chamada WebPlotDigitizer. A curva nominal, apresentada em azul na Figura 4.10, foi obtida a partir de testes de tração uniaxial e pode ser implementada diretamente no modelo numérico do presente trabalho. O modelo constitutivo adotado incorpora plasticidade segundo o critério de escoamento de von Mises e é capaz de reproduzir o encruamento isotrópico do material.

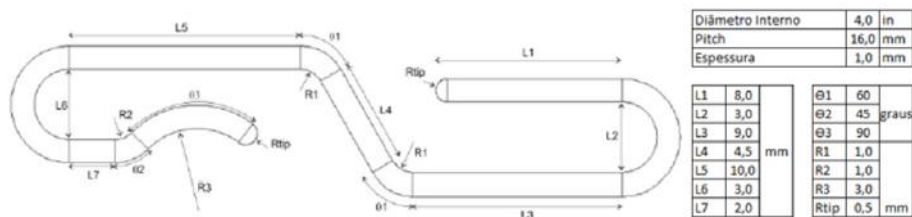


Figura 4.9: Geometria teórica de carcaça intertravada [22].

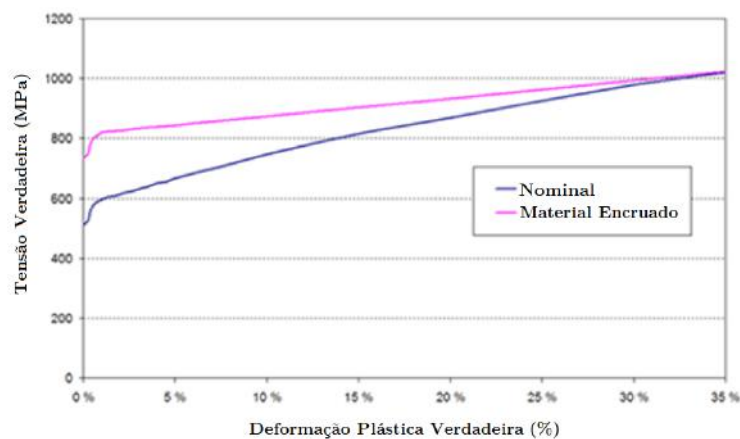


Figura 4.10: Diagrama de tensão por deformação plástica verdadeira do aço 316L [28].

Inicialmente, foram analisados modelos sólidos reduzidos de carcaça intertravada, variando apenas o fator de escala de massa (*mass scaling factor*). Observou-se que a solução de escala de massa de 10 se aproxima muito da que não utiliza este recurso, mantendo a energia cinética em níveis razoáveis ao longo da análise - abaixo de 5% da energia total interna após o encaixe de todas as espiras. Esta configuração reduz substancialmente o tempo computacional das análises, sem perdas relevantes na precisão do resultado, tornando este modelo viável para o estudo proposto.

Em termos de quantidade de espiras em modelos sólidos com análise explícita, foram comparados os modelos com 2, 5 e 15 espiras. Sob a hipótese de que o modelo de 15 reproduz bem o problema completo, pois é aproximadamente metade da escala real, ele foi utilizado como parâmetro para avaliar os outros dois. O menor apresentou comportamento distante, o que se considerou como uma característica de efeitos de bordo. O modelo de 5 divergiu pouco em resultados do modelo de 15, consolidando o tamanho de 5 espiras como uma simplificação computacionalmente viável e confiável para a pesquisa proposta. Vale ressaltar que tamanho do modelo sólido afeta fortemente o tempo de CPU da análise.

Também foram analisados modelos preliminares no tipo axissimétrico com análise implícita. Neste caso, foi feito um estudo sobre o tamanho do modelo, com 5, 10 e 20 espiras. O modelo de 5 espiras apresentou resultados satisfatórios. Além disso, foi testada uma análise com formulação de contato normal suavizado, permitindo pequenas penetrações entre as superfícies das espiras, modelada conforme descrição na seção 4.2. O teste se mostrou uma alternativa viável e válida para situações em que há lenta convergência do modelo implícito.

O modelo axissimétrico, mesmo sendo uma simplificação bidimensional do caso real, se mostrou uma opção capaz de gerar resultados próximos ao modelo sólido, com um comportamento estável e condizente com o problema físico.

A Figura 4.11 apresenta a comparação entre os resultados de força por deslocamento médio por espira - o deslocamento total dividido pelo número de espiras - entre os modelos sólido e explícito e axissimétrico implícito de 5 espiras. A linha tracejada marca a capacidade axial calculada pela formulação semi-analítica da Eq. 2.1 da seção 2.3. No resultado axissimétrico, a curva inicia já em subida, enquanto percebe-se que o modelo sólido demora mais para acomodar toda a estrutura e iniciar a subida de carga, provavelmente pela espiralidade tridimensional. Vale ressaltar que a carcaça foi modelada com sua condição inicial travada nos dois tipos de modelo, para evitar grandes acelerações no início da análise, que poderiam comprometer a convergência. Em relação ao resultado final de capacidade axial, o modelo sólido atinge um valor mais próximo ao esperado, sendo que o modelo axissimétrico prevê uma capacidade um pouco menor.

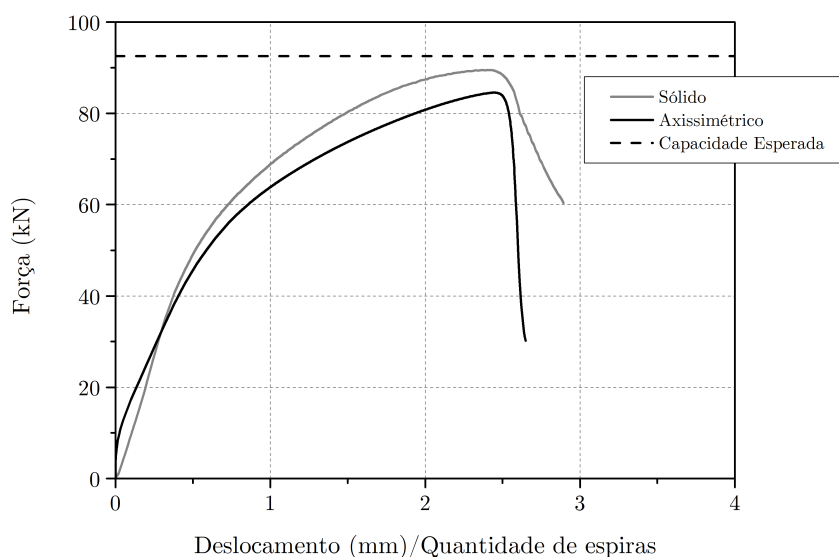


Figura 4.11: Resultados de força por deslocamento médio para os modelos preliminares.

As Figuras 4.12 até 4.16 apresentam os resultados das distribuições da Tensão de von Mises para os modelos preliminares sólido e axissimétrico. O valor deste resultado variou entre 300 e 500MPa na maior parte da estrutura longe do local de falha; enquanto no local de falha, as tensões chegaram a 828MPa para o modelo sólido e 983MPa no axissimétrico. Nota-se que, apesar de muito elevadas, estas tensões ainda não atingiram o limite de ruptura do material, descartando este modo de falha.

Pelas simulações preliminares, foi possível ter uma primeira noção de como era o modo de falha da estrutura por destravamento. Observou-se que as espiras vão sendo puxadas uma-a-uma pela que está imediatamente acima, até toda a estrutura se acomodar e os perfis de espira começarem a deformar-se largamente. A tendência de destravamento no modelo sólido é na extremidade engastada, pois esta não reduz o seu diâmetro, assim como o extremo engastado pelos conectores no programa experimental. O modelo axissimétrico não captura o efeito de variação de diâmetro ao longo do comprimento do duto, sendo a sua tendência de destravamento nas espiras mais próximas do ponto de aplicação do deslocamento.

Conclui-se que o modelo sólido com simulação explícita, 5 espiras, com o tipo de elemento finito e de refinamento de malha propostos e escala de massa de 10 produz resultados com precisão aceitável e é viável em termos computacionais.

Também conclui-se que o modelo axissimétrico com simulação implícita, 5 espiras, com o tipo de elemento finito e de refinamento de malha propostos produz resultados com precisão e convergência aceitáveis.

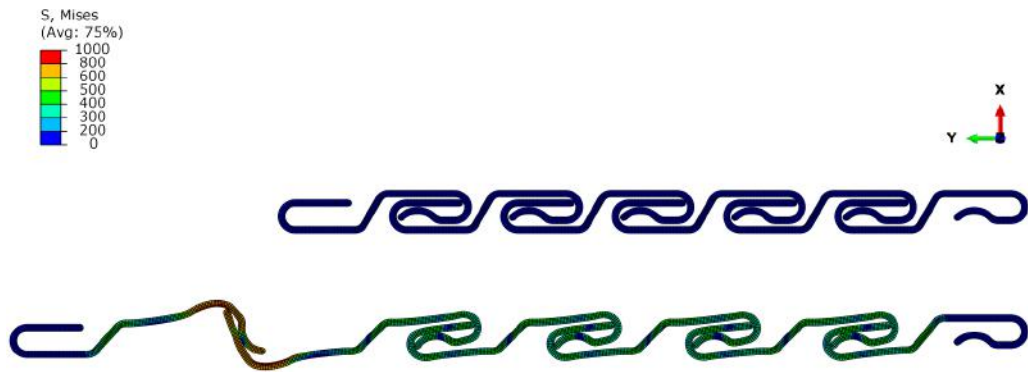


Figura 4.12: Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo axissimétrico preliminar: Inicial e Falha.

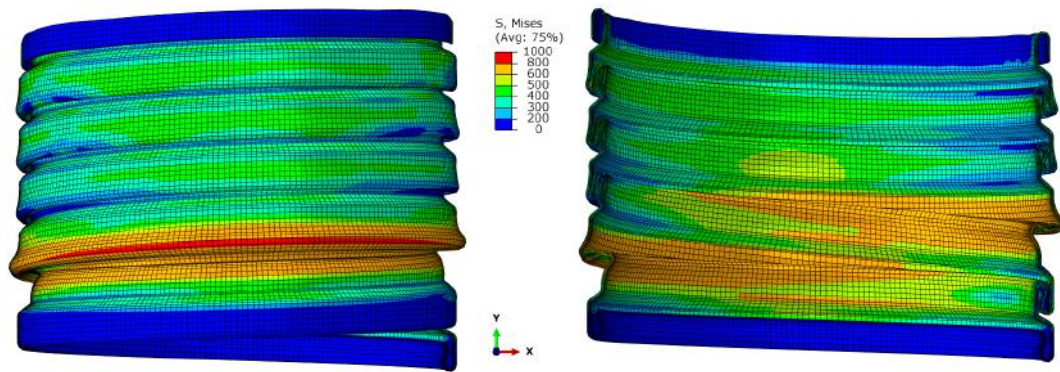


Figura 4.13: Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo sólido preliminar e vista interna em corte a 0°.

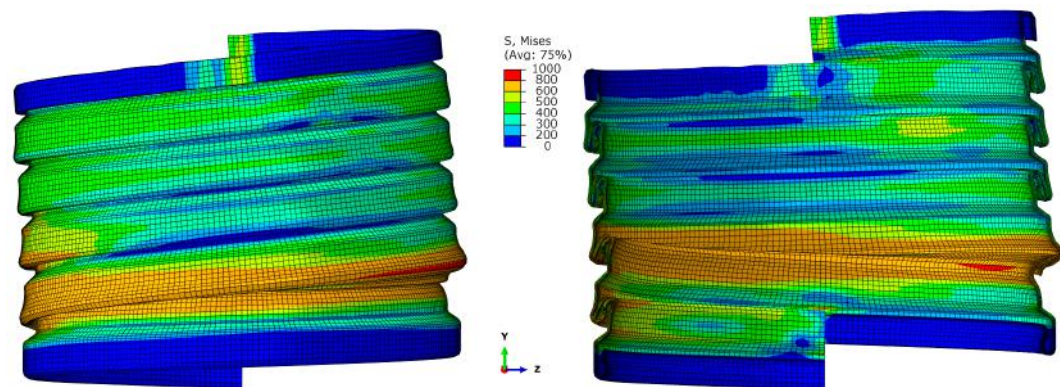


Figura 4.14: Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo sólido preliminar e vista interna em corte a 90°.

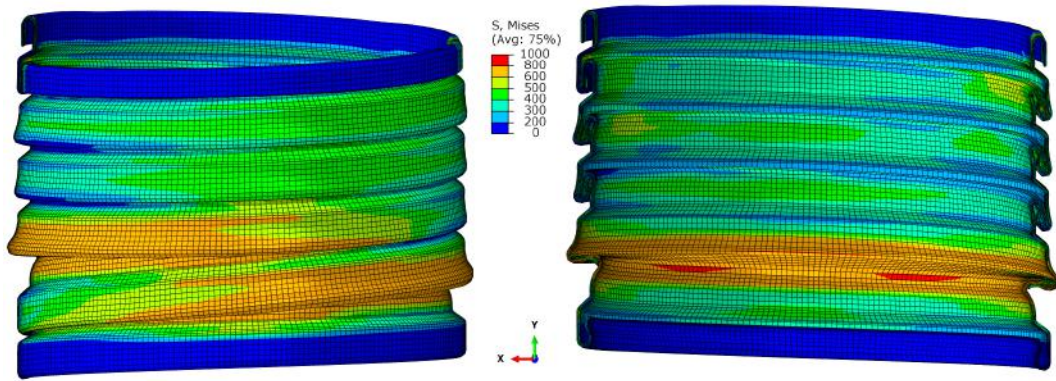


Figura 4.15: Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo sólido preliminar e vista interna em corte a 180°.

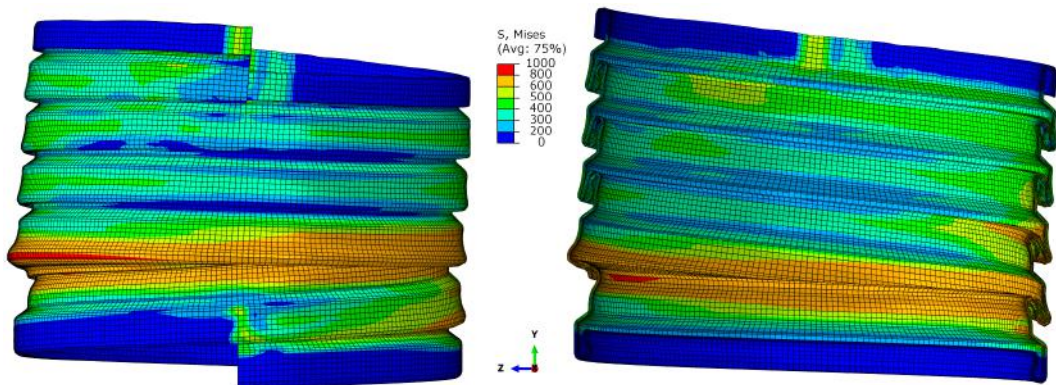


Figura 4.16: Distribuição da Tensão de von Mises (MPa) do modelo sólido preliminar e vista interna em corte a 270°.

4.4 Modelos das Carcaças de Trabalho

Com o avanço do programa experimental e disponibilidade das medições de geometria de perfil e de materiais, foi possível construir os modelos das carcaças de trabalho, ou seja, aquelas que foram ensaiadas. Optou-se por utilizar os modelos sólido explícito e axissimétrico implícito, ambos com 5 espiras, conforme descrito nas seções 4.1 e 4.2 e validado nas análises preliminares da seção 4.3.

4.4.1 Parâmetros Geométricos

A entidade do modelo que representa a carcaça intertravada foi gerada com as dimensões de cada amostra ensaiada no programa experimental. As geometrias desses perfis foram obtidas utilizando a técnica de fotogrametria, a qual está detalhada na seção 3.2.

A geometria das carcaças intertravadas representa um desafio numérico complexo, uma vez que dificulta a escolha do formato de elementos finitos e da estratégia de geração da malha. Deve-se buscar uma configuração de elementos que se acomode a todas as curvaturas e variações, sem comprometer a convergência da análise e a precisão dos resultados.

Observou-se, nas análises e testes simulados, que o projeto de seção transversal é dominante em como a estrutura se comporta sob cargas axiais. Esse formato também tem grande influência no andamento das simulações numéricas, podendo comprometer a convergência por conta de distorções na malha e dos cálculos de contatos normais e tangenciais.

4.4.2 Propriedades dos Materiais

Os materiais usados na simulação numérica foram modelados usando as propriedades obtidas nos testes experimentais, realizados com os aços obtidos diretamente das carcaças intertravadas. Com isso, esperava-se simular numericamente os testes de capacidade axial da forma mais próxima possível à realidade.

Por serem aços comuns, o modelo constitutivo adotado incorpora plasticidade segundo o critério de escoamento de von Mises e elasticidade linear. Já o encruamento, foi definido como isotrópico, uma vez que o material do modelo passará apenas por carregamentos de natureza estática e monotônica. As propriedades mecânicas usadas como parâmetro de modelagem foram: Módulo de Young, Coeficiente de Poisson e Tensão Limite de Escoamento. Além disso, as curvas de Tensão Verdadeira por Deformação Plástica Verdadeira também foram incluídas na modelagem, conforme a metodologia detalhada na seção 3.1.

4.4.3 Resultados

Os resultados finais das análises são o desfecho de um extenso roteiro experimental e numérico, que envolveu medições, testes de material, simulações e pós-processamento de dados. Cada etapa foi planejada e executada de forma a minimizar os erros e incertezas, pois já era esperado que houvesse certa dificuldade de correlacionar os resultados numéricos com os medidos nos testes de capacidade axial de carcaça. As Figuras 4.17 até 4.20 apresentam os resultados de força por deslocamento médio por espira.

Nota-se uma boa estimativa do valor de capacidade axial das carcaças por meio dos modelos numéricos. Para os dutos 4"-1 e 6"-3, os modelos foram capazes de prever a rigidez axial do início do teste, apresentando uma inclinação de subida da curva bem próxima ao experimento. Já os modelos para os dutos 6"-1 e 6"-2 apresentaram maior dificuldade de simular este comportamento inicial. Observou-se também uma diferença na condição inicial desses dutos, pois as amostras não estavam na sua condição totalmente travada no início do teste, enquanto os modelos numéricos já iniciaram travados. Para comparação gráfica, as curvas numéricas foram transladadas para o deslocamento médio de início da subida experimental.

Em relação ao comportamento do meio para o final do teste, o modelo 4"-1 axisimétrico capturou o destravamento em duas etapas observado nas duas amostras ensaiadas. Os modelos 6"-1 e 6"-3 tiveram maior capacidade de prever o deslocamento médio no momento da falha.

Quanto aos tipos de modelo simulados, o comportamento da curva de resposta estrutural é muito similar até o final da primeira subida linear, se afastando após este momento e sendo ainda mais diferente após atingir a força máxima, quando as configurações de simulação exercem maior influência.

Para correlacionar os resultados numéricos e experimentais deve-se atentar para o histórico de medição, testes, simulações e processamento dos mesmos. Inicialmente, houve medição dos perfis de carcaça intertravada por fotogrametria. Possíveis erros nesta medida podem ser atribuídos à dificuldade de polir e retirar as rebarbas da superfície metálica do perfil e posicioná-la ortogonal à direção de captura da câmera. O acabamento final é feito a mão por meio de lixas, o que acarreta em pequenas variações de espessura. Outra dificuldade está nas alterações geométricas do perfil por retorno elástico ao ser retirado das restrições geométricas impostas pelos perfis adjacentes.

Medir as propriedades do material da carcaça também é um desafio, uma vez que as amostras para o teste de tração de material foram retirados da própria estrutura após anos de operação. Os pedaços de aço utilizados pertenciam à região reta da seção transversal, contudo o material já estava ligeiramente encruado e acumulava

tensões residuais. Ainda, precisou-se escolher um tipo de amostra de tamanho reduzido, já que os formatos padrão não podiam ser construídos facilmente de perfis tão pequenos e curvos. As amostras menores não acomodam a instrumentação por *clip gage* e comprovadamente produzem resultados de tensão e deformação mais discrepantes entre si, criando mais alguns obstáculos na definição do material.

A simulação depende do refinamento da malha, da definição do tipo de elemento finito (formato, ordem, tipo de integração), da modelagem dos contatos normal e tangencial entre as espiras, da condição de contorno, período e amplitude de aplicação de carga e do tipo de análise empregado (implícita ou explícita, escala de massa, amortecimento). Vale ressaltar que todos estes fatores exercem influência no andamento da simulação e no resultado final.

Por outro lado, os resultados experimentais para a capacidade axial também acumulam erros e incertezas por conta do fundo de escala da célula de carga e pelos deslocamentos e quebras superficiais de resina nos conectores.

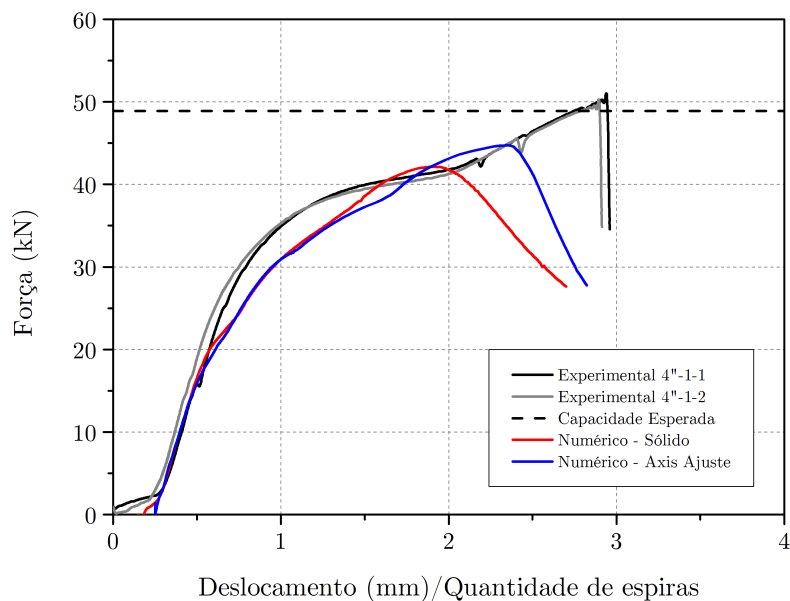


Figura 4.17: Resultado numérico de capacidade axial em carcaças: Amostra 4''-1.

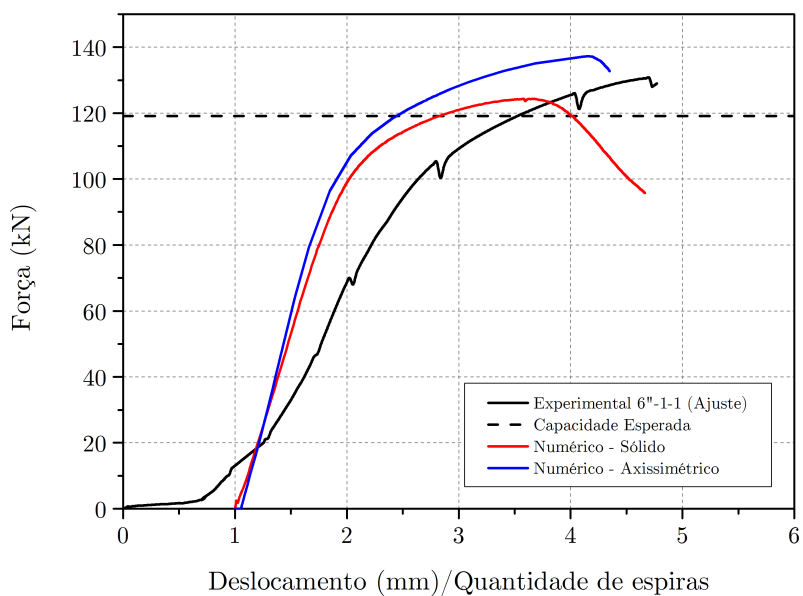


Figura 4.18: Resultado numérico de capacidade axial em carcaças: Amostra 6''-1.

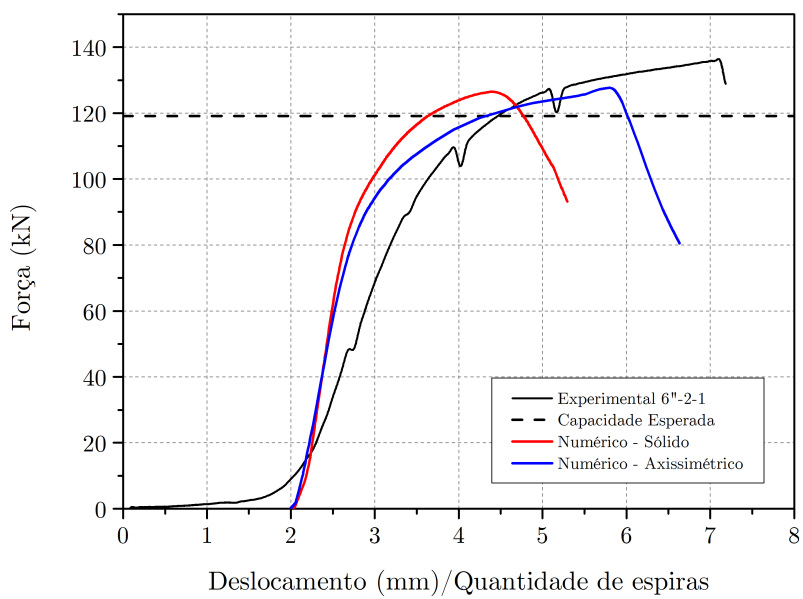


Figura 4.19: Resultado numérico de capacidade axial em carcaças: Amostra 6''-2.

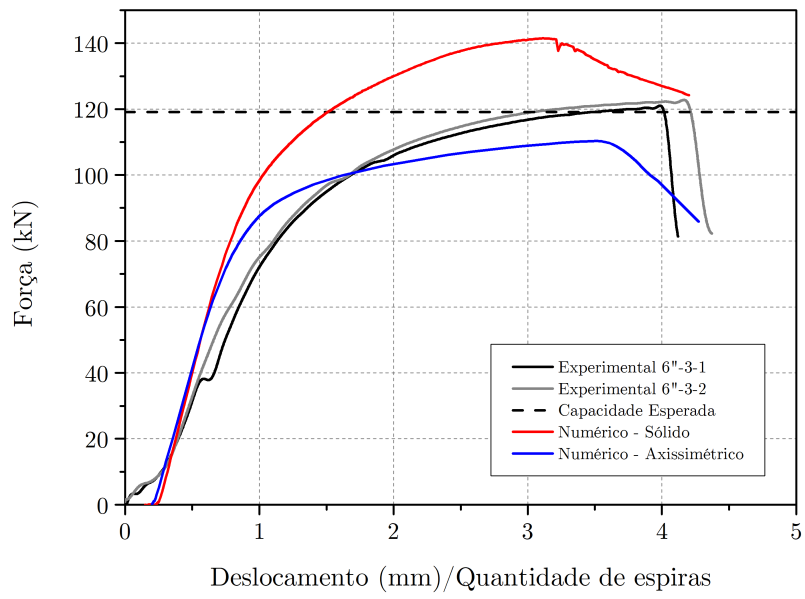


Figura 4.20: Resultado numérico de capacidade axial em carcaças: Amostra 6''-3.

Descrição do Processo de Destravamento da Carcaça

A carcaça do duto 6"-3 foi escolhida para uma análise mais aprofundada do comportamento da estrutura no modo de falha por destravamento. Para isso, foram capturadas imagens da simulação e da distribuição da Tensão de von Mises em alguns pontos de mudança na tendência na curva de resultados numéricos de força por deslocamento.

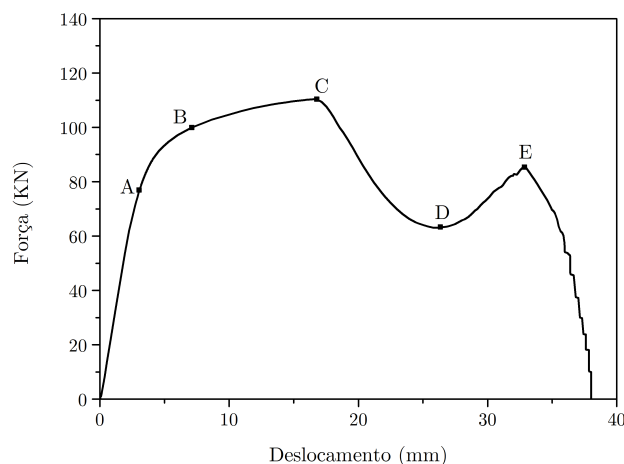


Figura 4.21: Diagrama de força por deslocamento médio para a carcaça 6"-3, calculada por modelo axissimétrico implícito de 5 espiras.

A curva de força por deslocamento começa com uma pequena subida, representando a primeira acomodação da estrutura, até todas as espiras travarem nas adjacentes. Quando isso ocorre, nota-se um aumento na inclinação, mantendo uma subida estável e praticamente linear até o ponto A, mostrando um comportamento essencialmente elástico do material pela Lei de Hooke. Vale ressaltar que, mesmo antes de atingir o ponto A, alguns pontos das espiras já haviam plastificado, ainda que o comportamento elástico dominasse.

Do ponto A ao ponto B, ocorre a transição gradual de grande parte da estrutura para o regime elastoplástico, com tensões acima do limite de escoamento do aço que a compõe. Pela Mecânica dos Sólidos, há uma perda de capacidade do material de resistir ao carregamento e ele passa a deformar mais, relativamente ao aumento da carga.

Do ponto B ao ponto C, os perfis seguem deformando de forma quase uniforme entre si, ou seja, a geometria de cada espira é praticamente igual às outras no mesmo momento. A média geral de tensões na estrutura aumenta e apenas alguns pontos do perfil permanecem pouco solicitados, como as regiões sem contatos ou distantes de concentradores geométricos de tensão.

Do ponto C para D, as espiras que falharam se diferenciam das demais,

começando a se deformar no sentido de abertura do perfil, enquanto as demais mantêm a geometria. Esse movimento de abertura acaba reduzindo a média geral de tensões na estrutura, apesar das tensões máximas subirem rapidamente nas regiões de dobra das espiras protagonistas da falha.

Do ponto D para o ponto E, o destravamento avança e as deformações elásticas das espiras secundárias da falha relaxam gradualmente, voltando a um perfil que se assemelha ao inicial.

Do ponto E para o ponto F, a estrutura retoma certa capacidade de resistir ao carregamento e as tensões sobem nas espiras secundárias. Até o momento em que ocorre a falha completa por destravamento das espiras dominantes e a rigidez axial se anula por completo.

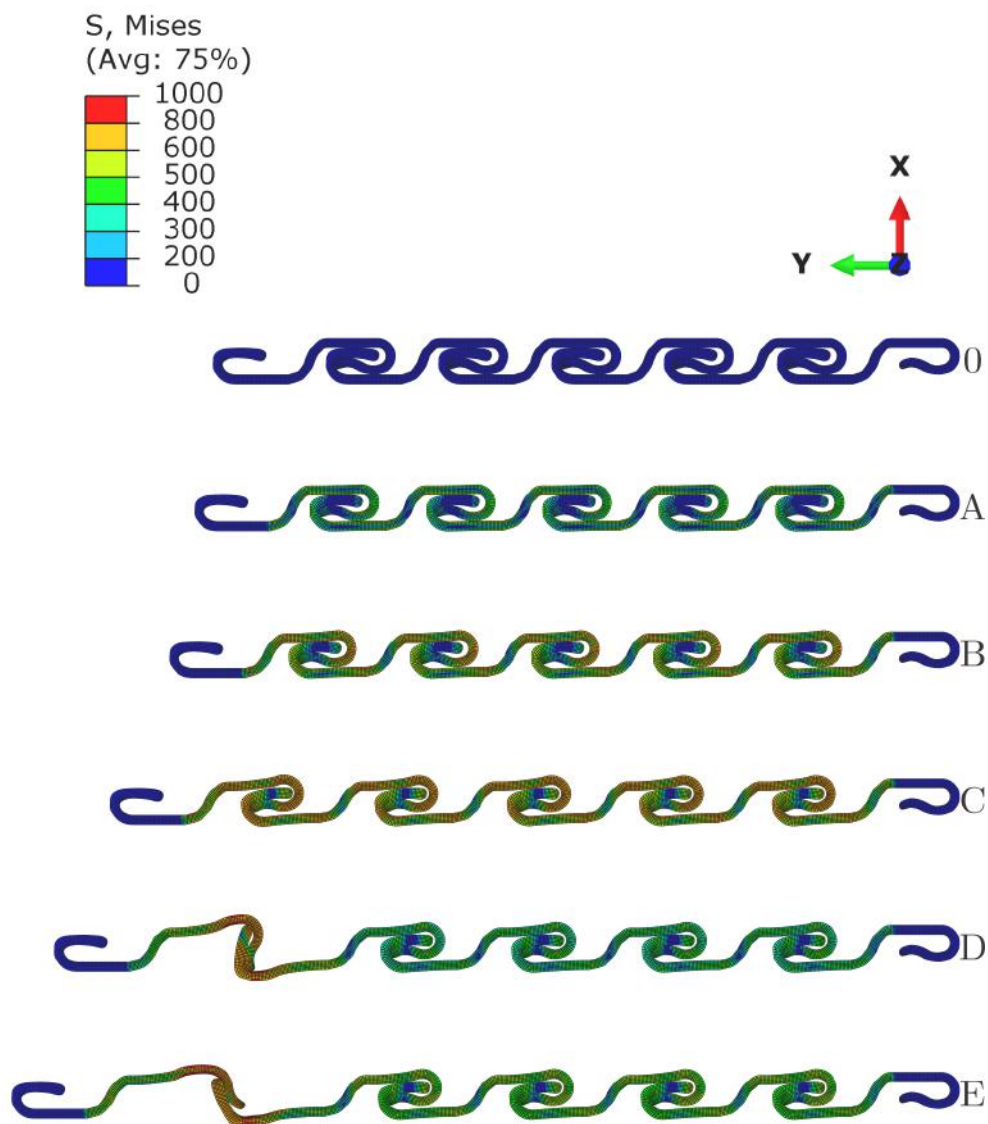


Figura 4.22: Configuração da carcaça 6''-3 e distribuição da Tensão de von Mises (MPa) nos pontos 0 até E.

A carcaça do duto 4"-1 também foi escolhida para a análise do comportamento da estrutura por apresentar um processo peculiar de destravamento em 2 etapas. Igualmente, foram capturadas imagens da simulação e da distribuição da Tensão de von Mises em alguns pontos de mudança na tendência na curva de resultados numéricos de força por deslocamento, conforme as Figuras 4.23 e 4.24.

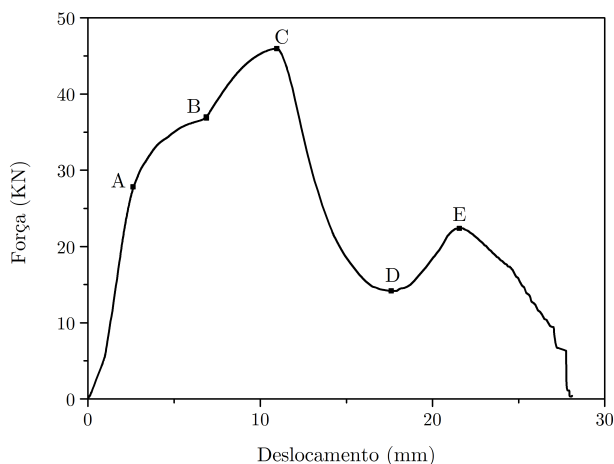


Figura 4.23: Diagrama de força por deslocamento médio para a carcaça 4"-1, calculada por modelo axissimétrico implícito de 5 espiras.

No geral, pode-se observar uma evolução bastante similar ao descrito para o duto 6"-3 em relação a geometria e distribuição de tensões. Contudo, algumas especificidades podem ser notadas.

A carcaça 4"-1 tem espessura absoluta menor, promovendo uma distribuição de Tensões de von Mises quase uniforme ao longo da espessura, diferente da distribuição de tensões crescentes do meio para a superfície na carcaça 6"-3. Ainda, a geometria 4"-1 tem a relação de espessuras perfil/tira menor, no valor de 4,75, indicando que, quando as espiras adjacentes encostam, a espessura do perfil é ocupada por 4 tiras metálicas mais os espaços intersticiais que totalizam 75% de uma tira adicional. Esse valor é 5,53 para o duto 6"-3, totalizando 153% de uma tira em espaços vazios no encaixe.

Outro fator relevante é que o comprimento das duas extremidades do perfil 4"-1 são similares, promovendo um encontro quase simultâneo quando há o encaixe (Figura 4.24 - ponto B). Enquanto no duto 6"-3, o encaixe ocorre com o encontro de apenas uma das extremidades do perfil com a espira adjacente (Figura 4.22 - ponto B). Este detalhe de geometria tem forte influência na interação entre espiras adjacentes, podendo explicar os comportamentos tão diferentes das duas estruturas em falha.

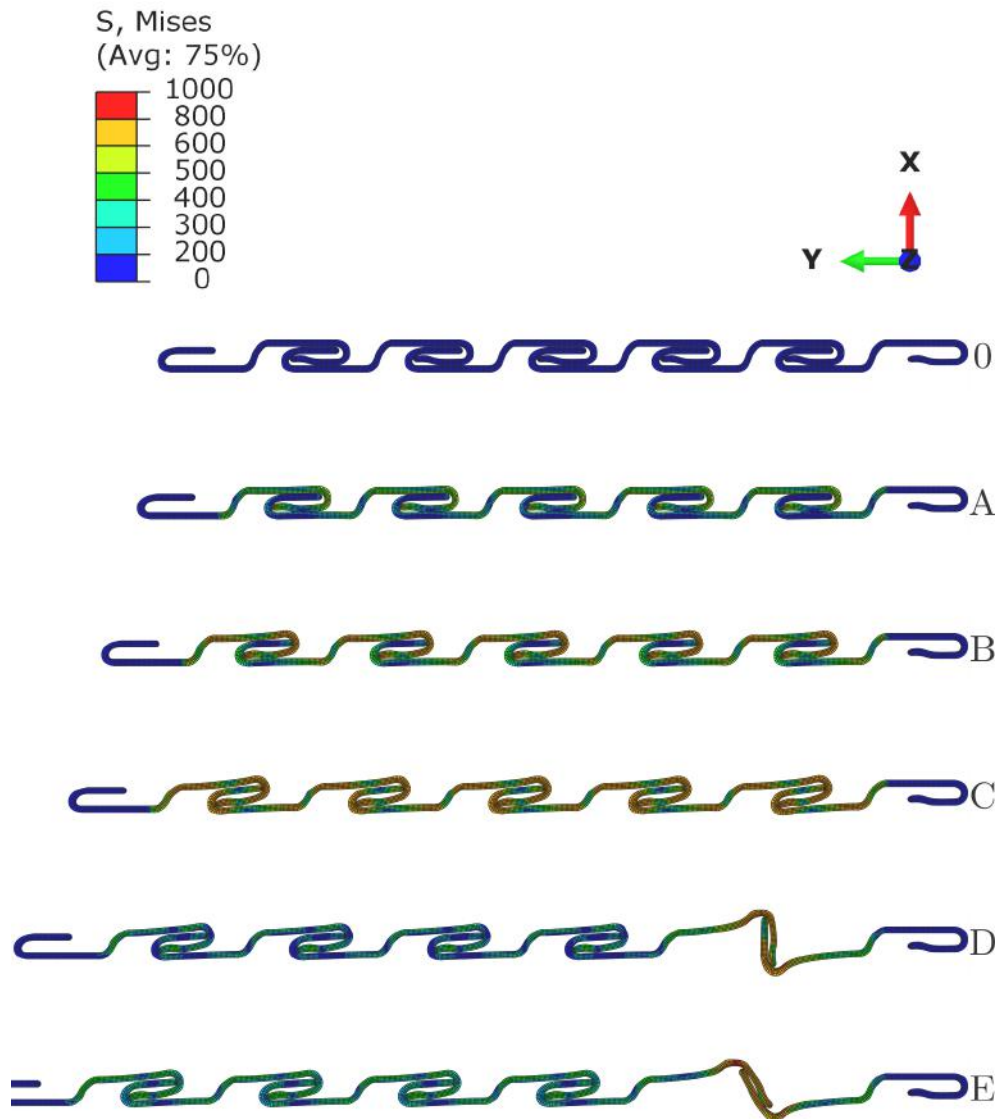


Figura 4.24: Configuração da carcaça 4''-1 e distribuição da Tensão de von Mises (MPa) nos pontos 0 até E.

Evolução de Tensões

Para compreender como as tensões evoluem ao longo do passo de carregamento de tração, elas foram avaliadas em diferentes pontos do perfil da carcaça para todas as 5 espiras do modelo axissimétrico. Dessa forma, também é possível comparar as tensões das espiras que vieram a falhar com as mais afastadas do ponto de destravamento.

As Figuras 4.25, 4.27 e 4.26 apresentam os resultados de Tensão de von Mises para diferentes regiões da carcaça ao longo do tempo de análise. O sentido de aplicação de tração é para a esquerda, sendo a espira de falha a mais próxima ao bordo de carregamento, oposta ao bordo de engaste.

Observa-se uma similaridade no comportamento das tensões nas Figuras 4.25 e 4.26 até o momento da falha. Em relação a espira de falha (ponto 5), após o início

do destravamento, o nível de tensões aumenta na região de curvatura e sofre um alívio na seção reta do perfil, diminuindo o seu valor.

A região inclinada intermediária apresenta um comportamento diferenciado, no qual os pontos ao redor do destravamento (pontos 5 e 6) têm valores de tensão consideravelmente distantes desde o início do passo de carga. Além disso, o ponto referente à espira engastada (ponto 1) apresenta valores de tensão oscilantes e mais elevados que as espiras intermediárias, podendo retratar algum efeito de bordo por estar próxima à superfície de aplicação da condição de contorno.

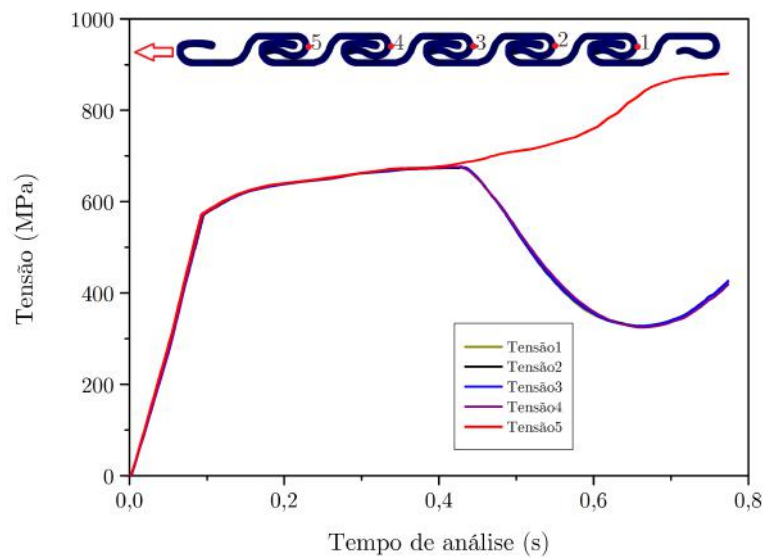


Figura 4.25: Tensões de von Mises nos pontos 1 até 5 da região de curvatura do perfil.

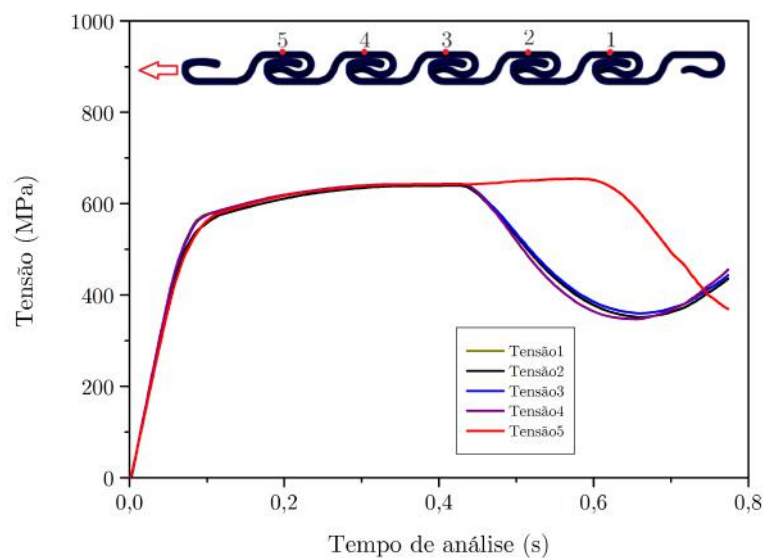


Figura 4.26: Tensões de von Mises nos pontos 1 até 5 da região reta do perfil.

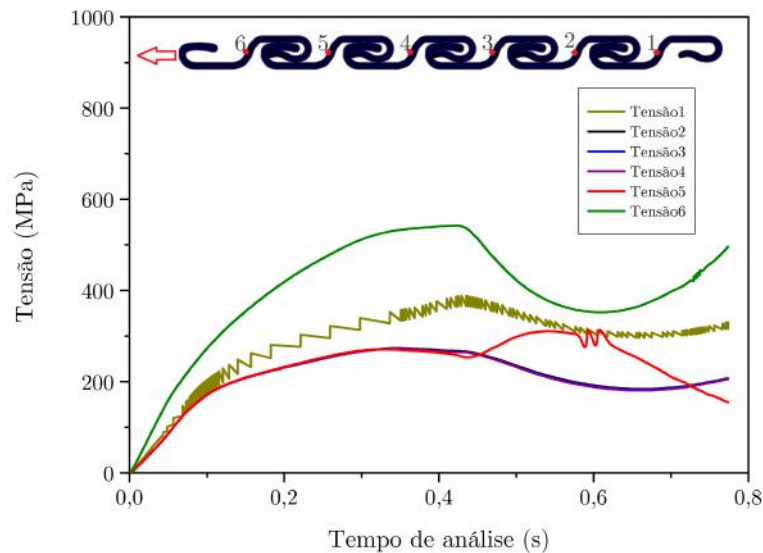


Figura 4.27: Tensões de von Mises nos 1 até 5 da região inclinada do perfil.

4.5 Análises de Sensibilidade

Influência da Espessura da Tira Metálica

Foi feito um estudo breve sobre o comportamento da carcaça 6"-3 caso houvesse uma mudança de projeto e a sua espessura fosse um pouco maior ou menor. Para isso, variou-se em 0,1mm a espessura de tira metálica que constitui este perfil de carcaça, mantendo o desenho da linha mediana. Pelo diagrama de força por deslocamento unitário de espira, da Figura 4.28, observa-se que uma pequena variação de espessura em torno de 7% é capaz de alterar substancialmente a capacidade axial da estrutura, sendo a diferença mais expressiva após a plastificação do material das espiras. Outro fator que aponta a influência do nível de plastificação do material é que as curvas de espessura 1,6 e 1,5 são mais afastadas que as de 1,5 e 1,4, mostrando que o efeito da espessura é mais notável para tensões elevadas.

Conclui-se que a geometria da carcaça intertravada é um dos fatores dominantes no modo de falha por destravamento, influenciando fortemente na capacidade axial final e também no formato da curva de força por deslocamento de dado carregamento. Isto representa uma dificuldade para a construção de um modelo numérico preciso, uma vez que a medição de espessura do perfil é complexa e depende do preparo da superfície, da captura da imagem e da medição em si.

A curva de força por deslocamento apresentada para o perfil de 1,5 é ligeiramente diferente da encontrada na seção 4.4 para a carcaça 6"-3. Isto se deve a ajustes na geometria do perfil, que foram empregados após a análise de sensibilidade ter sido concluída, a fim de aprimorar o modelo numérico. Isto, contudo, não invalida a análise, já que ela só depende da comparação entre diferentes espessuras.

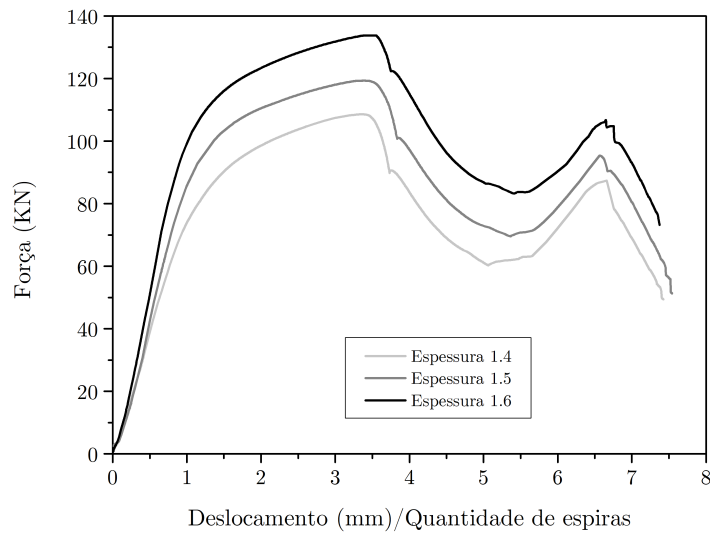


Figura 4.28: Influência da espessura de tira metálica para a carcaça 6"-3, calculada por modelo axissimétrico implícito de 5 espiras.

Influência do Material

Foi feito um estudo breve sobre o comportamento da carcaça 6"-3 caso o seu material fosse mais ou menos resistente que o aço que a compõe. Para isso, simulou-se numericamente modelos com a tensão limite de escoamento do aço em 20% acima ou abaixo do seu valor original. O material utilizado foi o obtido para o duto 6"-3 por meio do programa experimental, a curva de tensão por deformação foi ajustada pelo renomado método de três parâmetros de Ramberg-Osgood [25] e, dessa forma, foi possível majorar ou diminuir os parâmetros de Tensão Limite de Escoamento, Tensão de Ruptura e a deformação correspondente. A Figura 4.29 apresenta os materiais utilizados nas análises de sensibilidade, sendo o material original o intermediário.

Pelo diagrama da Figura 4.30, observa-se que a influência da resistência do material no comportamento da estrutura também é bastante significativa, entretanto ela não sofre tanta influência da intensidade das tensões como no caso da influência da espessura. A dificuldade para a construção de um modelo numérico está relacionada aos resultados de teste de material realizados com amostras inicialmente curvas, com certo encruamento e deformações residuais.

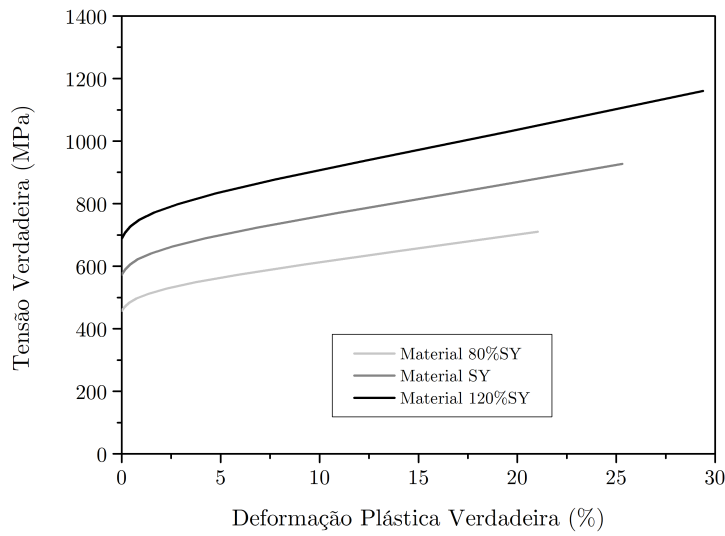


Figura 4.29: Materiais utilizados nas análises de sensibilidade.

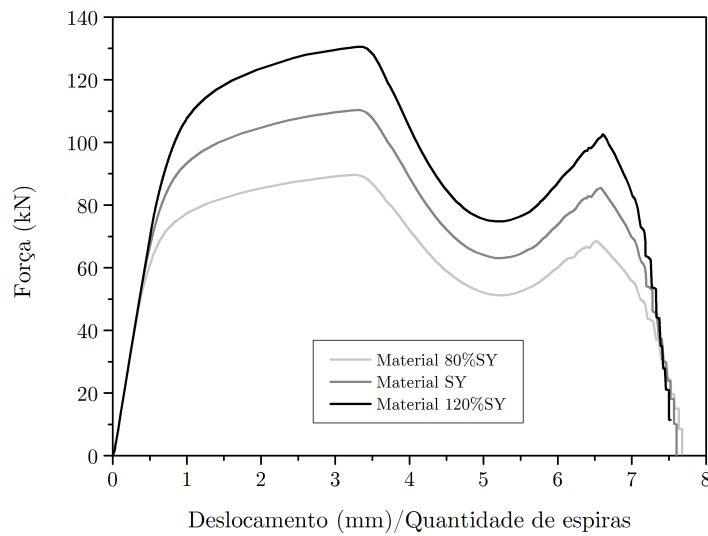


Figura 4.30: Influência do material para a carcaça 6"-3, calculada por modelo axisimétrico implícito de 5 espiras.

Influência do Tamanho da Amostra

Na etapa de análises numéricas, observou-se uma influência do tamanho da amostra no resultado de deslocamento médio por espira. Isso se deve ao maior deslocamento das espiras na região de falha comparado ao restante da carcaça. Quando a amostra possui menos espiras, é maior a influência do deslocamento das espiras de falha no deslocamento médio. Entretanto, a influência só se torna significativa após o carregamento atingir a capacidade axial da estrutura, pois é quando o perfil inicia

o processo de abertura. A Figura 4.31 mostra a comparação entre curvas de força por deslocamento médio por espira para um dos modelos preliminares, analisado com 5, 10 e 20 espiras, mantendo todas as outras configurações de modelagem.

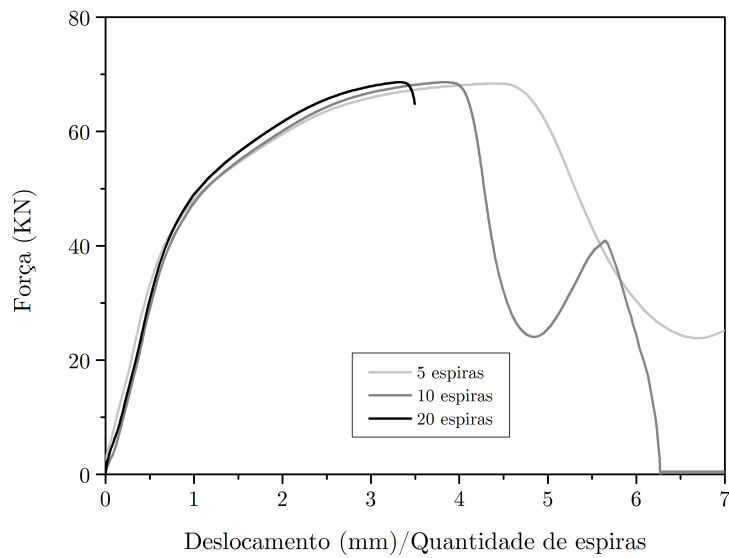


Figura 4.31: Influência do tamanho para a carcaça preliminar, calculada por modelo axissimétrico implícito.

Capítulo 5

Conclusão

O objetivo do trabalho foi o de estudar o comportamento estrutural da carcaça intertravada sob carregamento axial de tração até atingir a falha por destravamento do perfil. Este modo de falha foi observado pela primeira vez em 2010 e ainda é pouco estudado pela indústria e academia.

O programa experimental incluiu testes de material, medição dos perfis de carcaça e testes de capacidade axial das carcaças, que era o objetivo final desta etapa para a avaliação do comportamento estrutural. Os resultados obtidos para a capacidade axial das carcaças são relativamente baixos, mostrando que a estrutura é frágil para resistir sozinha às cargas axiais, já que esta solicitação não é considerada no seu projeto. Os diagramas de força por deslocamento de espira variam de amostra para amostra, confirmando uma grande influência da geometria e do material na resistência da estrutura ponto-a-ponto. Observou-se também uma variação aleatória na posição de destravamento da carcaça, sendo esta uma consequência das imperfeições e fragilidades locais da estrutura, devido à fabricação e histórico de carregamento da mesma.

O programa numérico consistiu na construção de modelos para representar os ensaios de carcaça, com os dados de geometria e material obtidos no programa experimental. Os resultados mostram em detalhes a resposta estrutural das diferentes carcaças intertravadas sob tração até atingir a falha. Os resultados numéricos permitiram avaliar a evolução das distribuições de tensão e deformação, do formato da estrutura por diferentes pontos de vista e também a montagem dos diagramas de força por deslocamento de espira e capacidade axial de cada carcaça. Observou-se que a simulação numérica é muito sensível à definição da geometria do perfil e do material, além das próprias configurações de modelagem. Nestas condições, constitui-se um desafio experimental e numérico obter resultados com elevada precisão e reproduzir fielmente os testes experimentais. Ainda assim, os resultados obtidos foram condizentes e permitiram uma análise detalhada da estrutura, cumprindo com o objetivo principal do trabalho.

Para dutos já em operação, o modo de falha por destravamento pode ser evitado através do monitoramento do preventivo da espessura das camadas do *liner*, que pode ser medida pontualmente ao longo do duto por instrumentos de passagem interna ou externa chamados *pigs*. Uma vez que a falha ocorra, é possível mitigar suas consequências e evitar vazamentos, utilizando um dispositivo dedicado a monitorar a posição da própria carcaça e enviar um sinal para parar a produção imediatamente caso haja destravamento.

Para dutos em projeto, o modo de falha por destravamento pode ser evitado pela mudança do material das camadas do *liner* por outro que não seja suscetível a perda de fricção das camadas. Contudo, isso nem sempre é possível pelas limitações de temperatura dos materiais disponíveis para a seleção. Outra forma é fazer alterações na geometria do perfil buscando maior resistência axial, como aumentar a espessura ou modificar o desenho - ambas podem ser quantificadas pela formulação semi-analítica apresentada ou por simulações numéricas. O material empregado na fabricação da carcaça intertravada também tem forte influência na resistência axial da estrutura, podendo ser selecionado um com maiores tensões de escoamento e ruptura. Ainda, considerando que a falha possa ocorrer, algumas alterações na geometria podem proporcionar que ela ocorra de forma menos catastrófica e com possibilidade de parar a produção antes que haja um vazamento, como o destravamento em etapas observado em alguns perfis no programa experimental.

Em trabalhos futuros e desdobramentos desta pesquisa, recomenda-se um detalhamento maior da definição da geometria e do material nos modelos numéricos, considerando a variação do material nas seções retas e nas seções curvas por conta do encruamento, incluindo testes experimentais do aço virgem. Outra sugestão seria estudar o comportamento da carcaça intertravada sob compressão axial e suas possibilidades de ocorrer, especialmente na região dos conectores de fundo. Também é importante estudar a carga nas carcaças em operação, para que se possa comparar com os resultados de capacidade axial encontrados por modelos numéricos ou por fórmulas e, assim, avaliar os riscos à integridade do duto.

Referências Bibliográficas

- [1] API, 2008, “17B Recommended Practice for Flexible Pipe”, *ISO 13628-11: 2007*, (jul.).
- [2] ASSAYAG, M. I., HELMS, T., SANTAROSA, W., 2012, *Relatório de Tecnologia*. In: Report 2012, Petrobras, Brasil.
- [3] ASTM, 2009, “Standard test methods for tension testing of metallic materials”, *ICS 77.040.10*, (dez.).
- [4] BAI, Y., BAI, Q., 2015, *Subsea pipelines and risers*. 1 ed. Oxford, Elsevier.
- [5] BALDAN, E. L., MACHADO, K. C., 2010, *Concionamento E Comissionamento De Dutos Flexíveis: Da Fabricação À Montagem Em Campo*. Pós-graduação. trabalho de fim de curso, Universidade Federal Do Espírito Santo, Vitória, Espírito Santo, Brasil.
- [6] DASSAULT-SYSTÈMES, 2014, *Abaqus 6.14 Online Documentation*.
- [7] DAVIDSON, M., FERNANDO, U. S., O’DONNELL, B., et al., 2016, “Prediction of Extruded Profile Shape of Polymer Barrier in Flexible Pipes”. In: *The 26th International Ocean and Polar Engineering Conference*, pp. 132–139, Rhodes, jul.
- [8] DE SOUZA, A. P. F., 2002, *Colapso de Dutos Flexíveis sob Pressão Externa*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [9] DRUMOND, G. P., 2015, *Estudo De Material Alternativo Para Fabricação De Mangueiras Hidráulicas De Cabo Umbilical Submarino*. M.Sc. dissertação, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.
- [10] FARNES, K.-A., KRISTENSEN, C., KRISTOFFERSEN, S., et al., 2013, “Carcass failures in multilayer PVDF risers”. In: *ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. V04AT04A024–V04AT04A024, Nantes, jun.

- [11] GUDME, J., STEEN NIELSEN, T., 2009, “Qualification of lean duplex grade lxx 2101 (uns32101) for carcass material in flexible pipes”. In: *NACE - CORROSION 2009*, Atlanta, mar.
- [12] HALE, S., 2015, *Why Worry About Hourglassing in Explicit Dynamics? Part II*. Relatório técnico, CAE Associates.
- [13] HANONGE, D., 2010, *The Lifecycle Of Flexible Risers And Flowlines: Design*. In: Awareness course, Society for Underwater Technology.
- [14] HANSEN, R., 2017, “Theoretical Framework for Axial Thermal Gradients and Interface Slip in Pressure Sheath Layers of Flexible Pipes”. In: *ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. 05AT04A029–V05AT04A029, Trondheim, jun.
- [15] KAMAYA, M., 2015, “Elastic-plastic failure assessment of cold worked stainless steel pipes”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 131, n. 1 (jul.), pp. 45–51.
- [16] KRISTENSEN, C. E., MUREN, J., GJENDAL, A., et al., 2017, “Full-Scale Validation of Axial Carcass Loads in Flexible Pipe Structure From Cyclic Pressure and Temperature”. In: *ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. V05AT04A031–V05AT04A031, Trondheim, jun.
- [17] KRISTENSEN, C. E., MUREN, J., SKEIE, G., et al., 2014, “Carcass tear out load model for multi-layer pressure sheath risers”. In: *ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. V06BT04A012–V06BT04A012, San Francisco, jun.
- [18] LANGE, H., BERGE, S., 2004, *Material Selection in the Offshore Industry*. In: Report STF24 A04223, Norwegian Petroleum Directorate, Trondheim.
- [19] MILAD, M., ZREIBA, N., ELHALOUANI, F., et al., 2008, “The effect of cold work on structure and properties of AISI 304 stainless steel”, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 203, n. 1-3 (jul.), pp. 80–85.
- [20] MUREN, J., CAVENY, K., ERIKSEN, M., et al., 2013, *Un-bonded Flexible Risers – Recent Field Experience and Actions for Increased Robustness*. In: Report 0389-26583-U-0032, Petroleum Safety Authority Norway, Stavanger.

- [21] MUREN, J., 2007, *Flexible Pipes: Failure Modes, inspection, testing and monitoring*. In: Report P5996-RPT01-REV02, Petroleum Safety Authority Norway, Asker.
- [22] NETO, A. G., MARTINS, C. A., 2011, “Flexible Pipes: Influence of the Pressure Armor in the Wet Collapse Resistance”. In: *ASME 2014 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. V06BT04A019–V06BT04A019, Rotterdam, jun.
- [23] NIELSEN, P. S., BAY, N. O., NIELSEN, M. S., 2014, *Analysis and Optimization of Carcass Production for Flexible Pipes*. Tese de D.Sc., Technical University of Denmark, Lyngby, Copenhagen, Dinamarca.
- [24] NTNU, 4SUBSEA, S. O., 2017, *Handbook On Design And Operation Of Flexible Pipes*. 2017 ed. Trondheim.
- [25] RAMBERG, W., OSGOOD, W. R., 1943, *Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters*. In: Report NACA-TN-902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington.
- [26] REINECKE, H., NAVARRO, R., PÉREZ, M., 2011, “Plasticizers”. In: Mark, H. F. (Ed.), *The Encyclopedia of Polymer Science and Technology*, 4 ed., John Wiley & Sons.
- [27] SERGUEEVA, A., ZHOU, J., MEACHAM, B., et al., 2009, “Gage length and sample size effect on measured properties during tensile testing”, *Materials Science and Engineering: A*, v. 526, n. 1-2 (nov.), pp. 79–83.
- [28] SKEIE, G., SKJERVE, H., AXELSSON, G., et al., 2014, “Test validation of finite element analysis results of carcass axial capacity”. In: *ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. V06BT04A048–V06BT04A048, San Francisco, jun.
- [29] SKJERVE, H., KRISTENSEN, C., MUREN, J., et al., 2014, “Findings from dissection and testing of used flexible risers”. In: *ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. V06BT04A019–V06BT04A019, San Francisco, jun.
- [30] SUN, E. Q., 2006, “Shear Locking and Hourglassing in MSC Nastan, ABAQUS, and ANSYS”, *MSC Software’s Virtual Product Development Conference 2006*.

- [31] TANG, M., LU, Q., YAN, J., et al., 2016, “Buckling collapse study for the carcass layer of flexible pipes using a strain energy equivalence method”, *Ocean Engineering*, v. 111, n. 1 (jan.), pp. 79–83.
- [32] ZHANG, Z., 1998, *A Flexible New Technique for Camera Calibration*. In: Report MSR-TR-98-71, Microsoft Corporation, Redmond.

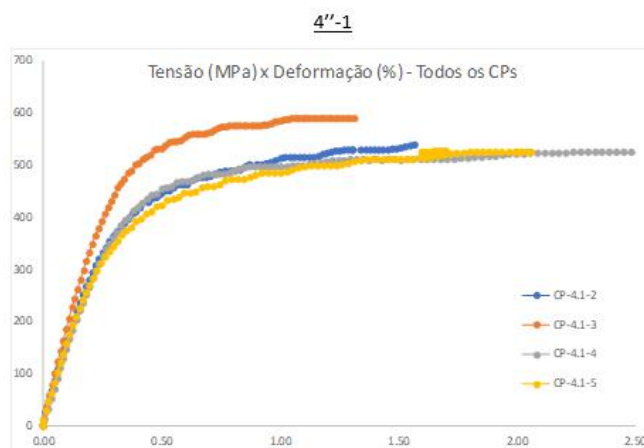
Apêndice A

Resultados dos Testes de Material

Os testes de material utilizaram corpos de prova fora do padrão retirados do perfil de carcaça. As Figuras A.1 até A.4 apresentam os resultados para todos os 5 corpos de prova e identificam (em amarelo) qual das curvas foi selecionada para a modelagem final em cada caso.

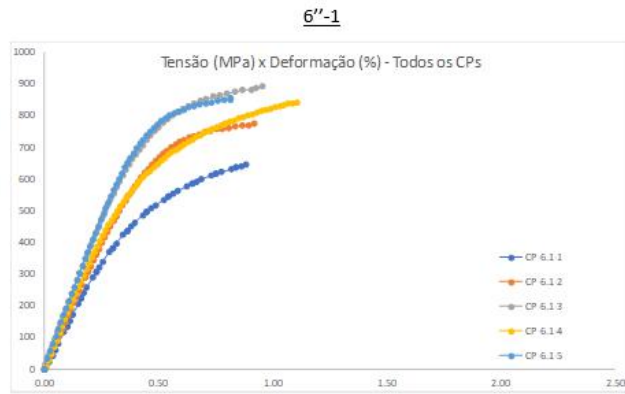
Observou-se uma certa dispersão nos resultados do duto 6"-1, o que foi solucionado com a escolha de uma curva intermediária. Nas demais carcaças, o critério de escolha foi a curva que apresentava módulo de elasticidade e tensão de escoamento mais próximas do esperado.

Segundo SOUZA [8], os testes de material diretamente em aços retirados da estrutura da carcaça tendem a divergir dos valores nominais tabelados.



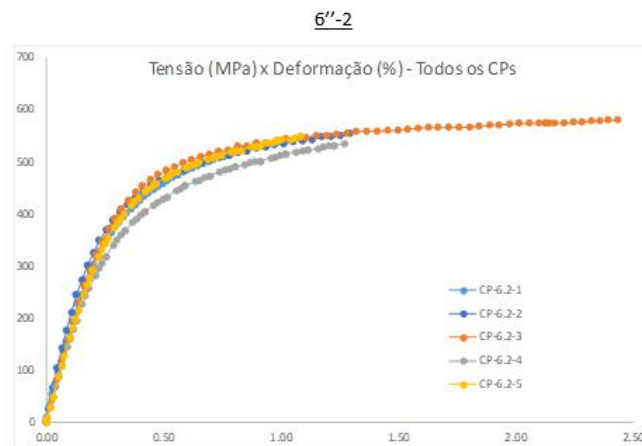
| CP | Sy (MPa) | E (GPa) |
|-------|----------|---------|
| 4.1-2 | 440 | 152 |
| 4.1-3 | 530 | 181 |
| 4.1-4 | 460 | 140 |
| 4.1-5 | 410 | 151 |

Figura A.1: Resultados dos extensômetros para os corpos de prova da carcaça 4"-1.



| CP | Sy (MPa) | E (GPa) |
|-------|----------|---------|
| 6.1-1 | 565 | 146 |
| 6.1-2 | 730 | 163 |
| 6.1-3 | 830 | 193 |
| 6.1-4 | 730 | 176 |
| 6.1-5 | 830 | 189 |

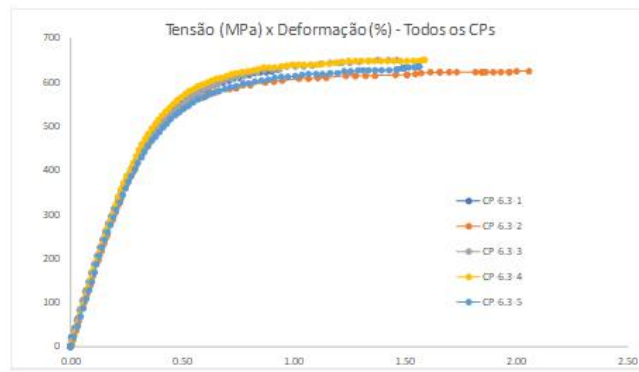
Figura A.2: Resultados dos extensômetros para os corpos de prova da cargaça 6''-1.



| CP | Sy (MPa) | E (GPa) |
|-------|----------|---------|
| 6.2-1 | 450 | 167 |
| 6.2-2 | 470 | 145 |
| 6.2-3 | 490 | 146 |
| 6.2-4 | 420 | 159 |
| 6.2-5 | 460 | 162 |

Figura A.3: Resultados dos extensômetros para os corpos de prova da cargaça 6''-2.

6''-3



| CP | Sy (MPa) | E (GPa) |
|-------|----------|---------|
| 6.3-1 | 575 | 158 |
| 6.3-2 | 550 | 160 |
| 6.3-3 | 570 | 164 |
| 6.3-4 | 580 | 170 |
| 6.3-5 | 545 | 165 |

Figura A.4: Resultados dos extensômetros para os corpos de prova da carcaça 6''-3.