



COPPE/UFRJ

**AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL - NUMÉRICA DE UM DUTO FLEXÍVEL COM ARMADURA
DE TRAÇÃO EXTERNA DANIFICADA SUBMETIDO AO CARREGAMENTO DE TRAÇÃO**

Diego Charles Matta Fagundes

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

Orientadores: Ney Roitman

José Renato Mendes de Sousa

Rio de Janeiro
Outubro de 2009

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL - NUMÉRICA DE UM DUTO FLEXÍVEL COM ARMADURA DE TRAÇÃO EXTERNA DANIFICADA SUBMETIDO AO CARREGAMENTO DE TRAÇÃO

Diego Charles Matta Fagundes

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 CIVIL.

Aprovada por:

Prof. Ney Roitman, D. Sc

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

Prof. Carlos Magluta, D. Sc.

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D. Sc.

Dr. Carlos Alberto Duarte de Lemos, D. Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL.
OUTUBRO DE 2009

Fagundes, Diego Charles Matta

Avaliação Experimental - Numérica de Um Duto Flexível com Armadura de Tração Externa Danificada Submetido ao Carregamento de Tração / Diego Charles Matta Fagundes. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2009.

XXVII, 87 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Ney Roitman

José Renato Mendes de Sousa

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2009.

Referencias Bibliográficas: p. 88 - 92.

1. Dutos Flexíveis. 2. Danos. 3. Experimental. 4. Estruturas *Offshore*. I. Roitman, Ney, *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

DEDICATÓRIA

Aos meus pais, Dorival Fagundes (*in memoriam*) e Domina Matta Fagundes.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar a Deus, que sempre se fez presente ao longo da minha vida, dando-me coragem e me fortalecendo nos momentos onde não mais havia forças para que eu pudesse enfrentar os desafios que transpassavam pelo meu caminho.

A meu pai, que não me viu amadurecido, mesmo que ausente nesse momento, mas pelo amor e carinho incondicional dado a minha mãe, meus irmão e a mim, pois sem ele eu nada seria.

A minha querida mãe, esposa fiel, companheira, mulher honrada, cidadã digna, exemplo de vida, que mesmo com todas as dificuldades desse mundo, criou seus 14 filhos, não lhes deixando faltar orientação e o acesso a educação.

A Petrobras, empresa genuinamente brasileira, orgulho desse povo, pela oportunidade a mim dada, corroborando mutuamente com o desenvolvimento. Espero que todo meu esforço contido nesse trabalho seja valido pelo tempo ausente necessário para conclusão do mesmo, serei sempre grato!

Aos meus orientadores, Ney Roitman, José Renato e ao professor Carlos Magluta, pessoas que nasceram para docência, exemplos de educadores, mestres completos, agradeço pela amizade, paciência, dedicação, confiança e muitos outros adjetivos a qual eu poderia enumerar, mais uma vez muito obrigado por acreditarem em mim.

Aos colegas de trabalho da Elevação e Escoamento de Marlim, equipe a qual tenho o imenso prazer em dizer que fiz parte, agradeço a compreensão de todos pelos momentos ausentes aos quais foram necessários para o desenvolvimento desse trabalho.

Ao LADEPIS (Laboratório de Dinâmica e Processamento de Sinais) e todos os seus funcionários que de maneira direta ou indiretamente ajudaram nesse trabalho, em especial ao Anísio e o Flávio.

Aos colegas contemporâneos da turma da Engenharia Civil da COPPE/UFRJ: Diego Torres, Nelson, Flavia e Marylin por compartilharem desta etapa de minha vida.

A minha grande amizade ao colega de estudos, Hector Merino, por me ajudar e compreender as minhas dificuldades.

A Gabriela, pelo companheirismo, paciência, compreensão e tolerância, ser indivisível.

A todas as pessoas que acreditaram e contribuíram de alguma forma, creio que seria impossível citar todas.

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

AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL - NUMERICA DE UM DUTO FLEXIVEL COM
ARMADURA DE TRAÇÃO EXTERNA DANIFICADA SUBMETIDO AO
CARREGAMENTO DE TRAÇÃO

Diego Charles Matta Fagundes

Outubro / 2009

Orientadores: Ney Roitman

José Renato Mendes de Sousa

Programa: Engenharia Civil

Esse trabalho tem por objetivo estudar experimentalmente e numericamente o comportamento estrutural de um duto flexível de 4" sob tração pura tanto na condição íntegra quanto com um até cinco arames de sua armadura externa de tração rompidos.

Um modelo numérico tridimensional não linear baseado no método dos elementos finitos foi empregado em todas as análises realizadas. O modelo é capaz de representar cada arame das armaduras de tração do duto flexível e, desta forma, a ruptura total desses arames pode ser adequadamente modelada.

A excelente correlação obtida entre os resultados numéricos e experimentais demonstram que o modelo utilizado representa de maneira adequada o comportamento do duto tanto na condição íntegra quanto danificada. Observou-se que há uma significativa concentração de deformações/tensões nos arames vizinhos aos danificados assim como uma profunda variação da rotação axial do duto. Além disso, as rigidezas axial e radial não variam significativamente.

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

NUMERICAL EXPERIMENTAL EVALUATION OF A FLEXIBLE PIPE WITH A
DAMAGED EXTERNAL TRACTIVE ARMOR SUBMITTED TO TRACTIVE LOAD

Diego Charles Matta Fagundes

October / 2009

Advisors: Ney Roitman

José Renato Mendes de Sousa

Department: Civil Engineering

This work focus on the experimental and numerical structural analysis of a 4.0” flexible pipe with one up to five broken wires in its outer tensile armor. The pipe is supposed to be under pure tension and the effect of the number of ruptured wires on its response is discussed.

A three-dimensional nonlinear finite element model devoted to analyze the local mechanical response of flexible pipes is proposed and employed in all performed analyses. This model is capable of representing each wire of the tensile armors and, therefore, localized defects, including total rupture, may be adequately represented.

Excellent agreement between the results predicted by the numerical model and the experimental measures were found. The obtained results pointed to high stress concentration in the wires near the damaged ones as well as a significant decrease in the axial rotation of the pipe. Moreover, the axial and radial stiffnesses of the pipe are not significantly modified.

ÍNDICE

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO.....	1
1.1 - Motivação	1
1.2 - Objetivos.....	4
1.3 - Descrição sumária dos dutos flexíveis.....	4
1.4 - Danos em dutos flexíveis.....	8
1.4.1 - Mecanismo de falha e danos na armadura de tração.....	12
1.5 - Organização do texto.....	17

CAPÍTULO 2

DESCRIÇÃO DO MODELO FÍSICO E NUMÉRICO.....	18
2.1 - Avaliação do equipamento para imposição da carga.....	18
2.1.1 - Descrição da instrumentação.....	21
2.1.2 - Descrição dos testes e correlação experimental-numérica.....	23
2.2 - Ensaio experimentais com um duto flexível com armadura externa de tração danificada.....	28
2.2.1 - Definição dos arames danificados.....	32

2.2.2 - Descrição da instrumentação utilizada no ensaio experimental.....	39
2.2.2.1 - Flexímetros elétricos.....	39
2.2.2.2 - Inclínômetros elétricos.....	41
2.2.2.3 - Sensores indutivos.....	43
2.2.2.4 - Strain gages	44
2.2.2.5 - Convenção de sinais adotada.....	46
2.2.3 - Descrição dos testes e resultados típicos	46
2.3 - Modelagem numérica do duto ensaiado.....	57
2.3.1 - Modelo para análise estrutural local de dutos flexíveis.....	57
2.3.2 - Representação da carcaça intertravada e armadura de pressão.....	58
2.3.3 - Representação das camadas poliméricas.....	62
2.3.4 - Representação das armaduras de tração.....	62
2.3.5 - Representação das não-linearidades do modelo.....	63
2.3.6 - Geração da malha de elementos finitos e condições de contorno.....	65

CAPÍTULO 3

CORRELAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL.....68

3.1 - Introdução.....	68
3.2 - Verificação dos deslocamentos axiais.....	69
3.3 - Verificação dos deslocamentos radiais.....	72

3.4 - Verificação da rotação axial.....	74
3.5 - Verificação das deformações nos arames da armadura externa de tração.....	78

CAPÍTULO 4

CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS.....	85
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	88

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 - Evolução da produção de petróleo no Brasil nas últimas três décadas (ANP, 2008).....	1
Figura 1.2 - Duto flexível típico de camadas não-aderentes e de parede rugosa.	5
Figura 1.3 - Principais mecanismos de falhas relatados em dutos flexíveis no ano de 2002 e 2007 no Golfo do México e costa oeste da África (BOTTO <i>et al.</i> , 2008).....	10
Figura 1.4 - Inspeção mostrando (a - camada plástica externa de um duto flexível de exportação de gás danificado por objetos incrustados durante a instalação; b - arames rompidos devido ao processo corrosivo em consequência indireta da ruptura da camada plástica externa do duto (ANDERSON <i>et al.</i> , 2007).....	12
Figura 1.5 - Rompimento da camada plástica externa devido a abrasão na região do <i>bend stiffener</i>	13
Figura 2.1 - Vista geral do equipamento.....	18
Figura 2.2 - a - <i>Load Cell</i> 01; b - Braço de tração; c - Corpo de prova.....	19
Figura 2.3 - Montagem da <i>Load Cell</i> 01 unindo o braço de tração e o corpo de prova.....	20
Figura 2.4 - Célula de carga padrão utilizada na calibração do <i>Load Cell</i> 01.....	20
Figura 2.5 - Flexímetros elétricos utilizados no pré-teste (a - Na extremidade fixa; b - Na extremidade do cilindro de tração; c - Flexímetro 03; d - Flexímetro 04).....	22
Figura 2.6 - Pontos de medição das deformações sobre a estrutura do Quadro de Teste.....	23

Figura 2.7 - Corte transversal das seções do quadro de teste onde foram instalados os EER.....	23
Figura 2.8 - Visualização do modelo numérico do Quadro de Teste.....	24
Figura 2.9 - Ciclo de carregamento típico com passo de carga de 5 kN realizado nos ensaios de avaliação do Quadro de Teste.....	25
Figura 2.10 - Rigidez axial do Quadro de Teste.....	25
Figura 2.11 - Projeto do conector utilizado desenvolvido pela COPPE.....	31
Figura 2.12 - Espécime ao lado do Quadro de Teste.....	31
Figura 2.13 - Ilustração da seção monitorada.....	33
Figura 2.14 - Planificação da seção monitorada com <i>strain gages</i>	33
Figura 2.15 - Deformação vs força em um dos arames monitorados inicialmente.....	34
Figura 2.16 - Variação da deformação nos arames da armadura externa com o duto íntegro.....	35
Figura 2.17 - Esquema das janelas de visualização e monitoramento abertas no espécime, (medidas em cm).....	36
Figura 2.18 - Instrumentação utilizada nos ensaios experimentais do duto flexível.....	39
Figura 2.19 - Flexímetro “Flex 05” utilizado para medir o avanço do braço de tração.....	40
Figura 2.20 - Montagem do Flexímetro “Flex 06” utilizado para medir flecha do duto.....	41
Figura 2.21 - Calço utilizado sob o duto para minimizar a flecha inicial.....	41

Figura 2.22 - Inclinômetro “Incl 01” utilizado para medir a rotação do duto no extremo final.....	42
Figura 2.23 - Inclinômetro “Incl 02” utilizado para medir a rotação do duto no extremo inicial.....	42
Figura 2.24 - Esquema dos sensores indutivos.....	43
Figura 2.25 - Montagem do colar hexagonal contendo os sensores indutivos.....	44
Figura 2.26 - Janelas abertas com os <i>strain gages</i> colados nos arames da armadura externa de tração (a - primeira janela; b - segunda janela; c - terceira janela; d - vista geral das três janelas).....	45
Figura 2.27 - Convenção de sinais adotada na reposta do duto flexível.....	46
Figura 2.28 - Interligação dos sensores nos condicionadores de sinais.....	47
Figura 2.29 - Força Axial imposta.....	48
Figura 2.30 - Alongamento do duto no tempo em um ensaio típico.....	49
Figura 2.31 - Variação diametral do duto no tempo em um ensaio típico.....	50
Figura 2.32 - Vista geral dos apoios sob o duto.....	50
Figura 2.33 - Relação entre a flecha do duto e o carregamento axial aplicado.....	51
Figura 2.34 - Variação da flecha central do duto sobre o efeito da força aplicada.....	51
Figura 2.35 - Arame rompido (a - dano típico imposto nos arames; b - ocorrência típica de rompimento).	52
Figura 2.36 - Carga imposta no ensaio que rompeu o terceiro arame.....	53
Figura 2.37 - Deformação nos arames adjacentes 24 e 27.....	53
Figura 2.38 - Reconfiguração da deformação no arame íntegro adjacente ao rompido (arame 27)	54

Figura 2.39 - Giro do duto com o duto íntegro.....	55
Figura 2.40 - Giro do duto após um arame rompido.....	55
Figura 2.41 - Giro do duto após dois arames rompidos.....	55
Figura 2.42 - Giro do duto após três arames rompidos.....	56
Figura 2.43 - Giro do duto após quatro arames rompidos.....	56
Figura 2.44 - Giro do duto após cinco arames rompidos.....	56
Figura 2.45 - Modelo de elementos finitos tridimensional de um duto flexível.....	58
Figura 2.46 - Sistema de coordenadas.....	59
Figura 2.47 - Representação da rigidez normal de contato.....	64
Figura 2.48 - Malha de elementos finitos gerada no ANSYS (a - divisões longitudinais e b - divisões circunferências).....	65
Figura 2.49 - Representação da força e condições de contorno presente nos extremos do duto flexível.....	66
Figura 2.50 - Modelo numérico considerando os cinco nós desacoplados em uma seção da armadura externa de tração, representando o rompimento dos arames.....	67
Figura 3.1 - Deslocamentos axiais do duto devido ao carregamento de tração de 500kN (a - Íntegro ; b - danificado com cinco arames rompidos).....	69
Figura 3.2 - Força axial aplicada no duto íntegro vs alongamento axial.....	70
Figura 3.3- Força axial aplicada no duto com cinco arames rompidos na armadura externa de tração vs alongamento axial.....	70
Figura 3.4 - Variação diametral vs alongamento axial do duto íntegro.....	73
Figura 3.5 - Variação diametral vs alongamento axial do duto com cinco arames rompidos na armadura externa de tração.....	73

Figura 3.6 - Rotação axial vs alongamento axial no duto íntegro.....	75
Figura 3.7 - Rotação axial vs alongamento axial do duto com cinco arames rompidos na armadura externa de tração.....	75
Figura 3.8 - Evolução da rotação do duto flexível com o rompimento dos arames da armadura externa de tração.....	77
Figura 3.9 - Distribuição de deformações nos arames da armadura externa de tração do duto flexível danificado, com cinco arames rompidos.....	78
Figura 3.10 - Medidas experimentais da amplificação de deformações sobre os arames da armadura externa de tração do duto flexível com a evolução dos rompimentos dos arames.....	80
Figura 3.11 - Resultado da redistribuição da tensão nos arames da armadura externa de tração obtida pelo modelo numérico adotado no estudo de caso.....	81
Figura 3.12 - Correlação entre as respostas experimental e numérica da redistribuição das tensões sobre os arames da armadura externa de tração considerando a condição do duto danificado com cinco arames rompidos.....	82
Figura 3.13 - Amplificação de deformações registrada nos <i>strain gages</i> colados na segunda janela.....	83
Figura 3.14 - Amplificação de deformações registrada nos <i>strain gages</i> colados na terceira janela.....	84

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1.1 - Evolução do mecanismo de falha iniciado por dano na camada externa ate o estágio de rompimento do <i>riser</i>	15
Tabela 2.1 - Comparação entre as deformações numéricas e experimentais.....	27
Tabela 2.2 - Folha de dados do duto flexível objeto de estudo deste trabalho (<i>DataSheet</i>).....	29
Tabela 2.3 - Propriedades geométricas e físicas das camadas e dos materiais.....	30
Tabela 2.4 - Arames monitorados por <i>strain gages</i> nas janelas de visualizações abertas.....	38
Tabela 2.5 - Resumo da instrumentação utilizada nos ensaios experimentais.....	47
Tabela 3.1 - Comparação das rigidezas obtidas experimentalmente e numericamente.....	72

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 - Motivação

Aproximadamente 20% da produção de petróleo e gás no mundo ocorrem em áreas *offshore*. No Brasil, o cenário é bem diferente. Atualmente, das reservas comprovadas de petróleo e gás natural no Brasil, 92,6% estão localizadas nas bacias marítimas e 7,4% nas bacias terrestres, conhecida como exploração em áreas *onshore*. A Figura 1.1 mostra a evolução da produção nacional de hidrocarbonetos nas últimas três décadas.

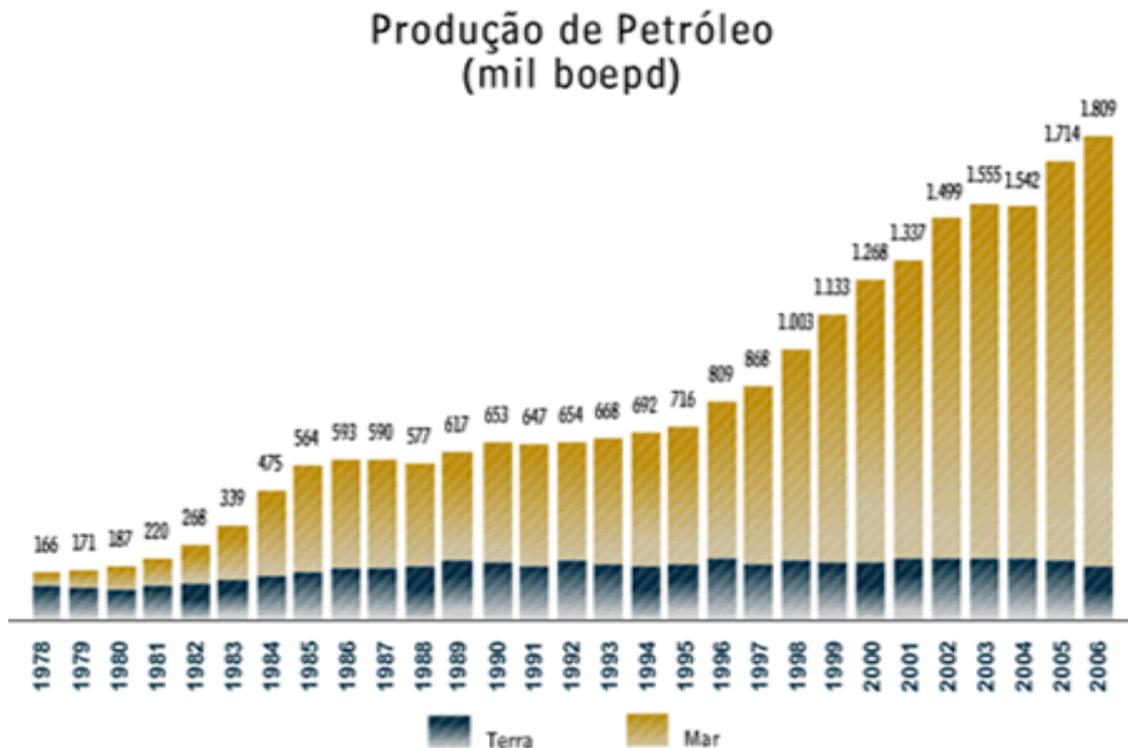


Figura 1.1 - Evolução da produção de petróleo no Brasil nas últimas três décadas (ANP, 2008).

Hoje são remotas as descobertas de campos petrolíferos economicamente viáveis em regiões terrestres ou mesmo em lâmina d'águas rasas. Desta forma, a indústria petrolífera vem avançando cada vez mais em fronteiras antes não imagináveis, instalando sistemas complexos de produção em lâmina d'águas que já atingem profundidades superiores aos 2000 metros. À medida que a busca não para e novas descobertas em lâmina d'águas mais profundas são anunciadas, percebe-se a necessidade do desenvolvimento e do domínio da tecnologia a ser disponibilizada para instalação e operação dos sistemas flutuantes e de seus dutos que compõem os sistemas de injeção de água, injeção de gás, exportação, coleta e de controle eletro hidráulico, entre outros.

Devido à instalação em profundidades cada vez maiores, *os risers*, dutos flexíveis ou mesmo rígidos de aplicação dinâmica, bem como as *flowlines* no momento de sua instalação, apresentam novas configurações e carregamentos devido ao seu peso próprio, aos esforços provocados pelo movimento da unidade flutuante, aos carregamentos gerados pela condição ambiental ou mesmo pelos parâmetros operacionais quando estes já estejam em operação.

A compreensão da resposta do duto flexível a esses carregamentos é objeto de estudo de diversos trabalhos, sendo que nesta dissertação será analisado apenas o comportamento do duto flexível ao carregamento de tração pura, considerando danos gerados em sua camada estrutural mais externa. Como essas estruturas são, em geral, projetadas considerando uma vida útil em torno de 20 anos, muitas já se encontram no limite de utilização e, além disso, por problemas ocorridos durante sua instalação ou operação, algumas delas podem se apresentar danificadas. Observa-se que os modelos analíticos disponíveis não são capazes de avaliar adequadamente a resposta de linhas flexíveis com arames das armaduras de tração danificados, pois não consideram os arames individualmente e, sim, através da área total de aço existente. Por outro lado, o uso de uma ferramenta numérica baseada no método dos elementos finitos tem-se mostrado bastante promissor.

Considerando o aspecto da perda financeira de maneira simplista e desconsiderando todos os outros aspectos, em determinadas situações, onde há necessidade de retirada do riser que está interligado à plataforma, operação conhecida como *pull out*, exemplo que acontece no dia a dia em operações de manejo com dutos flexíveis utilizando uma embarcação do tipo PLSV (*Pipeline Lasing Support Vessel*). Caso o riser apresente dano estrutural localizado na região do topo, muitas vezes é necessário realizar o corte dos estojos da conexão de fundo (*riser / flowline*), que fica assentada sobre o assoalho marinho, ou mesmo corte do duto flexível nessa região, permitindo que o *riser danificado possa ser* recolhido pelo PLSV em direção à plataforma, e assim realizar a operação de *pull out* em catenária dupla, conhecida como *pull out* de segunda extremidade na plataforma.

Levando em consideração que o custo diário de uma embarcação do tipo PLSV, pode chegar à cifra dos U\$ 180.000,00 e que um *end fitting*, conector da extremidade do duto flexível, custa em média U\$ 45.000,00, a depender do diâmetro do duto flexível e também que a duração de uma operação de corte de fundo, dos estojos da conexão *riser / flowline* ou mesmo do duto flexível, leva em média dois dias, é fácil notar que é extremamente dispendioso não saber se o duto flexível irá agüentar ao carregamento dinâmico imposto pelo PLSV na condição de *pull out* de primeira extremidade na plataforma. O custo dessa insegurança pode chegar à casa de algumas centenas de milhares de dólares. Em uma estimativa prática, pode-se considerar duas diárias de PLSV e a perda dos dois *end fitting* de fundo da conexão *riser / flowline*, devido ao corte dos estojos, bem como o tempo necessário para re-terminação e interligação das conexões danificadas.

As instalações *offshore* cada vez mais vêm utilizando dutos flexíveis, devido à sua flexibilidade caracterizada pela baixa resistência à flexão. Essa característica faz com que o duto flexível mesmo de grande diâmetro, possa ser estocado e transportado em carretel ou mesmo em cestas disponíveis em algumas embarcações do tipo PLSV.

O Brasil vem utilizando dutos flexíveis desde a década de 70. Sua primeira utilização foi no campo de Enchova, no ano de 1975, que pertence a Bacia de Campos localizada no litoral que vai do estado do Rio de Janeiro ao litoral do estado do Espírito

Santo. Atualmente, esse tipo de duto é amplamente utilizado pela Petrobras em suas unidades flutuantes.

1.2 - Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo realizar a investigação experimental e numérica do comportamento de um duto flexível de camadas não aderentes de 4", danificado e submetido ao carregamento de tração pura. São analisadas a sua resposta quanto a amplificação das deformações sobre os arames da armadura externa, a torção do duto e seu alongamento, considerando o rompimento de até cinco arames adjacentes e pertencentes a armadura externa de tração.

Outro objetivo importante deste trabalho é calibrar e aferir o modelo numérico de análise de dutos flexíveis que permite a previsão dos deslocamentos, das tensões e deformações que se desenvolvem ao longo das camadas de um duto flexível com um dado número de arames das armaduras de tração danificados. Para tanto, os resultados experimentais foram correlacionados com os obtidos através de um modelo numérico tridimensional, não linear, baseado no método dos elementos finitos.

A calibração deste tipo de ferramenta é de fundamental importância, já que um dano crítico nas camadas responsáveis pela resistência ao esforço de tração axial pode ocasionar problemas irreparáveis, tais como, risco à vida das pessoas, poluição ambiental, integridade das instalações e equipamentos, a imagem da empresa, de perdas financeiras, etc.

1.3 - Descrição sumária dos dutos flexíveis

Os dutos flexíveis foram desenvolvidos para atender o transporte dos fluidos movimentados pela indústria do petróleo, sendo que estes podem ser tanto para aplicações *onshore* como *offshore*, porém nessa última aplicação são encontrados quase que a totalidade dos dutos flexíveis instalados no Brasil. A utilização deste tipo de duto é uma opção bastante interessante na substituição as *flowlines* rígidas, principalmente em lâmina d'águas rasas onde os dutos rígidos de grandes diâmetros possuem certas restrições devido à curvatura.

Devido ao fato de já existirem diversas publicações (OLIVEIRA *et al.*,1985); (GOTO *et al.*, 1987); (FERET & BOUNAZEL, 1987); (BATISTA *et al.*, 1989); (WITZ & TAN, 1992); (BERGE *et al.*, 1992); (WITZ, 1996); (CRUZ, 1996); (BASTIAN, 2000); (CUSTÓDIO, 1999); (SOUSA, 1999); (CUSTÓDIO & VAZ, 2002); (SOUSA *et al.*, 2002); (RIBEIRO *et al.*, 2003); (SOUSA, 2005); (MUÑOZ, 2009); descrevendo as funcionalidades e composição dos dutos flexíveis, neste trabalho apresenta-se uma descrição bastante sumária destes.

A Figura 1.2 ilustra a composição de um duto flexível de camadas não aderente típico, sendo que estas estruturas são projetadas de forma a atender a certos fins específicos, atuando separadamente ou conjuntamente com as demais.

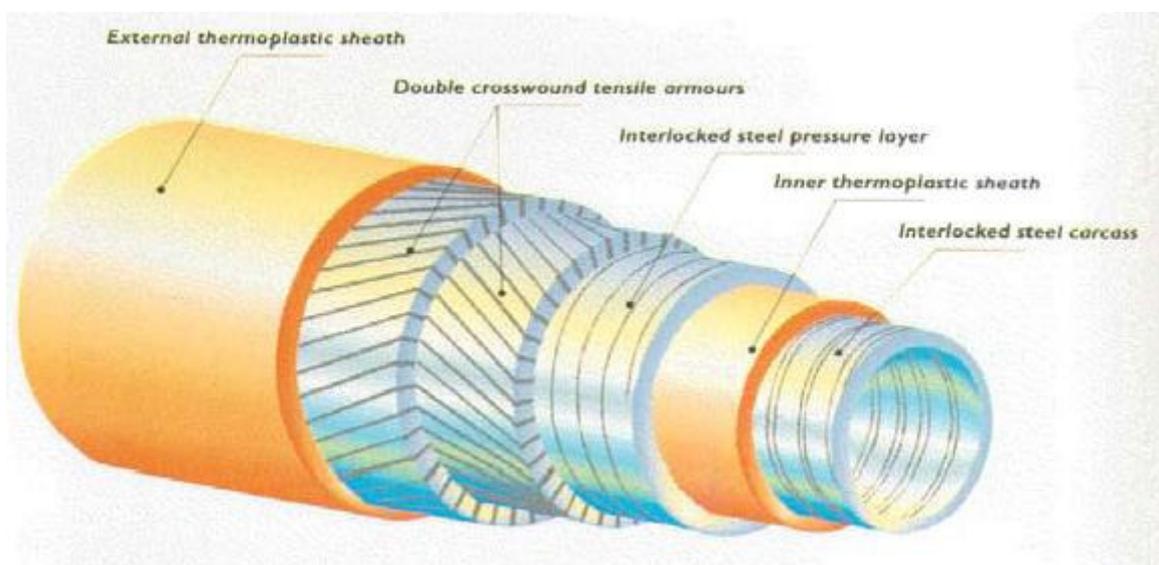


Figura 1.2 - Duto flexível típico de camadas não-aderentes e de parede rugosa.

Apresenta-se a seguir a função de cada uma das camadas que compõe um duto flexível típico:

- Carcaça interna de aço intertravado

A função primordial da carcaça intertravada é resistir à pressão externa e prevenir o colapso do duto devido a uma queda da pressão interna. A carcaça entra em contato direto com o fluido, não sendo estanque e está sujeita à ação corrosiva dos componentes do fluido. Por esta razão, é confeccionada em aço inoxidável ou aço

liga de alta resistência, a partir de uma ou duas fitas de aço, enrolada em espiral com um ângulo de assentamento próximo de 90°.

- Camada plástica interna

Esta camada garante a estanqueidade ao duto flexível, evitando o vazamento dos fluidos conduzidos. Trata-se de um tubo polimérico extrudado sobre a carcaça interna, onde são utilizados materiais termoplásticos como a poliamida 11 (PA 11) ou “nylon 11”, mas, quando o fluido transportado tem temperatura elevada, utiliza-se o polifluoreto de vinilideno (PVDF).

- Armadura de pressão

Consiste de uma camada de reforço estrutural cuja função principal é resistir à pressão interna, sendo que também corrobora na resistência a pressão externa e também as cargas radiais impostas pelas sapatas dos tensionadores no momento do seu lançamento. Esta camada apresenta aspecto construtivo próprio dos fabricantes, sendo confeccionada em forma helicoidal formada por um ou dois arames de aço carbono, usualmente em forma de Z, com ângulo de assentamento próximo a 90°.

- Fita plástica anti-desgaste

O desgaste das camadas metálicas é devido aos movimentos relativos do *riser* em operação sujeito a pressão de contacto induzida pela pressão interna e a tração.

Sua função é minimizar os efeitos da fricção que provoca o desgaste entre as camadas metálicas devido ao movimento relativo destas. O material constituinte destas camadas geralmente é PA11, PA12, HDPE, XLPE (Polietileno reticulado) ou PVDF.

- Armadura de tração

Tem função estrutural, projetada para suportar as cargas axiais devido ao peso próprio do duto e também induzidas pela pressão interna. São compostas geralmente de duas camadas de fios chatos de aço, assentados contra helicoidalmente em ângulos que variam entre 20° e 60°.

- Camada plástica externa

Trata-se de uma camada polimérica constituída por PA11, PA12 ou HDPE, que tem como função principal exercer a proteção da estrutura contra corrosão e abrasão. Também pode fornecer isolamento térmico adicional, sendo confeccionada por extrusão do polímero sobre as armaduras de tração.

- Camadas adicionais

Adicionalmente às camadas apresentadas nos itens anteriores, podem se encontrar outras camadas poliméricas nos dutos flexíveis:

- Camada isolante: Tem como função isolar termicamente o duto flexível, sendo constituída geralmente de poliuretano (PU), polipropileno (PP) ou policloreto de vinila (PVC).
- Fita de reforço à compressão: camada polimérica de fibra de aramida (kevlar®). Previne a expansão radial excessiva das armaduras de tração do duto flexível quando essa é solicitada por cargas compressivas axiais.

1.4 - Danos em dutos flexíveis

Conforme descrito no item 1.3, os dutos flexíveis possuem várias camadas constituídas de diferentes materiais dificultando sua inspeção na avaliação quanto a sua integridade. Por ser uma tecnologia que vem sendo desenvolvida nas últimas quatro décadas, onde os fabricantes constantemente vem apresentando novos materiais e concepções de novos produtos e também devido aos diferentes cenários aos quais vem sendo empregados, é comum surgirem novos mecanismos de falha. Atualmente vários são os mecanismos e modos de falhas relatados pelas companhias de petróleo. Estes podem ser encontrados de forma detalha em tabelas presente na norma API RP 17B (2002).

A quantidade de dutos flexíveis empregados nos empreendimentos para prospecção e produção do petróleo vem crescendo exponencialmente nas últimas décadas (BOTTO *et al.*,2008), indicando que um grande número de dutos terão sua vida útil de projeto vencida daqui a alguns anos. Desta maneira, será necessário revalidar os dutos que atingiram a sua vida útil de projeto, levantando qual será sua vida remanescente, pois em alguns casos a substituição do duto se torna inviável financeiramente para o negócio.

A vida útil de projeto do duto flexível é atribuída principalmente à degradação dos componentes plásticos que constituem algumas camadas do duto flexível, e a fadiga dos seus componentes. Para BOTTO *et al.*(2008), os principais dados para uma avaliação da integridade dos dutos flexíveis em operação são:

- Relatórios de fabricação, entrega e instalação;
- Premissas de projeto;
- Parâmetros operacionais dos dutos flexíveis:
 - Temperatura de operação;
 - Pressão de operação;
 - Composição do fluido transportado e seu pH;
 - Percentual de H₂S e CO₂ presente no fluido;

Teor de água do fluido transportado, obtido a partir do BSW (*basic sediment water*) para o caso de óleo ou pela composição molar quando o fluido é gás;

Histórico de injeção de produtos químicos;

Controle de areia presente no fluido;

Comportamento dinâmico da unidade flutuante a qual o duto esta interligado;

- Histórico das inspeções visuais;
- Resultados dos testes de vácuo no anular do duto.

Segundo LEMOS *et al.* (2006), os principais mecanismos que podem levar a potenciais falhas em dutos flexíveis são:

- Envelhecimento ou degradação da camada polimérica de pressão interna;
- Fluência (*creep*) e empolamento (*blistering*) da camada polimérica de pressão interna, causados por variações cíclicas da temperatura e pressão do fluido interno, respectivamente;
- Corrosão sob tensão na presença de sulfetos (CSTS) ou trinca induzida por hidrogênio;
- Ruptura de *risers* pela sobre-tração, devido passeio excessivo da Unidade Estacionária de Produção (UEP), ocasionado por problemas no sistema de ancoragem, perda de amarras;
- Ruptura por fadiga, no interior do corpo do conector;
- Trinca do corpo polimérico e ruptura de enrijecedores ou das interfaces com *I-tubes*;
- Flambagem das armaduras de tração de *risers* durante a operação;
- Fadiga-corrosão das armaduras de *risers* após ruptura da capa externa durante a instalação (por exemplo, pela execução de procedimentos inadequados) ou operação (por exemplo, por deficiências de projeto da interface do enrijecedor com os *I-tubes*);

- Abrasão da capa externa e das fitas de alta resistência de *risers*, na região do TDP (*touch down point*), causada pelo contato com rochas e coral presentes no fundo;
- Trincas na camada polimérica de pressão interna (em novos materiais como, por exemplo, o PVDF) oriundas da associação entre deficiências no acabamento superficial da camada e variações cíclicas de temperatura, pressão e flexão combinadas;
- Corrosão da carcaça pelo ataque do fluido interno (por exemplo, água do mar não tratada).

Segundo BOTTO *et al.* (2008), as principais causas de falhas em dutos flexíveis nos anos de 2002 e 2007, proveniente do arquivo de dados monitorados pela empresa MCS (*Subsea engineering company*) de ocorrências no Golfo do México e costa da África podem ser vistos na Figura 1.3.

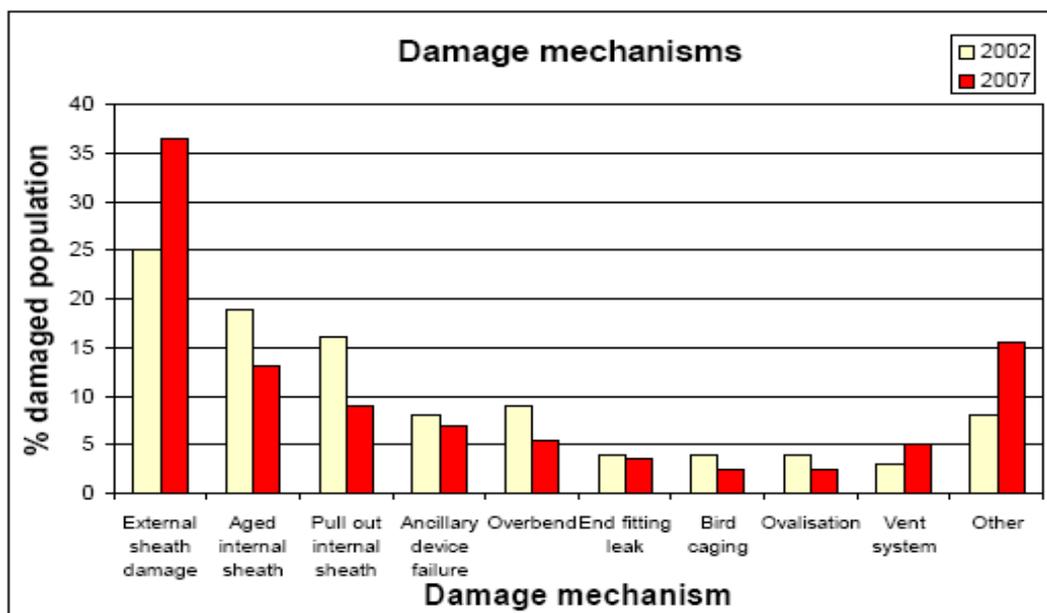


Figura 1.3 - Principais mecanismos de falhas relatados em dutos flexíveis no ano de 2002 e 2007 no Golfo do México e costa oeste da África (BOTTO *et al.*,2008).

Na figura 1.3, os tipos de mecanismo que provocaram falhas foram listados segundo a sua incidência, a saber: danos na camada plástica externa, envelhecimento da camada plástica interna, desacoplamento desta do conector, falha dos componentes auxiliares, flexão excessiva, desacoplamento das camadas do conector, gaiola de passarinho ou *birdcaging*, ovalização, problemas do sistema de alívio (*vent*

system) e outros. Observa-se que com a exceção do primeiro mecanismo de falha apresentado, o qual é o mais expressivo, quase todos tiveram uma redução em sua incidência entre os anos de 2002 e 2007. Esta diminuição provavelmente é devida ao melhor conhecimento do comportamento dos materiais associado ao aperfeiçoamento tecnológico dos projetos de dutos flexíveis.

Segundo PINHO (2009), o aumento do mecanismo de falha caracterizado por ruptura da camada plástica externa, conforme apresentado na Figura 1.3, é devido ao aperfeiçoamento das técnicas de inspeção, que passaram a identificar falhas antes não detectadas. Porém, essa questão deve ser mais bem analisada, pois, é preciso fazer uma análise mais criteriosa quanto ao atendimento, a correlação e existência de possíveis planos de inspeções naquelas áreas de atuação da indústria *offshore*. Este mecanismo de falha é um dos principais causadores da corrosão e ruptura dos arames da armadura de tração.

Os danos da camada plástica externa são provocados em sua extensa maioria durante a instalação dos dutos flexíveis ou devido à fricção da parede do duto com os elementos externos ou com seus próprios acessórios, como por exemplo, *bracing* da unidade, contraventamentos, boca de sino (*bellmouth*), enrijecedores (*bend stiffeners*), etc.

Como nesta dissertação será abordado o comportamento de um duto flexível sob o efeito do modo de falha de ruptura dos arames de tração, serão apresentados apenas os mecanismos e danos relacionados a este modo de falha, excluindo-se a fadiga. Maiores detalhes sobre fadiga em dutos flexíveis e a ocorrência de outros tipos de danos e seus correspondente mecanismos de falha podem ser vistos em (LEMOS *et al.*, 2008), (CARNEVAL *et al.*, 2006), (ANDERSON *et al.*, 2007) e (MARINHO *et al.*, 2007).

1.4.1 - Mecanismo de falha e danos na armadura de tração

O duto flexível é um equipamento singular, e sua utilização é restrita à indústria de petróleo, não havendo muitos relatos na literatura sobre a ocorrência de danos e falhas, porém, sabe-se que a grande maioria dos danos na camada plástica externa são provocados devido à interferência com objetos externos na hora da movimentação para instalação dos mesmos bem como na operação.

A Figura 1.4 apresenta a evidência do rompimento da camada plástica de um duto de exportação de gás no Campo de Galley na região do Mar do Norte durante a sua instalação. Este rompimento fez com que a armadura externa de tração ficasse exposta aos efeitos da corrosão e assim culminando no rompimento de 15 arames da sua armadura externa (ANDERSON *et al.*, 2007).



Figura 1.4 - Inspeção mostrando (a - camada plástica externa de um duto flexível de exportação de gás danificado por objetos incrustados durante a instalação; b - arames rompidos devido ao processo corrosivo em consequência indireta da ruptura da camada plástica externa do duto (ANDERSON *et al.*, 2007)).

A Figura 1.5, ilustra esquematicamente uma região onde ocorre uma grande incidência de danos na camada plástica externa do duto devido à fricção do duto com a parte interna metálica de um *bend stiffener*.

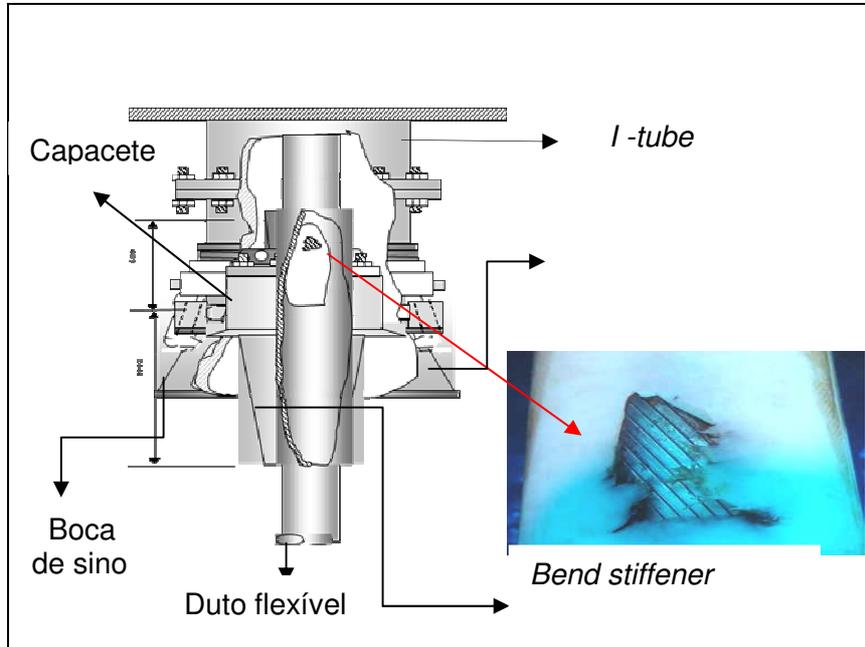


Figura 1.5 - Rompimento da camada plástica externa devido a abrasão na região do *bend stiffener*.

O rompimento da camada plástica externa também pode ser devido à falha no sistema de alívio do gás percolado entre as camadas do duto flexível quando este transporta hidrocarbonetos. Esta foi a causa da falha de dois dutos flexíveis da empresa *Norsk Hydro*, descrita em OLSEN *et al.* (2002). Antigamente alguns dutos eram fabricados sem o sistema de alívio, havendo uma região da camada plástica externa próxima ao conector de topo com espessura menor, servindo como ponto de sacrifício caso houvesse o acúmulo de gás no espaço anular do duto, para que assim não ocorresse o inchaço desta camada.

O fenômeno da percolação do gás, atravessando a barreira de vedação e as demais barreiras já está difundido e atualmente todos os dutos são fabricados com sistema de alívio, composto por válvulas que acionam a uma determinada pressão, aliviando o gás para atmosfera.

O ambiente *offshore* é altamente agressivo no que tange a corrosão metálica, seja na região de variação de maré ou mesmo na região submersa quando há presença de oxigênio dissolvido na água.

O rompimento da camada plástica externa quando o dano está em contato com a água do mar, faz com que o anular do duto seja inundado. Esta situação é altamente prejudicial à vida útil do duto, uma vez que facilita que haja corrosão acentuada nos arames da armadura de tração, já que estes são os primeiros elementos metálicos após a camada plástica externa e em caso desta ruptura, ficam diretamente em contato com a água salgada.

Segundo BOTTO *et al.* (2008), o alagamento do anular do duto produzido por alguma ruptura da camada plástica externa é muito comum, sendo 36% dos danos de capa externa rompida, especialmente em dutos flexíveis com muitos anos de operação. Os arames das armaduras de tração são geralmente os mais prejudicados.

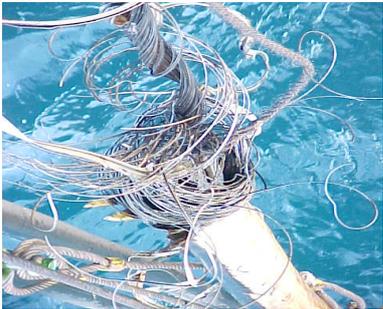
O registro dos danos são apurados através de inspeções visuais na região do topo, via inspetores escaladores para os trechos aéreos e através de mergulho raso que se caracteriza por se limitar até a profundidade de 30 m de lâmina d'água. Todo restante do duto que fica imerso abaixo desta profundidade, as inspeções são feitas com o auxílio de um equipamento chamado de ROV (*Remote Operate Vehicle*). As técnicas de inspeções podem ser vista em (CARNEVAL *et al.*, 2006), (MARINHO *et al.*, 2006) e (MARINHO *et al.*, 2008) .

É importante salientar que devido ao elevado risco envolvido em todos os âmbitos, a indústria do petróleo tem por questões de segurança, o compromisso de avaliar os riscos associados quando se trata de dutos em operação que apresentam algum fato que possa vir a comprometer sua integridade estrutural.

A fim de dar uma idéia da evolução do mecanismo de falha iniciado por desgaste da camada externa até a sua ruptura, apresentam-se na Tabela 1.1 registros fotográficos de inspeções visuais em *risers*, encontrados em diversas bibliografias, evidenciando os diversos estágios.

Tabela 1.1 - Evolução do mecanismo de falha iniciado por dano na camada externa ate o estágio de rompimento do *riser*.

Evolução de danos	Registros	
Desgaste da camada externa		
Ruptura da camada externa		
Armadura metálica com corrosão superficial		
Ruptura e desarrumação dos arames da armadura de tração		

Evolução de danos	Registros	
<p>Torção da estrutura do duto</p>		
<p>Rompimento do riser</p>		

1.5 - Organização do texto

O presente trabalho está estruturado de forma a facilitar o entendimento do leitor, conforme o escopo apresentado a seguir:

- No capítulo 2, é apresentada uma avaliação do equipamento utilizado nos ensaios, bem como a descrição dos testes e instrumentação realizados com o duto flexível de 4". Também é apresentado o modelo numérico utilizado para simular o comportamento do duto.
- No capítulo 3, é realizada uma análise do comportamento do duto flexível submetido aos danos na armadura externa através dos resultados obtidos do ensaio experimental. Estes resultados são correlacionados aos valores obtidos utilizando-se o modelo numérico descrito no capítulo 2.
- No Capítulo 4, as conclusões gerais do trabalho são apontadas e pesquisas futuras são propostas.

CAPÍTULO 2

DESCRIÇÃO DO MODELO FÍSICO E NUMÉRICO

2.1 - Avaliação do equipamento para imposição da carga

Conforme mencionado no item 1.2, para a realização dos testes experimentais em um duto flexível de 4" com armadura de tração externa danificada, sob a imposição de um carregamento de tração, foi confeccionado um equipamento capaz de impor cargas de tração de até 1000 kN em dutos flexíveis com comprimento de até 10m. Na Figura 2.1, é apresentada uma vista geral deste equipamento, denominado de máquina de Tração-Torção (MUÑOZ, 2009).



Figura 2.1 - Vista geral do equipamento.

A máquina de Tração-Torção possui dois cilindros hidráulicos independentes, sendo que um impõe tração e o outro torção ao corpo de prova. Como nesse trabalho só será realizado ensaio de tração pura, não será apresentado o sistema de torção do equipamento, sendo que de agora por diante denominaremos este equipamento como Quadro de Teste de Tração ou simplesmente Quadro de Teste.

As características do cilindro hidráulico de tração, bem como das bombas hidráulicas utilizadas são apresentadas em (MUÑOZ, 2009). O sistema hidráulico acoplado ao cilindro de tração é do tipo convencional, dotado de um painel de comando composto de um manômetro, chaves de comandos das bombas, e válvula controladora de pressão, onde o seu acionamento faz circular o óleo hidráulico do sistema, através de bombas de alta e baixa vazão, permitindo impor o avanço ou recuo do pistão do cilindro de tração controlado apenas pela pressão. Em virtude do Quadro de Teste não possuir controles digitais através dos quais poderia ser realizado o controle do deslocamento do pistão, os ensaios foram realizados de forma manual, observando a pressão do manômetro instalado no painel de comando, concomitantemente ao acompanhamento dos valores registrados pela célula de carga do equipamento.

A fim de monitorar a força axial de tração imposta pelo pistão hidráulico do atuador, foi instalada no Quadro de Teste uma célula de carga com capacidade de 1000 kN. Esta célula de carga, denominada neste trabalho como *Load Cell 01*, possui formato cilíndrico a fim de ser alojada na extremidade do braço de tração. Este braço une o corpo de prova ao sistema hidráulico de tração do Quadro de Teste, por meio de furos passantes entre o braço de tração e a cabeça de tração do corpo de prova. As Figuras 2.2 e 2.3 ilustram esses componentes e sua montagem.

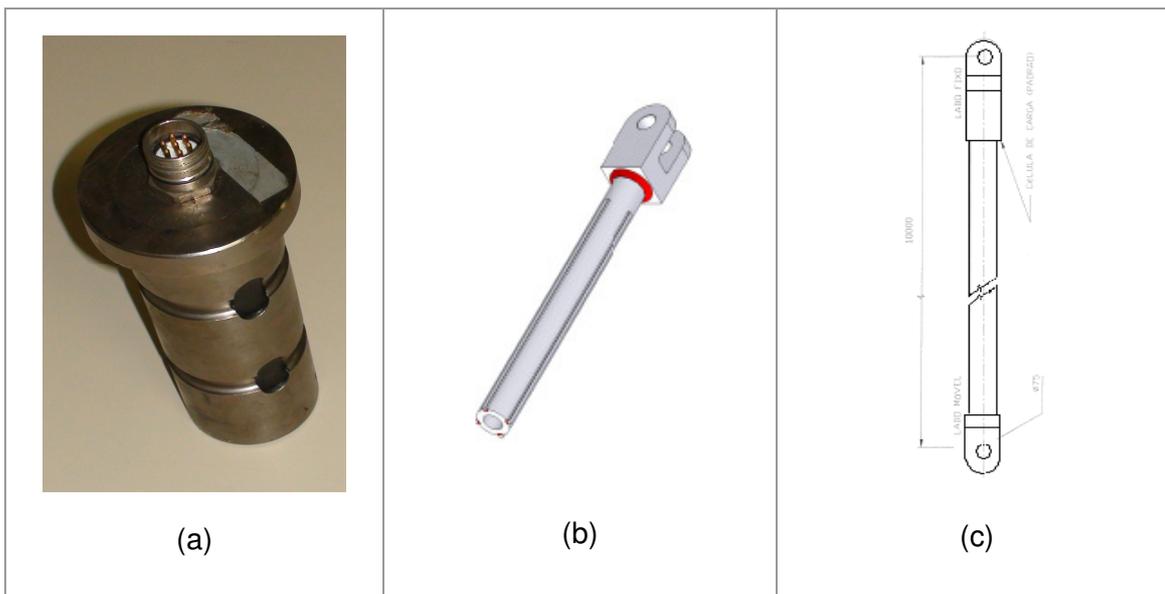


Figura 2.2 - a - *Load Cell 01*; b - Braço de tração; c - Corpo de prova.

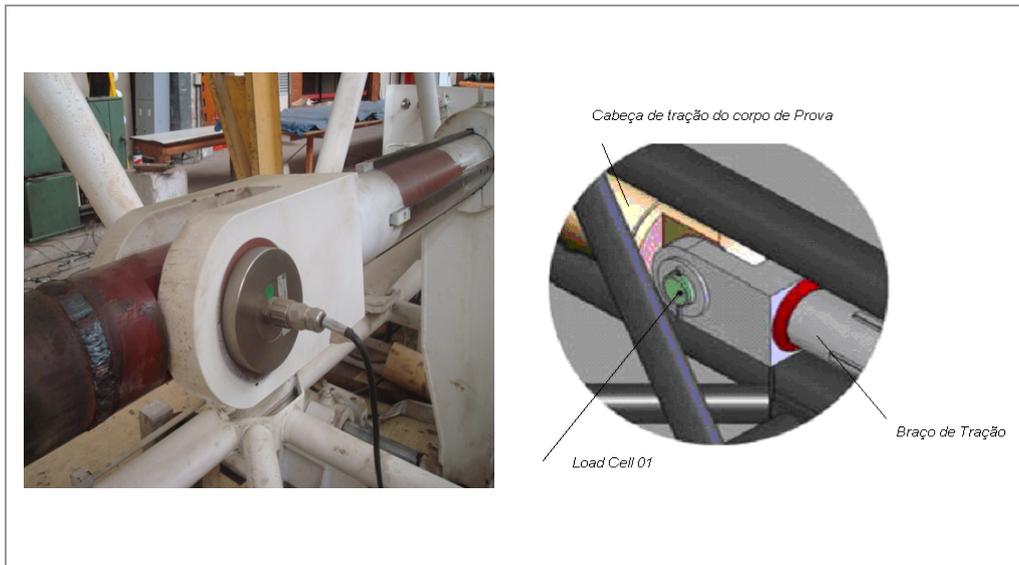


Figura 2.3 - Montagem da *Load Cell 01* unindo o braço de tração e o corpo de prova.

A fim de avaliar o comportamento do Quadro de Teste também foi confeccionado um corpo de prova de calibração, o qual consiste de uma barra de aço de alta resistência com 10 m de extensão, com formato tubular, sendo que na extremidade onde é fixado ao braço de tração, existe uma cabeça de tração soldada. Na outra extremidade, a cabeça de tração é fixada através de rosca, a fim de permitir que seja instalada uma célula de carga padrão utilizada para calibrar a *Load Cell 01*, conforme pode ser visto na Figura 2.4. Ambas as cabeças de tração possuem um furo passante de diâmetro de 75 mm para permitir sua montagem no Quadro de Teste. Maiores detalhes referentes à calibração da *Load Cell 01* podem ser vistos em MUÑOZ, (2009).

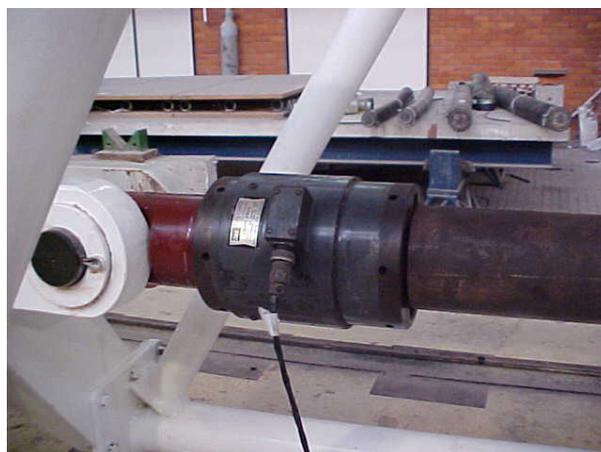


Figura 2.4 - Célula de carga padrão utilizada na calibração do *Load Cell 01*.

2.1.1 - Descrição da instrumentação

Como o quadro de teste ainda não tinha sido comissionado, sendo que o mesmo foi utilizado pela primeira vez nos experimentos desse trabalho e do trabalho de MUÑOZ (2009), foi necessário avaliar seu desempenho quanto a sua resistência mecânica, sua flecha, a ocorrência de flambagem de suas barras, bem como o seu deslocamento axial. Com este objetivo, foram realizados ensaios preliminares utilizando-se flexímetros elétricos e Extensômetros Elétricos de Resistência (EER), além da medição da força axial.

Os flexímetros elétricos utilizados tinham uma escala de medição de 0 a 50 mm. Como era desconhecida a rigidez do Quadro de Teste, foi de suma importância conhecer os seus deslocamentos, pois, estes poderiam interferir na medição correta do alongamento do espécime no ensaio de tração, caso a rigidez do Quadro de Teste fosse pequena em comparação a do espécime.

Por tanto, foram posicionados dois flexímetros elétricos, nomeados de Flex 01 e Flex 02, nas extremidades do Quadro de Teste, para medir seu deslocamento axial, com o intuito de obter sua rigidez axial global.

A fim de verificar uma possível flambagem lateral das barras superiores do Quadro de Teste, foram também instalados dois flexímetros elétricos entre estas, em duas seções distintas, monitorando os seus deslocamentos relativos. Estes flexímetros, denominados de Flex 03 e Flex 04, foram instalados com o objetivo de verificar se as seções monitoradas apresentavam algum movimento lateral ou permaneciam estáveis durante aplicação do carregamento axial. Desta forma, foi possível avaliar a estabilidade do Quadro de Teste quanto à flambagem lateral.

Como os flexímetros elétricos utilizados permitem medir deslocamentos em dois sentidos, positivo ou negativo, foi convencionado para os Flex 01 e Flex 02, que o valor negativo indica o encurtamento do quadro. Para o caso dos Flex 03 e Flex 04, o valor positivo indica a abertura da seção superior do Quadro de Teste.

Os flexímetros elétricos utilizados no pré-teste podem ser vistos na Figura 2.5 (a - Extremidade fixa, b - Extremidade do cilindro de tração, c - Flex 03, d - Flex 04).

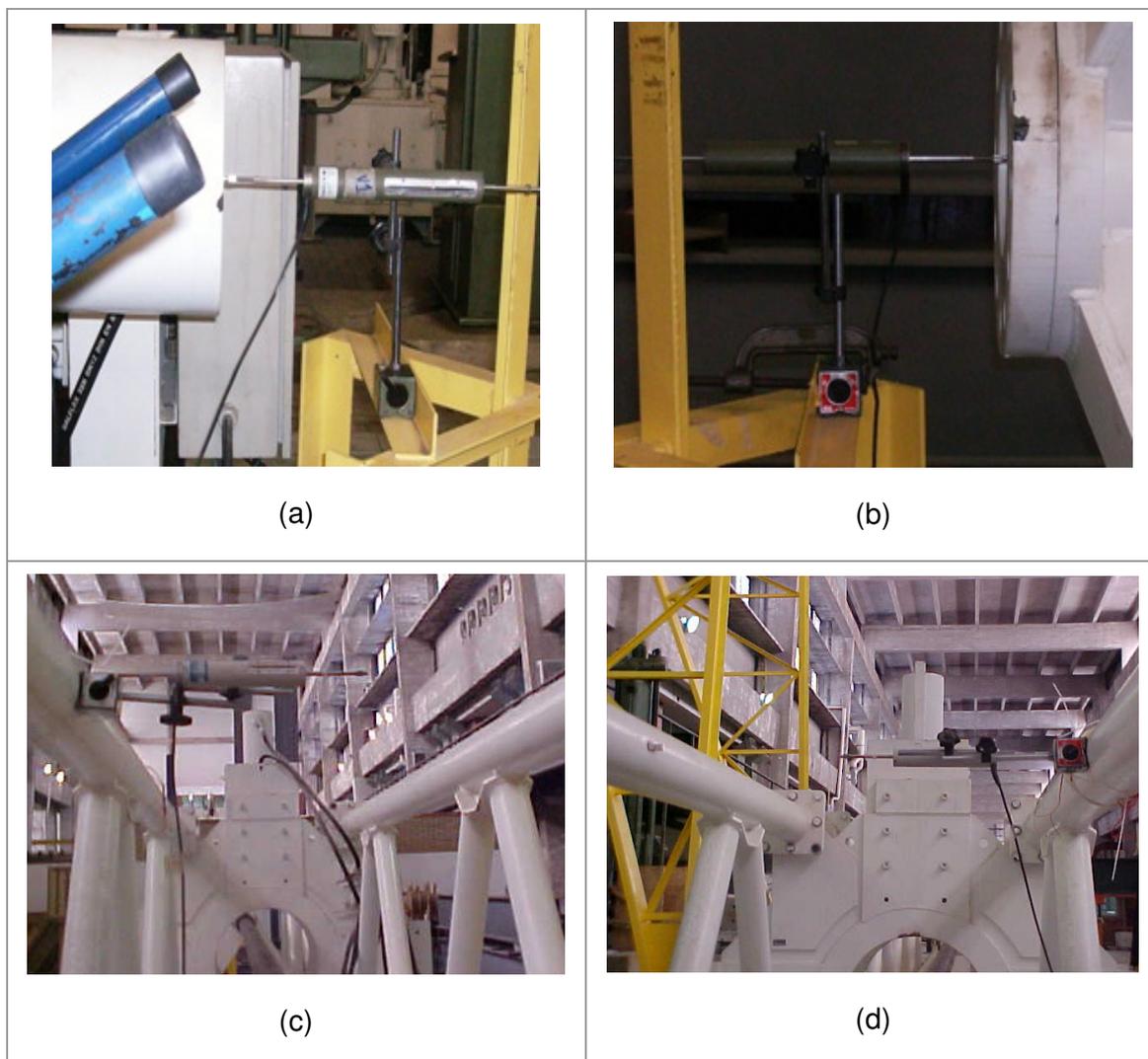
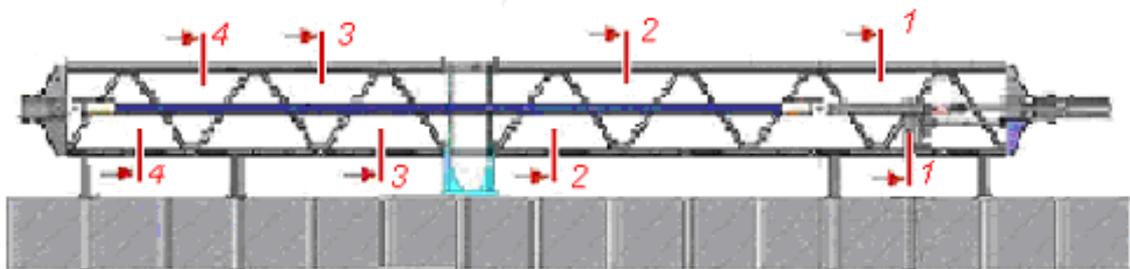


Figura 2.5 - Flexímetros elétricos utilizados no pré-teste (a - Na extremidade fixa; b - Na extremidade do cilindro de tração; c - Flexímetro 03; d - Flexímetro 04).

O comportamento do Quadro de Teste quanto a sua resistência mecânica foi avaliado segundo as tensões atuantes, através da medição das deformações em 27 pontos distribuídos em quatro seções ao longo do seu comprimento. As Figuras 2.6 e 2.7 ilustram, respectivamente os pontos de medição e corte transversal das seções onde foram instalados os EER.



→ Seções transversais onde foram medidas as deformações

Figura 2.6 - Pontos de medição das deformações sobre a estrutura do Quadro de Teste.

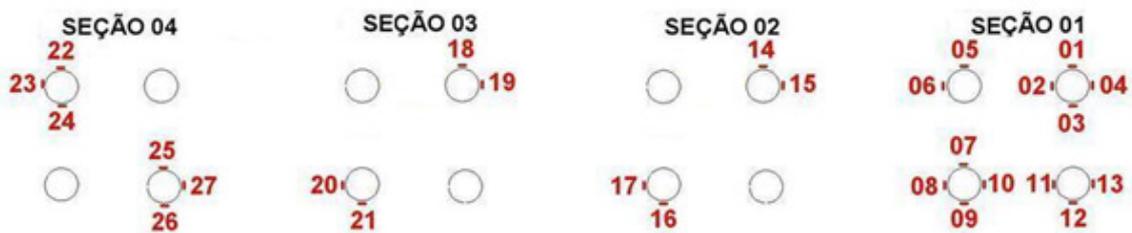


Figura 2.7 - Corte transversal das seções do Quadro de Teste onde foram instalados os EER.

2.1.2 - Descrição dos testes e correlação experimental - numérica

No intuito de assegurar que o Quadro de Teste e seus componentes fossem capazes de serem operados e mantidos de acordo com as necessidades operacionais, foram realizados alguns ensaios com o objetivo de avaliar a sua resposta quanto aos seus deslocamentos e suas deformações, conforme a instrumentação descrita no item 2.1.1. Os resultados obtidos foram comparados com um modelo numérico tridimensional do quadro de Teste, modelado no programa de análise estrutural, SAP 2000 (*Structural Analysis Program*). Neste modelo, foram consideradas as características físicas e geométricas do equipamento e as condições de contorno que foram adotadas nos ensaios preliminares.

Assim, foram adotadas as seguintes características:

- Módulo de elasticidade - 205 GPa;
- Peso por unidade de volume - 76970 N / m³;
- Coeficiente de Poisson - 0,3;
- Tensão de escoamento - 250 MPa;
- Tensão de ruptura – 400 MPa;
- Área da seção das barras horizontais 3507 mm²;
- Área das seções das barras diagonais 1584 mm².

Para as condições de contorno, foi adotada a hipótese de que todos os apoios presentes nas extremidades do Quadro de Teste possuem restrição para o deslocamento vertical, direção Z e livres para os deslocamentos horizontais, direções X e Y , enquanto, a parte central do equipamento os apoios foram considerados livres em todas as direções (X , Y e Z). A Figura 2.8 abaixo ilustra a modelagem do Quadro de Teste no programa SAP.



Figura 2.8 - Visualização do modelo numérico do Quadro de Teste.

Na figura 2.9, é apresentado um ciclo de carregamento típico realizado nos ensaios de avaliação do Quadro de Teste. Observa-se que a força máxima imposta nos ensaios foi de 350 kN aplicada de forma gradativa em passos de carga de aproximadamente 50 kN, tanto no carregamento como no descarregamento, objetivando ter uma massa crítica de medidas para uma mesma força aplicada e assim fossem obtidas as médias desses patamares e seus respectivos desvios

padrões. Nesta figura, também é apresentada uma comparação entre as respostas da *Load Cell 01* e da célula de carga padrão, onde se observa uma excelente correlação.

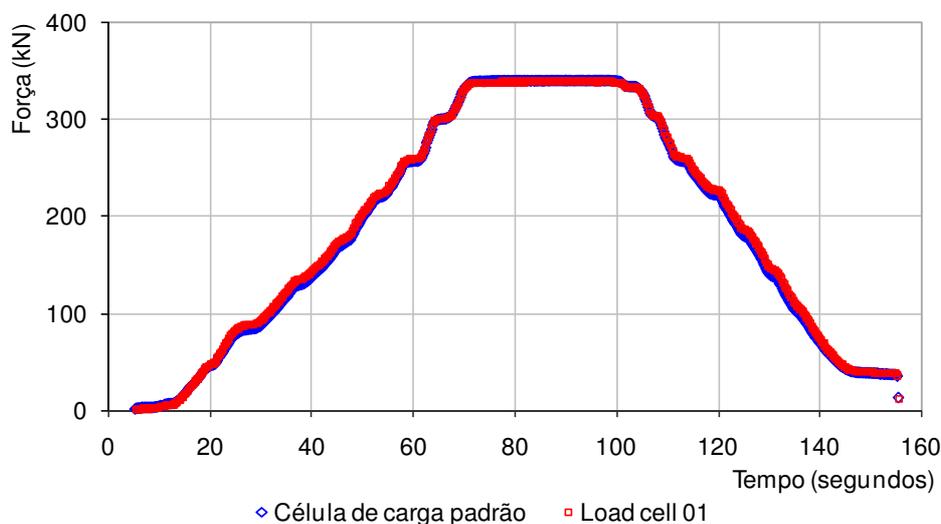


Figura 2.9 - Ciclo de carregamento típico com passo de carga de 5 kN realizado nos ensaios de avaliação do Quadro de Teste.

O deslocamento axial do Quadro de Teste foi calculado pela soma das medidas dos flexímetros Flex 01 e Flex 02, sendo que o valor negativo significa que a estrutura do equipamento está encurtando, conforme apresentado no item 2.1.1. A Figura 2.10 apresenta a resposta experimental e numérica do deslocamento do Quadro de Teste ao ser aplicado um carregamento de tração.

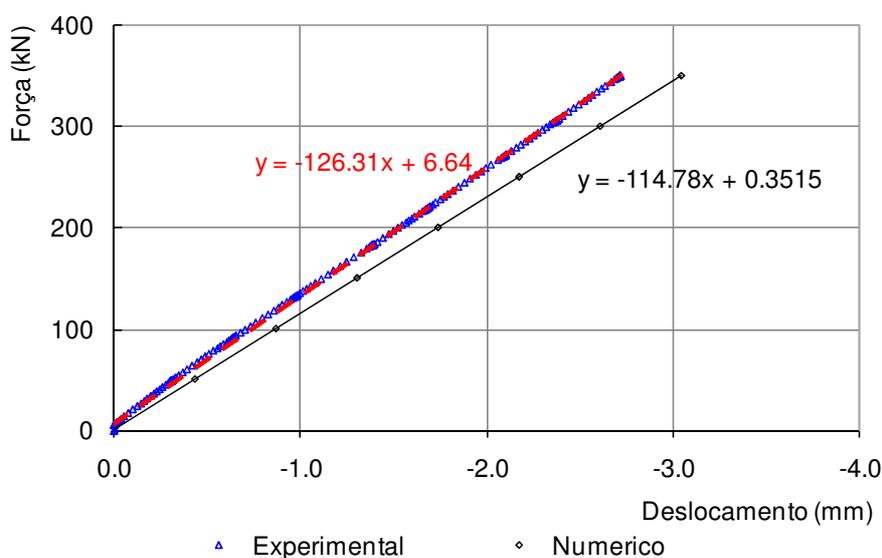


Figura 2.10 - Rigidez axial do Quadro de Teste.

Pode se notar na Figura 2.10 um comportamento linear e uma boa correlação entre a rigidez obtida experimentalmente e numericamente, indicando que o modelo numérico representa de forma adequada o comportamento da estrutura. Já os flexímetros Flex 03 e Flex 04 instalados conforme descrito no item 2.1.1, não apresentaram registros de medidas que fossem significativas, indicando que a estrutura do Quadro de Teste não apresentava flambagem lateral em suas barras, a qual poderia provocar alguma instabilidade.

Conforme descrito no item 2.1.1, para avaliar as tensões da estrutura do Quadro de Teste, este foi instrumentado com 27 *strain gages*. A Tabela 2.1 apresenta a comparação dos valores experimentais e numéricos deste trabalho e do trabalho de MUÑOZ (2009).

Os valores das deformações obtidas no modelo numérico adotado se assemelharam com os valores apresentado por MUÑOZ (2009), sendo que as pequenas divergências encontradas foram em função das considerações das condições de contorno do apoio central.

A modelagem não contemplou o sistema de torção do Quadro de Teste, o qual era composto pelo cilindro hidráulico fixado à placa de reação do laboratório, braço de torção e as barras de sustentação fixadas no Quadro de Teste. Também não considerou a complexidade da geometria da parte central do quadro, sendo o mesmo representado no modelo de forma aproximada por elementos sólidos de placa. Essas simplificações adotadas no modelo numérico explicam as divergências de valores observadas na Tabela 2.1 referentes às deformações S 02, S12, S13, S16, S17 e S19.

A partir do modelo numérico ajustado, foi possível avaliar que para o carregamento máximo de projeto, 1000 kN, a região de maior deformação apresenta uma tensão de 78 MPa, bem inferior à tensão de escoamento de 250 MPa do aço utilizado para a construção do Quadro de Teste. Desta maneira, ratificou-se que o Quadro de Teste, podia ser operado de forma segura dentro da faixa pré-estabelecida de projeto.

Tabela 2.1 - Comparação entre as deformações numéricas e experimentais.

Posição	Extensômetro	F/ε (kN/10 ⁻⁶ m/m)		
		Experimental	Numérico (MUÑOZ)	Numérico
SEÇÃO 1	S 01	2.90	2.89	2,90
	S 02	3.40	2.89	2,90
	S 03	2.80	2.89	2,90
	S 04	2.65	2.89	2,90
	S 05	3.80	2.90	2,90
	S 06	3.45	2.89	2,90
	S 07	3.05	2.98	2,85
	S 08	2.80	2.83	2,85
	E 09	3.20	2.69	2,85
	S 10	3.30	2.83	2,85
	S 11	2.20	2.83	2,86
	S 12	3.88	2.70	2,86
	S 13	3.58	2.83	2,86
SEÇÃO 2	S 14	3.00	2.86	2,86
	S 15	2.90	2.84	2,86
	S 16	4.10	2.88	2,91
	S 17	4.10	2.89	2,91
SEÇÃO 3	S 18	2.65	2.89	2,89
	S 19	3.75	2.87	2,89
	S 20	3.35	2.88	2,90
	S 21	2.90	2.79	2,90
SEÇÃO 4	S 22	2.70	2.87	2,88
	S 23	2.80	2.86	2,88
	S 24	2.84	2.84	2,88
	S 25	2.40	3.04	2,94
	S 26	3.90	2.81	2,94
	S 27	2.85	2.92	2,94

2.2 - Ensaio experimentais com um duto flexível com armadura externa de tração danificada

Existem muitos trabalhos envolvendo dutos flexíveis, porém, poucos são de caráter experimental, dentre eles podem ser citados os trabalhos de COSTA (2003), que apresentou um estudo onde obteve a resposta de um duto flexível sob o efeito de um carregamento radial compressivo, *crushing load*, de forma similar ao provocado por tensionadores das embarcações PLSV, bem como ensaios de tração e dureza dos materiais constituintes de um duto flexível de camadas não aderentes típico.

Já MUÑOZ (2009), RAMOS Jr. *et al.* (2008), WITZ (1996) e BECH *et al.* (1992), apresentaram em seus trabalhos a resposta de dutos flexíveis de 2,5" e 4" aos carregamentos axissimétrico de tração e torção, juntos ou separadamente, sendo avaliadas as amplitude de carga, a pressão interna e o atrito entre as camadas constituintes do duto flexível, porém, em nenhum deles foi verificado a condição da presença de danos nos arames da armadura de tração do duto.

Nesta seção, será apresentada a descrição da instrumentação utilizada nos ensaios experimentais realizados em um duto flexível de 4" danificado com até cinco arames da armadura externa de tração rompidos e também a definição da localização dos sensores sobre este corpo de prova.

O corpo de prova do ensaio experimental é uma amostra de duto flexível do tipo *bonded* de 10 m de comprimento oriundo de um *riser* de 4" que foi cedido pela Petrobras ao LABEST/ COPPE. Este tramo foi fabricado pela empresa Coflexip e sua estrutura é classificada como 101.50055. A folha de dados (*data sheet*), as propriedades geométricas das camadas que compõem o duto flexível e as propriedades físicas dos materiais presentes nas camadas são apresentadas nas Tabelas 2.2, e 2.3.

Tabela 2.2 - Folha de dados do duto flexível objeto de estudo deste trabalho
(DataSheet).

DATA SHEET

INTERNAL DIAMETER : 4,00" STRUCTURE REFERENCE: 101.50055
 DESIGN PRESSURE : 3000 psi (207 bars) SNEET SERVICE
 FACTORY TEST PRESSURE : 4500 psi (310 bars) DESIGN TEMPERATURE : 90 deg. C

No	LAYER DESCRIPTION	UTS MPa	MYS MPa	Mass kg/m	I.D mm	Th. mm	SDP MPa
1	INTERLOCKED CARCASS 40,0 x 0,8 AISI 304 (FE 02)	540	-	5.02	101.6	4.0	
2	RILSAN P40TL TPO1 PRESSURE SH.			1.95	109.6	5.0	
3	ZETA WIRE th. 6,2 FM 35 (FI 11)	1000	-	16.20	119.6	6.2	204
4	FINATHENE (TP04) ANTI-WEAR SH.			0.79	132.0	2.0	
5	FIRST ARMOUR LAY 35,0 deg. High charact. FI41	1400	-	6.10	136.0	2.0	198
6	SECOND ARMOUR LAY -35,0 deg. High charact. FI41	1400	-	6.36	140.0	22.0	234
7	FABRIC TAPE			0.27	144.0	1.15	
8	EXTERNAL SHEATH RILSAN 400 TL TPOS			2.47	146.3	5.0	
THEORETICAL CHARACTERISTICS		IMPERIAL			METRIC		
DIAMETER	inside	4,00 in			101,60 mm		
	outside	6,15 in			156,30 mm		
VOLUME	internal	0,094 cf/ft			8,69 l/m		
	external	0,207 cf/ft			19,69 l/m		
WEIGHT	in air empty	26,86 lbf/ft			19,69 kgf/m		
	in air full of sea water	32,85 lbf/ft			48,87 kgf/m		
	in sea water empty	13,64 lbf/ft			20,29 kgf/m		
	in sea water full of sea water	19,63 lbf/ft			29,20 kgf/m		
SPECIFIC GRAVITY	in sea water empty				2.03		
PRESSURE	Nominal bureting	13200 psi			910 bars		
	Hydrostatic collapse	2380 psi			164 bars		
DAMAGING PULL	in straight line	282450 lbf			1256,58 kN		
MINIMUM BENDING RADIOS	for STORAGE	3,33 ft			1,02 m		
BENDING STIFFNESS	at 20 deg.C	9561 lb.ft2			3,95 kN.m2		
RELATIVE ELONGATION	at design pressure				0.118%		
	for 50 kN				0.018%		
THERMAL EXCHANGE COEFFICIENT	at 20 deg.C	3,84 Btu/btF			6,64 W/n.K		

Tabela 2.3 – Propriedades geométricas e físicas das camadas e dos materiais.

Camada	Propriedades geométricas	Propriedades Físicas (Material)
Carcaça intertravada (aço inoxidável) AISI 304	Espessura = 4,0mm Número de arames = 1 Ângulo de assentamento = +87,6° Área = 32,0mm ² Inércia [†] = 52mm ⁴	Modulo de Elasticidade = 193 GPa Coeficiente de Poisson = 0,3
Plástico interno (Polietileno)	Espessura = 5,0mm	Modulo de Elasticidade = 345 MPa Coeficiente de Poisson = 0,3
Armadura de pressão (aço carbono)	Espessura = 6,2mm Número de arames = 2 Ângulo de assentamento = +87.0° Área = 54.1mm ² Inércia [†] = 173.4mm ⁴ , perfil Z	Modulo de Elasticidade = 205 GPa Coeficiente de Poisson = 0,3
Plástico antidesgaste (Poliamida 11)	Espessura = 2.0mm	Modulo de Elasticidade = 350 MPa Coeficiente de Poisson = 0,3
Armadura interna de tração (aço carbono)	Espessura = 2.0mm Largura=7.0mm Número de arames = 47 Ângulo de assentamento = +35.0° Perfil retangular	Modulo de Elasticidade = 205 GPa Coeficiente de Poisson = 0,3
Armadura externa de tração (aço carbono)	Espessura = 2,0mm Largura=7,0mm Número de arames = 49 Ângulo de assentamento = -35,0° Perfil retangular	Modulo de Elasticidade = 205 GPa Coeficiente de Poisson = 0,3
Fita de reforço (Kevlar)	Espessura = 1,15mm	Modulo de Elasticidade = 14 GPa Coeficiente de Poisson = 0,3
Plástico externo (Poliamida 11)	Espessura = 5,0mm	Modulo de Elasticidade = 215 MPa Coeficiente de Poisson = 0,3
† Menor inércia (inércia normal) do(s) arame(s) que constitui(em) a camada.		

Em suas extremidades, foram montados dois conectores desenvolvidos pela COPPE, cuja função é apenas estrutural, seguindo os padrões aplicados aos conectores fornecidos pelas empresas fabricante de dutos flexíveis quanto à ancoragem das camadas que o compõem. Assim, os conectores utilizados não são preparados para serem utilizados em condições que requerem a estanqueidade das camadas plásticas que envolvem o duto. Porém, como neste trabalho não se pretende verificar o comportamento do duto flexível sobre as ações dos carregamentos oriundos das pressões interna e externa, o mesmo atendeu ao propósito apresentado no item 1.2. A Figura 2.11 ilustra esquematicamente o projeto do conector desenvolvido pela COPPE, enquanto a Figura 2.12 ilustra o espécime utilizado no ensaio experimental.

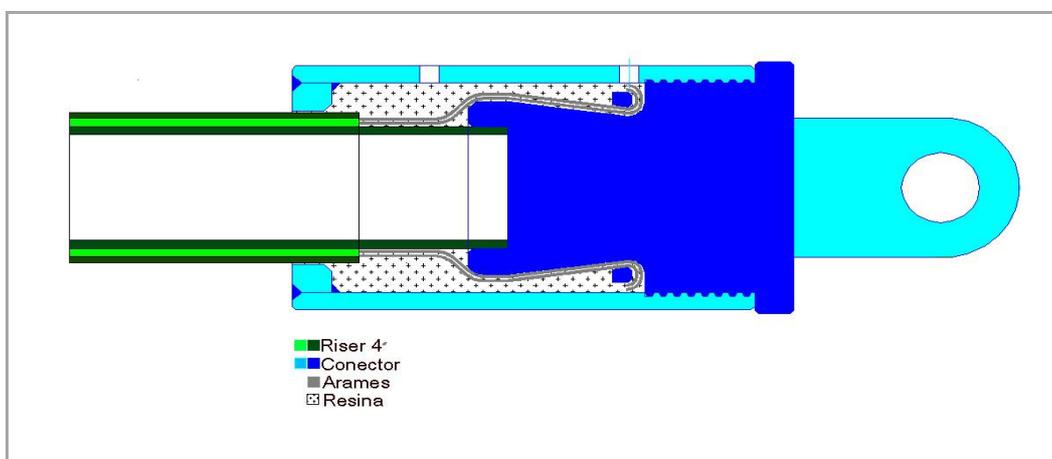


Figura 2.11 - Projeto do conector utilizado desenvolvido pela COPPE.



Figura 2.12 - Espécime ao lado do Quadro de Teste.

Neste trabalho, estudou-se o comportamento do duto flexível em função da aplicação de um carregamento de tração pura, tendo como objetivo principal avaliar a evolução das tensões nos arames da armadura externa, através da medição da deformação em uma seção pré determinada, quando estes apresentavam danos. Para isso foram realizados vários ensaios que se iniciaram com o duto íntegro prosseguindo de acordo com uma metodologia adotada que será apresentada a seguir, até que o duto estivesse com 5 arames adjacentes da sua armadura externa de tração rompidos.

2.2.1 - Definição dos arames danificados

Para este estudo de caso, onde se pretendia avaliar o comportamento de um *riser* com até 5 arames adjacentes rompidos em sua armadura externa de tração, foi utilizado o espécime apresentado anteriormente. Primeiramente, foi definido o corte da capa externa e da fita de reforço em toda circunferência do duto em uma seção distante 1,20m do conector que se aloja na extremidade fixa do Quadro de Teste, deixando aparentes os arames da armadura externa em uma janela de 20 cm de largura.

RAMOS Jr. *et al.* (2008), apresentaram um estudo onde foi monitorada a deformação de alguns arames da armadura externa de tração de um duto flexível de 2,5" íntegro submetido à tração, onde concluiu que a distribuição das deformações nos arames da armadura externa era não uniforme. Ao contrário, os modelos analíticos descritos por RAMOS & PESCE (2002), TROINA *et al.* (1998) e OLIVEIRA *et al.* (1985), os quais partem de um sistema de equações lineares proposto inicialmente por FERET & BORNAZEL (1987), onde, assume a hipótese da uniformidade da distribuição das tensões atuantes nos arames das armaduras de tração ao longo do duto flexível.

Assim, decidiu-se iniciar o estudo, realizando o monitoramento dos arames da armadura de tração instalando 25 *strain gages*, alternadamente na janela aberta descrita acima, numerando-os de forma seqüencial de 1 a 25. A Figura 2.13 ilustra simbolicamente a seção da janela monitorada com os *strain gages* e a Figura 2.14 apresenta esta seção planificada.

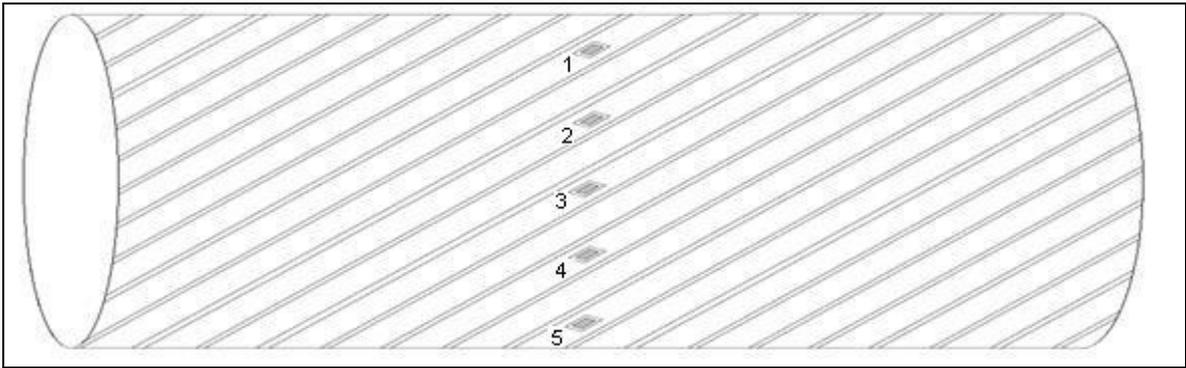


Figura 2.13 - Ilustração da seção monitorada.

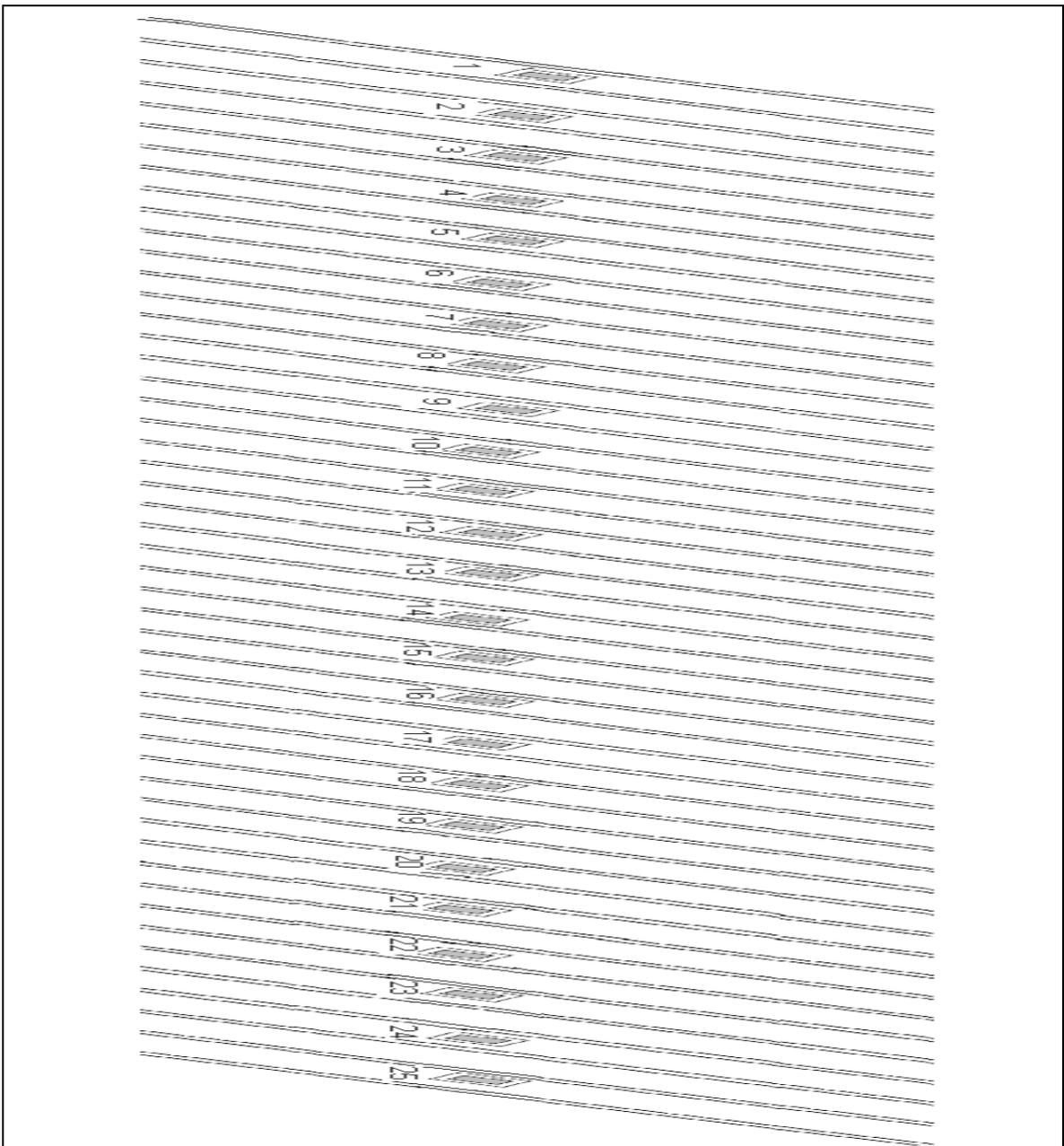


Figura 2.14 - Planificação da seção monitorada com *strain gages*.

Como era necessário avaliar quais arames seriam rompidos e já tendo uma janela circunferencial aberta conforme descrito anteriormente, foi adotado impor os danos nos arames em uma seção dentro desta janela. Inicialmente, foram monitoradas as deformações do espécime íntegro, a fim de se obter a distribuição das deformações ao longo desta seção e assim avaliar quais seriam os arames a serem rompidos.

A idéia teve como propósito escolher na seção onde foi aberta a janela, uma região onde a distribuição das deformações nos arames da armadura externa de tração fosse a mais uniforme possível. Para obter essa região, foram realizado alguns testes iniciais com o duto flexível íntegro, para que assim fosse definido quais seriam os arames que sofreriam a imposição dos danos que culminariam em seu rompimento quando o duto estivesse sobre a imposição do carregamento axial de tração. A Figura 2.15 a seguir ilustra um gráfico típico de deformação em um dos 25 arames monitorados nos testes iniciais versus a força aplicada no duto.

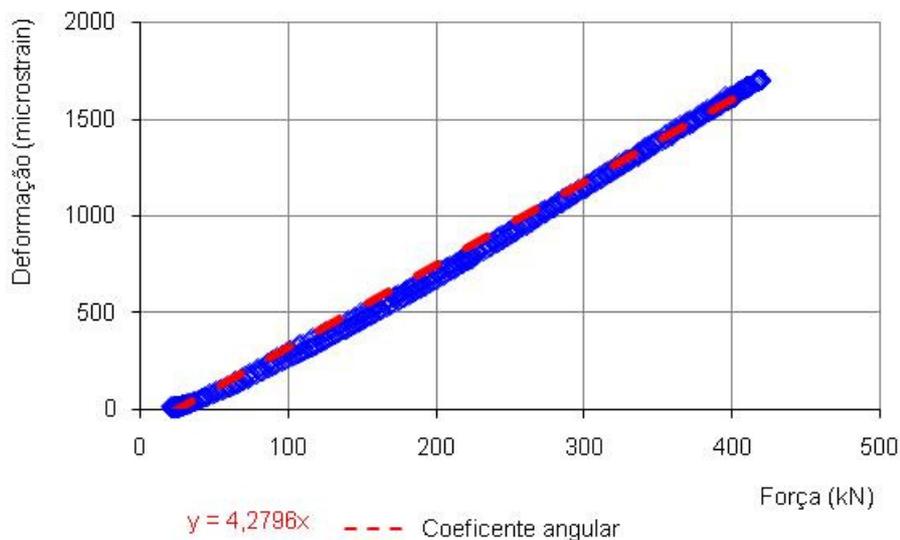


Figura 2.15 - Deformação vs força em um dos arames monitorados inicialmente.

A partir das relações entre o carregamento aplicado e a deformação registrada nos ensaios experimentais com o duto íntegro (exemplo típico apresentado na Figura 2.15), obtiveram-se os coeficientes angulares para cada arame monitorado da armadura de tração externa.

A Figura 2.16 apresenta os coeficientes angulares calculados para cada arame obtidos nos ensaios sobre o espécime íntegro. Nesta figura, são mostrados a média e a média ± 1 desvio padrão para cada arame, além do valor médio estimado a partir do valor médio de cada arame (M. Médias na Figura 2.15). Pode-se verificar nesta figura que os desvios estimados em cada um dos pontos de medição apresentaram valores bem reduzidos, garantindo-se assim que os ensaios apresentaram uma boa repetibilidade.

Uma vez que os valores das deformações encontrados nos arames eram diferentes, os coeficientes angulares foram normalizados em relação ao valor máximo a fim de se ter uma idéia de qual região estava com uma distribuição de tensão mais uniforme. Esses resultados também são apresentados na Figura 2.16.

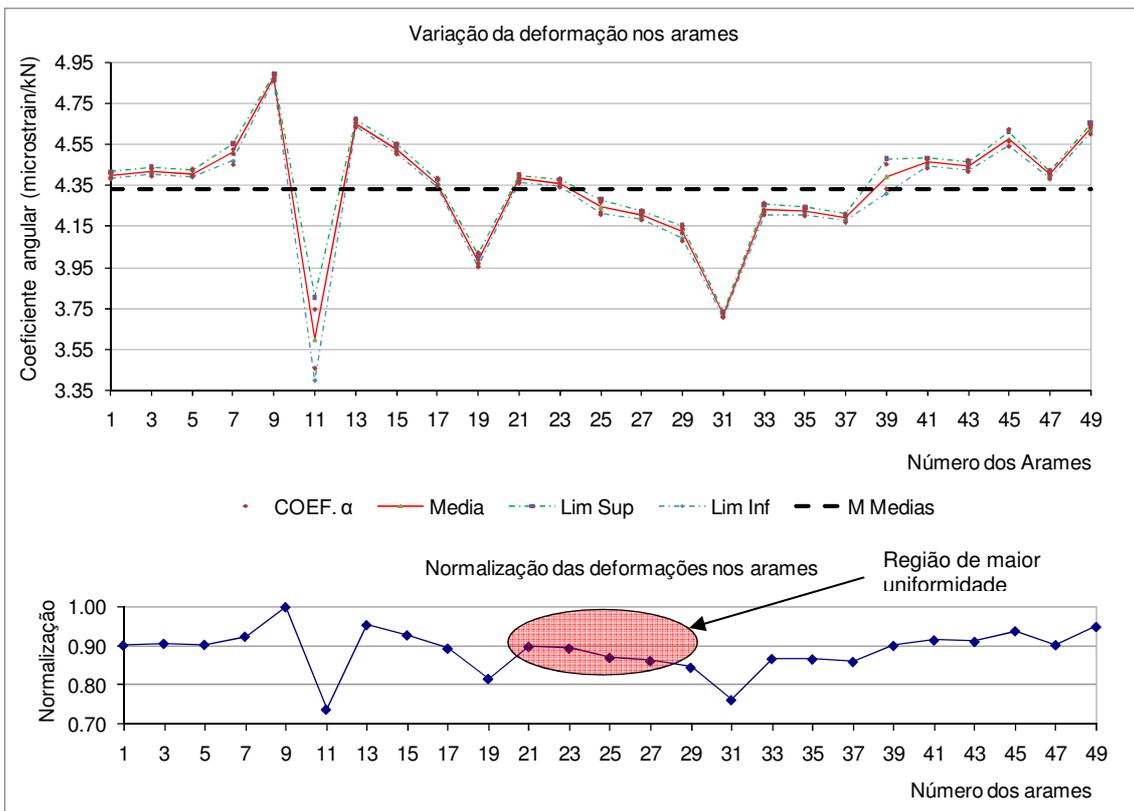


Figura 2.16 - Variação da deformação nos arames da armadura externa com o duto íntegro.

Como se observa na Figura 2.16, a região de maior uniformidade ficou em torno do arame de número 25, coincidentemente não houve a necessidade de renumerar os arames, devido à região de interesse estar localizada no meio da planificação dos 49 arames da armadura de tração externa e também por manter de forma aproximada a uniformidade em pelo menos 5 arames, já que esse seria o número de arames a serem rompido. Desta maneira, foi definido que os arames a serem danificados e posteriormente rompido devido ao carregamento aplicado, seguiriam a seqüência cronológica descrita abaixo:

- 1º arame danificado e rompido - arame de número 25
- 2º arame danificado e rompido - arame de número 26
- 3º arame danificado e rompido - arame de número 24
- 4º arame danificado e rompido - arame de número 27
- 5º arame danificado e rompido - arame de número 23

Depois de definidos os 5 arames que iriam ser danificados, foram abertas mais duas janelas de visualização, porém de pequena dimensão, isto é, aproximadamente 10 cm x 14 cm, distantes uma da outra aproximadamente 1 m de centro a centro, a partir da primeira janela. Essas janelas foram abertas com o objetivo verificar se o atrito existente entre as camadas da armadura de tração era suficiente para que houvesse algum tipo de recuperação das tensões nos arames ao longo do duto. A figura 2.17 mostra um desenho esquemático das janelas abertas no espécime.

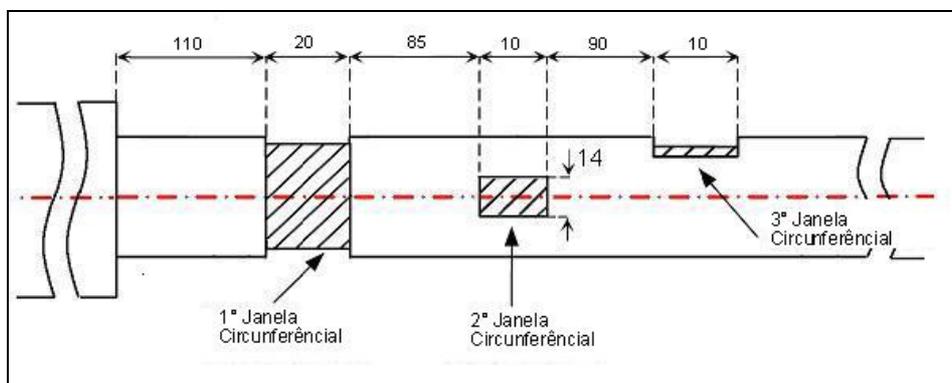


Figura 2.17 - Esquema das janelas de visualização e monitoramento abertas no espécime, (medidas em cm).

A distância entre as janelas retangulares e suas localizações na seção circunferencial do duto, foi determinada, considerando o ângulo de assentamento dos arames da armadura externa de tração, apresentado na Tabela 2.2. Assim, estas janelas foram localizadas, respectivamente, no primeiro e segundo *passo* dos arames, medidos a partir da primeira janela onde os 5 arames iriam ser rompidos.

Foram instalados mais 22 *strain gages* de forma a monitorar os arames que romperiam e seus respectivos vizinhos, dos quais 4 foram colados na primeira janela circunferencial, entre os *strain gages* de número 11 e 15 (vide Figura 2.14) para que assim obtivesse o comportamento dos arames adjacentes aos rompidos. Nove *strain gages* foram colados na segunda janela retangular, de forma a monitorar os 5 arames que iriam ser rompidos, além de 2 arames imediatamente acima e 2 abaixo para que fossem monitorados também os arames vizinhos. Na terceira janela, adotou-se o mesmo critério da segunda janela.

Com a instalação dos novos *strain gages*, e para facilitar a compreensão, foi mantida a regra convencionada anteriormente, seguindo a seqüência de números arábicos adotados nos *strain gages* colados na primeira janela.

Após a colagem e proteção dos novos *strain gages* no espécime, foi instalada o restante da instrumentação conforme descrito no próximo item.

A Tabela 2.4 apresenta os arames monitorados na primeira, segunda e terceira janela, onde “S” designa o *strain gage* colado na armadura externa de tração.

Tabela 2.4 - Arames monitorados por *strain gages* nas janelas de visualizações abertas.

Arames da armadura externa	Nome dos <i>strain gages</i>		
	1° janela	2° janela	3° janela
1	S1		
2			
3	S2		
4			
5	S3		
6			
7	S4		
8			
9	S5		
10			
11	S6		
12			
13	S7		
14			
15	S8		
16			
17	S9		
18			
19	S10		
20			S39
21	S11	S30	S40
22	S26	S31	S41
23	S12	S32	S42
24	S27	S33	S43
25	S13	S34	S44

Arames da armadura externa	Nome dos <i>strain gages</i>		
	1° janela	2° janela	3° janela
26	S28	S35	S45
27	S14	S36	S46
28	S29	S37	S47
29	S15	S38	
30			
31	S16		
32			
33	S17		
34			
35	S18		
36			
37	S19		
38			
39	S20		
40			
41	S21		
42			
43	S22		
44			
45	S23		
46			
47	S24		
48			
49	S25		

2.2.2 - Descrição da instrumentação utilizada no ensaio experimental

Nos ensaios experimentais, foram utilizados flexímetros, inclinômetros, sensores indutivos e *strain gages* posicionados sobre o espécime em prova. Estes sensores visavam monitorar respectivamente o alongamento do *riser*, sua rotação axial, sua variação radial e as deformações específicas nos arames da armadura externa de tração em seções predefinidas sob aplicação de um carregamento de tração, conforme o esquema do plano de monitoração apresentado na figura 2.18. Nesta figura, também é mostrada a célula de carga (*Load Cell 01*) utilizada pra medir os esforços axiais sobre o duto.

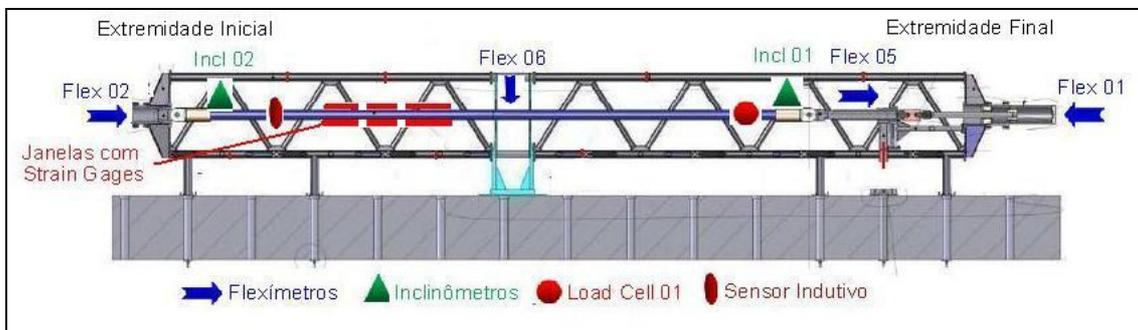


Figura 2.18 - Instrumentação utilizada nos ensaios experimentais do duto flexível.

2.2.2.1 - Flexímetros elétricos

O alongamento do duto foi medido utilizando o flexímetro Flex 05, instalado no braço de tração, a qual mede o seu deslocamento devido ao recuo do pistão do cilindro de tração, conforme ilustrado na Figura 2.19. Para se obter a medida real do alongamento do duto devido ao carregamento de tração aplicado, foram descontados os valores medidos pelos flexímetros Flex 01 (Figura 2.5a) e Flex 02 (Figura 2.5b), localizados nos extremos do Quadro de Teste, pois, conforme mostrado no item 2.1.2, este encurta ao ser aplicado o carregamento de tração no duto.



Figura 2.19 - Flexímetro “Flex 05” utilizado para medir o avanço do braço de tração.

MUÑOZ (2009) em seus testes utilizou o mesmo equipamento e constatou que a rotação axial do duto era bastante influenciada pela sua flexão inicial, para valores de carregamento de tração inferiores a 300 kN. Também mostrou que para valores acima deste patamar de carga o duto poderia ser considerado na posição horizontal, não apresentando efeitos de flexão. O espécime em seu estado de repouso quando montado no Quadro de Teste apresentava uma deflexão (formato de catenária dupla) devido ao seu peso próprio, seu comprimento e a sua alta flexibilidade.

A fim de avaliar quando o efeito de catenária seria minimizado, foi monitorada a flecha no meio do seu vão durante o carregamento axial de tração. Para isto, utilizou-se de um flexímetro, Flex 06, instalado entre a chaparia da conexão central do Quadro de Teste e o duto, conforme apresentado na Figura 2.20. Para tentar minimizar os efeitos da flexão inicial, foram utilizados alguns calços sob o duto. A Figura 2.21 ilustra um calço utilizado quando o duto flexível estava em seu estado de repouso sem carregamento externo.



Figura 2.20 - Montagem do Flexímetro "Flex 06" utilizado para medir flecha do duto.



Figura 2.21 - Calço utilizado sob o duto para minimizar a flecha inicial.

2.2.2.2 - Inclínômetros elétricos

O acompanhamento da rotação axial do duto devido aos ciclos de carregamento e descarregamento aplicados foi realizado através da utilização de inclinômetros elétricos instalados sobre os conectores das extremidades do duto flexível, com o auxílio de uma base magnética de fixação. As condições de contorno dos extremos do duto nos ensaios experimentais consideravam a extremidade inicial fixa e a extremidade final livre para a rotação sobre o eixo longitudinal do duto. Assim, a rotação do duto foi estimada considerando a diferença das medidas dos inclinômetros Incl 01, instalado na extremidade final e o Incl 02, instalado na extremidade inicial do duto. Este último por sua vez, também visou verificar se a condição de contorno aplicada estava sendo atendida.

As Figuras 2.22 e 2.23 ilustram respectivamente os inclinômetros Incl 01 e Incl 02 responsáveis por mensurar a rotação do duto flexível ao ser empregado o carregamento de tração.



Figura 2.22 - Inclinômetro "Incl 01" utilizado para medir a rotação do duto no extremo final.

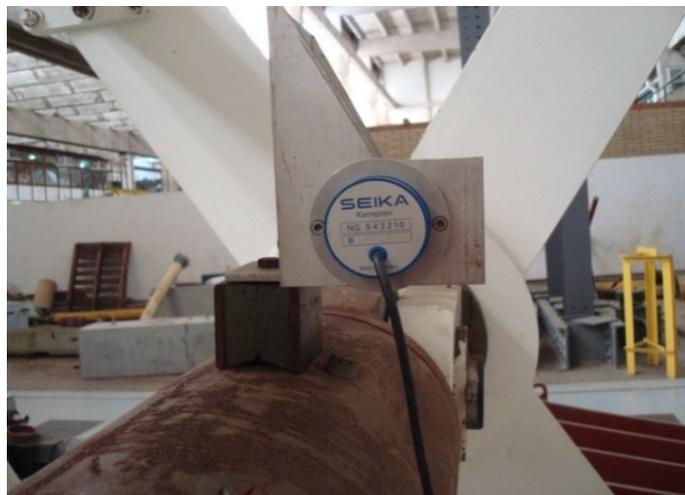


Figura 2.23 - Inclinômetro "Incl 02" utilizado para medir a rotação do duto no extremo inicial.

2.2.2.3 - Sensores indutivos

Para medir a variação radial do duto devido à aplicação da força axial de tração imposta sobre o seu eixo longitudinal, foi montado e instalado ao redor do diâmetro do duto, um colar com formato hexagonal contendo seis sensores indutivos diagonalmente opostos, conforme esquema apresentado na Figura 2.24.

A medida da variação radial do duto flexível foi estimada considerando a média aritmética das diferenças entre as medidas dos sensores indutivos diagonalmente opostos instalados no colar hexagonal. O colar foi instalado inicialmente sobre os arames da armadura externa. Posteriormente, após a realização de alguns ensaios, foi removido e instalado sobre a capa externa do duto flexível.

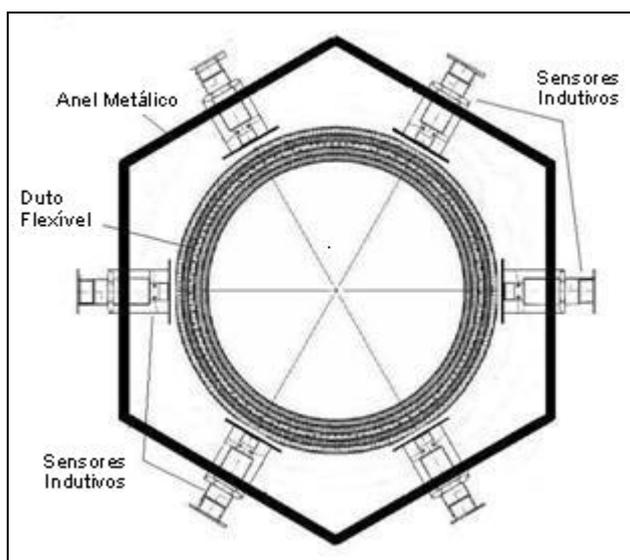


Figura 2.24 - Esquema dos sensores indutivos.

A Figura 2.25 ilustra o colar hexagonal com os sensores indutivos instalados ao redor de uma seção dentro da primeira janela de visualização, sob os arames da armadura externa de tração.

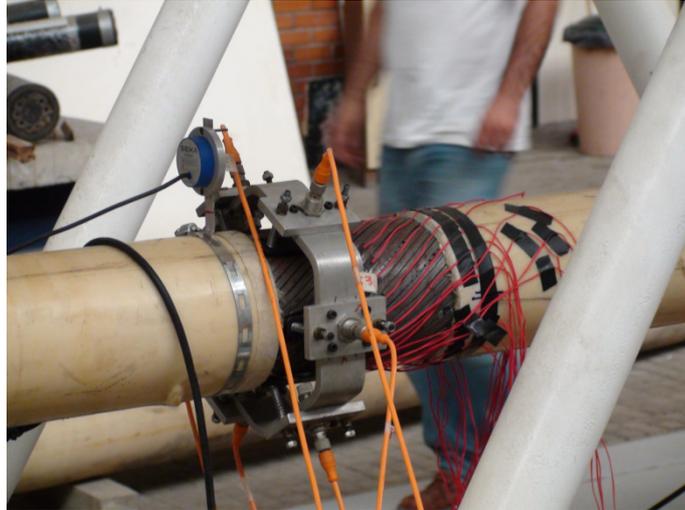


Figura 2.25 - Montagem do colar hexagonal contendo os sensores indutivos.

2.2.2.4 - Strain gages

As tensões nos arames da armadura externa de tração foram estimadas através das medidas das deformações em determinados pontos de uma seção do duto, utilizando *strain gages* uniaxiais colados nas superfícies dos arames no sentido dos assentamentos dos mesmos, conforme plano de instrumentação descrito anteriormente no item 2.2.1.

A Figura 2.26 - ilustra os *strain gages* uniaxiais colados sobre os arames da armadura de tração nas 3 janelas.

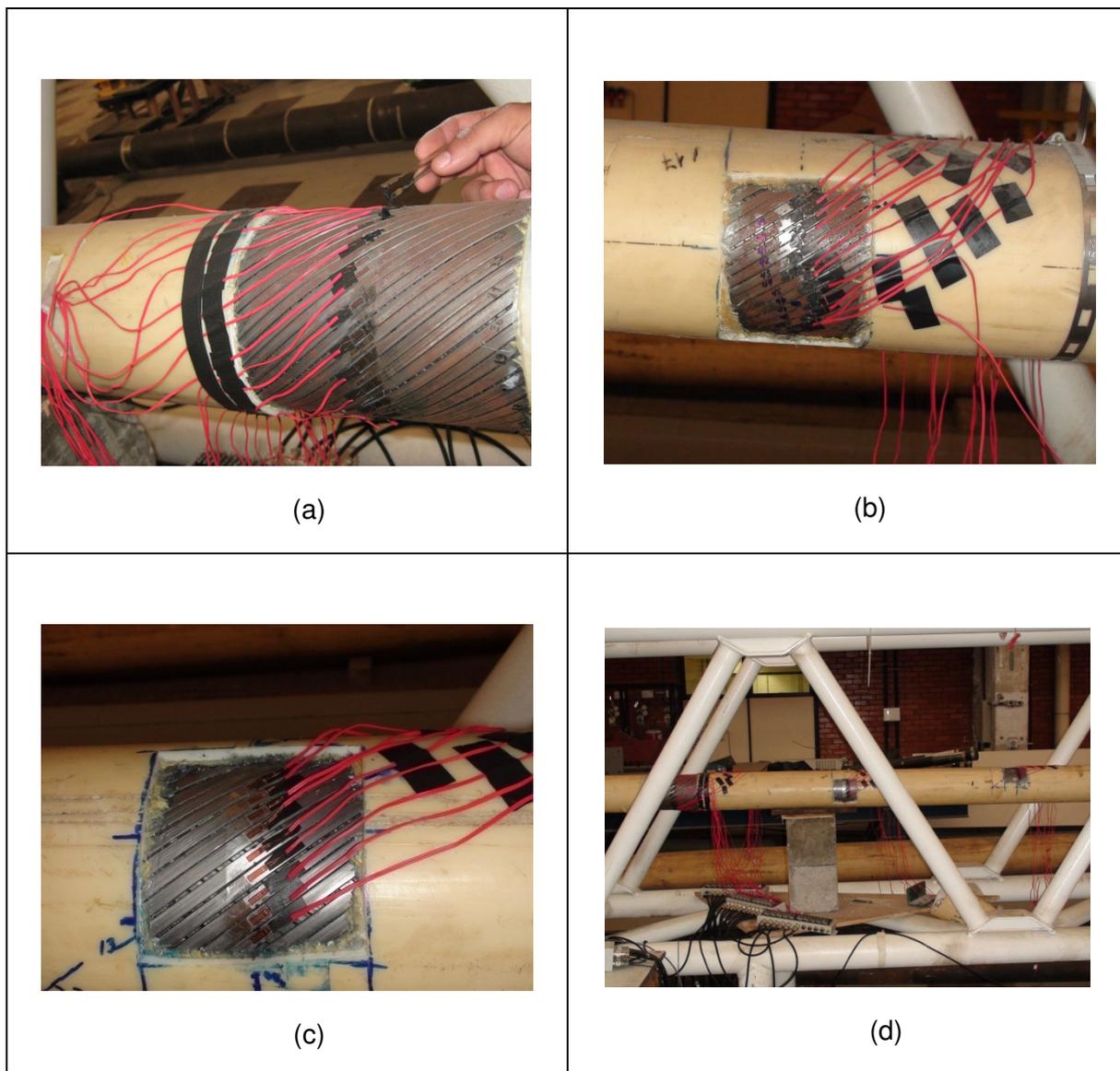


Figura 2.26 - Janelas abertas com os *strain gages* colados nos arames da armadura externa de tração (a - primeira janela; b - segunda janela; c - terceira janela; d - vista geral das três janelas).

2.2.2.5 - Convenção de sinais adotada

A convenção de sinais adotada para análise dos ensaios experimentais sobre o duto flexível visou guiar as respostas do comportamento do duto quanto ao seu sentido de deslocamento, rotação e variação radial. A Figura 2.27 mostra que os valores positivos do deslocamento correspondem ao alongamento do duto, que os valores positivos da rotação indicam que o duto está girando no sentido horário e que os valores positivos da variação radial indicam que o diâmetro do duto está aumentando. Cabe ressaltar que essa adoção de sinais foi considerando o observador posicionado no extremo final olhando em direção ao extremo inicial.

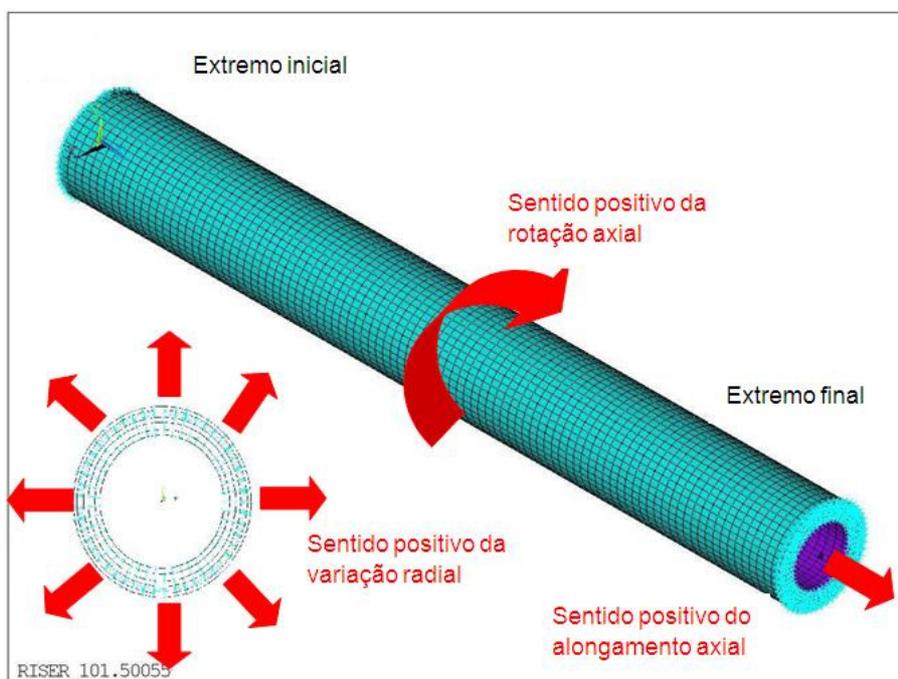


Figura 2.27 - Convenção de sinais adotada na resposta do duto flexível.

2.2.3 - Descrição dos testes e resultados típicos

A Tabela 2.5 apresenta um resumo dos sensores utilizados nos ensaios experimentais com o duto flexível, totalizando 59 canais de medição. Todos os sinais foram monitorados com uma frequência de aquisição de 4 Hz.

Tabela 2.5 - Resumo da instrumentação utilizada nos ensaios experimentais.

Sensor	Quantidades
Célula de carga	01
Strain Gages	47
Inclinômetros	02
Flexímetros	03
Sensores Indutivos	06

A Figura 2.26 ilustra uma visão geral de toda instrumentação interligada nos condicionadores de sinais.

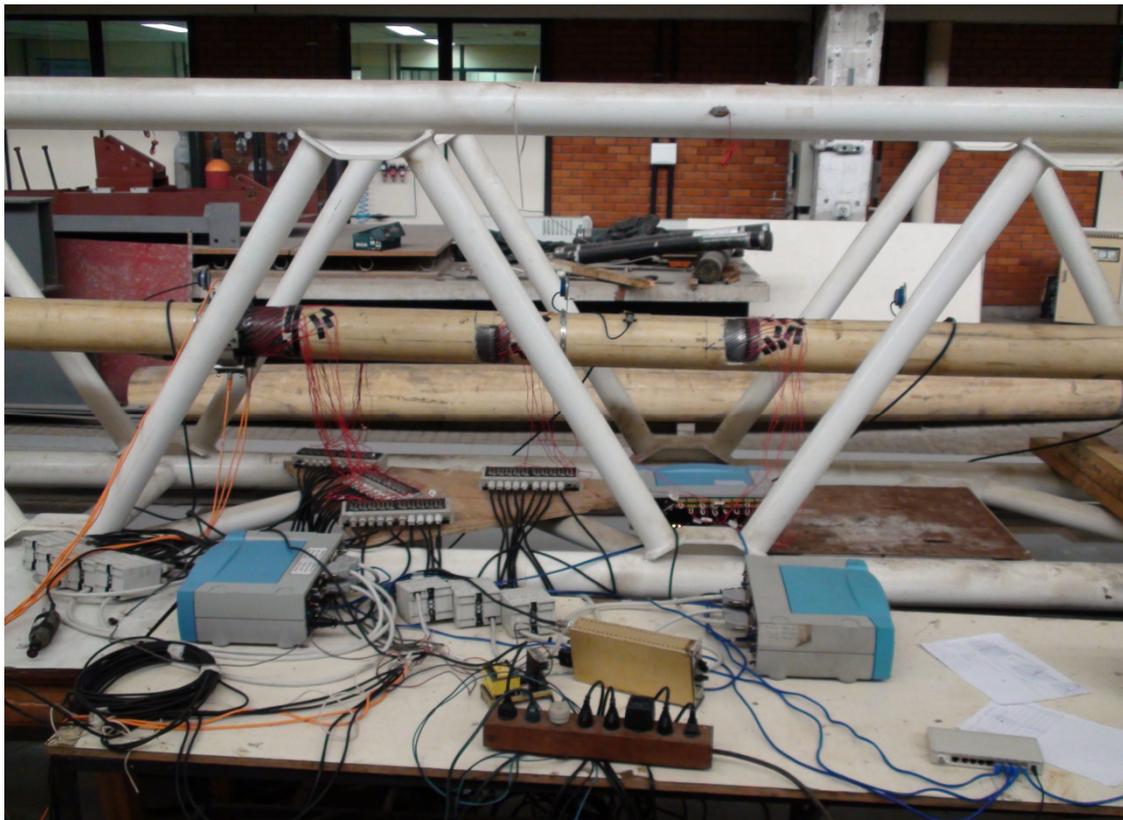


Figura 2.28 - Interligação dos sensores nos condicionadores de sinais.

Antes do início do ensaio, todos os sinais dos sensores foram ajustados para o zero. Inicialmente, era imposta uma carga crescente e contínua de tração axial sobre o espécime, até aproximadamente 400 kN, permanecendo neste valor de carga por um determinado tempo, e em seguida o carregamento era aliviado de forma suave retornando ao estado inicial e permanecendo também por um período nesta condição. Dando continuidade ao ensaio, novamente eram aplicados outros carregamentos seguidos pelos seus descarregamentos, nas mesmas condições descritas para o primeiro ciclo, sendo que em todos os ensaios repetiram-se no mínimo 3 ciclos de carga e descarga. Deste modo, foi possível avaliar a repetibilidade dos sinais aquisitados nos ensaios experimentais, com base na massa de dados colhida.

Em todos os ensaios realizados, uma das extremidades do espécime estava liberada à rotação e a deslocamentos axiais, enquanto a outra era totalmente restrita.

O procedimento de aplicação dos ciclos de carregamentos em todos os ensaios foi semelhante, porém, apenas no primeiro teste os valores da célula de carga partiram do zero, devido a um resíduo de carga apresentado após o descarregamento do primeiro ciclo. Este resíduo também foi observado em todo o restante da instrumentação que estava sobre o duto. Este resíduo pode ter sido gerado devido o duto flexível se ajustar em uma nova configuração de repouso sobre os apoios, pois, os ciclos seguintes, em todos os ensaios, mostraram uma boa repetibilidade, mantendo o mesmo nível de resíduo observado inicialmente. A Figura 2.29 apresenta os ciclos de carga-descarga no domínio do tempo aplicado em um dos testes realizados após o primeiro ciclo de carga do primeiro ensaio.

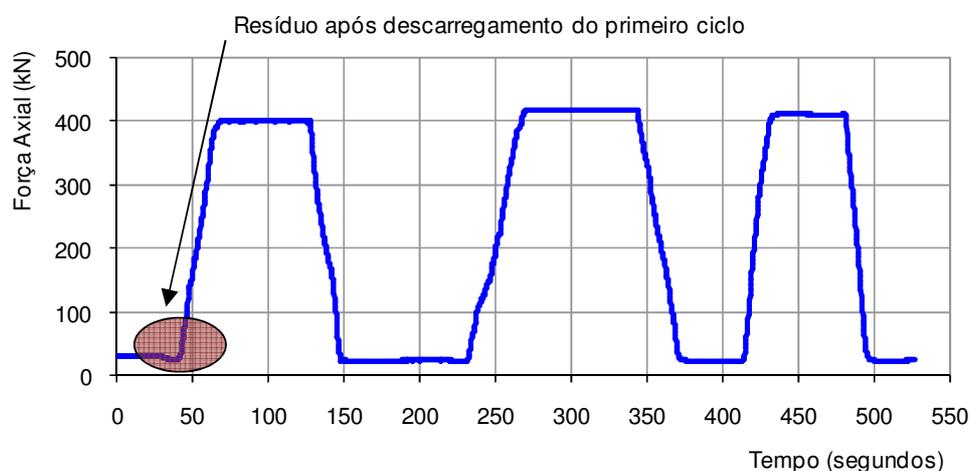


Figura 2.29 - Força axial imposta.

A Figura 2.30 ilustra o alongamento do duto no tempo para o mesmo ensaio de carga da figura 2.29.

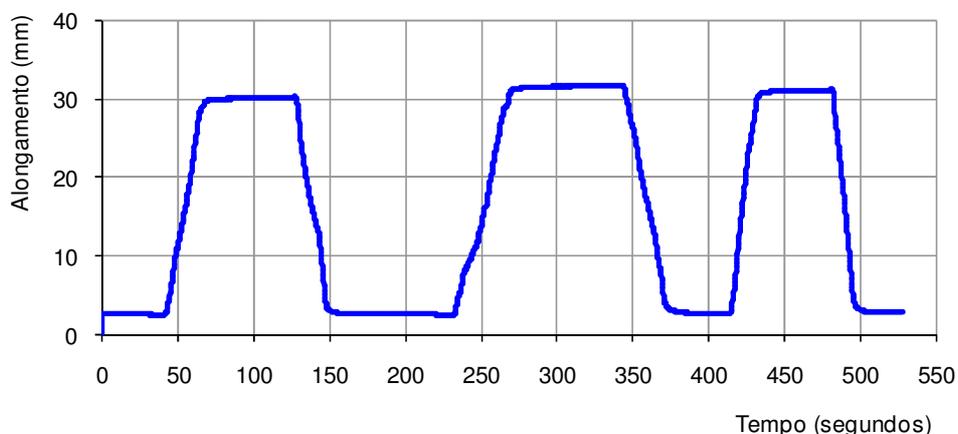


Figura 2.30 - Alongamento do duto no tempo em um ensaio típico.

Observou-se em todos os ensaios realizados, que para a carga de aproximadamente 400 kN, o alongamento do duto foi em torno de 30 mm, independentemente se estava íntegro ou danificado. Isto indica que o alongamento não foi sensível aos danos impostos. No capítulo seguinte, será apresentada uma análise da variação da rigidez axial do duto com a evolução dos danos.

O comportamento da variação radial do duto respondeu da mesma forma que o alongamento, não havendo variação significativa do resultado em todos os ensaios realizados. A máxima variação radial obtida foi de apenas 0,1% do diâmetro do duto flexível, independentemente se os valores foram medidos sobre a capa externa ou sobre a armadura externa de tração. A Figura 2.31 ilustra a variação diametral do duto no tempo para o mesmo ensaio de carga da figura 2.29.

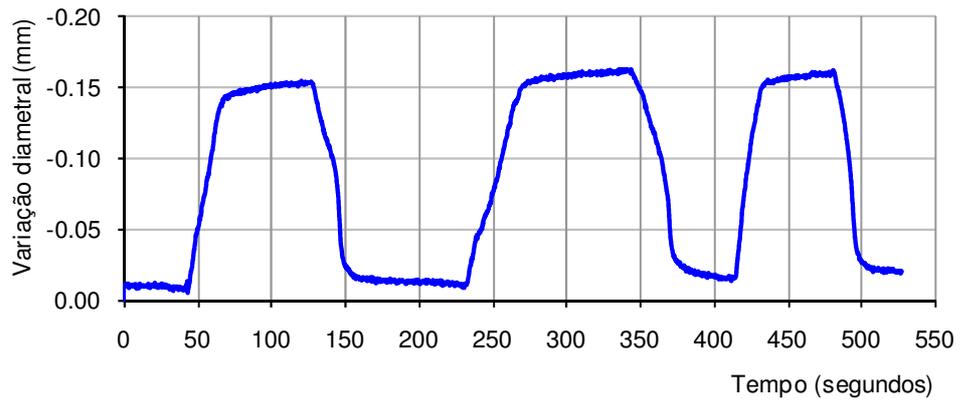


Figura 2.31 - Variação diametral do duto no tempo em um ensaio típico.

Conforme apresentado anteriormente no item 2.2.2.1, utilizou-se de um flexímetro, Flex 06, para medir a flecha central do duto. A Figura 2.32 mostra uma fotografia dos apoios utilizados, onde nota-se que o duto estava apoiado nos extremos e no meio do seu vão.

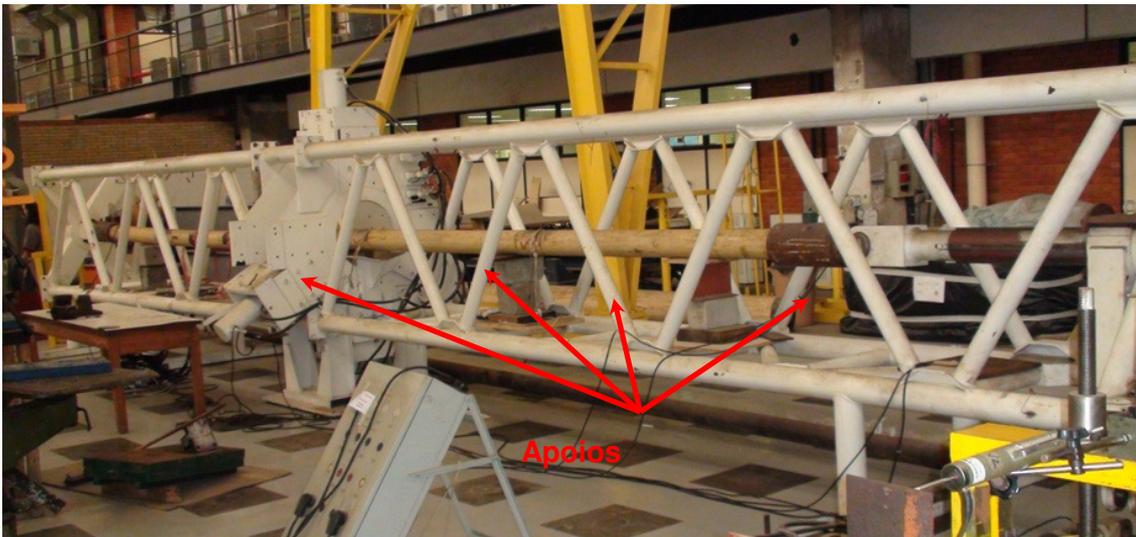


Figura 2.32 - Vista geral dos apoios sob o duto.

A Figura 2.33 mostra a diminuição da flecha central do duto com a aplicação do carregamento axial. Devido aos apoios utilizados no intuito de minimizar os efeitos da flexão, observa-se nesta figura uma região de acomodação do duto sobre os mesmos, que vai da faixa de carregamento de 40 kN a aproximadamente 140 kN. Desta maneira se pode notar que após os efeitos devido aos apoios, inicialmente há uma relação não linear, sendo que a taxa desta variação vai decrescendo com a aplicação do carregamento.

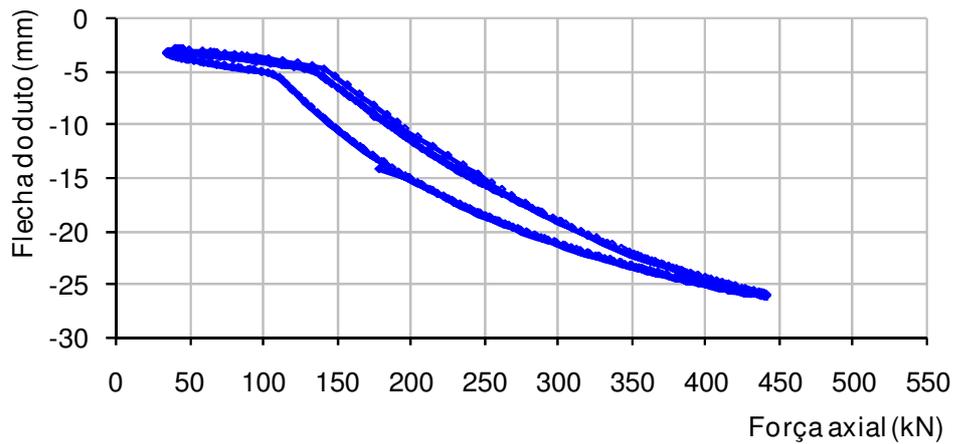


Figura 2.33 - Relação entre a flecha do duto e o carregamento axial aplicado.

A fim de entender melhor o comportamento do duto, apresenta-se na Figura 2.34 a variação da flecha central com a aplicação do carregamento axial sobre o duto.

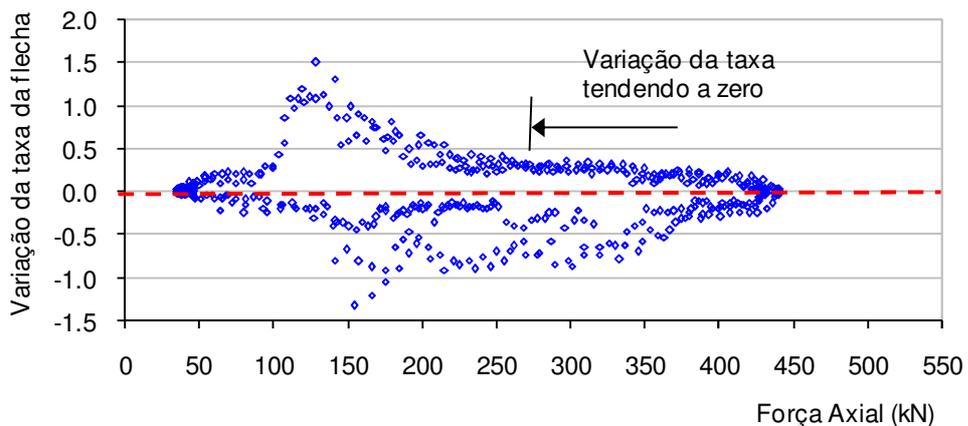


Figura 2.34 - Variação da flecha central do duto sobre o efeito da força aplicada.

Pela figura 2.34 observa-se que a variação do decaimento da flecha com a aplicação da força se torna praticamente constante a partir da carga de 280 kN. Portanto, em todas as análises apresentadas no capítulo seguinte serão desprezadas as medidas até o carregamento de 280 kN, para que essas não mascarem o real comportamento do duto.

Os danos nos arames da armadura externa foram gerados separadamente antes de cada ensaio, utilizando para isso uma mini retificadora com disco de corte. Em seguida, foi aplicado o carregamento de forma a romper o arame previamente danificado. As Figuras 2.35 (a) e (b) apresentam, respectivamente, um dano imposto e a ocorrência de um rompimento típico.

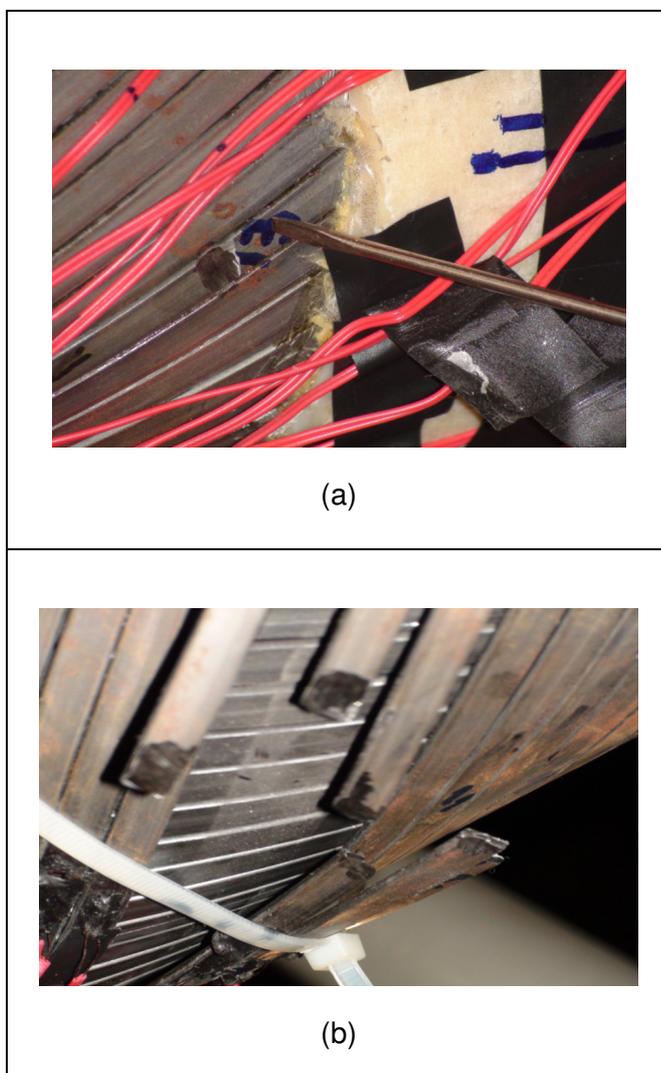


Figura 2.35 - Arame rompido (a - dano típico imposto nos arames; b - ocorrência típica de rompimento).

Depois de rompido o arame, cessava-se a aplicação do carregamento por um determinado tempo, e posteriormente continuava-se o ensaio mantendo os ciclos de carga e descarga descritos anteriormente nessa seção. A Figura 2.36 apresenta os ciclos de carregamentos aplicados no ensaio que rompeu o terceiro arame danificado, enquanto a Figura 2.37 mostra as deformações medidas pelos arames adjacentes 24 (rompido) e 27 (íntegro).

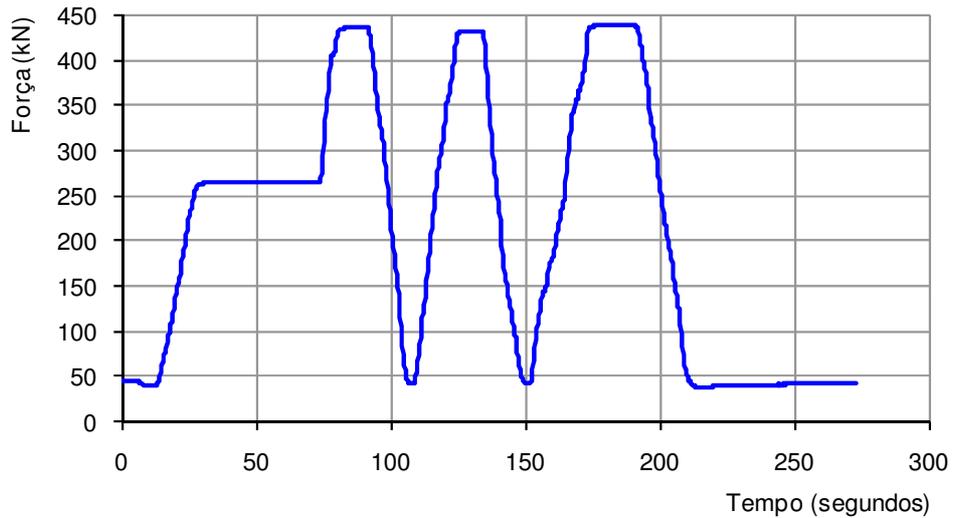


Figura 2.36 - Carga imposta no ensaio que rompeu o terceiro arame.

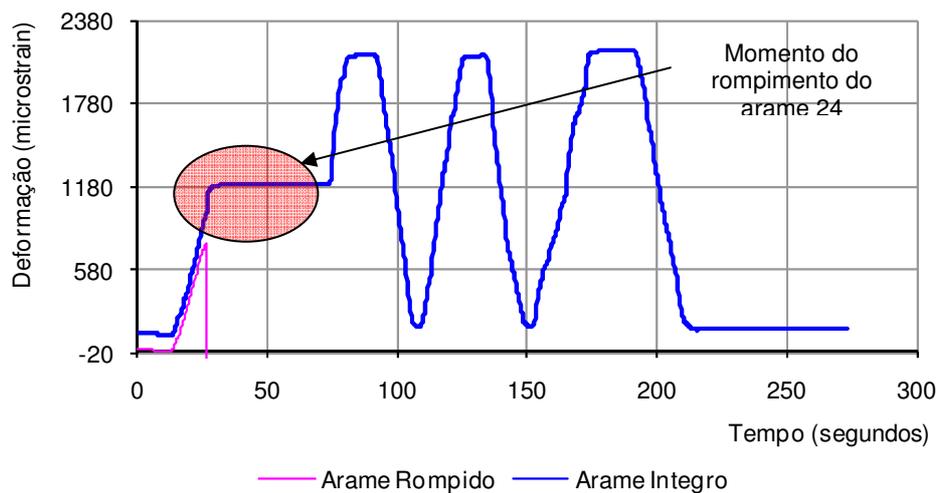


Figura 2.37 - Deformação nos arames adjacentes 24 e 27.

Observa-se nas Figuras 2.36 e 2.37 que em torno dos 30 segundos após iniciado o carregamento, que correspondeu a uma força aplicada de aproximadamente 250 kN, ocorreu o rompimento da seção danificada do arame 24. Neste momento, o carregamento foi interrompido em instantes para que fosse averiguada alguma possível anormalidade provocada pelo rompimento, visto que não, prosseguiu-se com aplicação de mais dois ciclos completos de carga. Pode-se observar também, na Figura 2.37, o momento em que o arame 24 foi rompido, e também o acréscimo de carga no arame 27, vizinho íntegro ao arame rompido.

Isto fica mais claro através da Figura 2.38, a qual mostra a deformação medida no arame 27 (íntegro) em função da carga aplicada. Observa-se claramente nesta figura a mudança de comportamento do arame 27, íntegro e adjacente ao arame rompido. Pode-se notar a mudança da angulação da tendência linear inicial provocada pela redistribuição das tensões nos arames devido ao rompimento citado.

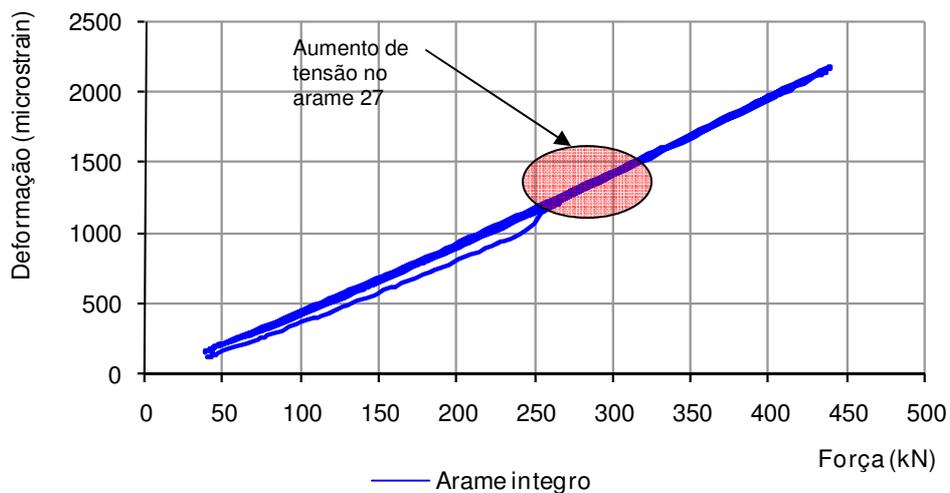


Figura 2.38 - Reconfiguração da deformação no arame íntegro adjacente ao rompido (arame 27).

As Figuras 2.39 a 2.44 apresentam as rotações medidas nos testes com o duto íntegro e com o rompimento de 1 a 5 arames, respectivamente. Nestas figuras, só são mostrados os ciclos de carga após o rompimento do arame danificado.

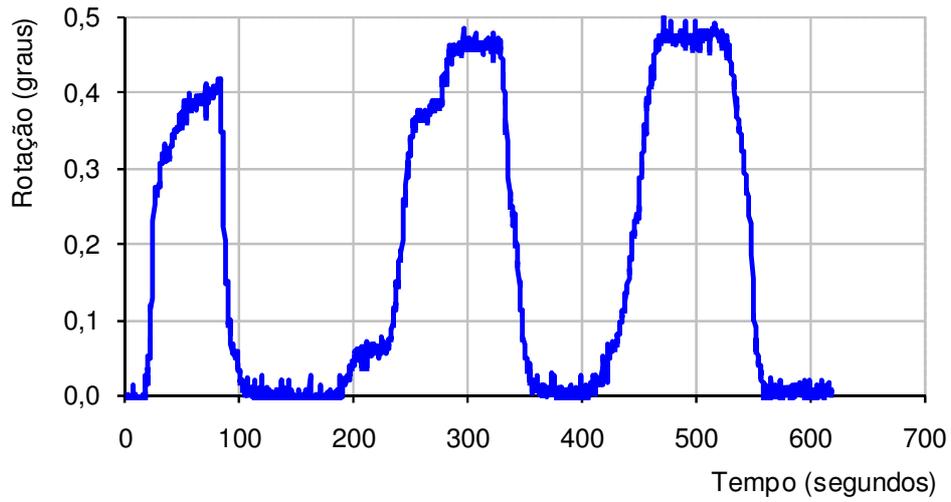


Figura 2.39 - Giro do duto com o duto íntegro.

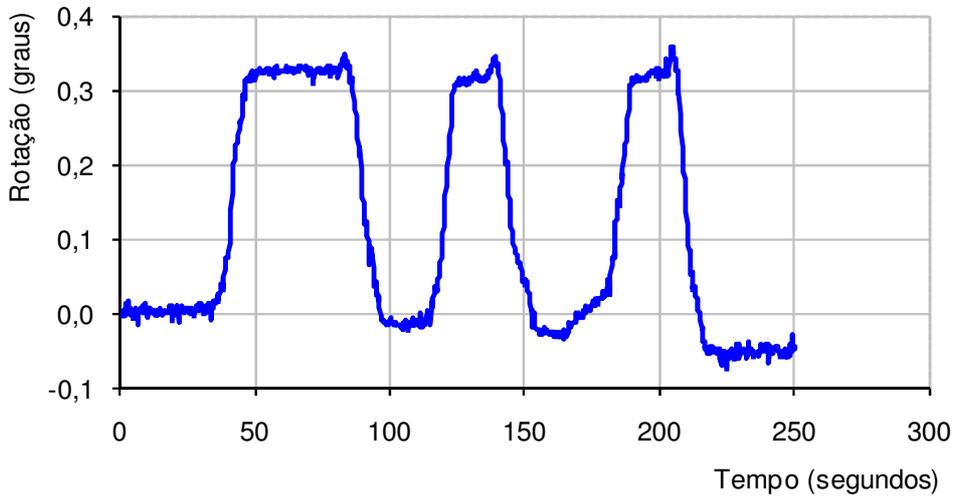


Figura 2.40 - Giro do duto após um arame rompido.

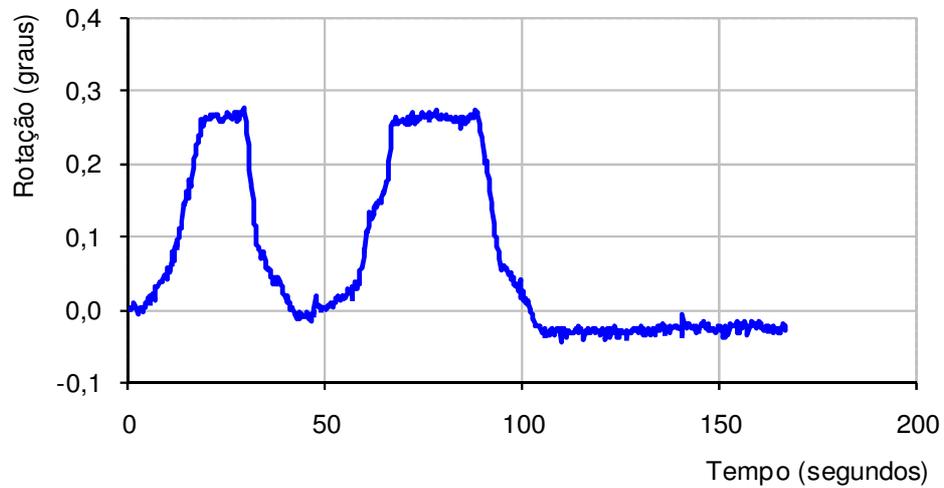


Figura 2.41 - Giro do duto após dois arames rompidos.

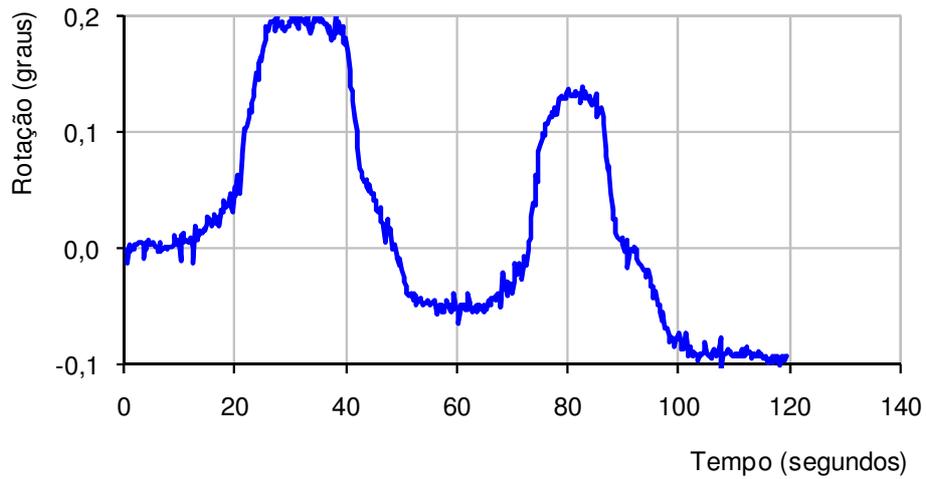


Figura 2.42 - Giro do duto após três arames rompidos.

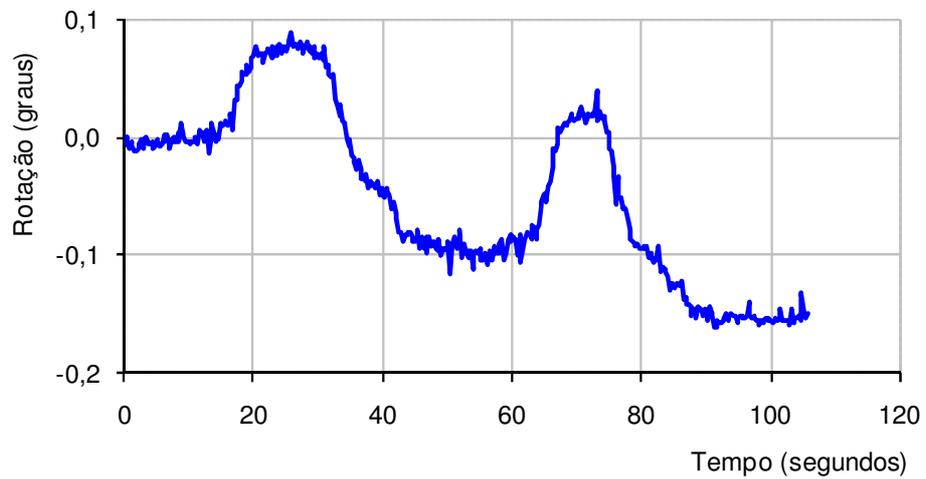


Figura 2.43 - Giro do duto após quatro arames rompidos.

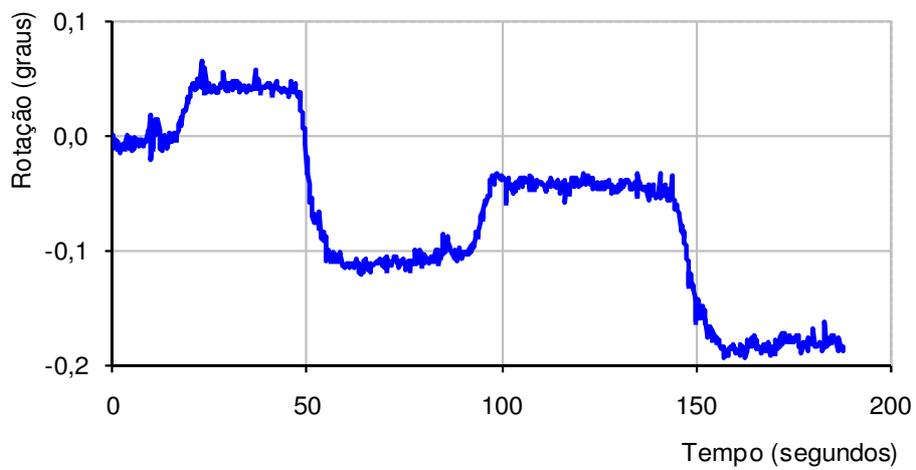


Figura 2.44 - Giro do duto após cinco arames rompidos.

Nota-se pelas Figuras 2.39 a 2.44 que com a evolução do rompimento dos arames, a rotação do duto devido ao carregamento axial tende a diminuir e assumir uma nova posição de equilíbrio. Esta questão será discutida de maneira detalhada no capítulo seguinte.

2.3 - Modelagem numérica do duto ensaiado

Este trabalho de pesquisa teve o intuito de comparar as respostas do modelo numérico tridimensional não linear baseado no método de elementos finitos para a análise local de dutos flexíveis com os resultados experimentais descritos e apresentados anteriormente na seção 2.2. Para tanto utilizou-se a última versão do modelo (SOUSA *et al.*, 2009), inicialmente desenvolvido e apresentado por SOUSA (2005), pois desde então este vem sendo aperfeiçoado. A escolha do modelo foi devido sua capacidade de simular todas as camadas do duto, assim como as interações entre estas e possíveis imperfeições e danos.

Para tanto, foi desenvolvido um estudo de caso que tinha como objetivo representar numericamente o comportamento do duto flexível de camadas não aderente de 4” de diâmetro interno que foi objeto dos ensaios experimentais realizados. As propriedades físicas e geométricas das camadas que compõem este duto, bem como a sua folha de dados contendo algumas propriedades mecânicas pode ser consultado nas Tabelas 2.2 e 2.3.

A seguir, é apresentada uma breve descrição do modelo, sendo que maiores detalhes podem ser obtidos em SOUSA (2005) ou SOUSA *et al.* (2009).

2.3.1 - Modelo para análise estrutural local de dutos flexíveis

O modelo consiste em um conjunto de camadas concêntricas, formadas por diferentes tipos de elementos finitos. Elementos de casca são empregados para representar a carcaça intertravada, a armadura de pressão e todas as camadas poliméricas. Elementos de pórtico espacial são utilizados na modelagem dos arames das armaduras de tração e elementos de contato são empregados para simular a interação entre as camadas. A Figura 2.45 apresenta uma vista isométrica do modelo.

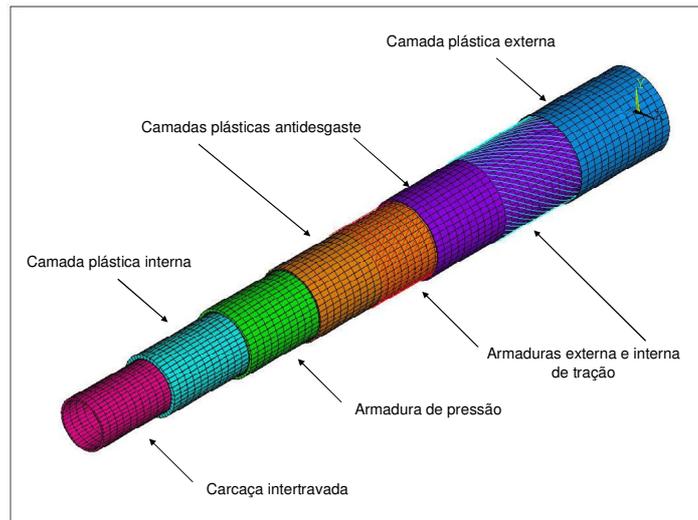


Figura 2.45 - Modelo de elementos finitos tridimensional de um duto flexível.

2.3.2 - Representação da carcaça intertravada e armadura de pressão

A modelagem da carcaça intertravada e da armadura de pressão, por apresentarem seções transversais complexas constituem um dos maiores desafios para a elaboração de um modelo de análise local de linhas flexíveis. A representação destas camadas como elas realmente são, através, por exemplo, de elementos finitos sólidos, tem custo computacional muito elevado, devido ao alto número de graus de liberdade necessários (BAHTUI, 2008). Portanto, para reduzir o número de graus de liberdade e representar estas camadas de maneira adequada, são assumidas as seguintes hipóteses (SOUSA, 2005):

- O atrito interno nestas camadas é desprezível.
- Não há interação entre a direção de assentamento dos arames e a direção normal a ela.

Devido às folgas existentes entre as camadas e ao elevado ângulo de assentamento dos tendões que as constituem (será utilizada a palavra tendão (ou tendões) para designar o(s) arame(s) que constituem estas camadas), estas hipóteses tornam-se razoáveis, visto que os tendões poderiam ser modelados através de elementos de pórtico tridimensional. Contudo, devido ao pequeno passo, seriam necessários muitos elementos para a completa descrição destas camadas.

Para a solução deste dilema, primeiramente CRUZ (1996) e, posteriormente, SOUSA (2005) propuseram representar estas camadas empregando uma analogia entre tendões helicoidais e cascas ortotrópicas. A idéia principal é fazer com que ambas as estruturas (tendões helicoidais e cascas ortotrópicas) tenham as mesmas rigidezes e as mesmas tensões nas fibras superiores e inferiores. Para a elaboração desta analogia, são assumidas mais duas hipóteses:

- As espessuras da carcaça intertravada e da armadura de pressão são relativamente pequenas em relação ao diâmetro interno das camadas.
- Efeitos de cisalhamento são desprezíveis. Admite-se que os elementos lineares perpendiculares ao plano médio da estrutura indeformada permanecem retos e normais à superfície na estrutura deformada.

Considerando as quatro hipóteses até agora apresentadas e o sistema de eixos coordenados apresentados na Figura 2.46, é possível representar a carcaça intertravada e a armadura de pressão com elementos de casca ortotrópica (SOUSA, 2005) com propriedades físicas e geométricas equivalentes ao perfil real.

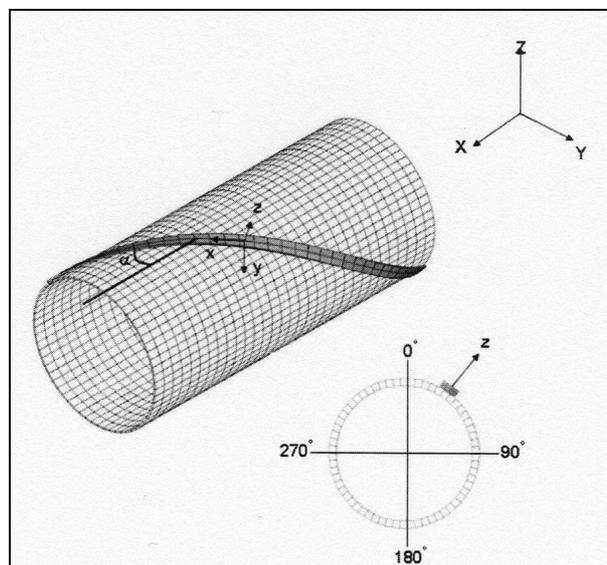


Figura 2.46 - Sistema de coordenadas.

Essas propriedades são expressas por:

$$\begin{aligned}
 h_s &= \sqrt{12 \cdot \frac{I_{eq}}{A}} \\
 E_{S_x} &= \left(\frac{n_T \cdot A}{L_p \cdot h_s} \right) \cdot E \\
 G_{S_{xy}} &= \left(\frac{3 \cdot n_T \cdot J}{L_p \cdot h_s^3} \right) \cdot G
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

onde h_s é a espessura equivalente da casca ortotrópica; n_T é o número de tendões da camada considerada, geralmente 1 para a carcaça intertravada e 1 ou 2 para a armadura de pressão; A e J são a área da seção transversal e a constante de torção; L_p é o passo linear do tendão; e I_{eq} é o menor momento de inércia equivalente do tendão.

O passo linear do tendão é dado por:

$$L_p = \frac{2 \cdot \pi \cdot R}{\tan(\alpha)} \tag{2.2}$$

onde R é o raio médio da camada e α é o ângulo de assentamento do tendão.

De acordo com SOUZA (2002), o menor momento de inércia equivalente do tendão, I_{eq} , é expresso por:

$$I_{eq} = 12 \cdot n_T \cdot \frac{I_y^2}{L_p} \cdot \frac{1 - \nu^2}{h^3} \tag{2.3}$$

onde ν é o coeficiente de Poisson do material que o constitui; h é a altura do tendão; e I_Y é o menor momento de inércia da seção transversal do tendão.

As Eqs. (2.1) a (2.3) garantem que tanto o perfil real quanto a casca ortotrópica equivalente possuam as mesmas rigidezes, porém não garantem que as tensões que se desenvolvem em suas fibras extremas sejam iguais. Deste modo, SOUSA (2005) propôs fatores de correção de tensões que devem ser aplicados às tensões calculadas pelo modelo numérico com o intuito de se calcular as tensões que se desenvolvem no modelo real. Esses fatores são:

$$\begin{cases} f_{C_m}^\sigma = \frac{L_p \cdot h_s}{n_T \cdot A} \\ f_{C_b}^\sigma = \frac{L_p \cdot h}{n_T \cdot A} \\ f_{C_s}^\sigma = \frac{L_p \cdot t}{n_T \cdot J} \cdot \frac{h_s^2}{6} \end{cases} \quad (2.4)$$

onde $f_{C_m}^\sigma$, $f_{C_b}^\sigma$ e $f_{C_s}^\sigma$ são os fatores de correção de tensão de membrana, flexão e cisalhamento, respectivamente.

Uma vez calculadas as tensões a partir do modelo proposto, as tensões nas fibras extremas dos tendões constituintes da carcaça intertravada ou da armadura de pressão são:

$$\begin{cases} \sigma_{T_x} = f_{C_m}^\sigma \cdot \sigma_{S_x}^m \pm f_{C_b}^\sigma \cdot \sigma_{S_x}^b \\ \tau_{T_{xy}} = f_{C_s}^\sigma \cdot \tau_{S_{xy}} \end{cases} \quad (2.5)$$

onde o sinal \pm refere-se às fibras superiores e inferiores do tendão.

2.3.3 - Representação das camadas poliméricas

Todas as camadas poliméricas estanques da linha flexível como, por exemplo, as camadas plásticas interna e externa são modeladas como cilindros de parede fina, com propriedades iguais em todas as direções, ou seja, com elementos de casca isotrópicos. As camadas plásticas antidesgaste e demais camadas poliméricas sem estanqueidade são modeladas através de elementos de casca ortotrópica. Já as fitas de reforço à compressão são modeladas com elementos de casca ortotrópica com a propriedade de resistir apenas a esforços de tração. Em caso de compressão da fita, sua rigidez se anula. Para a modelagem dessas camadas, foram utilizados elementos de casca análogos aos utilizados na modelagem da carcaça intertravada e da armadura de pressão.

2.3.4 - Representação das armaduras de tração

Cada um dos arames das armaduras interna e externa de tração são modelados com elementos de pórtico tridimensionais. Como o comprimento destes arames é, geralmente, maior que as outras dimensões (espessura e largura), estes são considerados como estruturas esbeltas e, portanto, os elementos baseiam-se na teoria de Euler-Bernoulli e os efeitos de cisalhamento são desprezados (SOUSA *et al.*, 2009).

Estes elementos possuem dois nós com 6 graus de liberdade em cada nó, sendo as translações em relação aos eixos X , Y e Z e as rotações em torno destes mesmos eixos.

Os elementos são, inicialmente, considerados perfeitamente conformados à superfície cilíndrica da linha flexível.

2.3.5 - Representação das não-linearidades do modelo

A interação entre as camadas da linha flexível é estabelecida a partir de elementos de contato do tipo “superfície-superfície”, onde uma superfície é denominada superfície de contato e a outra é chamada superfície alvo. Em geral, a superfície de contato é a mais flexível e a alvo, a mais rígida. Esses elementos de contato permitem grandes deslocamentos entre as camadas, com algoritmo de detecção de contato baseado na técnica de pinballs (BELTSCHKO & NEAL, 1991) e cálculo das forças de contato baseado no método Lagrangeano aumentado.

O método Lagrangeano aumentado consiste no cálculo de forças de penalização durante as iterações de equilíbrio, de maneira que a penetração final entre os dois corpos, neste caso camadas, seja menor que um valor previamente estabelecido. Para o modelo de elementos finitos em questão é adotada uma penetração admissível de 0.1% da menor espessura entre as duas camadas em contato.

Tais forças de penalização são calculadas através da utilização de molas ao longo da superfície de contato entre as camadas. Quando duas camadas entram em contato, estas forças são aplicadas aos nós dos elementos de contato. Essas forças são proporcionais à penetração e ao parâmetro de penalização escolhido e podem ser fisicamente interpretadas como a rigidez das molas (SOUSA *et al.*, 2009). Os valores estabelecidos para as rigidezes destas molas, também chamadas de rigidezes normais de contato, precisam seguir certos critérios, visto que valores muito altos podem gerar instabilidades numéricas e valores muito baixos, violação das condições de contato.

Na Figura 2.47 é possível observar como é feita a determinação da rigidez normal de contato. Supondo duas camadas cilíndricas de uma linha flexível, que estejam em contato devido à ação de uma carga distribuída (Figura 2.47a). Um modelo equivalente substitui as camadas sólidas por camadas compostas por elementos de casca, conectadas por dois elementos de mola em série. A rigidez de cada mola é equivalente à rigidez de metade da camada em questão (Figura 2.47b).

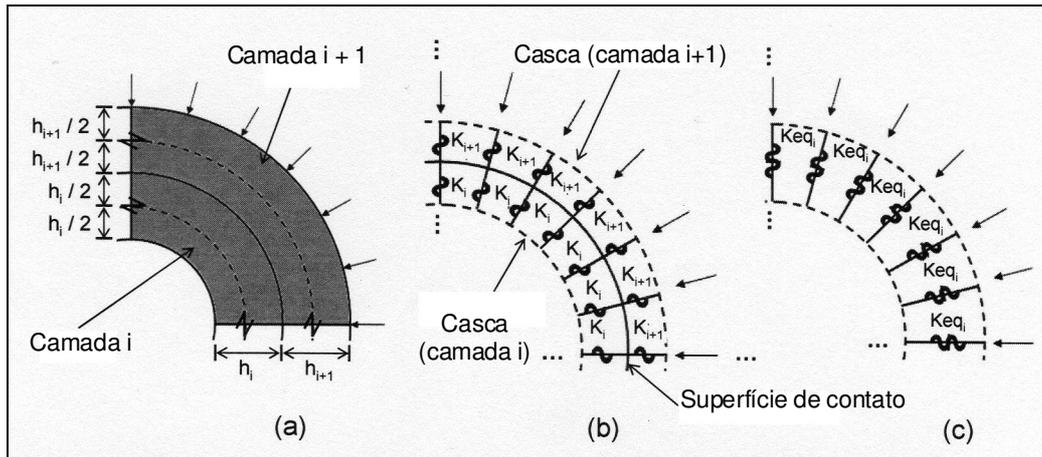


Figura 2.47 - Representação da rigidez normal de contato.

A rigidez de cada mola e a área de contato para cada camada i são dados por (Sousa et al., 2009):

$$K_i = 2 \cdot \frac{E_i \cdot A_{C_i}}{h_i}$$

$$A_{C_i} = \frac{2 \cdot \pi \cdot \left(R_C - \frac{h_{C_i}}{2} \right)}{n_{cd_i}} \cdot \frac{L}{n_{ld_i}}, i = 1 \dots n_l - 1 \quad (2.6)$$

onde R_C é o raio médio; h_C é a espessura; n_{cd} é o número de divisões circunferenciais; n_{ld} é o número de divisões longitudinais da camada interna na qual os elementos de contato estão e n_l é o número de camadas da linha flexível.

A rigidez normal de contato, para os elementos de contato da interface i será (Figura 2.47c):

$$K_{eq_i} = \frac{K_i \cdot K_{i+1}}{K_i + K_{i+1}}, i = 1 \dots n_l - 1 \quad (2.7)$$

O atrito entre as camadas é considerado através do modelo de Coulomb. A presença de folgas entre as camadas também pode ser levada em consideração no modelo.

2.3.6 - Geração da malha de elementos finitos e condições de contorno

O duto flexível de 4" estudado nessa dissertação foi representado numericamente através de uma malha de elementos finitos com comprimento de 1274mm, que representa dois passos lineares dos arames da armadura externa de tração. A escolha em representar o duto com apenas dois passos foi devido irrelevância da diferença dos resultados quando se representa o duto em escala real, todo o seu comprimento, pois isso só oneraria a questão do tempo de resposta e do esforço computacional demandado (SOUSA, 2005).

Sabendo que alguns danos seriam gerados nos arames da armadura externa de tração, houve a necessidade de representar cada um desses arames. Como resultado foi obtido um modelo com uma malha de 38810 nós e 73159 elementos, possuindo 265732 graus de liberdade.

A Figura 2.48 ilustra a malha de elementos finitos gerada no programa ANSYS através do pré - processador RISERTOOLS.

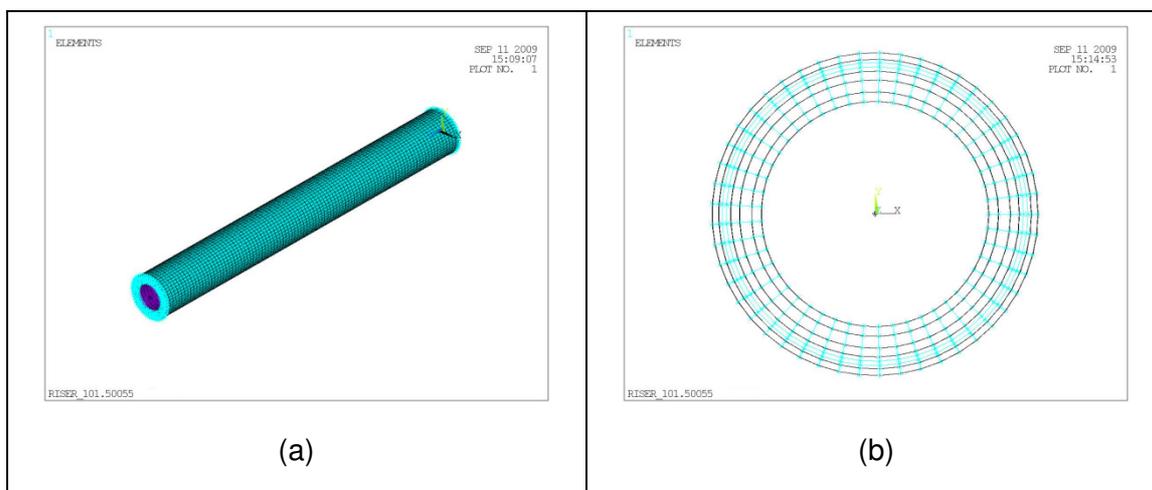


Figura 2.48 - Malha de elementos finitos gerada no ANSYS (a - divisões longitudinais e b - divisões circunferências).

O modelo numérico adotado considera que as extremidades do duto flexível possuem um nó sobre o eixo longitudinal do duto acoplado aos demais nós das extremidades de todas as camadas. Desta maneira, aplicando as condições de contorno e também os carregamentos impostos nos nós sobre o eixo longitudinal, transferem-se seus efeitos para todas as camadas. Apesar das extremidades do modelo estarem conectadas a um nó, isto não impede que as camadas presentes nas seções mais adiante respondam aos estímulos aplicados de forma independente, cada qual com o seu deslocamento próprio. É importante ressaltar, porém, que existe uma perturbação nas respostas das seções bem próximas aos extremos, devido à rigidez associada ao acoplamento descrito.

A Figura 2.49 ilustra aplicação da força e as condições de contorno no modelo proposto.

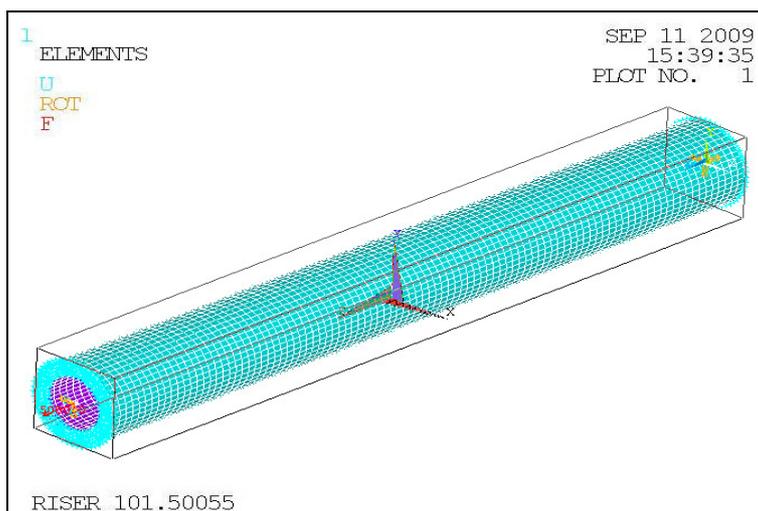


Figura 2.49 - Representação da força e condições de contorno presente nos extremo do duto flexível.

Atendendo a motivação apresentada no item 1.1, a modelagem numérica teve finalidade de avaliar o comportamento do duto flexível com arames da armadura externa de tração danificados sujeito apenas à tração. Com este intuito, foi apagado um elemento em cada arame que se pretendia simular o rompimento em uma determinada seção. Desta maneira, elimina-se a continuidade desses arames. A Figura 2.50 ilustra o modelo com cinco arames da sua armadura de tração externa rompidos.

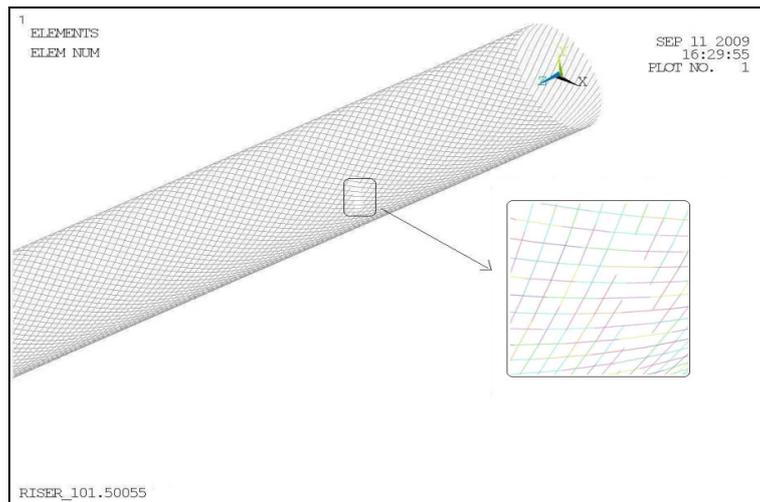


Figura 2.50 - Modelo numérico considerando os cinco nós desacoplados em uma seção da armadura externa de tração, representando o rompimento dos arames.

CAPÍTULO 3

CORRELAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL

3.1 - Introdução

Este capítulo tem como objetivo correlacionar os resultados obtidos nos ensaios experimentais descritos nos capítulos anteriores àqueles oriundos de simulações numéricas realizadas através do modelo em elementos finitos descrito no item 2.3 desta dissertação.

A correlação dos resultados experimentais e numéricos tem como intuito verificar a aplicabilidade do modelo em elementos finitos na previsão do comportamento estrutural de dutos flexíveis com arames das armaduras de tração danificados. Como alguns parâmetros, tais como a existência de folgas, contato lateral dos arames e atrito entre as camadas, são desconhecidos, foram realizados alguns ajustes no modelo para que houvesse uma aderência com os resultados experimentais.

A fim de correlacionar as respostas das simulações considerando o duto íntegro e danificado com até 5 arames rompidos, quanto aos deslocamentos e as tensões sobre os arames da armadura de tração, foram realizadas as seguintes simulações:

- Aplicação de carregamento axial de tração de 500kN considerando as mesmas condições de contorno aplicadas nos ensaios experimentais descritas no item 2.2.4, para o modelo do duto íntegro e sem atrito entre as camadas, permitindo que as mesmas deslizem livremente umas sobre as outras.
- Aplicação de carregamento axial de tração de 500kN considerando as mesmas condições de contorno aplicadas nos ensaios experimentais descritas no item 2.2.4. Modela-se a ruptura de até 5 arames na armadura de tração externa e

Já as Figuras 3.2 e 3.3 apresentam a variação do alongamento axial do duto flexível com a tração aplicada considerando o seu estado íntegro e com cinco arames rompidos da armadura externa de tração, respectivamente. Nessas figuras, são apresentadas tanto as medidas experimentais quanto a estimativa numérica.

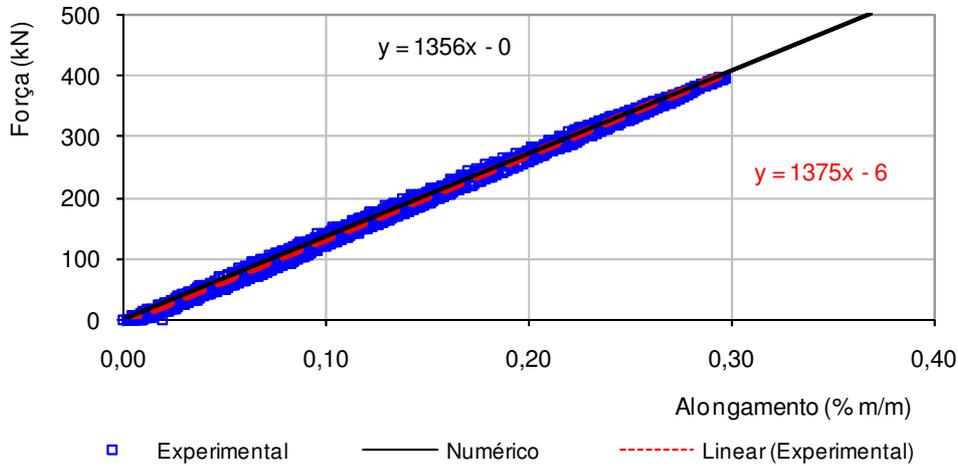


Figura 3.2 - Força axial aplicada no duto íntegro vs alongamento axial.

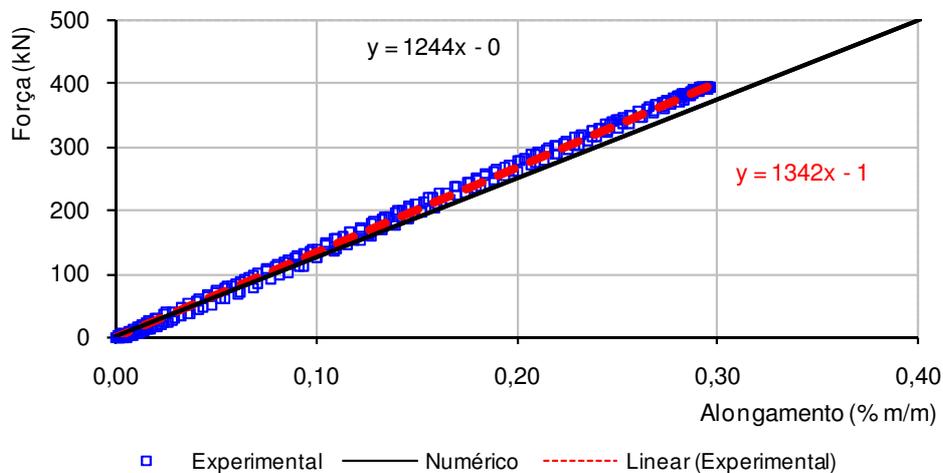


Figura 3.3- Força axial aplicada no duto com cinco arames rompidos na armadura externa de tração vs alongamento axial.

O primeiro ponto a ser destacado é que tanto a Figura 3.2 quanto a Figura 3.3 apontam que o alongamento axial varia linearmente com a carga aplicada tanto para o duto íntegro quanto para o duto danificado, ou seja, a ruptura dos arames não produziu nenhum tipo de não linearidade na resposta em termos de deslocamentos axiais da estrutura analisada.

A Figura 3.2 indica que há boa concordância entre as medidas experimentais e as estimativas numéricas para o duto íntegro. A rigidez calculada pelo modelo numérico é apenas 1,4% inferior à prevista nos ensaios experimentais. É importante destacar que o fabricante, em sua folha de dados, informa que, para um carregamento axial de 50kN, a linha alonga 0,038% de seu comprimento, o que é equivalente a uma rigidez axial de 1316kNm/cm. Essa rigidez é apenas 2,8% inferior ao valor numérico e 4,2% inferior ao valor experimental.

O rompimento de 5 arames na armadura externa de tração, de acordo com os ensaios experimentais, provoca uma redução de apenas 2,4% na rigidez axial do duto. Os resultados numéricos, contudo, indicam uma redução de 8,3%.

Nesse ponto, é importante destacar dois aspectos: a redução da rigidez axial com o rompimento dos arames e o efeito do atrito entre as camadas. A redução captada tanto experimentalmente quanto numericamente vem do fato da área resistente de aço no duto diminuir e, com isso, há um aumento no deslocamento axial sofrido pela linha.

Como a medida experimental do deslocamento axial é feita na extremidade do duto, pode haver a recuperação de carga por atrito ao longo dos arames danificados da região na qual o dano foi imposto até o conector de extremidade. Dessa forma, há a tendência das medidas experimentais apresentarem menor variação do que as numéricas, uma vez que, nas análises inicialmente realizadas, o atrito entre as camadas não foi considerado.

A Tabela 3.1 indica a rigidez axial estimada pelo modelo numérico e as medidas experimentais para todos os casos analisados.

Tabela 3.1 - Comparação das rigidezes obtidas experimentalmente e numericamente.

Rigidez axial (kNm/cm)			
Condição do duto	(1) Experimental	(2) Numérica (sem atrito)	$\frac{(1)-(2)}{(1)} \times 100$
Íntegro	1375	1356	1,4%
Um arame rompido	1375	1342	2,3%
Dois arames rompidos	1378	1326	3,7%
Três arames rompidos	1368	1305	4,6%
Quatro arames rompidos	1364	1278	6,3%
Cinco arames rompidos	1342	1244	7,3%

A Tabela 3.1 confirma o fato que a rigidez axial do duto flexível tende a diminuir com o rompimento dos arames, porém os resultados experimentais mostraram que esta variação é bastante discreta. Os resultados do modelo numérico, desconsiderando o atrito entre as camadas do duto flexível, também apresentaram essa mesma tendência de redução da rigidez axial, porém de forma um pouco mais acentuada sempre fornecendo valores inferiores aos medidos experimentalmente. A menor diferença está relacionada ao duto íntegro e, a maior, ao duto com 5 arames rompidos.

3.3 - Verificação dos deslocamentos radiais

A variação do diâmetro do duto flexível foi medida em todos os ensaios através da média aritmética da diferença dos sensores opostos instalados no colar hexagonal, conforme apresentado no item 2.2.2.3, sendo também descontado, de todas as leituras, o valor do resíduo inicial citado no item 2.2.3. Da mesma forma que na avaliação do alongamento do duto, foi ajustada uma função linear aos ciclos de carregamento de cada ensaio e essa curva foi comparada à obtida numericamente.

As Figuras 3.4 e 3.5 apresentam, respectivamente, a variação diametral do duto flexível com o alongamento considerando-o íntegro e com cinco arames da armadura externa de tração rompidos.

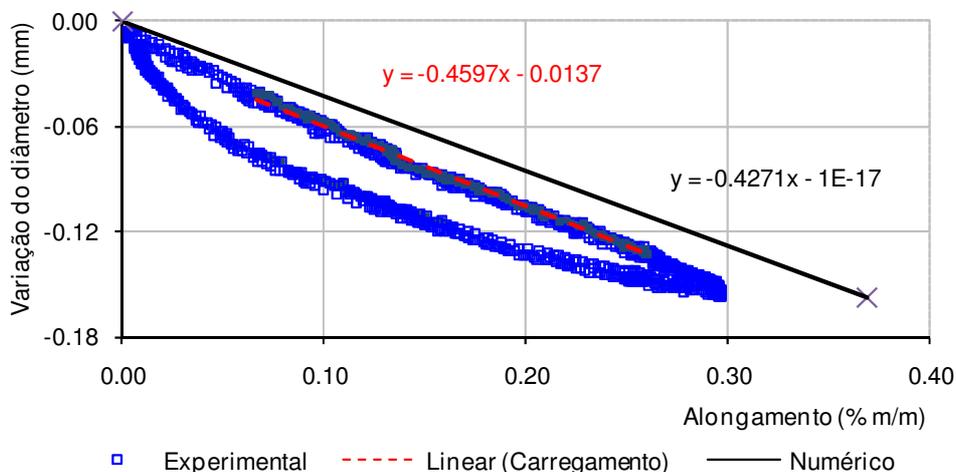


Figura 3.4 - Variação diametral vs alongamento axial do duto íntegro.

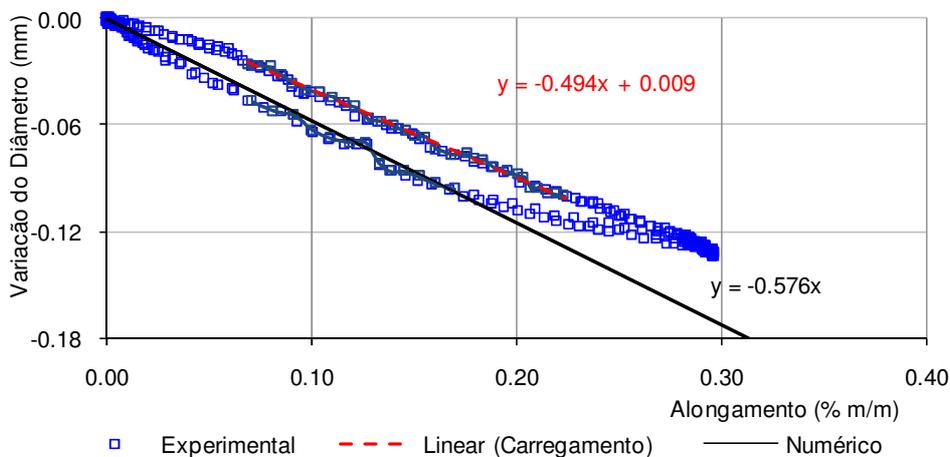


Figura 3.5 - Variação diametral vs alongamento axial do duto com cinco arames rompidos na armadura externa de tração.

Como pode ser observado nas Figuras 3.4 e 3.5, a variação diametral medida experimentalmente apresenta variação não linear com a carga aplicada. Em ambas as figuras, nota-se que, contudo, durante a fase de carregamento a resposta é linear. A reversão do carregamento, porém, gera um pequeno laço de histerese e pequenos trechos de resposta não linear.

Comparando as taxas de variação da contração diametral com a carga aplicada para as situações indicadas nas Figuras 3.4 e 3.5 (inclinações das funções lineares ajustadas), nota-se um discreto aumento de 7,5%.

A resposta numérica obtida para o duto íntegro é muito próxima da obtida experimentalmente. A Figura 3.4 indica que a taxa de contração radial obtida numericamente é apenas 7,0% inferior à experimental. Já a Figura 3.5 mostra que a diferença obtida na análise numérica com 5 arames rompidos foi de 16% superior a resposta experimental.

3.4 - Verificação da rotação axial

A rotação angular segundo o eixo longitudinal do duto flexível (rotação axial) é dada pela diferença das medidas obtidas pelos dois inclinômetros, Incl 01 e Incl 02, instalados sobre os conectores do duto flexível, conforme descrito no item 2.2.2.2.

De todas as leituras, foram descontados o valor do resíduo inicial, citado no item 2.2.3, e ajustadas funções lineares nas etapas de carregamento a partir dos 280kN. Esta carga correspondente a um alongamento aproximado de 0,20%/m/m.

A resposta experimental foi comparada à resposta do modelo numérico como pode ser verificado nas Figuras 3.6 e 3.7, que mostram a rotação axial do duto flexível nos ensaios de tração com rotação livre, considerando respectivamente o duto íntegro e com cinco arames da armadura externa de tração danificados.

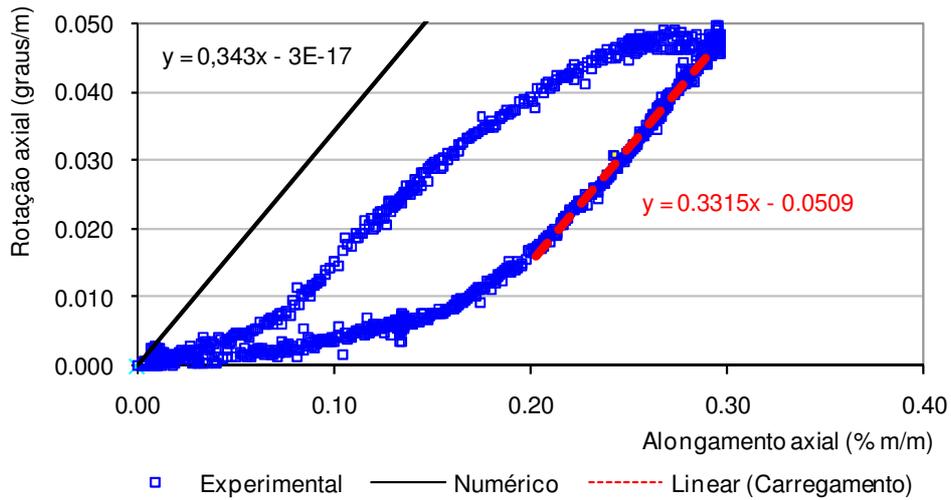


Figura 3.6 - Rotação axial vs alongamento axial no duto íntegro.

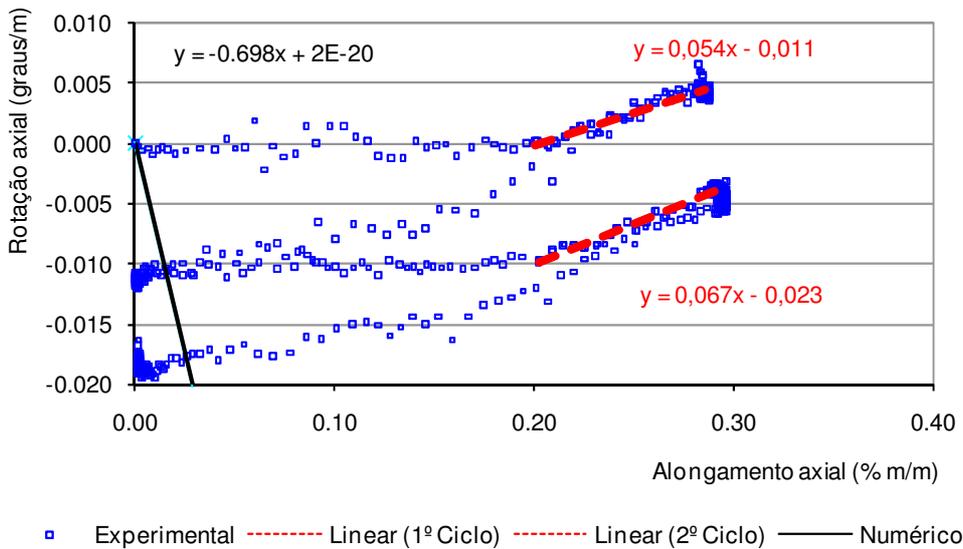


Figura 3.7 - Rotação axial vs alongamento axial do duto com cinco arames rompidos na armadura externa de tração.

A Figura 3.6 indica que o duto em seu estado íntegro gira no sentido horário ao ser aplicado um carregamento de tração, de acordo com a convenção de sinais adotada e descrita no item 2.2.2.5, ou seja, no sentido de assentamento dos arames da armadura externa de tração.

Também pode ser observado na Figura 3.6 que as medidas experimentais da rotação do duto apresentaram algum tipo de não linearidade no início do carregamento, bem como no início e no final do descarregamento. A não linearidade no início do carregamento é causada pela acomodação das camadas do duto flexível, devida aos efeitos da flexão do duto, das folgas pré-existentes de seu processo fabril e do atrito existente. Já no início do descarregamento, a não linearidade observada pode ser atribuída ao atrito estático inicial, pois se percebe na Figura 3.6, que o alongamento diminui no início do descarregamento, porém a rotação do duto permanece praticamente constante até que ocorra a total reversão da rotação imposta. Já no final do descarregamento, os efeitos da flexão e das folgas voltam a influenciar no comportamento da rotação e, assim, surge uma nova região de resposta não linear.

Como mencionado anteriormente, a partir de 280 kN, o duto não mais apresenta a configuração de catenária dupla e fica em uma configuração praticamente horizontal. Deste modo, não há mais influência da flexão sobre a rotação e essa varia linearmente com a carga aplicada até o final da fase de carregamento. Comparando, nessa fase, a relação obtida experimentalmente entre a rotação axial do duto flexível e o seu alongamento à relação estimada numericamente, verificou-se uma resposta bastante similar, registrada por uma diferença em torno de 3,4%, como apresentado na Figura 3.6.

Com o rompimento dos arames, o balanceamento do duto é comprometido. Inicialmente, na Figura 3.7, nota-se que há uma busca por uma nova configuração de equilíbrio na fase de descarregamento do duto. Antes do rompimento dos arames, há um momento de torção referente a uma dada quantidade de arames existente nas armaduras de tração. Com a ruptura de arames durante a fase de carregamento, esse momento de torção é aplicado em uma quantidade menor de arames conduzindo a uma nova configuração de equilíbrio quando o duto é descarregado. Essa nova configuração de equilíbrio é alcançada com uma rotação axial acumulada no sentido da armadura interna de tração.

A Figura 3.7 mostra ainda que o rompimento dos arames modifica significativamente a rotação axial do duto flexível na fase de carregamento. Houve uma significativa redução dessa rotação quando comparada à resposta da estrutura íntegra, ou seja, há uma tendência à inversão no sentido da rotação.

Da mesma forma adotada para a condição íntegra, tomou-se o valor de 280kN e a partir deste, foi ajustada uma reta aos dados até o máximo valor de força aplicada, de maneira a representar a região de comportamento linear da rotação do duto e compará-la ao resultado do modelo numérico. Observou-se que há uma grande discrepância entre esses resultados. O modelo numérico prevê a inversão do sentido da rotação axial com os 5 arames rompidos, enquanto o modelo experimental apresenta também uma redução da rotação axial, porém com menor intensidade.

Este efeito é causado pelo atrito entre camadas, que não foi inicialmente considerado nas análises numéricas, posto que esse atrito tende a restituir a capacidade de carga do arame à medida que seções mais afastadas da região danificada são observadas. Com a restauração da carga, a rotação axial tende ao valor observado no duto íntegro. Desta forma, como as medidas experimentais foram realizadas 7,6m da região danificada, espera-se que os arames já estejam sob ação de forças axiais inferiores às observadas na análise íntegra, mas capazes de reduzir o efeito do rompimento dos arames na rotação axial. Assim, a rotação axial medida experimental tende ser sempre inferior à numérica, caso o atrito entre camadas seja desconsiderado. A Figura 3.8 ratifica esse efeito apresentando a evolução da rotação axial com o número de arames rompidos na armadura externa de tração.

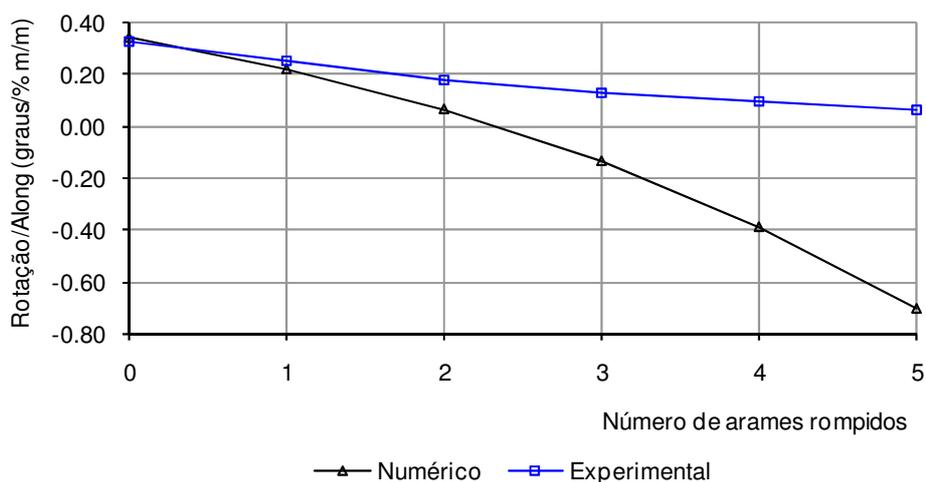


Figura 3.8 - Evolução da rotação do duto flexível com o rompimento dos arames da armadura externa de tração.

Pela Figura 3.8, pode-se observar que o modelo numérico, por desconsiderar o atrito entre as camadas, de fato apresenta, em comparação com os ensaios experimentais, uma tendência mais abrupta de queda das rotações à medida que vão se rompendo os arames da armadura de tração. Com três arames rompidos, por exemplo, o modelo numérico indica que o duto está girando no sentido oposto ao obtido na estrutura íntegra. Assim, seria necessário buscar condições de restrição ao movimento dos arames rompidos de forma que esses recuperassem parte de sua capacidade resistente e, deste modo, se aproximassem da resposta experimental.

3.5 - Verificação das deformações nos arames da armadura externa de tração

A Figura 3.9 ilustra a distribuição das deformações nos arames da armadura de tração externa após o rompimento de 5 arames na armadura externa de tração.

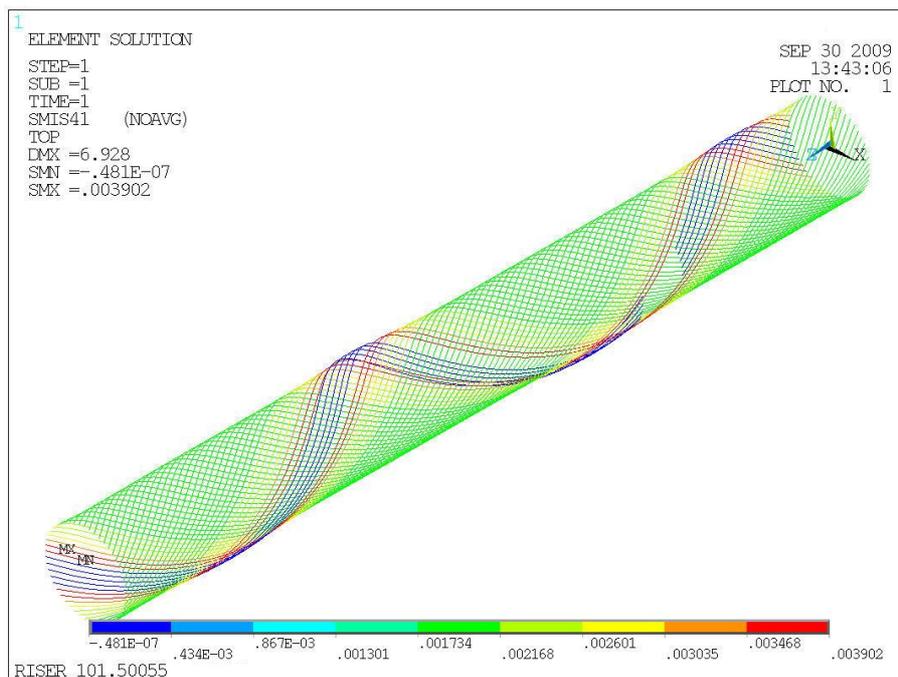


Figura 3.9 - Distribuição de deformações nos arames da armadura externa de tração do duto flexível danificado, com cinco arames rompidos.

Percebe-se na Figura 3.9, que há uma redistribuição de tensões sobre os arames da armadura externa sendo que esta não é feita de forma uniforme ao longo das seções do duto flexível. Os arames mais próximos à região do dano sofrem maior solicitação, enquanto os arames mais afastados não apresentam variações significativas em suas tensões.

Neste ponto, é importante definir o fator de amplificação de deformações como forma de comparar as repostas numérica e experimental:

$$Fa = \frac{\text{Deformação}_{\text{duto danificado}}}{\text{Deformação}_{\text{duto íntegro}}} \quad (3.1)$$

onde;

Fa é o fator de amplificação das deformações sobre os arames íntegros.

Para obtenção do valor das amplificações das deformações sobre os arames da armadura externa de tração, foram utilizadas em todos os ensaios as medidas de deformações dos 47 *strain gages* uniaxiais colados sobre os arames da armadura externa do duto, no sentido axial ao seu assentamento, conforme descrito no plano de instrumentação apresentado no item 2.2.1. A distribuição dos *strain gages* instalados pode ser vista na Tabela 2.4. Não houve necessidade de descontar o valor do resíduo inicial das deformações registradas, pois o comportamento se mostrou linear. Tem-se, portanto, como objeto de interesse apenas o coeficiente angular da reta ajustada aos pontos formados pelo gráfico da deformação vs força aplicada.

Foram calculados todos os coeficientes angulares da relação deformação vs força aplicada, para todos os *strain gages*. Cada ciclo completo de carregamento de cada ensaio realizado foi considerado em separado e para cada *strain gage*, foi estimada a média aritmética desses valores juntamente com o erro médio quadrático associado a massa de dados.

A análise realizada considerou a seqüência dos arames rompidos apresentado no item 2.2.1, partindo do rompimento do arame de número 25 e alternando os danos nos seus vizinhos conforme descrito no mesmo item.

A Figura 3.10 apresenta a resposta local das deformações medidas pelos 29 *strain gages* colados nos arames na primeira janela, onde foram impostos os danos. Os valores obtidos nos ensaios onde se tinha o duto danificado, foram divididos pelos valores encontrados no ensaio com o duto íntegro e, assim, obteve-se a relação da amplificação de deformações de cada arame monitorado, por ensaios realizados.

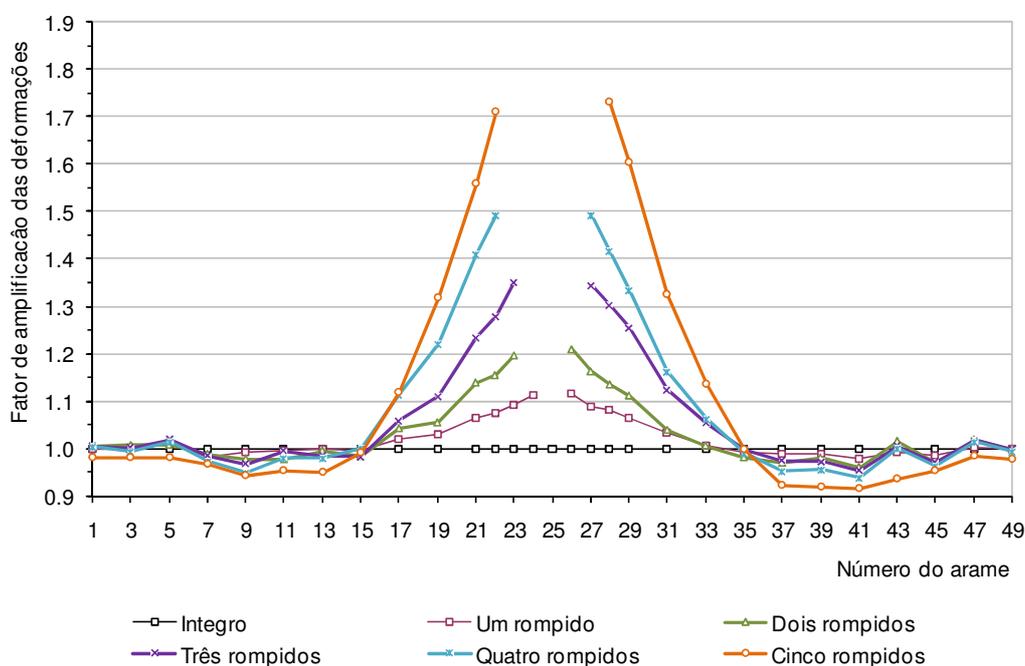


Figura 3.10 - Medidas experimentais da amplificação de deformações sobre os arames da armadura externa de tração do duto flexível com a evolução dos rompimentos dos arames.

Pela Figura 3.10, percebe-se que a redistribuição de deformações sobre os arames da armadura externa de tração do duto flexível se faz de uma forma não homogênea ao longo da seção monitorada. Nota-se que os arames íntegros e adjacentes aos arames danificados registraram maior deformação. Afastando-se da região do dano, verificou-se que as deformações sobre os respectivos arames foram diminuindo, chegando a valores bem próximos ao registrados quando o duto ainda estava em sua condição íntegra.

Outro fato observado é que certas distâncias da região danificada, independente da quantidade de arames rompidos nos ensaios realizados, existem dois pontos equidistantes (arames 15 e 35) nos quais as deformações em todos os ensaios não apresentaram alterações. A partir destes pontos, alguns arames sofrem um alívio em seu carregamento, que, para o caso do duto com 5 arames rompidos, chegou a uma redução de aproximadamente 8% na deformação registrada quando o duto estava em seu estado íntegro. Esta diminuição pode ser explicada, segundo PINHO, (2009), pelo desbalanceamento do duto causado pelo rompimento dos arames.

A Figura 3.11 apresenta a variação do fator de amplificação de deformações obtida em cada uma das análises realizadas com o modelo numérico.

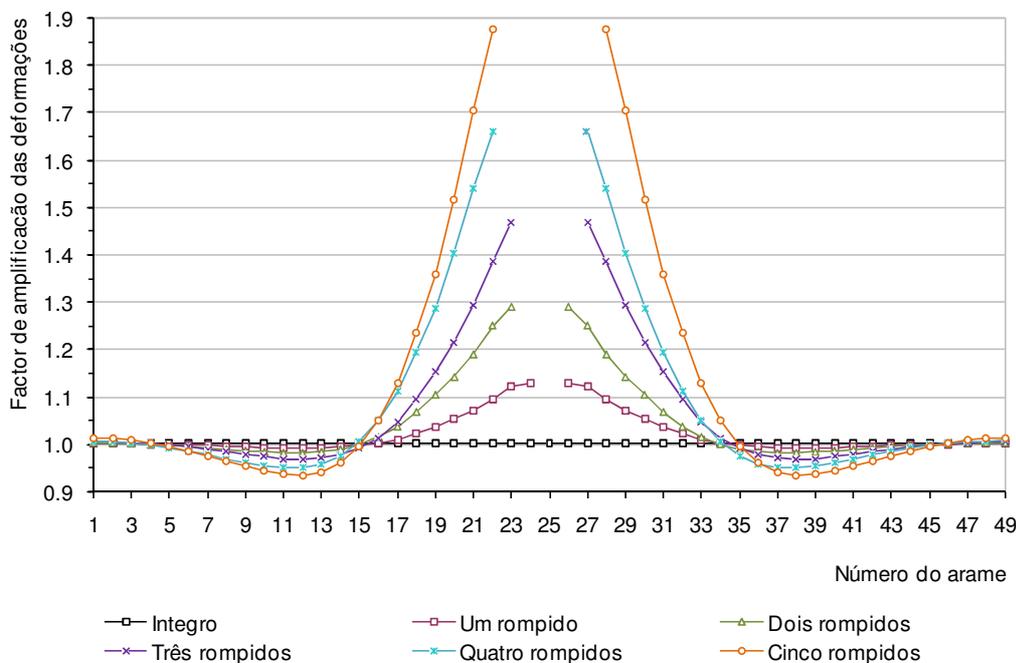


Figura 3.11 - Resultado da redistribuição da tensão nos arames da armadura externa de tração obtida pelo modelo numérico adotado no estudo de caso.

Percebe-se, pela Figura 3.11, que a resposta do modelo numérico tem a mesma forma apresentada na Figura 3.10, seguindo a tendência da redistribuição de deformações encontrada nos ensaios experimentais. Há apenas pequenas diferenças, inferiores a 10%, entre os valores dos fatores de amplificação encontrados. Os valores numéricos, contudo, mostram-se mais conservativos.

A Figura 3.12 apresenta uma comparação gráfica entre o resultado experimental e o resultado numérico para o caso de 5 arames rompidos. Cabe ressaltar que o resultado da análise numérica desconsiderando o atrito entre as camadas fazem com que as tensões sejam constantes ao longo de todo o comprimento do arame. No caso das medidas experimentais, as mesmas foram tomadas pelos *strain gages* instalados na seção onde foram impostos os danos, presente dentro da primeira janela, conforme apresentado no item 2.2.1, não sofrendo influencia da recomposição da tensão sobre os arames rompidos ao longo do duto devido ao atrito.

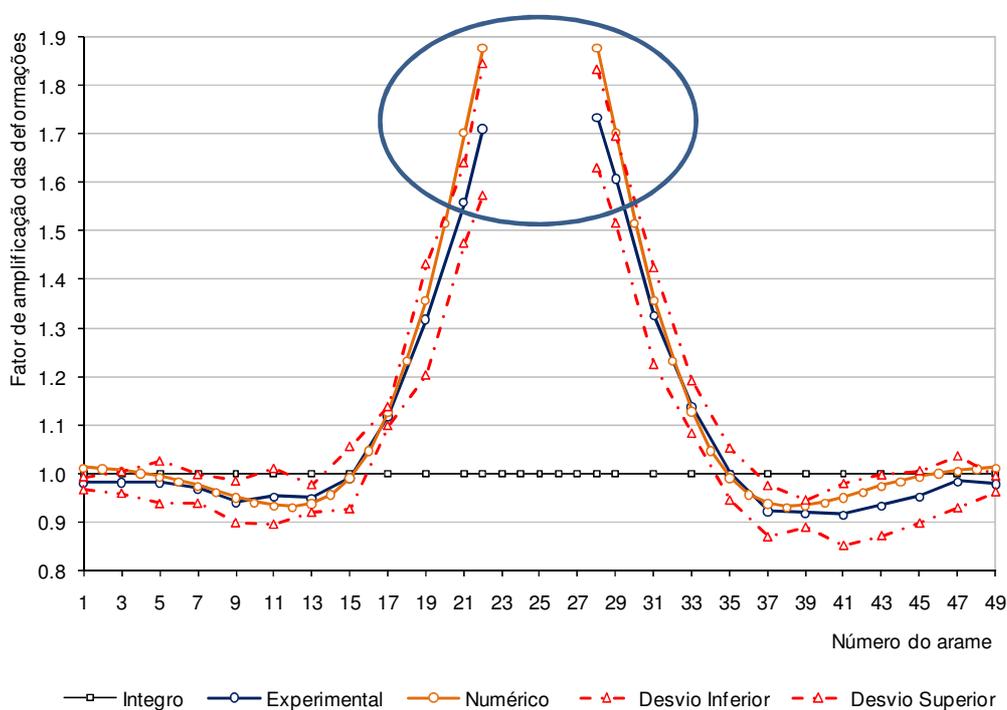


Figura 3.12 - Correlação entre as respostas experimental e numérica da redistribuição das tensões sobre os arames da armadura externa de tração considerando a condição do duto danificado com cinco arames rompidos.

Para o caso do duto com um arame rompido, as tensões nos arames imediatamente vizinhos ao dano chegaram a ser 12% superiores às tensões registradas com o duto integro, sendo que o modelo numérico adotado obteve uma resposta 3% superior em relação aos valores encontrados nos ensaios experimentais. Com a evolução dos danos, as deformações na vizinhança foram progressivamente aumentando. Assim, para o duto com dois arames rompidos, as tensões registradas

foram 21% superiores, tendo o modelo numérico encontrado uma resposta 8% superior. Para o caso do duto com três, quatro e cinco arames rompidos, os valores das tensões registradas nos ensaios experimentais foram respectivamente 35%, 49% e 73% superiores, com uma resposta numérica correspondente de 9%, 11% e 10%.

Portanto, verifica-se que as respostas do modelo numérico adotado na análise de deformações sobre os arames da armadura externa de tração indicaram uma excelente aproximação dos valores encontrados nos ensaios experimentais, mantendo uma coerência com a tendência da distribuição das deformações sobre a seção analisada.

As Figuras 3.13 e 3.14 ilustram o resultado da amplificação registrada pelos *strain gages* colados na segunda e terceira janelas respectivamente adjacentes aos arames rompidos conforme descrito na seção 2.2, tendo como referência em ambas, o resultado encontrado na medição na primeira janela.

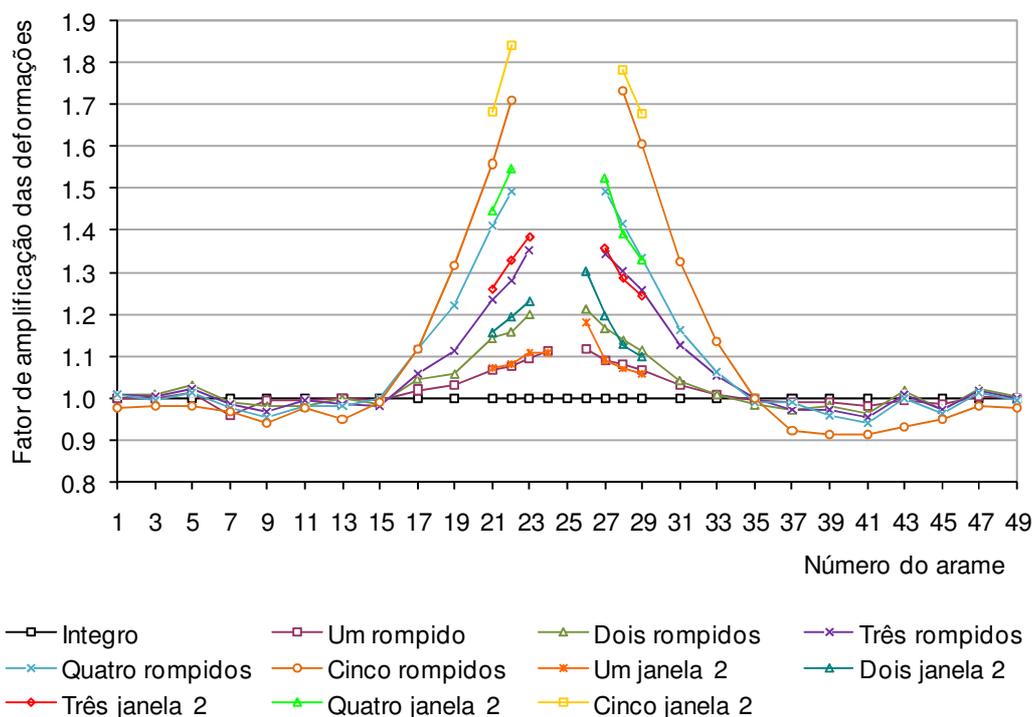


Figura 3.13 - Amplificação de deformações registrada nos *strain gages* colados na segunda janela.

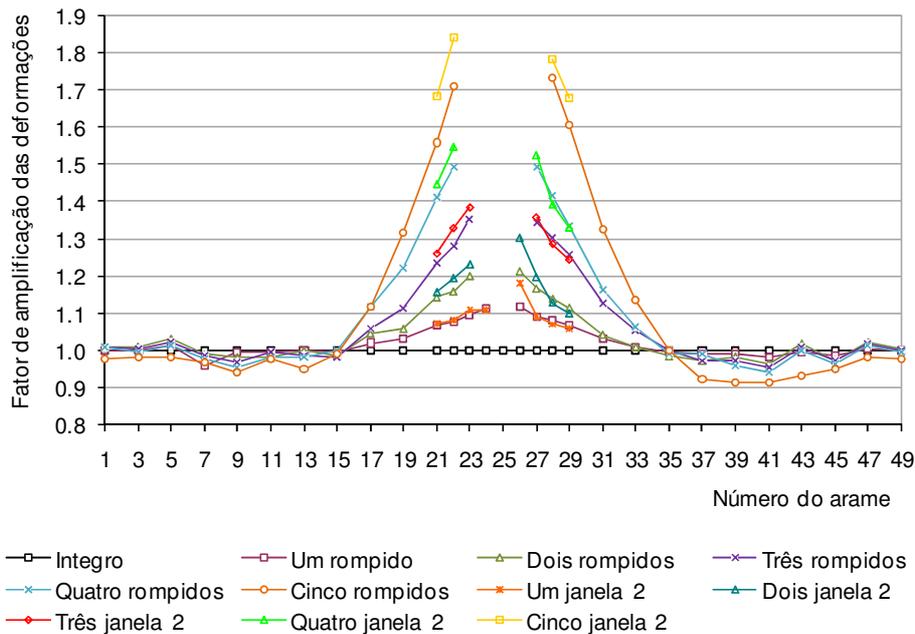


Figura 3.14 - Amplificação de deformações registrada nos *strain gages* colados na terceira janela.

Essas figuras indicam que há uma pequena variação das deformações à medida que se observam pontos mais afastados do dano. Essas medidas, porém, não se distinguem claramente das medidas na região do dano. Algumas, inclusive, são levemente maiores do que as observadas na região danificada. Em outras palavras, a recuperação dos arames rompido é lenta a ponto de a uma distância de 1,30m da região danificada não haver qualquer redução nas deformações medidas nos arames remanescentes, ou seja, os arames rompido não recuperaram carga por atrito. Isto pode ser atribuído possivelmente a dois pontos:

1. Considerou-se, nesse trabalho, apenas tração pura e, portanto, as pressões de contato dos arames com as camadas adjacentes são relativamente pequenas e, assim, as forças de atrito também são baixas.
2. A abertura de janelas de medição elimina trechos de contato entre os arames e a camada plástica externa que poderiam maximizar a recuperação de carga.

De toda forma, porém, a recuperação total dos arames necessita de um razoável comprimento de duto.

CAPÍTULO 4

CONCLUSÕES E SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

A compreensão do comportamento estrutural dos dutos flexíveis não é uma tarefa fácil. Para o seu melhor entendimento, faz-se necessária a contínua pesquisa de ordem experimental, para que assim se possa direcionar o desenvolvimento dos modelos, quer analíticos ou numéricos, no intuito de se obter uma ferramenta capaz de prever com razoável acurácia a resposta da estrutura quando submetida a diferentes cargas mecânicas.

A resposta prevista pelo modelo numérico adotado neste trabalho obteve excelente correlação com as medidas obtidas experimentalmente em um duto flexível de 4", tanto no estado íntegro, quanto danificado com até cinco arames da sua armadura externa de tração rompidos.

Diferente da abordagem proposta pelos modelos analíticos disponíveis (PINHO, 2008), o modelo numérico utilizado foi capaz de simular adequadamente os danos nos arames da armadura externa de tração. É importante destacar que os modelos analíticos simulam a ruptura de arames diminuindo a seção de aço resistente e distribuindo uniformemente em cada arame a carga atuante nas armaduras de tração.

O modelo numérico simulou adequadamente a distribuição de tensões/deformações ao longo dos arames da armadura externa de tração do duto íntegro e a redistribuição que ocorre quando se considera este mesmo duto com arames rompidos na armadura externa de tração. Na análise de estruturas danificadas, as maiores tensões são observadas nas proximidades do dano e vão diminuindo nos arames mais afastados, que tendem a estar solicitados como na estrutura íntegra.

O alongamento axial e a contração radial experimentada pelo duto pouco variaram com o rompimento dos arames da armadura de tração. A rotação axial, contudo, é bastante afetada. No duto estudado, o rompimento dos arames provocou a diminuição da rotação axial imposta.

Na avaliação deste trabalho não se contemplou o efeito da flexão no comportamento do duto. Observou-se experimentalmente, contudo, que a configuração inicial do duto, fletida pelo peso próprio da amostra, tem grande impacto na avaliação da rotação axial inicial do duto. Foi necessário aplicar uma força de 280kN para que essa configuração não influenciasse na resposta do duto. A partir deste valor de carga, pode se dizer que o duto assumiu uma configuração retilínea.

O efeito do atrito entre as camadas do duto flexível não é relevante no estudo do comportamento do duto quando a análise é direcionada para o cálculo do alongamento axial ou das tensões/deformações na seção danificada. É, por outro lado, impactante quando se pretende avaliar o comportamento da rotação induzida por forças axiais.

O modelo numérico utilizado possui alguns parâmetros de ajuste, tais como o coeficiente de atrito ou adesão entre as camadas, que permitem a calibração com os resultados experimentais apresentados.

A partir das conclusões deste trabalho, é possível apontar algumas proposições de estudos futuros tais como:

- Estudar o comportamento estrutural de dutos flexíveis submetidos a cargas isoladas de compressão axial, flexão e torção;
- Estudo dos mecanismos de falha associados a dutos flexíveis danificados sob a ação de diferentes cargas tais como tração, compressão, pressões interna e externa, flexão e torção;

- Estudar, tanto numericamente quanto experimentalmente, o comportamento de dutos flexíveis danificados submetidos a cargas combinadas de tração ou compressão, pressão interna e externa, flexão e torção;
- Avaliar o efeito do rompimento dos arames na estimativa da vida útil à fadiga de dutos flexíveis.
- Desenvolver modelos analíticos capazes de obter as distribuições de tensão ao longo das camadas de um duto flexível danificado.

Devido ao grande comprimento do espécime ensaiado e a conseqüente influência do peso próprio no início dos ensaios, fica aqui a sugestão, para os novos trabalhos, que se utilizem corpos de provas menores ou que se apliquem ciclos de carga alternados acima do valor de tração necessária para que o efeito da flexão não comprometa o comportamento do duto.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ANDERSON, K.; MACLEOD, I.; O'KEEFFE, B., 2007, "In-service repair of Flexible Riser Damage Experience with the North Sea Galley Field". In: Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 29382, San Diego, California, EUA, 10-15 Junho.
- ANP Agência Nacional do Petróleo Informações sobre reservas brasileiras de petróleo e gás natural comprovadas, disponibilizados por esta agência. Disponível em: <<http://anp.com.br/>>. Consultado em 9 de Julho 2008, 16:38:14.
- ANSYS, 2007, ANSYS Reference Manual (version 11.0), ANSYS Inc.
- API RP 17B, 2002, *Recommended Practice for Flexible Pipe*, 2nd ed., Washington, American Petroleum Institute.
- BAHTUI, A., BAHAI, H., and ALFANO, G., 2008, "A Finite Element Analysis of Unbonded Flexible Risers under Axial Tension," Proceedings of the ASME 27th OMAE, 57627, Estoril.
- BASTIAN, F. L., 2000, "Materiais". In: *Curso de Extensão em Tubos Flexíveis e Cabos Umbilicais*, Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- BATISTA, R. C., BOGARIN, J. A. G., EBECKEN, N. F. F., 1989, "Local Mechanical Behaviour of Multilayered Flexible Risers", In: Proceedings of the 7th International Symposium on Offshore Engineering, pp. 494-510, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Agosto.
- BECH, A., SKALLERUD, B., SOHDAL, N., 1992, "Structural Damping in Design Analysis of Flexible Risers", In: *Proceedings of the First European Conference on Flexible Pipes, Umbilicals and Marine Cables (MARINFLEX)*, London, Nov.

- BERGE, S., ENGSETH, A., FYLLING, I. *et al.*, 1992, *FPS2000 / Flexible Risers and Pipes: Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes*. Report STF70 A92006, SINTEF Structural Engineering, Trondheim, Norway.
- BOTTO, A.; BANTI, C.; O'SULLIVAN, E., 2008, "Managing ageing flexible pipe assets". In: *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 57811, Estoril, Portugal, 15-20 Junho.
- CARNEVAL, R. O.; MARINHO, M.G.; SANTOS, J.M., 2006, "Flexible Line Inspection". European Conference on Nondestructive Testing, poster 106, Berlin, Alemanha, 25-29 Setembro.
- COSTA, C. H. O., 2003. Correlação Analítico experimental de Risers Flexíveis Submetidos a Cargas Radiais. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- CUSTÓDIO, A. B., 1999, *Modelagem Numérica do Comportamento Axissimétrico de Cabos Umbilicais Submarinos*. Tese de M.Sc, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- CUSTODIO, A. B., and VAZ, M. A., 2002, "A Nonlinear Formulation for the Axisymmetric Response of Umbilical Cables and Flexible Pipes," *Applied Ocean Research*, 24, pp. 21-29.
- CRUZ, F. T. L., 1996, *Análise Estrutural de Linhas Flexíveis pelo Método dos Elementos Finitos*. Dissertação M.Sc., EPUSP, São Paulo, Brasil.
- FERET, J. J., and BOURNAZEL, C. L., 1987, "Calculation of Stresses and Slip in Structural Layers of Unbonded Flexible Pipes". IN: *Journal of Offshore and Mechanic Arctic Engineering*, vol. 109, pp. 263-269.
- GOTO, Y. OKAMOTO, T., ARAKI, m., FUKU, T., 1987, "Analytical Study of the Mechanical Strength of Flexible Pipes", *Journal of Offshore & Mechanic Arctic Engineering*, v. 109, pp. 249-253.

- LEMOS, C. A. D., JOIA, C. J. B., TROINA, L. M. B., BRACK, M., MOURELLE, M. M., ALMEIDA, M. C., TEIXEIRA, S. C. S., 2006, "Dutos flexíveis". Apostila: *Especificação Técnica e Análise de Projeto*. PETROBRAS.
- LEMOS, C. A. D.; SOUSA, F. J. M.; SOUSA, J. R. M., 2008, "Flexible riser fatigue re-evaluation to extend the service life". In: *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 57817, Estoril, Portugal, 15-20 Junho.
- MARINHO, M. G.; CAMERINI, C. S.; SANTOS, J. M.; PIRES, G. P., 2007, "Surface Monitoring Techniques for a Continuous Flexible Riser Integrity Assessment". In: *Offshore Technology Conference*, 18946, Houston, Texas, EUA, 30 Abril - 03 Maio.
- MARINHO, M. G.; CAMERINI, C. S.; MORIKAWA, S. R.; PIPA, D. R.; PIRES, G. P.; SANTOS, J. M.; MOREIRA, A. B, 2008, "New techniques for integrity management of flexible riser - end fitting connection". In: *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 57929, Estoril, Portugal, 15-20 Junho.
- MUÑOZ, H. E., 2009. *Correlação Numérica – Experimental de Dutos Flexíveis Submetidos a Cargas de Tração e Torção*. Dissertação de M.Sc., PEC-COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- OLIVEIRA, J. G., GOTO, Y., OKAMOTO, T., 1985, "Theoretical and methodological approach to flexible pipe design and application". In: *Proceedings of the 19th Offshore Technology Conference (OTC)*, OTC-5021, Houston, Maio.
- OLSEN, G. P.; RONGVED, K., 2002, "Operators Experience with flexible risers". In: *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 28122, Oslo, Noruega, 23-28 Junho.
- PINHO, A. N., 2009. *Análise Numérica de uma Linha Flexível com a Armadura Externa de Tração Danificada*. Dissertação de M.Sc., PEC-COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- RAMOS, R.; PESCE, C. P., 2002, "A consistent analytical model to predict the structural behavior of flexible risers subjected to combined loads". In: Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 28081, Oslo, Noruega, 23-28 Junho.
- RAMOS Jr., R., MARTINS, C. A., PESCE, C. P., and ROVERI, F. E., 2008, "A Case Study on the Axial - Torsional Behavior of Flexible *Risers*," Proceedings of the ASME 27th OMAE, 57514, Estoril.
- RIBEIRO, E. J. B., SOUSA, J. R. M., ELLWANGER, G. B., and LIMA, E. C. P., 2003, "On the Tension-Compression Behaviour of Flexible *Risers*," Proceedings of the 13th International Offshore and Polar Engineering Conference, pp. 105-112, Honolulu.
- SAP - 2000, 2004, SAP - 2000 Analysis Reference (version 9.0.3), Computers Structures.Inc.
- SOUSA, J. R. M., 1999, *Análises Numérica de Risers Flexíveis*. Dissertação de M.Sc., PEC-COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SOUSA, J. R. M., 2005. *Análise Local de Linhas Flexíveis pelo Método dos Elementos Finitos*. Tese de DSc, PEC-COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SOUSA, J. R. M.; PINHO, A. N.; ELLWANGER, G. B.; LIMA, E. C. P., 2009, "Numerical Analysis of a Flexible Pipe with Damaged Tensile Armor Wires". In: Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 80014, Honolulu, Hawaii, 31 Maio-05 Junho.
- SOUZA, A. P. F., 2002, *Colapso de Dutos Flexíveis sob Pressão Extrema*. Tese de DSc, PENO-COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- TROINA, L. M., ROCHA, D. M., SERTÃ, O. B., GEYMAYR, J. B., 19982 "Expert system for strength prediction of flexible risers". In: *Proceeding of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineereing*, 0416, Lisboa, Junho.

WITZ, J. A., and TAN, Z., 1992, "On the Axial-Torsional Behaviour of Flexible Pipes, Umbilicals and Marine Cables," *Marine Structures*, 5, pp. 205-27.

WITZ, J. A., 1996, "A Case Study in the Cross-Section Analysis of Flexible Riser". *Marine Structures*, v.9, pp. 885-904.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)