

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,
METALÚRGICA E DE MATERIAIS – PPGE3M

WALTER ANDREY FONTANA

EMPREGO DE CABOS DE AÇO COMO ARMADURA DE TRAÇÃO PARA A
APLICAÇÃO EM DUTOS FLEXÍVEIS

Porto Alegre

2013

WALTER ANDREY FONTANA

**EMPREGO DE CABOS DE AÇO COMO ARMADURA DE TRAÇÃO PARA A
APLICAÇÃO EM DUTOS FLEXÍVEIS**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Porto Alegre

2013

WALTER ANDREY FONTANA

**EMPREGO DE CABOS DE AÇO COMO ARMADURA DE TRAÇÃO PARA A
APLICAÇÃO EM DUTOS FLEXÍVEIS**

**Esta tese foi julgada adequada para
obtenção do título de Doutor em
Engenharia, área de concentração
em Ciência e Tecnologia dos
Materiais, e aprovada em sua forma
final, pelo orientador e pela Banca
Examinadora do Programa de Pós-
Graduação.**

**Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker
Orientador e Coordenador do PPGE3M**

Aprovado em 04/06/2013

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. Antônio Fernando Burket Bueno – IFRS _____

Prof. Dr. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski – PPGE3M/UFRGS _____

Prof. Dr. Luciano Volcanoglo Biehl – FURG _____

**Dedico este trabalho a minha esposa Luciana,
aos meus filhos Eduardo e Francisco, e aos
meus pais Valter (*in memoriam*) e Leda.**

AGRADECIMENTOS

Este trabalho não teria sido possível sem o apoio de diversas pessoas. O autor agradece de forma especial:

Ao Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker pela orientação, oportunidade, apoio e paciência;

Ao Prof. Dr. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski por sua amizade, dedicação e pelo incentivo para os estudos de mestrado e doutorado;

À minha esposa Luciana Sauer Fontana e filhos Eduardo Sauer Fontana e Francisco Sauer Fontana, pelo carinho, compreensão e incentivo ao longo destes anos;

Aos meus pais, Valter (in memoriam) e Leda, por terem propiciado um ambiente saudável de desenvolvimento;

Aos colegas do grupo de *risers* Prof. Dr. Antônio Bueno e Prof. Dr Flávio Xavier;

Aos colegas do Lamef envolvidos no trabalho: MSc Facundo Lopez, MSc Fabiano Mattei, MSc Guillermo Mudry, MSc Leandro Vanz de Andrade, Eng^a Nataly Cé e o graduando Diego Trento Buzzatti;

Aos colegas do ITT Fuse, Eng. Edilar Predabon, MSc Maurício França e Katiele Kaipers;

Por fim, a todos que direta ou indiretamente colaboraram para a conclusão deste trabalho.

“Seja você quem for, seja qual for a posição social que você tenha na vida, a mais alta ou a mais baixa, tenha sempre como meta muita força, muita determinação e sempre faça tudo com muito amor e com muita fé em Deus, que um dia você chega lá. De alguma maneira você chega lá.”

Airton Senna da Silva

SUMÁRIO

1	Introdução	19
1.1	Objetivo geral	20
1.2	Objetivos específicos	20
1.3	Estrutura da Tese	21
2	Revisão Bibliográfica	22
2.1	Cálculo de tensões nas armaduras de tração	22
2.1.1	Comportamento de dutos flexíveis sob carregamento	24
2.1.2	Tensões axiais na armadura de tração	25
2.1.3	A ancoragem dos cabos nos conectores.	28
2.2	Emprego de cabos de aço em operações <i>offshore</i>	31
2.3	Comportamento em fadiga de cabos de aço	33
2.4	Modelo para aumento da vida em fadiga	35
2.5	Trabalhos desenvolvidos no Lamef/Ufrgs	38
3	Materiais e métodos	40
3.1	Seleção do cabo de aço	40
3.2	Caracterização Metalúrgica – Metalografia	42
3.3	Caracterização Dimensional	43
3.4	Caracterização Mecânica – Ensaio de tração	44
3.5	Determinação do módulo de elasticidade aparente do cabo	45
3.6	Ensaio de fadiga dos cabos	46
3.7	Ensaio de fadiga em água do mar	48
3.8	modelo de Elementos finitos da Seção da conexão	48
3.9	Análise da distribuição das tensões no interior da seção da conexão	51
3.10	Radiografia	52
3.11	Ensaio na seção da conexão	53
3.12	Configuração da armadura de tração	54
3.13	Projeto dos conectores	55
3.14	Construção do duto flexível e conexão	56
3.15	Ensaio Mecânicos: fadiga e tração monotônico	60
3.16	Análise: comportamento mecânico e integridade estrutural	62
3.17	Microscopia eletrônica de varredura	62
4	Resultados e Discussão	63
4.1	Análise Metalográfica	63
4.2	Caracterização Dimensional	68

4.3	Ensaio de Tração dos Cabos.....	70
4.4	Determinação do Módulo de Elasticidade Aparente do Cabo	72
4.5	Ensaio de Fadiga dos Cabos	73
4.6	Ensaio de Fadiga em Água do Mar	75
4.7	Análise das Tensões da Seção da Conexão pelo método de Elementos Finitos.....	79
4.8	Distribuição de Tensões com Extensômetros	83
4.9	Radiografia da Seção da conexão	86
4.10	Ensaio das Seções da conexão	88
4.11	Ensaio de Tração Duto Flexível Construído.....	91
4.12	Ensaio de Fadiga do Duto Flexível Construído	91
4.13	Ensaio de Tração Monotônico do Duto Flexível Construído.....	95
4.14	Integridade das Conexões	97
4.15	Resultados da Análise da Falha	98
4.16	Comparação de Parâmetros.....	109
5	Conclusões	114
5.1	Sugestão de Trabalhos Futuros.....	116
6	Referências Bibliográficas	117
7	Apêndices	123

Lista de Figuras

Figura 1 – Estrutura típica de um duto flexível	23
Figura 2 - Regiões típicas em um conector	29
Figura 3 - Mecanismo de tenacificação por ponteamento de trinca (crack bridging) ...	36
Figura 4 - Seção transversal do cabo 6x19 empregado.	42
Figura 5 – Lupa empregada na medição dos ângulos dos cabos.....	43
Figura 6 – Referências empregadas na medição dos ângulos.....	44
Figura 7 - Sistema de fixação do cabo de aço na máquina de ensaio.....	45
Figura 8 - Corpo de prova no ensaio de fadiga ao ar	46
Figura 9- Corpos de prova dos ensaios de fadiga axial. Em (a) é mostrado o cabo imerso em água do mar e em (b) o tendão com o recipiente com água do mar sintética.	48
Figura 10 - Em (a) é mostrada a seção da conexão , com o cabo posicionado e em (b) o modelo 3D desenvolvido.....	49
Figura 11 - Condições de contorno aplicadas na seção da conexão.....	51
Figura 12 – Em (a) mostrando a posição dos extensômetros 1, 2 e 3 colados no cabo de aço. Em (b) é mostrado o sistema de aquisição de dados HBM Spider para a captura do sinal dos extensômetros.....	52
Figura 13 - Equipamento de raios x empregado na análise da seção da conexão.....	53
Figura 14 - Em (a) o cabo posicionado na seção da conexão para a etapa posterior de vazamento da resina e em (b) sistema na máquina de ensaio.....	54
Figura 15 - a) configuração convencional e b) configuração desenvolvida para a aplicação.	56
Figura 16 – Em a) seção transversal do duto de referência e em b) aspecto da armadura de tração original.	57
Figura 17 - Mostrando em a) construção da armadura interna. Em b) é mostrado o duto flexível pronto para conexão.	58
Figura 18 – Detalhe das armaduras construídas. Em a), mostrando a armadura interna e enquanto em que em b) é mostrada a externa.....	58
Figura 19 – a) conector convencional e b) conector projetado para o uso de cabos. É possível observar o espaçamento regular entre os cabos em b).....	59
Figura 20 – Vista frontal do conector projetado para uso com cabos.	59
Figura 21 – Em a) mostrando a etapa de vazamento da resina para o conector convencional e em b) para o projetado para o uso de cabos.	60
Figura 22- Duto flexível conectado no sistema de ensaio de tração e fadiga.	61
Figura 23 - Seção longitudinal do tendão. Sem ataque. Magnificação: 100x.	63
Figura 24– Tendão, seção longitudinal. Ataque: Nital 2%. Magnificação: 100x.....	64
Figura 25– Tendão, seção transversal. Ataque: Nital 2%. Magnificação: 500x.	64
Figura 26 - Seção longitudinal do cabo de aço empregado. Sem ataque. Magnificação 50x.....	65
Figura 27 - Seção longitudinal do cabo de aço. Ataque: Nital 2%. Magnificação: 200x.	65
Figura 28 - Seção transversal, mostrando a camada de zinco deformada (seta). Magnificação de 200x.....	66
Figura 29 - Seção transversal do cabo. Magnificação de 100x.	67
Figura 30 - Textura superficial do cabo. Observam-se irregularidades nos arames. Magnificação: 10x.	67

Figura 31 - Detalhe da região mostrada na Figura 30. Magnificação: 20x.....	68
Figura 32- Curvas tensão x deformação dos cabos de aço 6x19-AF	71
Figura 33 - Dados de força versus deformação para a determinação do módulo de elasticidade aparente do cabo 6x19 AF.	72
Figura 34 – Distribuição de frequência do módulo de elasticidade aparente do cabo.	73
Figura 35 - Curva tensão x número de ciclos para os cabos e tendão 15 x 5mm.....	74
Figura 36 - Dados de vida em fadiga dos cabos e tendões em água do mar, para a mesma amplitude de tensão.	76
Figura 37 - Perna do cabo de aço ensaiado em corrosão fadiga, cabo 02.....	77
Figura 38 - Detalhe do cabo 03, em corrosão-fadiga, mostrando um fio rompido por fadiga e produtos de corrosão junto a superfície.....	77
Figura 39 – Em a) mostrando a região onde foi obtido o espectro de EDS do fio sem ter sido exposto em água do mar e em b) espectro EDS, indicando picos de Zn e Al, além de outros elementos.....	78
Figura 40 - Em a) mostrando a região onde foi obtido o espectro de EDS do fio exposto à água do mar e em b) espectro EDS, indicando picos de Cl, Mg, Ca e Zn, além de outros elementos.....	79
Figura 41 – Vista geral da seção da conexão, mostrando a distribuição de tensões de von Mises.	80
Figura 42 – Detalhe da região marcada pelo retângulo da Figura 40, mostrando a distribuição das tensões de von Mises.....	80
Figura 43 – Escala máxima de 140 MPa de tensões de von Mises, apresentando a distribuição de tensões ao longo do cabo e na resina.....	81
Figura 44 – Distribuição das tensões máximas principais na seção da conexão destacando áreas compressivas (setas).....	82
Figura 45 – Distribuição das tensões máximas principais, com escala máxima de 140 MPa.	82
Figura 46 - Distribuição das tensões máximas principais, com escala máxima de 40 MPa.	83
Figura 47 - Deformação específica dos extensômetros em função do tempo.	84
Figura 48 - Deformação específica e força versus tempo no interior da seção da conexão	85
Figura 49 - Distribuição de tensões no interior da seção da conexão, sendo possível observar uma queda gradual das tensões em função da posição. A seta mostra o valor de tensão máximo aplicado.	86
Figura 50 - Radiografia da seção da conexão com cabos, mostrando a presença de bolhas (áreas claras) e a posição dos extensômetros (setas).....	86
Figura 51 - Detalhe da Figura 49, mostrando a região próxima a saída do cabo (esquerda) e a presença de bolhas de ar (áreas claras).	87
Figura 52 – Imagens obtidas por tomografia de uma seção da conexão. Em a) seção transversal e em b) corte ao longo do cabo (longitudinal).	88
Figura 53 - Resultados dos ensaios com as seções da conexão montadas com cabos e com tendões maciços, para a mesma amplitude de tensão.	89
Figura 54 - Amostras dos ensaios com as seções da conexão 05, 06, 07 e 08, mostrando a posição frequente de ruptura (setas).....	90
Figura 55 - Seção da conexão com o tendão 15x5 cp1, mostrando a quebra do tendão no interior da mesma (seta).	90

Figura 56 - Resposta do duto com armadura de cabos ao carregamento de tração até 844kN.....	91
Figura 57 - Fadiga em tração-tração do duto de cabos: dano 0.1, com carga entre 130-304kN.....	92
Figura 58 - Fadiga em tração-tração do duto de cabos: dano 1.0, com carga entre 154-438 kN.....	93
Figura 59 - Fadiga em tração-tração do duto de referência (com tendões) : dano 1.0, com carga entre 154-438 kN.....	94
Figura 60 - Fadiga em tração-tração do duto de cabos: dano 1.0, com carga entre 125-486 kN.....	95
Figura 61 - Curva do ensaio de tração do duto construído.....	96
Figura 62 - Em a) é mostrado o conector convencional, com uma trinca na resina (seta). Em b) é mostrado o conector desenvolvido, sem trincas.....	97
Figura 63 - Em a) é mostrada a ruptura de todos os cabos das camadas internas. Em b) é observado o detalhe da ruptura. Não foram observadas evidências de desgaste ou contato entre cabos.....	98
Figura 64 - Imagem da resina epóxi do conector ensaiado.....	98
Figura 65—Em a) imagem de uma das pernas, após o ensaio de fadiga do duto, longe da área de ruptura dos cabos, mostrando marcas de contato entre os fios (setas). Em b) é mostrada a oxidação.....	99
Figura 66 – Vista lateral, em maior magnificação do cabo usado no ensaio do duto, sugerindo possível desgaste, assinalado pela seta.....	100
Figura 67 - Perna do cabo da camada interna do duto construído, após a fratura. Observa-se a fratura dúctil.....	100
Figura 68—Superfície de fratura de uma perna de outro cabo da camada interna do duto construído.....	101
Figura 69 - Cabo de aço sem uso, indicando a presença de marcas de desgaste, mas de magnitude similar ao fretting do cabo usado no riser.....	102
Figura 70 - Perna do cabo sem uso, indicando alteração geométrica ou desgaste do fio na montagem do cabo (seta).....	102
Figura 71 - Perna do CP5 ,ensaiado em fadiga ao ar com tensão máxima de 565 MPa, após 5×10^6 ciclos. É observada a presença de marcas superficiais nos fios (setas).103	103
Figura 72 – Perna do cabo ensaiado na seção da conexão 8, mostrando marcas superficiais similares aos do duto construído e dos cabos sem uso.....	103
Figura 73 – Fio externo do cabo da seção da conexão A, mostrando a região de nucleação da trinca (seta clara) e microfissuras de delaminação (setas escuras). ...	104
Figura 74 – Fios rompidos da perna do cabo ensaiado na seção da conexão A, mostrando fraturas dúcteis e um fio rompido por fadiga (seta).....	105
Figura 75 – Detalhe da Figura 73, mostrando o fio rompido por fadiga e região de início de trinca (seta).....	106
Figura 76 – Fio da seção da conexão B, mostrando a fratura dúctil.....	106
Figura 77 – Perna da seção da conexão B, mostrando a predominância de fraturas por fadiga nesta perna, exceto um fio, que rompeu ductilmente (seta).	107
Figura 78 – Superfície de fratura do tendão cp1, que foi submetido ao ensaio de corrosão-fadiga.....	107
Figura 79- Superfície de fratura do tendão cp3, que foi submetido ao ensaio de corrosão-fadiga.....	108

Figura 80—Maior detalhe da região assinalada na Figura 79, mostrando a região de início de trinca e os produtos de corrosão.....	108
Figura 81 - Comparação das massas das armaduras.....	109
Figura 82 - Comparação de carregamentos e ciclos em fadiga das duas configurações de armaduras.....	110

Lista de Equações

Equação 1 – Tensão nos tendões das armaduras, conforme sugerido por Ferét e Bournazel (1987)	25
Equação 2 – Espessura equivalente dos tendões	25
Equação 3 – Tensão nos tendões das armaduras	26
Equação 4 – Rigidez axial do duto	26
Equação 5 – Rigidez à flexão conforme proposto por Ramos e Pesce (2004)	27
Equação 6 – Rigidez à flexão conforme proposta por Witz e Tan (1992)	27
Equação 7 – Rigidez à flexão de cabos, proposta por Lanteigne (1985)	28
Equação 8 - Rigidez à flexão de cabos, proposta por Costello (1997)	28
Equação 9 – Determinação das tensões axiais nos fios, segundo Hansel e Olesky (1986)	34
Equação 10 – Módulo de elasticidade aparente do cabo de aço	46
Equação 11 – Tensão no cabo de aço	47

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Corpos de prova e forças empregadas no ensaio de fadiga dos cabos.....	47
Tabela 2 – Configuração de carregamento previsto para a o duto flexível de referência	54
Tabela 3 – Diâmetros das camadas do duto de referência	57
Tabela 4 – Resultado da caracterização dimensional dos fios	69
Tabela 5 – Resumo da avaliação do diâmetro e área dos fios das pernas dos cabos.	69
Tabela 6 – Resultados da avaliação dos ângulos dos fios e das pernas.....	70
Tabela 7 – Resumo das propriedades mecânicas do cabo	71
Tabela 8 – Parâmetros estatísticos do módulo de elasticidade aparente dos cabos...	73

Lista de Abreviaturas e Símbolos

- a – Raio da camada
- A – Área transversal dos tendões na camada
- A_i – Área da camada de fios do cabo de aço
- A_c – Área da seção transversal do cabo
- b – Largura dos tendões
- d – Diâmetro do cabo
- E – Módulo de elasticidade
- E_c – Módulo de elasticidade aparente do cabo de aço
- E_i – Módulo de elasticidade do fio da camada “i” do cabo de aço
- $E_{l_{eq}}$ – Rigidez à flexão equivalente
- $E_{l_{máx}}$ – Rigidez à flexão máxima dos cabos de aço
- $E_{l_{mín}}$ – Rigidez à flexão mínima dos cabos de aço
- E_o – Módulo de elasticidade do fio cabo de aço
- E_{oI_o} – Rigidez à flexão do fio de núcleo do cabo de aço
- e_t – Espessura equivalente dos tendões retangulares
- F – Força axial
- G – Módulo de cisalhamento
- i_s – número de camadas de fios em cada perna
- I – Momento de inércia da camada
- I_b – Momento de inércia na direção binormal
- I_n – Momento de inércia na direção normal
- I_o – Momento de inércia do fio do núcleo
- I_t – Constante de torção
- j – Folga lateral entre os tendões
- J_{cz} – Momento polar de inércia
- k – Fator de multiplicação para determinar a seção resistente do cabo de aço
- K – Fator de intensidade de tensões
- K_{IC} – Tenacidade à fratura
- K_{IEAC} – Fator de intensidade de tensões crítico assistido pelo ambiente
- K_f – Rigidez axial do duto
- L_0 = Comprimento inicial do corpo de prova
- m – Número de camadas plásticas
- m_i – Número de fios da camada de um cabo de aço

n – Número de camadas de fios
 n_i – Número de tendões na camada i da armadura de tração
 P_e – Pressão externa
 P_i – Pressão interna
 r_i – Raio da perna no cabo de aço na camada i
 R_i – Raio do fio da camada i
 α_f – Ângulo entre o fio e a hélice
 α_i – Ângulo da armadura
 α_j – Ângulo entre a camada e o eixo do cabo
 β – Ângulo entre o eixo da perna e o cabo
 ΔL = Variação de comprimento
 ΔP – Diferencial de pressão (externa e interna) no duto
 $\Delta\theta$ – Rotação Axial
 ϑ – Coeficiente de Poisson
 σ_j – Tensão axial em um fio da camada j
 σ_t – Tensão axial nos tendões
 σ_n – Tensão radial nos tendões
 Ω - Seção transversal de todos os fios

Resumo

A necessidade de exploração de petróleo em águas profundas exige o emprego de dutos flexíveis com desempenho em fadiga adequado, sendo as armaduras de tração deste tipo de duto as camadas mais críticas para este tipo de solicitação. Atento a isto, este trabalho mostra o desenvolvimento de um novo conceito de armaduras de tração, que são construídas com cabos de aço. Para avaliar o desempenho dos cabos de aço na armadura tração foi elaborada uma configuração de armadura, com a seleção e aplicação de cabos de aço disponíveis no mercado nacional. Além da caracterização metalúrgica, dimensional e mecânica, foram feitos ensaios de fadiga ao ar e em água do mar sintética no cabo de aço selecionado. Ensaios em fadiga de uma seção da conexão foram feitos para avaliar as características da falha de fadiga, comparando-as com os tendões maciços. Também foi executada uma análise por elementos finitos para avaliar a distribuição de tensões no interior da resina, sendo validada pelo uso de extensômetros no cabo. Foi projetado e construído um duto com a configuração proposta, além das conexões. Este duto foi ensaiado em tração e fadiga e comparado com um duto de referência, em termos de peso, tensões e rigidez axial e a flexão. Os resultados sugerem um grande aumento na vida em fadiga nas conexões e no ambiente com água do mar. Além disso, o duto construído suportou com sucesso todos os modos de carregamento impostos ao duto de referência, superando o número de ciclos deste. As análises de falha indicaram que o duto desenvolvido apresentou o modo de fratura dúctil, enquanto que os ensaios com as seções da conexão indicaram sinais de fadiga em regiões com falha superficial dos fios. A rigidez axial é similar ao do duto de referência e a rigidez a flexão calculada é superior ao do duto de referência devido ao maior diâmetro das camadas das armaduras. Apesar do maior peso do duto desenvolvido, a resistência específica é similar.

Palavras-chave: duto flexível, armaduras de tração, cabos de aço, fadiga.

Abstract

The need for oil exploration in deep water requires the use of flexible pipes with better fatigue performance, and the tensile armor of this type of product layers critical for this type of application. Aware of this, this work shows the development of a new concept of tensile reinforcement, which are built with wire ropes. To evaluate the performance of wire ropes in tensile armor, an armor configuration was developed, with the selection and application of steel cables available in the domestic market. Besides metallurgical characterization, dimensional and mechanical fatigue tests were carried out in air and in synthetic sea water on wire rope selected. Fatigue tests on end-fitting section were made to evaluate the characteristics of fatigue failure, compared with the massive tendons. It has also been performed by finite element analysis to evaluate the stress distribution within the resin, being validated by the use of strain on the wire rope. It was designed and constructed a pipeline with the proposed configuration, in addition to connections. This pipeline was tested in tensile and fatigue compared to a reference pipeline in terms of weight, axial and flexural stiffness and axial tension. The results suggest a large increase in fatigue life on end-fitting and the environment with seawater. Furthermore, the flexible pipe developed successfully endure all modes of loading imposed on the reference pipe, surpassing the number of cycles thereof. The failure analysis indicated that the flexible pipe developed showed ductile fracture mode, while the trials with boxes indicated signs of fatigue failure in the regions with the surface of the wires. The axial stiffness is similar to the reference pipeline and the flexural stiffness calculated is higher than the reference product, due to the greater diameter of the layers of armor. Despite the greater weight of the product developed, the specific resistance is similar.

Keywords: Flexible pipe, tensile armors, wire rope, fatigue.

1 INTRODUÇÃO

A necessidade da exploração de petróleo em águas profundas demanda o emprego de dutos flexíveis de maior desempenho. Em grande parte, o desempenho está associado aos requisitos impostos pela armadura de tração, que é a principal responsável pela integridade da tubulação, face aos carregamentos induzidos pelo peso próprio, correntes marinhas e oscilação da maré. Além disso, em águas profundas e em mar aberto ocorre a elevação dos custos e tempos das operações de lançamento e manutenção de *risers* rígidos.

Atento ao contexto anterior, este trabalho visa contribuir para o desenvolvimento de uma nova configuração de armadura de tração, capaz de suportar maiores ciclos e amplitudes de carregamento em fadiga. O conceito básico é aplicar, ao invés de tendões de aço maciço, cabos de aço nas armaduras. A fundamentação teórica reside no fato de que uma maior resistência à fadiga é obtida com materiais de maior limite de resistência, melhor acabamento superficial e, principalmente, em aplicações marinhas, maior resistência à corrosão. Segundo abordado por Joel (2009), os principais fatores de redução da resistência à fadiga em dutos flexíveis são: a infiltração de água do mar, a permeação de H_2S e CO_2 e o reparo de tubulações.

Os cabos de aço apresentam maior limite de resistência que os tendões. Isto, aliado à característica de menor rugosidade, propicia um ganho potencial na vida em fadiga. Além disso, como a estrutura interna dos cabos é composta de vários fios, a energia necessária para propagar trincas ao longo de toda a secção do cabo é maior que a necessária para propagar em uma secção contínua ou maciça, como a dos tendões usados em armaduras de dutos flexíveis. Em um arame de aço um pequeno defeito pode levar a propagação de uma trinca pelo regime de trincas curtas. Uma vez a trinca passando a ter dimensões maiores irá propagar conforme prevista pela Mecânica da Fratura aplicada à fadiga (Lei de Paris) levando ao rompimento do arame quando o K atingido alcançar o K_{IC} do material. Frente a um ambiente agressivo a trinca irá ser governada pelo fenômeno de corrosão-fadiga e o arame irá romper quando o K alcançado for igual ao valor de K_{IEAC} do material naquele meio. Por outro

lado, se a armadura for fabricada com cabos de aço, cada fio deste tenderá a estar em tensão plana, e a vida em fadiga do duto tende a ser superior.

Este trabalho objetiva desenvolver uma potencial solução para a área de tecnologia de produção, especialmente em aplicações de dutos flexíveis onde há maiores amplitudes de carregamento e transporte de fluidos com características ácidas. Em paralelo, o conceito pode ser usado na recuperação de dutos cuja vida em serviço foi comprometida pela falha da armadura de tração original, favorecendo a redução de custos em campos de menor viabilidade econômica. Aliado a isto, o trabalho desenvolvido pode ser empregado na recuperação de dutos com os recursos existentes nas empresas nacionais, favorecendo a geração de renda e trabalho no Brasil.

1.1 OBJETIVO GERAL

O objetivo geral deste trabalho é testar o conceito do emprego de cabos de aço para a substituição dos tendões de aço maciço na armadura de tração de dutos flexíveis empregados na indústria do petróleo. Para atingir o objetivo geral, foram determinados objetivos específicos, mostrados na sequência do texto.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Os objetivos específicos deste trabalho consistem em:

- Estabelecer a configuração dos cabos de aço para o emprego na armadura de tração;
- Caracterizar sob a ótica da microestrutura, dimensional e resistência mecânica os cabos de aço;
- Determinar o comportamento de fadiga para os cabos ao ar e em água do mar;
- Avaliar o comportamento dos cabos de aço na conexão;

- Construir e ensaiar mecanicamente um duto na configuração proposta e compará-lo com um duto construído com tendões convencionais.

1.3 ESTRUTURA DA TESE

Este trabalho está dividido em 6 capítulos, além desta introdução. No capítulo 2 é abordada a revisão bibliográfica, focando nos termos empregados em dutos flexíveis e em aspectos importantes no emprego de cabos de aço. Já o capítulo 3 descreve a metodologia empregada no trabalho. O capítulo 4 exhibe e discute os principais resultados obtidos. As conclusões obtidas e sugestões de trabalhos futuros são mostradas no capítulo 5. No capítulo 6 são apresentadas as referências bibliográficas empregadas no trabalho e no capítulo 7 são mostradas as patentes requeridas e publicadas referentes aos conceitos elaborados neste trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica apresentada aqui aborda os principais temas discutidos no trabalho, sendo eles: o cálculo de tensões na armadura de tração, o emprego de cabos de aço em operações *offshore*, o comportamento dos cabos de aço em fadiga e os trabalhos desenvolvidos na área de conectores e dutos no Lamef/UFRGS.

2.1 CÁLCULO DE TENSÕES NAS ARMADURAS DE TRAÇÃO

A abordagem para o aumento da vida em fadiga da armadura de tração de dutos depende, entre outros fatores, do conhecimento das solicitações que a armadura está submetida. Alguns estudos abordam este tema, podendo-se citar os trabalhos de Martins e Pesce (2002), Ramos e Pesce (2004) e principalmente, Féret e Bournazel (1987). O emprego de dutos flexíveis no Brasil data de 1978, sendo empregados inicialmente no campo de Enchova, conforme citado por Chandawani e Larsen (1997), como parte de um sistema de produção flutuante. Com a descoberta de campos de grande capacidade recentemente, o desenvolvimento de dutos flexíveis tem experimentado o limite da técnica, com a necessidade de materiais e configurações de maior desempenho.

O emprego de dutos flexíveis é interessante na produção de petróleo, pois permite a união entre os dispositivos montados no leito marinho e o sistema de produção flutuante de forma mais fácil do que com sistemas rígidos. A expectativa de vida de um duto flexível, submetido à ação de ondas, correntes marinhas e movimentação da plataforma flutuante, não depende somente da característica do fluido transportado, mas também da resistência à fadiga e o desgaste (FÉRET e BOURNAZEL, 1987).

A estrutura típica de um duto flexível é composta por:

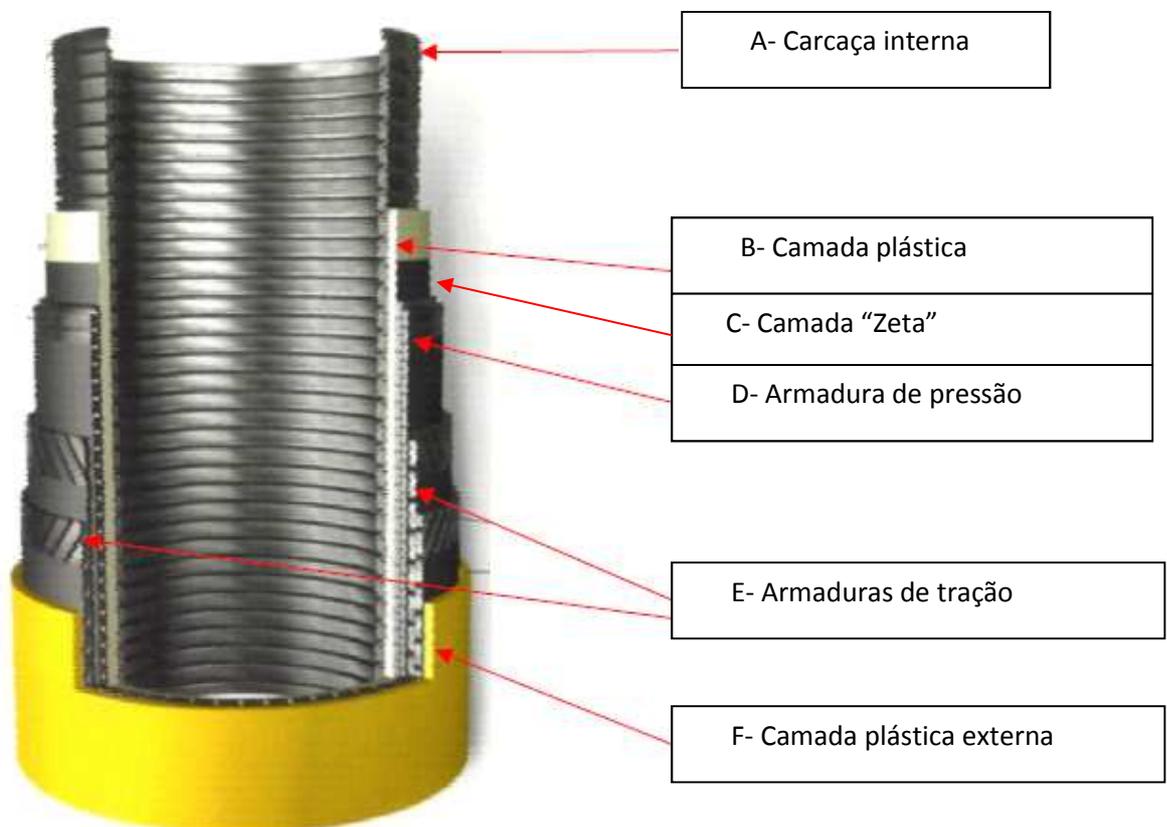
- A) Uma carcaça interna, que entra em contato diretamente com o fluido;
- B) Uma camada plástica, fornecendo capacidade de vedação ao fluido transportado;

- C) Uma camada Zeta, metálica e com pequeno passo, sendo suporte para a camada plástica interna e favorecendo a resistência a cargas radiais;
- D) Uma camada metálica, de pequeno passo, também chamada de armadura de pressão, favorecendo a resistência adicional a cargas radiais em dutos de elevada pressão;
- E) Duas ou mais camadas metálicas, composta de arames normalmente de seção retangular e com passo elevado, chamadas de armaduras de tração, fornecendo a resistência a cargas axiais e parcialmente a cargas radiais;
- F) Uma camada externa plástica, isolando as camadas internas da água do mar, protegendo-as contra a corrosão.

A

Figura 1 ilustra as camadas em um duto flexível típico.

Figura 1 – Estrutura típica de um duto flexível



Fonte: Adaptado de O'Brien, 2005.

Como características intrínsecas, as camadas dos dutos flexíveis sem união (*unbonded*) apresentam cada função específica e não são contidas pelas camadas adjacentes.

2.1.1 Comportamento de dutos flexíveis sob carregamento

Em dutos flexíveis, os carregamentos aximétricos mais comuns em serviço são compostos por:

- Uma força axial F ;
- Um momento torsor M ;
- Uma pressão interna P_i ;
- Uma pressão externa P_e .

Sob cada carregamento, o duto flexível pode apresentar as seguintes deformações:

- A mudança no comprimento ΔL ;
- A mudança no raio Δa_i , que pode ser sensivelmente diferente em cada camada;
- Uma rotação axial $\Delta\theta$.

Sob carregamento os tendões são submetidos a dois tipos de tensão:

- Uma tensão axial σ_t
- Uma tensão radial σ_n .

Não há tensões na terceira direção, resultado da folga lateral entre cada tendão. Entretanto, este grau de liberdade provoca a mudança do ângulo da camada, o que por sua vez altera a tensão axial.

2.1.2 Tensões axiais na armadura de tração

As tensões axiais na armadura de tração podem ser calculadas pela equação 1:

$$\sigma_t = \left(\Delta P + \frac{F}{\pi \cdot a^2} \right) \cdot \left(\frac{a}{2 \cdot e_t \cdot \cos^2 \cdot \alpha_i} \right) \quad (1)$$

Onde ΔP é a diferença entre a pressão interna e externa, “ a ” é o raio da camada, α é o ângulo da armadura de tração e e_t representa a espessura equivalente dos tendões. Para tendões feitos de arames retangulares, a Equação 2 pode ser usada para determinar esta variável:

$$e_t = \left(\frac{n \cdot A}{2 \cdot \pi \cdot \cos \alpha_i} \right) = \frac{A}{b(1 + j)} \quad (2)$$

Onde n é o número de tendões da camada, A é a seção dos tendões, b é a largura dos tendões e j é a folga entre os tendões.

As equações anteriores são empregadas considerando as seguintes hipóteses:

- As deformações geométricas são pequenas;
- O efeito na resistência do duto proporcionada pelas camadas plásticas é desprezível;
- As camadas plásticas não suportam a pressão;
- As camadas permanecem em contato;
- E, para a Equação 2, a diferença entre os raios de várias camadas é desprezível.

A Equação 3, sugerida por Jiao (1992) e derivada da expressão proposta por Féret e Bournazel (1987) pode ser empregada para calcular as tensões nos tendões de cabos de aço. Ela é mais adequada pois os cabos não possuem seção retangular e o parâmetro e_t não possui um significado coerente

para esta aplicação. A Equação 3 será empregada neste trabalho para o cálculo das tensões do duto desenvolvido com cabos de aço.

$$\sigma_t = \frac{F}{n_i A \cos \alpha_i} \quad (3)$$

Como modo de falha, Jiao (1992) cita que os dutos flexíveis falham quando qualquer um dos seus componentes falha. Isto pode ocorrer em função do limite de resistência das armaduras de tração, devido a tensões axiais e pressão interna, colapso das camadas ou carcaça interna pela ação da pressão externa ou compressão resultante das armaduras de tração tensionadas, desgaste e fadiga das camadas e vazamentos nas camadas plásticas resultantes de corrosão ou envelhecimento.

A perda de resistência de um duto, conforme Jiao (1992) é um fenômeno complexo, que pode ser devido ao desgaste, erosão, envelhecimento ou corrosão. O desgaste ocorre principalmente devido a fricção entre as camadas. Estes fenômenos de desgaste estão relacionados às deformações que a tubulação irá apresentar em operação, devido a variações do fluxo de água do mar no entorno do duto e variações de posicionamento da embarcação ou outros dispositivos que conectam os dutos. A corrosão pode ocorrer devido a entrada de água do mar, devido a ruptura da camada plástica externa ou devido a permeação de gases e fluidos potencialmente corrosivos, existentes no fluido transportado.

A Equação 3, mostrada no trabalho de Féret e Bournazel (1987), permite avaliar a rigidez axial e as tensões nos tendões. A rigidez axial (K_f) é definida por:

$$K_f = \frac{F}{\frac{\Delta L}{L_o}} \quad (4)$$

Onde F é a força axial, ΔL é a variação do comprimento e L_o é o comprimento inicial do duto.

A rigidez à flexão é um parâmetro importante no desempenho de dutos flexíveis. Conforme cita Witz (1992), a vantagem principal dos dutos flexíveis é a sua capacidade de acomodar grandes deformações à flexão sem apresentar

falha. No comportamento à flexão a histerese é característica, devido ao escorregamento entre as camadas do duto.

Considerando pequenas deformações, a fricção entre as camadas internas é o mecanismo predominante e resulta em uma rigidez à flexão relativamente alta. Já para grandes deformações, a fricção interna é superada, com as camadas se movendo uma em relação a outra. Neste caso, a estrutura tende a apresentar uma baixa resistência a flexão. Witz (1992) sugere que o comportamento a flexão dos dutos flexíveis é governado, principalmente, pela resposta dos componentes helicoidais, ou seja, camada interna, a zeta, a armadura de pressão e a armadura de tração.

Equações para o cálculo da rigidez à flexão foram propostas por Witz (1992). Já Ramos e Pesce (2004) também desenvolveram um trabalho na área e apresentam uma equação ligeiramente diferente. A Equação 5 mostra o modelo proposto para a rigidez à flexão segundo Ramos e Pesce (2004). Já a Equação 6 mostra o modelo sugerido por Witz e Tan (1992). Posteriormente estes modelos serão empregados para estimar a rigidez à flexão do duto desenvolvido neste trabalho.

$$EI_{eq} = \sum_{i=1}^m E_i I_i + \sum_{i=1}^n n_i \cos \alpha_i \left(G_i I_{t,i} + \frac{3}{2} (E_i I_{n,i} - G_i I_{t,i}) \cos^2 \alpha_i \right) \quad (5)$$

$$EI_{eq} = \sum_{i=1}^n \frac{n_i}{2} (E_i I_{n,i} + E_i I_{b,i} \cos^2 \alpha_i + G_i J_{zc,i}) + \sum_{i=1}^m E_i I_i \quad (6)$$

A diferença no equacionamento de ambos reside, basicamente, na importância da camada plástica externa. No trabalho de Ramos e Pesce (2004) a camada plástica tem uma influência mais significativa que na equação de Witz (1992). Isto minimiza o efeito da rigidez à flexão da armadura de tração na rigidez à flexão do duto. Este aspecto é interessante a ser ponderado, pois em se tratando de armaduras de tração com cabos de aço, é de se esperar que a sua contribuição para a rigidez seja muito baixa, apesar de não ser zero.

Apesar de o senso comum intuir que a rigidez à flexão dos cabos seja zero, ela de fato não é. Para o cálculo da rigidez à flexão dos cabos, dois cenários devem ser considerados, segundo Tibert (1999) :

1. Os fios estão todos unidos, e o cabo possui um eixo neutro e a rigidez do cabo é similar a de uma viga;
2. A fricção entre os fios é zero, fazendo os fios curvarem ao longo do seu eixo neutro.

O primeiro cenário representa o limite máximo de rigidez à flexão, enquanto que o segundo representa o mínimo. Segundo Cardou e Jolicoeur (1997), uma razoável estimativa para o limite superior de rigidez à flexão pode ser obtida através da expressão proposta por Lanteigne (1985), mostrada na Equação 7:

$$EI_{(máx)} = E_0 I_0 + \sum_{i=1}^n m_i A_i E_i \frac{\left(\frac{R_i^2}{2} + r_i^2\right)}{2} \text{sen}^3 \alpha_f \quad (7)$$

Para o limite inferior de rigidez à flexão de cabos, desconsiderando o efeito da fricção, pode-se adotar o modelo proposto por Costello (1997), representado pela Equação 8:

$$EI_{(mín)} = E_0 I_0 + \sum_{i=1}^n m_i E_i I_i \frac{\text{sen} \alpha_f}{(2 + \theta \cos^2 \alpha_f)} \quad (8)$$

O valor real da rigidez à flexão dos cabos de aço se encontra entre os dois extremos, segundo Tibert (1999). E, em qual extremo pode ser encontrado, depende de caso a caso. Além disso, o valor da rigidez à flexão dos cabos não é constante, variando, conforme cita Lanteigne (1985), com o comprimento do cabo.

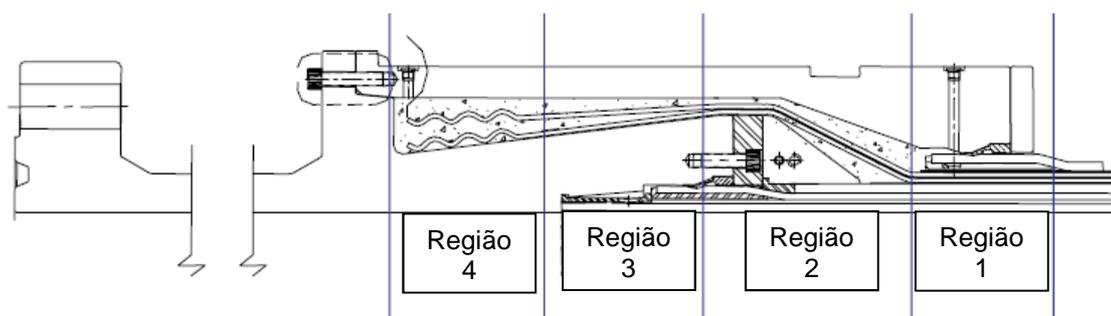
2.1.3 A ancoragem dos cabos nos conectores.

A ancoragem dos tendões da armadura de tração nos conectores é um aspecto fundamental para o desempenho em fadiga das linhas. O conector é um importante dispositivo no projeto de linhas flexíveis, pois executa a transição entre o duto flexível e a flange. Além da conexão do duto, o conector distribui as tensões das armaduras de tração e das outras camadas da linha (SHEN et al, 2008). Neste contexto, os tendões da armadura de tração são os componentes mais críticos na estrutura do conector. Segundo Smith (2007), a

chave para o desempenho em fadiga no conector é a tensão axial na seção transversal do tendão.

A Figura 2 exemplifica a montagem do conector, podendo ser observadas 4 regiões, separadas de acordo com a curvatura dos fios no interior do conector. Na região 1 a tensão no tendão tende a ser a mesma da apresentada na estrutura helicoidal da armadura da linha. Já na região 2 ocorre a mudança de direção no tendão. Na região 3 o arame é curvado na direção oposta, terminando na região 4 com dobras especificadas no projeto da conexão.

Figura 2 - Regiões típicas em um conector



Fonte: Shen et al, 2008

A distribuição das tensões no interior do conector é completamente diferente das esperadas para os tendões no duto. Isto é resultado basicamente de dois fatores:

- As várias direções que os tendões adotam para permitir a adequada ancoragem;
- A interação entre a resina e os tendões. Esta pode ser de aderência total, parcial ou sem aderência.

As forças que governam o comportamento dos tendões no interior do conector são principalmente as cargas de tração e torção e as forças devido a pressão interna (Shen et al, 2008). Além disso, os tendões também são sujeitos a tensão adicional devido a momentos fletores nos conectores. Como resultado, as tensões dos tendões no interior do conector podem ser compostas pelos seguintes componentes:

- Tensão axial, decorrente das cargas de tração, torção e flexão suportadas pelo duto;
- Tensões de flexão devido a mudança da curvatura local, como se o tendão fosse forçado a escorregar por uma trajetória definida pela resina;
- Tensões cisalhantes;
- Tensões residuais, decorrentes do dobramento dos fios nas várias regiões durante a montagem da conexão.

Este último aspecto (tensões residuais) é minimizado com o emprego de cabos de aço. Como a rigidez à flexão é baixa, devido a composição de múltiplos fios e o escorregamento entre eles, as tensões residuais nos cabos na montagem do duto tendem a ser pequenas. A existência de tensões residuais de caráter trativo tende a serem deletérias para a resistência à fadiga (Suresh, 1998). Estas surgem principalmente quando o tendão é deformado plasticamente para a montagem do conector.

A ancoragem dos cabos de aço em resina foi estudada por Brandon et alii (2001), citando também os trabalhos anteriores desenvolvidos por Feyrer (1984), Feyrer et alii (1990) e Metcalf e Matanzo (1980). A ancoragem de cabos é empregada na indústria do petróleo, entre outras aplicações, na ancoragem de estruturas com o leito oceânico. Neste contexto, os requisitos para as terminações para este tipo de aplicação são:

- Mínima perda de resistência devido à fixação (ou seja, alta eficiência da terminação);
- Boa resistência à fadiga e adequada resistência a corrosão;
- Ser adequada para vários tipos de cabos de aço;
- Capacidade de montagem da terminação em operações *offshore*.

É interessante notar que os requisitos anteriores convergem para as necessidades dos dutos flexíveis. Já a mecânica da fixação dos cabos de aço

em resina é distinta daquela usada em tendões maciços. Em um soquete resinado, a carga é transferida do cabo de aço para a resina devido a forças de fricção entre os fios e a resina (Chaplin e Sharman, 1984). Quando uma carga é aplicada ao cabo, o cone com a resina é forçado no interior do soquete. Isto provoca elevadas pressões na resina, que resultam na ancoragem dos cabos de aço. Este processo é essencial na operação da terminação (BRANDON et alii, 2001).

Além do conceito anterior, alguns aspectos devem ser ponderados para uma alta eficiência na ancoragem dos cabos de aço em resina. O relatório OTO 2000 069 do *Health and Safety Laboratory* (2000) foi elaborado em função de algumas falhas na montagem, que resultaram em perda de eficiência nas linhas de ancoragem em instalações de petróleo. Os principais aspectos estudados foram:

- Inadequada separação dos fios do cabo;
- Inadequada limpeza dos fios;
- Inadequada mistura de resina e catalizador;
- Inadequado vazamento da resina;
- Aceleração dos tempos de cura, através de aceleradores;
- Diâmetro dos cabos.

Destes, o que se destacou foi a influência da inadequada limpeza dos fios no desempenho da terminação. Como o principal fator que contribui para a fixação dos cabos de aço é a fricção, a presença de sujidades pode resultar em queda do coeficiente de fricção.

2.2 EMPREGO DE CABOS DE AÇO EM OPERAÇÕES *OFFSHORE*

Os cabos de aço já são empregados em diversas aplicações na indústria do petróleo, como em sistemas de içamento e ancoragem (*mooring*) de plataformas. No que se refere a ancoragem de plataformas, há duas particularidades em termos de durabilidade da aplicação: uma consiste no tipo

e a forma de onda do carregamento e a outra reside no fato que, em sua maior parte, o cabo fica imerso na água do mar. Quando não fica imerso, o cabo está sujeito a névoa de água marinha, o que também é severo em termos de resistência à corrosão. Em função disto, os cabos empregados em operações de ancoragem de plataformas podem ser fabricados com fibras de alta resistência, como o kevlar. Entretanto, devido a inúmeras razões, o emprego destes materiais em operações de ancoragem resultaram em falhas após um período relativamente curto em serviço. Assim, o uso em larga escala deste tipo das fibras sintéticas de elevada resistência ainda está em desenvolvimento (CHAPLIN e POTTS, 1991).

Uma alternativa ainda viável para as operações de ancoragem é o emprego de cabos de aço. Com elevada resistência mecânica, podem apresentar valores de limite de resistência acima de 1750 MPa para cabos com arames com diâmetro menor que 1 mm, podendo chegar a valores de pelo menos 2000 MPa, para o caso do cabo ser fabricado com material classificado como *extra improved plow steel* (API 9A, 1976).

Os cabos de aço para aplicações de ancoragem são submetidos a condições de serviço que podem ser consideradas similares a usadas em alguns tipos de dutos flexíveis. Por exemplo, as tensões trativas podem ser de grande magnitude, com menores valores de tensão em flexão e elevada mudança da frequência de carregamento. Também, o tempo de serviço é longo, podendo variar de anos a dezenas de anos (CHAPLIN e POTTS, 1991).

Segundo Suresh (1998), uma das condições que afetam a vida em serviço de cabos de aço é o *fretting*. Este mecanismo é especialmente complexo em cabos de aço, pois os pequenos deslocamentos entre os fios tendem a gerar o desgaste dos arames, podendo gerar uma região de início de falha. Entretanto, as condições de *fretting* em cabos de aço são potencializadas quando a aplicação do cabo é para sistemas com roldanas ou fixação das extremidades do cabo por meio de sapatilhas e grampos. A passagem do cabo pela roldana em sistemas de içamento ou a variação de tensão no cabo na configuração de fixação por sapatilhas promove pequenos deslocamentos entre os fios e aumentam as tensões de contato entre eles, o que potencializa

o *fretting*. Em função disto, cabos de aço com camadas galvanizadas ou lubrificadas tem sido sugeridos para minimizar este tipo de falha (SURESH, 1998).

2.3 COMPORTAMENTO EM FADIGA DE CABOS DE AÇO

O comportamento em fadiga de cabos de aço é um fenômeno complexo, resultante da não uniformidade da seção transversal, em termos de continuidade desta e pelo fato que, como os fios não são solidários entre si, apenas o enrolamento entre os fios e as pernas de um cabo mantém a estrutura montada. O enrolamento, em seções muito pequenas e com um passo relativamente grande, evita que as tensões residuais do processo de montagem dos cabos sejam grandes. Entretanto, permite o escorregamento entre as diversas camadas de fios, o que praticamente elimina a resistência à flexão e também torna nula a rigidez a este tipo de sollicitação (MELCONIAN, 2007).

O comportamento em fadiga de cabos é de interesse na área de petróleo, e o desempenho em aplicações submarinas tem sido estudado por Raof (2008) e Chaplin (1988). Uma das dificuldades nos estudos teóricos do modo de falha consiste em determinar o critério de vida dos cabos de aço. Conforme citado por Raof (2008), a resistência residual de um cabo de aço não é diretamente equivalente à perda de área de seção transversal, sendo na verdade decorrente de diversos fatores.

Apesar da dificuldade de prever a vida em fadiga de cabos de aço, Llorca et alii (1989) propuseram um modelo de cálculo para o comportamento em fadiga de cabos. Uma das hipóteses do modelo é que o comportamento das pernas do cabo pode ser derivada do comportamento dos fios individuais, sendo a variação do carregamento nos fios uma função da configuração da perna, passo e diâmetro dos fios.

Como a aplicação proposta para este trabalho é em armaduras de tração, é considerada a aplicação apenas de cargas axiais. Conforme Llorca et alii 1989, o processo de ruptura de um fio de um cabo de aço submetido a cargas axiais pode ser dividido em dois estágios: a nucleação de uma trinca e

sua propagação até o tamanho crítico no qual a fratura ocorre. Entre os dois estágios, há um regime de transição na qual os mecanismos de controle operam ao mesmo tempo, sendo considerado o regime de trincas curtas (MILLER e De Los RIOS, 1986).

A vida em fadiga para um fio submetido a amplitude de carregamento constante pode ser obtido através da soma do número de ciclos necessários para a geração de uma micro trinca, com o número de ciclos necessários para a propagação da micro trinca e em seguida da trinca até o tamanho crítico. As trincas tendem a iniciar junto a defeitos superficiais, resultantes dos processos de trefilação, sendo da ordem de 25 a 125 μm (Verpoest et alli (1985) apud Llorca, 1989). Assim, o número de ciclos necessários para gerar uma micro trinca pode ser desconsiderado, visto que, dentro de uma análise conservadora, pode-se assumir que estas já eram pré-existentes.

A Lei de Paris, para o regime de propagação de trinca, pode ser empregada, através do princípio de similaridade, para analisar a propagação de micro trincas, alterando o fator de intensidade de tensões (K). Isto é efetuado considerando o fato da trinca estar próxima à superfície, a variação da forma da trinca em fios de seção circular e as tensões residuais junto a superfície.

Uma das questões básicas, em termos de aplicação da mecânica da fratura em cabos de aço, é o conhecimento do valor de tensão real submetida. As tensões na direção do eixo axial de cada fio são maiores que a razão da carga dividida pela seção transversal do cabo, devido a torção dos fios. O valor da tensão de um fio de um cabo de aço pode ser obtida através da Equação 9, proposta por Hansel e Olesky (1986):

$$\sigma_j = \frac{F \cdot \cos^2 \alpha_j \cdot \cos \beta}{n \left(\sum_{i=1}^{i_s} \Omega_i \cdot \cos^3 \alpha_f \right)} \quad (9)$$

Onde n é o número de pernas do cabo, β é o ângulo entre o eixo da perna e o eixo do cabo, i_s é o número de camadas de fios em cada perna, Ω_i é

a seção transversal de todos os fios de cada camada e α_i é o ângulo entre o fio da camada e o eixo da perna.

As tensões de contato devido à interação entre os fios são difíceis de obter, apesar de poder ser empregado o método de elementos finitos, como o relatado por Erdönmez et alii (2010) e Páczelt e Beleznaï (2011). O tempo e os recursos computacionais geralmente são grandes, resultando em uma malha muito fina e de condições de contorno não-lineares. Além disso, como relatado por Castillo et alii (1983), é muito raro as fraturas iniciarem na região de contato entre os fios. Em função disso, considera-se que as tensões de contato entre os fios são muito menores que as cargas externas as quais os cabos estão submetidos, desconsiderando-se este tipo de tensão nas análises de fadiga.

O modelo proposto por Llorca et alii (1989) apresenta uma boa correlação para a previsão da vida em fadiga. Exige, porém, o conhecimento de variáveis como a tenacidade à fratura K_{IC} e os parâmetros “C” e “m” da Lei de Paris, além da medição da relação de aspecto das trincas e outros fatores. No referido trabalho, os fios de menor diâmetro eram de 3 mm, apresentando fios de até 7 mm de diâmetro. Fios de menor diâmetro e em maiores quantidades tendem a apresentar dificuldades na obtenção dos parâmetros citados, tornando a análise mais sujeita a incertezas.

2.4 MODELO PARA AUMENTO DA VIDA EM FADIGA

Em materiais de elevada resistência mecânica, ocorre uma tendência de redução da tenacidade à fratura. Apesar de ser constatado o aumento da vida em fadiga, após a nucleação de um defeito a taxa de propagação é relativamente alta. E, em armaduras de tração de dutos, a presença de água do mar, corrosão por H_2S e CO_2 podem ser os ativadores e aceleradores de defeitos superficiais que comprometem a vida em fadiga (Joel, 2009).

Os gases corrosivos, como H_2S e CO_2 , podem permear da seção interna de condução de fluido para o espaço anular (entre a camada mais interna e externa do duto, onde se encontram as armaduras), devido a altas pressões e da temperatura do produto transportado na seção interna. Além disso, vapor de água pode atravessar a camada interna de polímero e, sob condições

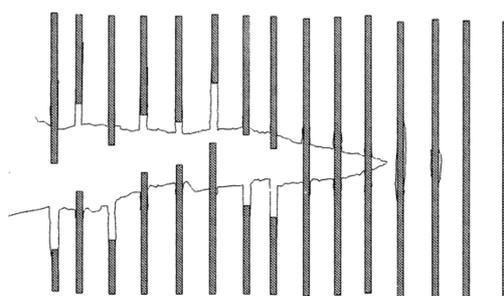
adequadas, pode condensar nos tendões da armadura de tração e/ou combinar com o H₂S e CO₂ gerando um ambiente ácido. Também, se a camada externa for rompida, a água do mar pode invadir diretamente o espaço anular (alagar), segundo Joel (2009). Estes cenários tendem a potencializar o efeito de corrosão-fadiga e reduzir a vida operacional do duto.

Assim, um mecanismo de tenacificação de trincas se torna necessário. Entre os mecanismos de tenacificação possíveis de serem empregados, uma variação do ponteamto de trincas (*crack bridging*), que é usado em compósitos, parece mais viável.

O ponteamto de trincas em compósitos se baseia no fato de que a fase de reforço (fibra) não se quebra assim que a fratura a atravessa, criando pontes de material que permanecem intactas além da ponta da trinca. A presença destas pontes limita a abertura da trinca, inibindo a sua propagação. Isto resulta no aumento da tenacidade à fratura (Dogan, 2001). A Figura 3 ilustra o mecanismo.

Vários trabalhos citando o mecanismo de ponteamto em compósitos são encontrados na literatura, podendo-se citar Boddapati et alii, 2007, Shah et alii 2009a e Shah et alii, 2009b. Entretanto, são trabalhos que mostram o efeito da tenacificação por ponteamto, mas não necessariamente de fibras longas. Além disso, não abordam o mecanismo em materiais metálicos. Mesmo assim, o mecanismo de tenacificação é presente. O trabalho de Yanasee Ju (2012) demonstra o efeito do ponteamto de trincas e consequente aumento da resistência à fratura devido a redução do fator de intensidade de tensões.

Figura 3 - Mecanismo de tenacificação por ponteamto de trinca (*crack bridging*)



Fonte: Dogan, 2001

Já o trabalho de Castrodeza et alii (2000), mostra o efeito do ponteamto de trincas em laminados metálicos. Os laminados metálicos reforçados por fibras são materiais estruturais de pequena espessura, possuindo propriedades mecânicas e mecanismos de deformação e fratura singulares. Um dos aspectos mais interessantes é o aumento da tenacidade em corpos de prova pré-trincados, se comparada com corpos de prova contendo entalhes agudos, devido ao mecanismo de "*crack-bridging*" causado pelas fibras que permanecem intactas atravessando as faces da pré-trinca. Não existem registros adequados que mostrem a evolução deste mecanismo durante o processo de fratura monotônica (Castrodeza et alii 2000).

A literatura sobre a fadiga de cabos de aço não aborda a vida residual dos cabos quando um fio rompe ou uma trinca surge na superfície. Normalmente é considerada a ruptura do primeiro fio, conforme mostra Raoof, 2008 e LLorca et alii, 1989. Neste caso, a vida residual pode ser bastante significativa.

Segundo Raoof (2008), o critério de vida residual de um cabo de aço ou da sua resistência residual é um tópico carente de uma definição clara. Isto porque, dependendo da forma construtiva do cabo e da natureza da aplicação, a influência da ruptura dos fios na resistência da seção transversal não é diretamente equivalente a perda de área da seção transversal: o número e a distribuição dos fios rompidos ao longo da seção transversal e também ao longo do comprimento são importantes. Isto, por sua vez, depende da construção do cabo e da condição de lubrificação.

Um aspecto interessante é que a ruptura de um fio ao longo do cabo não necessariamente altera o desempenho do cabo de aço. Segundo Raoof (2008) apud Raoof (1998) e Wiek (1977), a ruptura ocasional de um fio pode transferir a carga que era suportada por este fio para os fios adjacentes. Isto tende a ocorrer em uma região relativamente pequena ao longo do cabo e depende também de haver um adequado coeficiente de fricção. Em se tratando de múltiplas rupturas de fios em uma região pequena (ao longo do cabo), segundo Chaplin (1988), pode ocorrer uma significativa queda de desempenho do cabo.

A partir do entendimento dos conceitos anteriores, parece razoável que o emprego de aços de alta resistência podem ter o seu desempenho em fadiga aumentado se a combinação de uma variação do ponteamto de trincas, aliado às características de transferência de carga dos múltiplos fios de um cabo, com o menor tamanho de defeitos e menores tensões residuais que ocorrem nas terminações. O termo “variação”, referindo-se ao ponteamto de trincas, foi empregado aqui para distinguir o efeito que ocorre em compósitos, pois nestes a trinca se propaga inicialmente pela matriz e ocorre a transferência de carga para as fibras devido às tensões cisalhantes. Na analogia empregada com cabos de aço, a transferência de carga entre os fios tende a ser menor (devido a fricção, e não tensões cisalhantes) e não há matriz como meio para propagar a trinca. Em termos de uma curva da/dN , Suresh (1998) afirma que em um material monolítico ela aumenta monotonicamente para trincas longas. Já para um compósito com fibras, a curva da/dN versus ΔK tende a alcançar um estado estável com o aumento de ΔK , sinalizando que neste último a vida tende a ser superior.

2.5 TRABALHOS DESENVOLVIDOS NO LAMEF/UFRGS

O estudo do desenvolvimento de dutos flexíveis no Lamef foi tema dos trabalhos de Bueno (2010) e Xavier (2009). No trabalho de Bueno (2010), a abordagem foi de estudar a interface existente entre os arames e o conector, estudando a distribuição de tensões com o objetivo de melhorar a resistência à fadiga. Os principais resultados sugerem que o problema da concentração de tensões geradas por pites de corrosão é bastante grave, e compromete a vida em fadiga da linha. Por outro, foi constatado o efeito das tensões residuais compressivas, que se sobrepõe as tensões de serviço, favorecendo a resposta em fadiga.

Já o trabalho de Xavier (2009) estudou efeito da configuração interna do conector na resistência à fadiga. Foram analisados os efeitos da curvatura interna do arame da armadura de tração no interior do conector e sua contribuição para a distribuição de tensões. Foi constatado que o emprego de uma curvatura mais suave leva a uma distribuição de tensões mais uniforme. Isto sugere que uma parcela da eficiência mecânica da linha pode ser

potencializada se a concentração de tensões no interior do conector for reduzida.

Os trabalhos anteriores contribuíram para um maior entendimento dos mecanismos de distribuição de tensões em dutos e conectores e seu impacto no desempenho em fadiga. Assim, a presente proposta considerou os dados obtidos anteriormente e procurou sugerir uma alternativa que minimize os efeitos adversos. O emprego de cabos de aço na armadura pode aumentar a vida em fadiga, pois:

- É menos sujeito ao efeito concentrador de tensões, devido a sua baixa resistência à flexão;
- Pode elevar a resistência em regime de corrosão-fadiga, pois o cabo pode ser galvanizado;
- Pode ter uma distribuição de tensões no conector muito favorável, pois a forma construtiva do cabo permite a ancoragem na resina sem elevar a concentração de tensões local;
- Como os cabos propostos são constituídos de fios muito finos, o tamanho de um defeito superficial é pequeno, o que eleva a vida em fadiga.
- Mesmo que uma trinca se propague em um fio, a energia necessária para propagar para os outros fios e comprometer a estrutura é maior do que a necessária para propagar a trinca em uma seção monolítica.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo é apresentada a metodologia empregada na execução deste trabalho. Ela é embasada nas atuais exigências para a aplicação de sistemas de produção submarina, como *risers* e *flowlines*, ou *jumpers*, especialmente em situações onde a necessidade de cargas suportadas pelos sistemas é de grande magnitude e há tendência à redução da vida útil através de mecanismos de corrosão-fadiga.

De forma geral, o trabalho seguiu a sequência de desenvolvimento de produto, sempre observando as restrições de ensaio e amostragem disponível. O trabalho teve início na seleção da configuração adequada dos cabos de aço, seguido pela caracterização mecânica e de fadiga preliminar do cabo selecionado. Posteriormente foi elaborada a sequência de construção do duto flexível e desenvolvido o projeto dos conectores. Terminada esta etapa, foi removida a armadura de tração original de um segmento de linha flexível e feita a montagem da armadura de tração com cabos de aço. A seguir, foram resinados os conectores na nova armadura. Após, foram feitos os ensaios mecânicos, consistindo de ensaios de fadiga em tração-tração e tração monotônico. E, finalmente, foi analisado o comportamento mecânico e de integridade estrutural do duto flexível construído. Na sequência do texto é apresentado o detalhamento de cada etapa.

3.1 SELEÇÃO DO CABO DE AÇO

A seleção do cabo de aço atendeu uma série de requisitos. Os principais foram:

- A) Disponibilidade comercial no mercado nacional;
- B) Fácil manuseio;
- C) Resistência mecânica;
- D) Aplicação adequada a meios potencialmente corrosivos.

A disponibilidade no mercado nacional como requisito é justificada pela necessidade de desenvolver uma tecnologia aplicada para o desenvolvimento

das empresas nacionais. Já o fácil manuseio foi usado como requisito, pois na construção da armadura de tração não foram empregados dispositivos de força para o enrolamento da estrutura de cabos. Assim, a flexibilidade que o cabo proporciona foi considerada neste desenvolvimento. A resistência mecânica é fundamental, pois em combinação com a flexibilidade que o cabo proporciona, fornece a configuração básica da armadura de tração, em termos de passo das camadas, número de cabos na armadura interna e externa, o diâmetro externo do duto flexível, a resistência à fadiga e a rigidez à flexão.

O requisito para a aplicação adequada em meios potencialmente corrosivos foi usada, pois o trabalho não visava abordar, neste estágio do desenvolvimento, a solução para o material em si, e sim propor um novo uso de uma tecnologia já estabelecida. Também, em termos de filosofia de projeto, foi considerada esta premissa (uso de tecnologia dos cabos de aço) com o objetivo maior de reduzir as incertezas de desenvolvimento, favorecendo a segurança operacional da nova aplicação.

A partir destes princípios foi feita uma pesquisa nos catálogos dos fabricantes nacionais. Foi considerada na pesquisa a característica da capa polimérica na parte externa do cabo. A ausência de revestimento tende a potencializar o efeito de *fretting*, o que segundo Suresh (1998) é um dos principais mecanismos redutores da resistência à fadiga de cabos de aço.

A pesquisa resultou na seleção de cabos 6x19 galvanizados e revestidos, o que elimina a probabilidade de *fretting* entre cabos (mas não o *fretting* entre fios de um mesmo cabo). Assim, o cabo escolhido em função da disponibilidade do fornecedor apresenta as seguintes características:

- Cabo de aço galvanizado, com diâmetro de 6,35 mm e plastificado com PVC transparente, com alma de fibra na configuração 6 x 19 + AF, com resistência a tração de 21,36 kN por cabo (1600-1850N/mm² mínima)

Na Figura 4 é possível verificar a seção transversal do cabo, sendo composta por 6 pernas e, em cada perna, 1 fio de núcleo, 9 fios intermediários, de menor seção e 9 fios na camada externa.

Figura 4 - Seção transversal do cabo 6x19 empregado.



Fonte: o autor

A presença de alma de fibra tende a tornar o cabo mais flexível, que foi uma característica ponderada na seleção para a montagem do duto, além de reduzir o peso. Entretanto, em se tratando de aumento de resistência, cabos com alma de aço tendem a ser superiores.

No quesito resistência à corrosão, o emprego de galvanização e revestimento com polímero são apontados por Walton (1996) como uma forma extremamente eficaz de aumentar o tempo de serviço de cabos de aço, através da separação do fluido dos cabos (revestimento polimérico) em ambientes marinhos.

3.2 CARACTERIZAÇÃO METALÚRGICA – METALOGRAFIA

Para a identificação da microestrutura presente no cabo de aço e avaliação da espessura da camada galvanizada foi empregado um microscópio ótico Olympus BX61. Inicialmente, foi feito um corte na seção transversal da amostra de cabo. Posteriormente, a amostra foi cuidadosamente lixada e embutida em resina acrílica. Já a seção longitudinal do cabo foi somente lixada, de forma a observar a seção longitudinal de alguns fios. O procedimento para a avaliação metalográfica do tendão maciço foi o mesmo, sem a etapa de avaliação de camada galvanizada.

Posteriormente, os corpos de prova foram lixados e polidos, sendo observados sem ataque e com ataque de Nital (2%). Sem ataque foi analisado o perfil inclusionário, segundo a ASTM E45/11. Já a avaliação da espessura da camada galvanizada foi feita empregando-se análise de imagem com auxílio do programa Image J, em 24 pontos aleatórios, sendo 8 no fio de núcleo, 8 nos

fios intermediários e 8 nos fios externos. A régua do programa foi calibrada através da escala disponível no sistema de aquisição de imagens do microscópio.

Após o ataque o tamanho de grão foi analisado conforme a norma ASTM E112/10, via método comparativo e foi feita a identificação dos microconstituintes presentes.

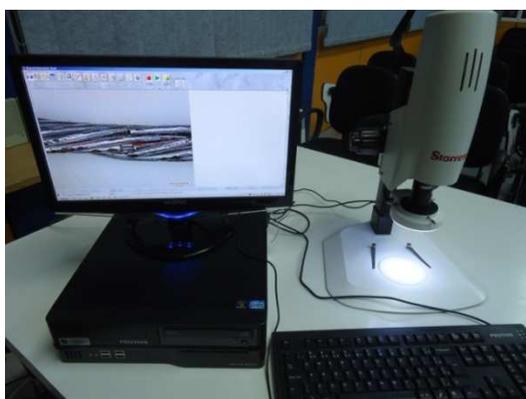
3.3 CARACTERIZAÇÃO DIMENSIONAL

Com o objetivo de identificar as características dimensionais do cabo, para permitir o cálculo da rigidez na estrutura do duto, foi executada a medição do diâmetro dos fios e avaliação do ângulo das pernas entre o eixo central e entre os fios e as pernas.

A medição do diâmetro foi executada com um micrômetro digital Mitutoyo 0-25 mm, com resolução de 0,001 mm. Foi feita a separação dos fios e foram executadas 10 medições ao longo do comprimento, em fios aleatórios em cada camada (fio interno, intermediário e externo). A temperatura no local da medição era de 21°C.

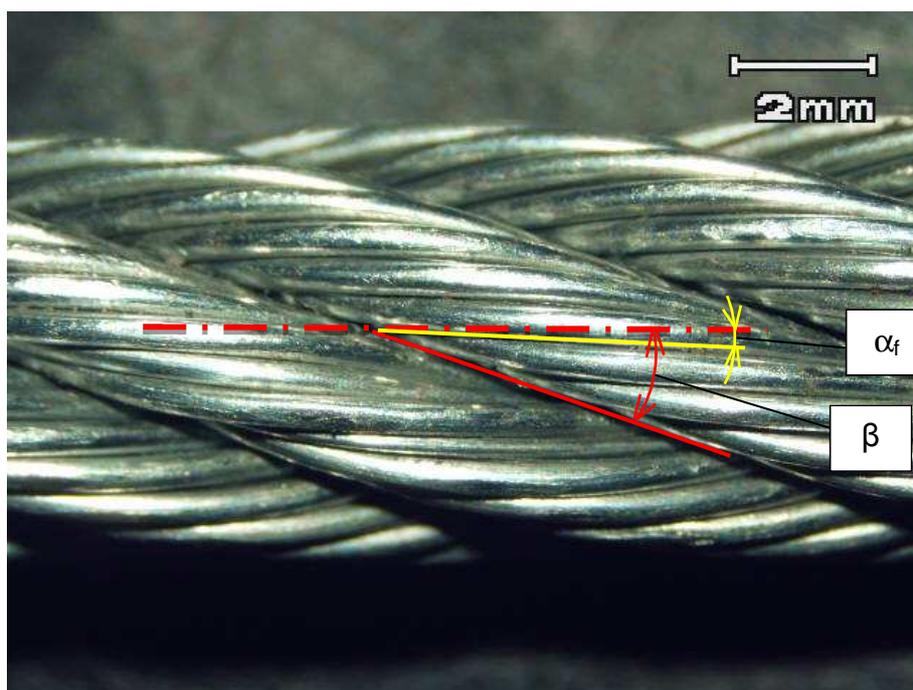
Já a medição do ângulo foi executada por meio ótico, através do programa Vlink, acoplado a uma lupa digital Starret Kinemic. O eixo central do cabo foi assumido como referência para as medições do ângulo da perna e dos fios. A Figura 5 mostra o equipamento de medição ótica e a Figura 6 mostra as referências empregadas para a medição dos ângulos do cabo.

Figura 5 – Lupa empregada na medição dos ângulos dos cabos.



Fonte: o autor

Figura 6 – Referências empregadas na medição dos ângulos.



Fonte: o autor

3.4 CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA – ENSAIO DE TRAÇÃO

Para a determinação das características de resistência a tração, especialmente o módulo de elasticidade, limite de resistência e limite de escoamento foram desenvolvidos dispositivos específicos para a fixação dos cabos. Em todos os ensaios foi executada a limpeza do cabo, sendo feita a separação dos fios das extremidades das amostras. Os cabos foram fixados pelo processo de soquetagem com a resina epóxi Rengel SW 404 BR e o catalisador REN HY 404 em um dispositivo de aço SAE 1045, sendo criteriosamente alinhados com o eixo do dispositivo. Após a mistura e o vazamento da resina foi aguardado o tempo mínimo de cura da resina de 48 horas. A Figura 7 mostra o dispositivo fixado na máquina de ensaio. A máquina empregada no ensaio foi a Wolpert Testa 100 KN.

Os ensaios foram executados conforme a norma ABNT NBR ISO 6892:2013 e ABNT NBR ISO 3108:1998, com taxa de carregamento máxima de 10 MPa/s, até a ruptura do corpo de prova. O comprimento inicial dos corpos de prova foi de 600 mm. Os ensaios foram realizados a 23°C.

Figura 7 - Sistema de fixação do cabo de aço na máquina de ensaio



Fonte: o autor

3.5 DETERMINAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE APARENTE DO CABO

Como um dos parâmetros de entrada para a análise de elementos finitos é o módulo de elasticidade dos cabos, tornou-se necessária a mensuração deste parâmetro. O módulo de elasticidade dos cabos depende não somente da energia de ligação do material, mas também da configuração do cabo e do tempo de uso dele (MELCONIAN, 2007). Isto ocorre, pois a medida que o cabo é usado, as folgas entre os fios tendem a reduzir, aumentando a rigidez do conjunto.

Assim, uma amostra de do cabo foi cortada e fixada por soquetagem, conforme descrito no item 3.3. Para o ensaio, foi empregada a máquina de ensaio Wolpert Testa 100kN e um transdutor de deslocamento tipo LVDT (*linear variable differential transformer*), com comprimento entre garras de 580 mm.

Antes de iniciar as medições, a amostra foi carregada de forma lenta e gradual de 2kN até 15 kN. Este procedimento foi repetido 20 vezes para reduzir o efeito da acomodação dos cabos nas medições. Após foi empregada como

referência a carga de 2kN e a partir desta foi feita a leitura do LVDT de 1 em 1 kN, até o valor de 15 kN. Este procedimento foi repetido por 4 vezes. Em cada leitura, adicionalmente, foi feita a medição do diâmetro do cabo com um micrômetro digital de prato Mitutoyo, com resolução de 0,01 e comprimento útil de medição de 0-25 mm.

Para o cálculo do módulo de elasticidade aparente do cabo de aço foi empregada a Equação 10.

$$E_c = \frac{F L_0}{\Delta L A_c} \quad (10)$$

3.6 ENSAIO DE FADIGA DOS CABOS

Para o ensaio de fadiga foi empregado o mesmo dispositivo e procedimento de soquetagem descrito no item 3.4. A máquina empregada no ensaio foi uma MTS 810 Landmark. O ensaio foi executado ao ar, com frequência de 10 Hz e razão de carregamento (força mínima / força máxima) de 0,1. O comprimento útil dos corpos de prova foi de 100 mm. O critério para o fim de vida foi a ruptura total do cabo. A norma empregada nos ensaios dos cabos de aço foi a ISO 1099:2006. A Figura 8 mostra a configuração de fixação do corpo de prova na máquina de ensaio.

Figura 8 - Corpo de prova no ensaio de fadiga ao ar



Fonte: o autor

Foram feitos ensaios de acordo com os parâmetros mostrados na Tabela 1. Os corpos de prova 7 e 10 não tiveram os dados disponíveis. A tensão aplicada nos cabos é obtida através da Equação 11:

$$\sigma_t = \frac{F}{k.d^2} \quad (11)$$

Onde:

- F é a carga aplicada, em N
- k é o fator de multiplicação (varia em função da configuração dos cabos, sendo neste caso 0,395)
- d é o diâmetro nominal dos cabos (6,35 mm)

O fator de multiplicação “k” é obtido de Melconian (2007) e depende da construção do cabo. Na Equação 11, o denominador representa a área metálica da seção transversal do cabo, resultando em 15,92 mm².

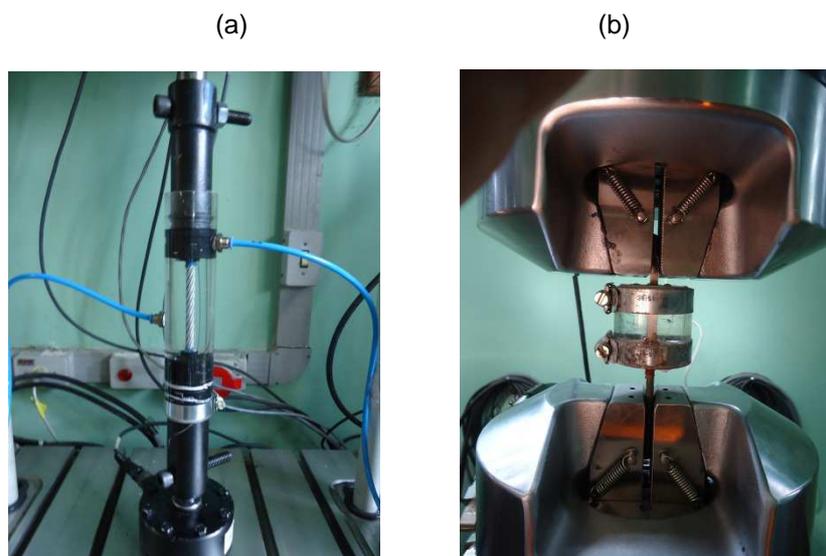
Tabela 1 – Corpos de prova e forças empregadas no ensaio de fadiga dos cabos.

CP	Carga (kN)	Tensão máxima (MPa)	Razão de carregamento	Amplitude de tensão (MPa)
1	18	1131	0,1	1018
2	14	879	0,1	791
3	10	628	0,1	565
4	8	503	0,1	452
5	9	565	0,1	509
6	11	691	0,1	622
7		N/D	0,1	N/D
8	14	879	0,1	791
9	12	754	0,1	678
10		N/D	01	N/D
11	12	754	0,1	678
12	10	628	0,1	565
13	12	754	0,1	678
14	18	1131	0,1	1018
15	14	879	0,1	791
16	14	879	0,1	791
17	12	754	0,1	678
18	10	628	0,1	565

3.7 ENSAIOS DE FADIGA EM ÁGUA DO MAR

Para os ensaios de fadiga em meio corrosivo foi empregada água do mar sintética em meio aerado naturalmente (sem injeção forçada de ar). A água foi elaborada de acordo com a norma ASTM D1141. Tanto os cabos de aço como os tendões maciços foram submetidos à mesma amplitude de tensão de 678 MPa, e tensão máxima de 754 MPa e razão de carregamento de 0,1. O dispositivo para o cabo de aço é mostrado na Figura 9(a) e para o tendão maciço na Figura 9(b). Para o tendão foi feito um corpo de prova preparado conforme a norma ASTM E466, em função da limitação da força máxima disponível na máquina. Os ensaios foram feitos em uma máquina MTS 858 Bionix.

Figura 9- Corpos de prova dos ensaios de fadiga axial. Em (a) é mostrado o cabo imerso em água do mar e em (b) o tendão com o recipiente com água do mar sintética.



Fonte: o autor

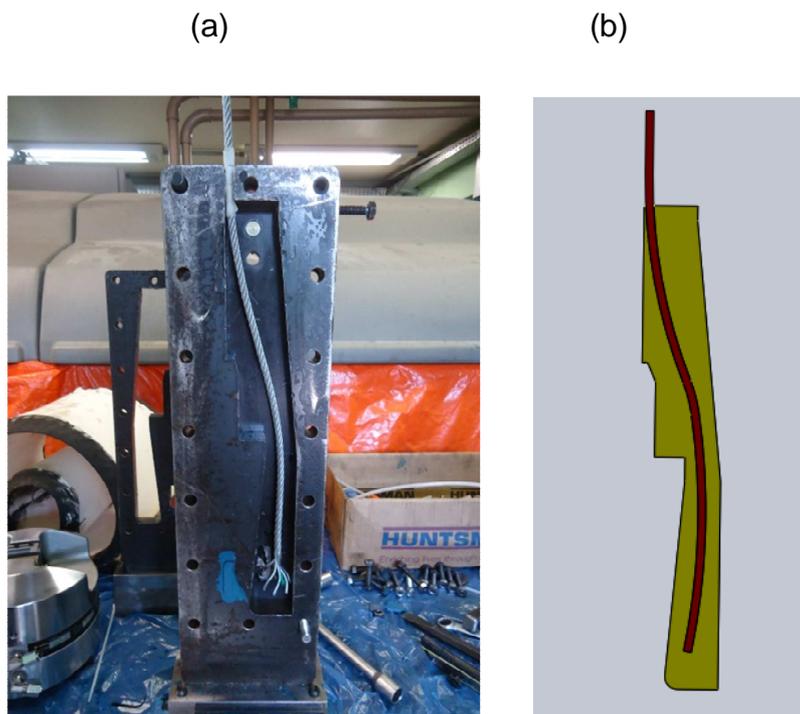
3.8 MODELO DE ELEMENTOS FINITOS DA SEÇÃO DA CONEXÃO

Conforme demonstrado no trabalho de Xavier (2009), a distribuição de tensões no interior do conector é fundamental para o desempenho da conexão. E, como poucos dados sobre a distribuição de tensões nas terminações com cabos de aço são disponíveis, optou-se por avaliar este dado, com a posterior validação.

Inicialmente, para aplicar o método de elementos finitos, um modelo em 3D foi desenvolvido. Foi feita a medição ótica de uma seção da conexão montada, conforme pode ser observada na Figura 10a e elaborado o modelo simplificado do cabo, conforme pode ser observado na Figura 10b. Um modelo real, com a característica helicoidal do cabo foi tentado. Entretanto, demonstrou um custo computacional proibitivo, devido às inúmeras superfícies de contato e uma malha excessivamente refinada.

O modelo desenvolvido corresponde a metade da seção da conexão, ao longo do sentido longitudinal. Este procedimento foi executado para reduzir a quantidade de elementos e permitir melhor visualização da distribuição das tensões.

Figura 10 - Em (a) é mostrada a seção da conexão , com o cabo posicionado e em (b) o modelo 3D desenvolvido.



Fonte: o autor

Após o modelo concluído, ele foi exportado para o programa Abaqus 6.10, usado como pré-processamento, solver e pós-processamento. Como as condições esperadas são de baixa deformação (menores que 5%), optou-se pela análise linear elástica.

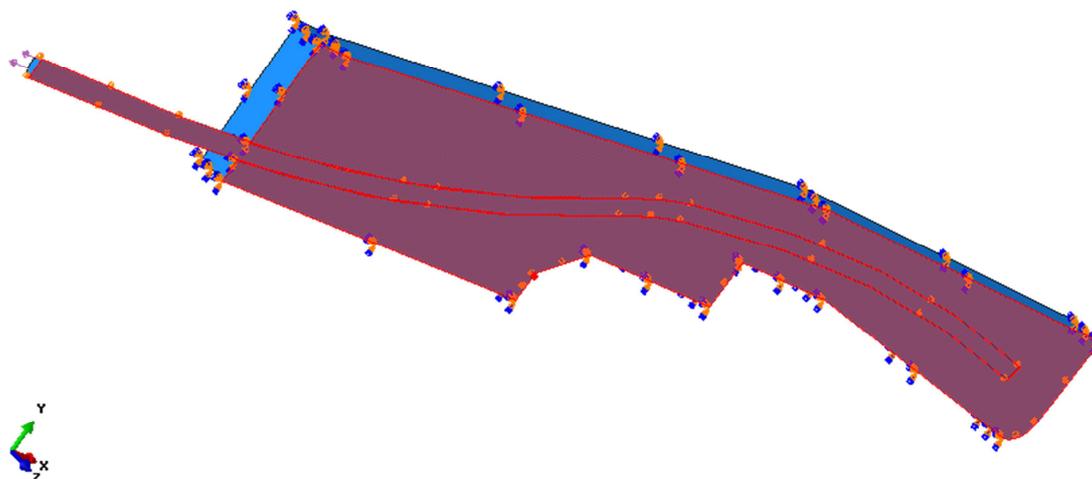
Para a resina foi assumido que o comportamento isotrópico era predominante, usando-se o módulo de elasticidade de 8283 MPa, avaliado por Xavier (2009). O coeficiente de *Poisson* foi de 0,3.

Já para o cabo foi assumido o comportamento ortotrópico, conforme sugerido por Brandon et al (2001). O módulo de elasticidade empregado foi de 166000 MPa na direção ao longo do cabo, medido através do procedimento descrito em 3.5, com coeficiente de *Poisson* de 0,3. Para manter a estabilidade do material, foi assumido que o módulo de elasticidade nas direções perpendiculares ao cabo foi de 5000 MPa, com coeficiente de *Poisson* de 0,1. Já o módulo de cisalhamento empregado foi de 100 MPa. Os valores do módulo de elasticidade nas direções perpendiculares ao comprimento do cabo e do módulo de cisalhamento foram mantidos os mais baixos possíveis, pois a resistência à flexão dos cabos é baixa, resultante de menores tensões cisalhantes e de tração devido ao escorregamento e acomodação dos fios.

O carregamento foi feito na direção de tração do cabo (direção $-X$, conforme mostra a Figura 11), com a magnitude de 5,8 kN. Como nos ensaios da seção da conexão foi feita a comparação com o desempenho dos tendões maciços, o carregamento representa a tensão máxima de 728 MPa aplicada nestes e nos cabos de aço usados para os ensaios de fadiga nas seções da conexão. A restrição de fixação aplicada no modelo assumiu que em todas as superfícies da resina, exceto na superfície longitudinal, os deslocamentos e rotações eram zero. Já na superfície longitudinal, incluindo o cabo, foi restringido o deslocamento apenas na direção Z. A Figura 11 mostra as superfícies com as restrições aplicadas.

Entre as superfícies do cabo modelado e a superfície interna da resina foi assumida a interação por contato, considerando-se o coeficiente de fricção estático de 0,4. Este valor foi determinado experimentalmente por Xavier (2009), sendo usado na análise entre a resina Rengel 404 e o tendão de aço. A análise sem fricção não se mostrou viável, indicando total escorregamento do cabo no interior da resina. O emprego da condição de contato por fricção entre o cabo e a resina é assumida por Brandon et al (2001), apesar de que no trabalho dele não é especificado o valor adotado do coeficiente de fricção.

Figura 11 - Condições de contorno aplicadas na seção da conexão



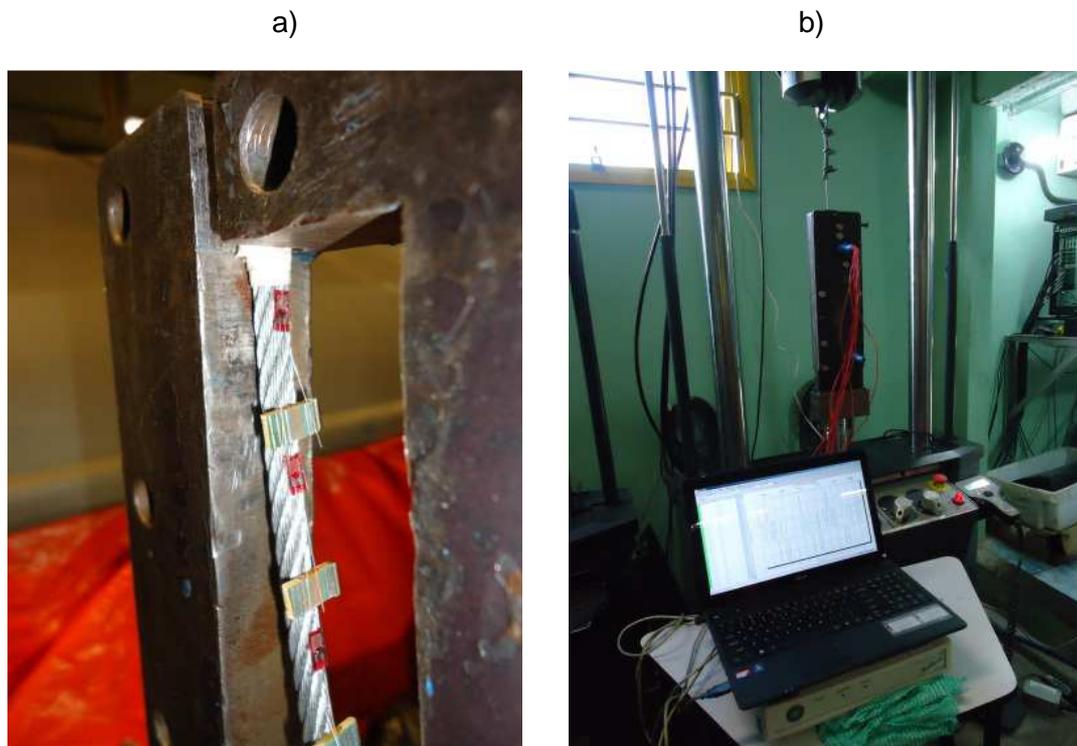
Fonte: o autor

Na sequência, foi feita a geração de malha, sendo empregadas no cabo um total de 1221 elementos tipo C3D8R (hexagonal) e na resina 4542 elementos tipo C3D10 (tetraédrica).

3.9 ANÁLISE DA DISTRIBUIÇÃO DAS TENSÕES NO INTERIOR DA SEÇÃO DA CONEXÃO

Com o objetivo de validar a análise por elementos finitos da seção da conexão, além de fornecer os dados do efeito de múltiplos carregamentos na distribuição de tensões no cabo, foi executada a instrumentação do mesmo. Para avaliar estas características, extensômetros de resistência elétrica foram colados cuidadosamente na superfície dos cabos, que foi posicionado em uma seção da conexão simulando uma seção do conector. Foram empregados extensômetros Kiowa com *gage factor* de 2,02. Na Figura 12(a) é possível observar os 3 extensômetros (do total de 6) colados ao longo do cabo no interior do conector. Já a Figura 12(b) mostra o sistema de captura de sinais HBM Spider8, empregado para registrar os dados de deformação ao longo do ensaio. O ensaio foi feito aplicando-se uma carga gradual até 15 kN, que foi mantida durante 10 segundos e após removida. O procedimento de carregamento foi feito 25 vezes, de forma a avaliar o comportamento da ancoragem dos cabos na resina em função do número de ciclos.

Figura 12 – Em (a) mostrando a posição dos extensômetros 1, 2 e 3 colados no cabo de aço. Em (b) é mostrado o sistema de aquisição de dados HBM Spider para a captura do sinal dos extensômetros.



Fonte: o autor

Apesar da superfície do cabo não ser regular e o módulo de elasticidade do cabo não ser constante, a técnica de avaliação de tensões com extensômetros pode ser empregada, como demonstrado por Cappa (1988) para cabos de pequena seção (9,2 mm).

3.10 RADIOGRAFIA

Após o ensaio da com os extensômetros, com o objetivo de subsidiar as análise de tensões e identificar pontos de deslocamento do cabo e da resina, foi executado o imageamento com raios x da seção da conexão instrumentada. O equipamento empregado na análise foi uma máquina de inspeção por raios x Nikon XT V 160, capaz de executar a varredura da amostra da seção da conexão . Na Figura 13 é apresentado o equipamento empregado.

Figura 13 - Equipamento de raios x empregado na análise da seção da conexão

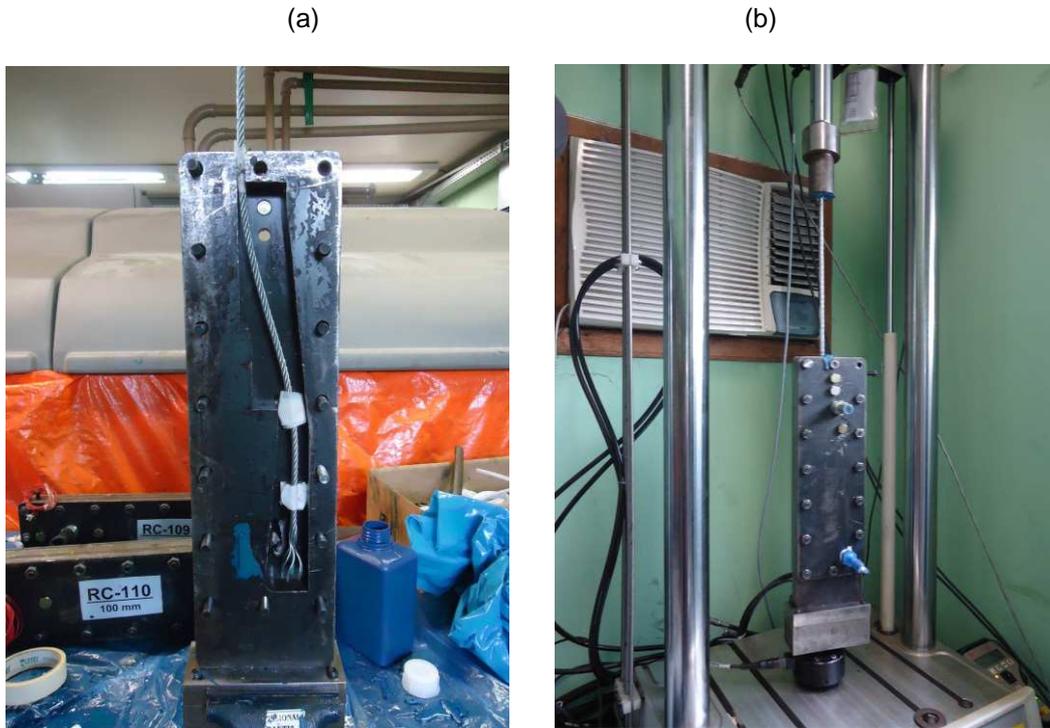


Fonte: o autor

3.11 ENSAIOS NA SEÇÃO DA CONEXÃO

Para avaliar o efeito da conexão na resistência à fadiga foram feitos 6 ensaios com os cabos em uma seção do conector. Para ter um parâmetro de comparação, foram executados 2 ensaios em tendões maciços, com a seção de 15x5 mm. Os cabos foram submetidos a um carregamento cíclico na frequência de 15 Hz com amplitude de tensão de 655 MPa, tensão máxima de 728 MPa (razão de 0,1). Os tendões maciços foram submetidos ao mesmo nível de tensão. Entretanto, para esta situação a frequência de ensaio foi de 2 Hz para evitar que amplitudes de deslocamento laterais (devido a vibração) da seção da conexão pudessem afetar o estado de tensões nas amostras de referência. O critério de fim de vida foi a fratura de toda a seção para ambos os materiais. Na Figura 14(a) é possível observar o cabo montado na seção da conexão e na Figura 14(b) o sistema montado na máquina de ensaio.

Figura 14 - Em (a) o cabo posicionado na seção da conexão para a etapa posterior de vazamento da resina e em (b) sistema na máquina de ensaio.



Fonte: o autor

3.12 CONFIGURAÇÃO DA ARMADURA DE TRAÇÃO

A configuração da armadura de tração procurou obedecer as restrições de carregamento, espaço disponível e ângulo de enrolamento. Assim, foram calculados, em função da resistência máxima de cada cabo, o número de cabos de cada armadura. A referência em termos de carregamento foi a disponibilidade de um duto flexível com armadura de arame de aço produzido por patenteamento. O duto fornecido tinha tendões de 2x5, e apresentava seção interna (passagem de fluido) de 2,5 polegadas. A configuração de carga máxima e avaliação de fadiga para a armadura original do duto foi empregada por Bueno (2010), sendo apresentada na Tabela 2.

Tabela 2 – Configuração de carregamento previsto para a o duto flexível de referência

Tipo de carregamento	Número de ciclos	Carga mínima (kN)	Carga máxima (kN)
Tração monotônico	1	-	844
Serviço (dano 0.1)	1.000.000	130	304
Dano 1.0	15.000	154	438

A meta do trabalho consistiu em superar os valores apresentados na Tabela 2. Assim, baseando-se inicialmente nos valores de carga máxima e considerando que segundo Norton (2006) e Shigley (2005) o limite de resistência à fadiga está fortemente relacionado aos valores do limite de resistência do material, empregou-se cabos com limite de resistência superiores aos tendões da armadura de tração original, ou seja, 1618 MPa (mínimo) contra cerca de 1420 MPa, respectivamente. O valor de 1420 MPa para os tendões maciços foi medido por Bueno (2010). Também foi considerado que o fato de empregar um perfil cilíndrico dos tendões ao invés de um perfil retangular maciço favorece o aumento da seção resistente sem, necessariamente, aumentar o seu módulo de resistência à flexão, já que neste quesito os cabos possuem menor magnitude.

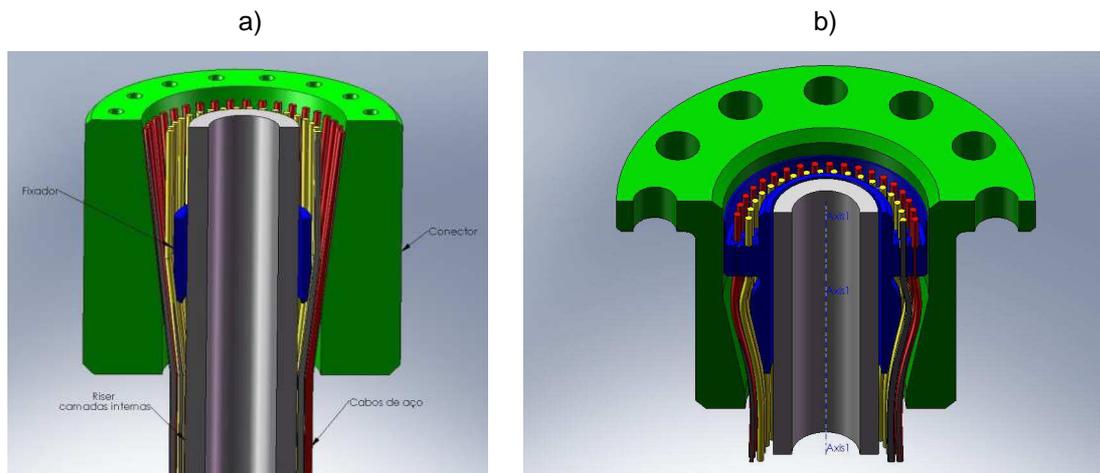
A partir das considerações acima, estabeleceu-se que a configuração básica da armadura de tração ficaria da seguinte forma: 34 cabos na armadura interna e 38 cabos na armadura externa, com passo de enrolamento de 622 mm na camada interna e 590 mm na camada externa.

3.13 PROJETO DOS CONECTORES

Como não haviam dados disponíveis de sistemas de conexão para o tipo de armadura estudada foi estabelecido que dois conceitos de conexões fossem aplicados: um mais convencional, com aplicação já comercial (apesar de ser necessária a adaptação) e outro desenvolvido especificamente para o emprego com cabos. Isto se deveu ao fato de que, como os cabos tendem a ser mais flexíveis, podem ocorrer problemas de preenchimento da resina. Além disso, no conceito convencional, ocorre a inserção de uma peça de travamento. Isto eventualmente pode provocar a nucleação de um defeito superficial durante a etapa de conexão, tendendo a reduzir, desta forma, a resistência à fadiga.

Considerando as variáveis citadas anteriormente e avaliando o sistema de treliça disponível para o ensaio de tração e fadiga do duto, foram elaborados os desenhos das conexões, mostrados na Figura 15a e Figura 15b.

Figura 15 - a) configuração convencional e b) configuração desenvolvida para a aplicação.



Fonte: o autor

É possível observar na Figura 15a que a peça interna (azul) é o elemento que é inserido contra o cone do conector. Como não há revestimento polimérico no interior do conector, pode ocorrer o contato metálico entre este elemento e os cabos. Já na Figura 15b é mostrada a configuração projetada para operar com cabos. É possível observar a peça interna (azul) que promove o espaçamento igual entre os cabos. Além disso, ela possui outra função: permite que uma parcela da carga de tração que chega até a parte superior favoreça o aparecimento de tensões compressivas na resina, o que tende a potencializar a ancoragem dos cabos no conector e distribuir as tensões de tração nestes.

3.14 CONSTRUÇÃO DO DUTO FLEXÍVEL E CONEXÃO

A partir das seleções de cabos e do projeto dos conectores, partiu-se para a fabricação do duto flexível. Foram adquiridos os cabos de aço e a partir de um riser usado de 2,5" de diâmetro interno foi feita a montagem. Também, foram projetados dispositivos de auxílio de enrolamento.

Na Figura 16a é mostrada a seção transversal do duto de referência. Podem ser observadas as diversas camadas, além dos 48 tendões de seção 5x2 mm na camada interna da armadura de tração e 50 tendões de mesma seção na armadura externa de tração. A área da seção transversal dos tendões é de 9,51 mm². A Figura 16b mostra a seção longitudinal com a capa

polimérica aberta para observar a condição e os ângulos da armadura externa. A armadura mostrava sinais evidentes de corrosão devido ao tempo em serviço.

Figura 16 – Em a) seção transversal do duto de referência e em b) aspecto da armadura de tração original.



Fonte: o autor

Com o objetivo de fornecer subsídios às avaliações de rigidez para a comparação com o duto construído, foi efetuada a medição das diversas camadas, mostradas na Tabela 3.

Tabela 3 – Diâmetros das camadas da linha de referência

Camada	Diâmetro (mm)
Espaço de fluido	62
Casca interna	70
Polímero interno	80
Camada zeta	94
Camada de polímero	98
Armadura de tração interna	102
Armadura de tração externa	106
Capa externa de polímero	120

A construção iniciou com a remoção da armadura de tração original. A seguir foi realizada uma limpeza e aplicada uma fita filamentosa sobre a superfície polimérica externa a armadura de pressão. Posteriormente, foi aplicada a primeira camada (armadura de tração interna) e fixação com fita filamentosa (Figura 17a). Na sequência foi usado o mesmo procedimento para a montagem da armadura externa, observando-se que o sentido de

enrolamento era contrário ao da armadura interna. Foi também aplicada a fita filamentosa, de forma a garantir a integridade da montagem até a etapa de fixação dos conectores, visto que a força de enrolamento era baixa em virtude de ser um processo manual. A Figura 17b apresenta o duto construído.

Figura 17 - Mostrando em a) construção da armadura interna. Em b) é mostrado o duto flexível pronto para conexão.



Fonte: o autor

As Figura 18a e Figura 18b mostram, respectivamente, as armaduras internas e externas, já com a camada de fita filamentosa. A linha vermelha que acompanha a trajetória do cabo foi usada para avaliar o passo das camadas. O ângulo da camada interna ficou em 33° e da camada externa em 37° .

Figura 18 – Detalhe das armaduras construídas. Em a), mostrando a armadura interna e enquanto em que em b) é mostrada a externa



Fonte: o autor

A partir da finalização da montagem das armaduras, foi efetuada a conexão. O comprimento útil do duto flexível ficou em 2,5 m, ou seja, um pouco acima do limite mínimo que as normas API 17J e API 17B sugerem para ensaio de fadiga (4 vezes o passo, neste caso de 622 mm). Foi removida a capa polimérica de forma cuidadosa na seção dos cabos que ficaram em contato com a resina. As Figura 19a e Figura 19b mostram os conectores no duto flexível construído e a Figura 20 mostra a vista frontal do conector projetado para uso com cabos, indicando a distribuição regular das pernas ao longo da seção.

Figura 19 – a) conector convencional e b) conector projetado para o uso de cabos. É possível observar o espaçamento regular entre os cabos em b).



Fonte: o autor

Figura 20 – Vista frontal do conector projetado para uso com cabos.



Fonte: o autor

Após a separação dos fios das extremidades, centragem e selagem dos conectores, foi feito o vazamento da resina através de um orifício da parte de baixo dos conectores, com uma saída de ar na parte superior. O tempo de cura para o início dos ensaios foi de 7 dias. A Figura 21a e a Figura 21b mostram a etapa de vazamento da resina, podendo ser observadas as mangueiras de injeção de resina (parte inferior) e as mangueiras de saída de ar (parte superior).

Figura 21 – Em a) mostrando a etapa de vazamento da resina para o conector convencional e em b) para o projetado para o uso de cabos.

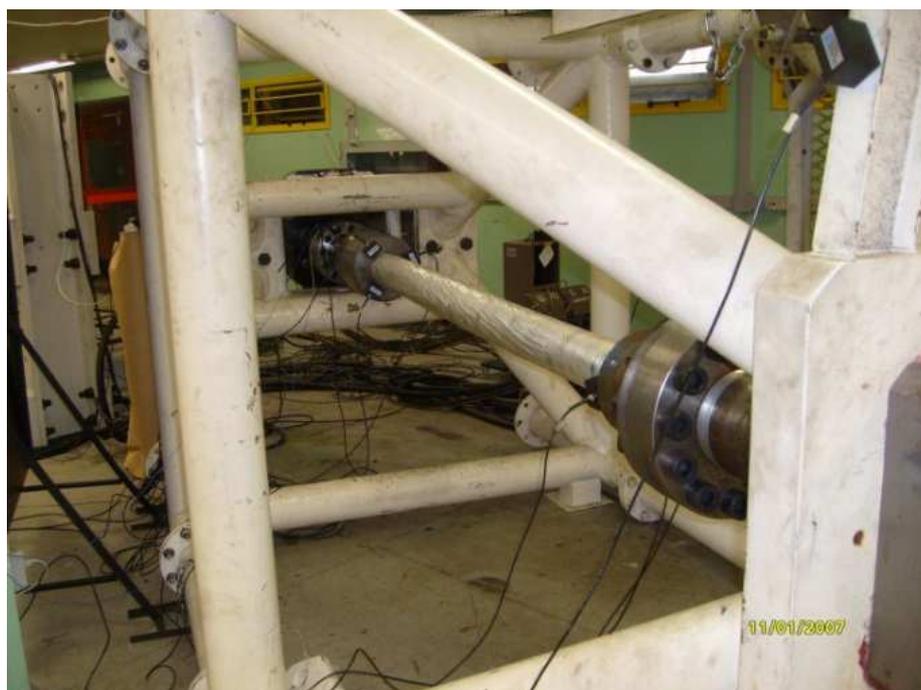


Fonte: o autor

3.15 ENSAIOS MECÂNICOS: FADIGA E TRAÇÃO MONOTÔNICO

Finalizada a construção do duto flexível, foi feita a montagem do mesmo em uma treliça horizontal (Figura 22) equipada com um cilindro servo-hidráulico de 1000 kN e comandada por um controlador MTS e célula de carga em série. Com o equipamento calibrado, foi feito inicialmente um carregamento para avaliar a acomodação dos cabos. A carga foi elevada de forma lenta e gradual até 300 kN, quando então foi removida.

Figura 22- Duto flexível conectado no sistema de ensaio de tração e fadiga.



Fonte: o autor

Na sequência, foi feito o carregamento até 844 kN, de forma a avaliar a deformação longitudinal e a capacidade de suportar o carregamento estático da armadura de tração original.

Após foi iniciado o ciclo de fadiga, conforme previsto na Tabela 1, para a condição em serviço e em dano de fadiga, de forma a comparar com a armadura original. A frequência empregada nestes ensaios foi de 1 Hz. Ao término de cada ensaio foi avaliada a integridade estrutural por meio visual.

Posteriormente foram obtidos valores de carregamentos com maior amplitude, sendo os valores estipulados em função do maior limite de resistência dos cabos. Assim foram ensaiados em fadiga dano 1.0, ou seja, 100.000 ciclos com carga senoidal entre 125 e 486 kN. Nesta etapa o duto flexível foi montado em uma treliça com maior capacidade, de 2500 kN de força máxima, equipada com controlador MTS por pressão. Estes ensaios foram realizados com frequência de 0,2 Hz. Após o término desta etapa, a integridade estrutural foi avaliada e foi realizado o ensaio de tração monotônico até a ruptura do duto, para analisar o modo de falha e sua localização, de forma a suprir de dados para aperfeiçoamentos futuros.

3.16 ANÁLISE: COMPORTAMENTO MECÂNICO E INTEGRIDADE ESTRUTURAL

Com a obtenção dos dados, foi feita uma análise comparando o efeito do carregamento com a armadura de tração convencional (tendões de 2x5 mm), em termos de peso e resistência máxima. Também foi observada a deformação da capa polimérica dos cabos e possíveis implicações de sua ruptura na falha do duto flexível.

Outra avaliação foi feita em termos de rigidez à flexão. Foram empregadas as equações mostradas na revisão bibliográfica para estimar a rigidez à flexão da armadura com cabos de aço e do duto de referência, de forma a demonstrar o efeito da aplicação de cabos na rigidez para contribuir para o melhor entendimento dos limites da aplicação e de futuras necessidades tecnológicas.

3.17 MICROSCOPIA ELETRÔNICA DE VARREDURA

A microscopia eletrônica de varredura mostrada neste trabalho foi feita com o auxílio de um equipamento Zeiss LS 15Bu, equipado com um sistema de EDS Oxford modelo X-Act. A microscopia foi executada em diversos cabos com o objetivo de determinar o modo de falha em fadiga dos diversos ensaios executados, especialmente procurando identificar se o efeito de *fretting* se mostrou significativo, já que a maior parte da bibliografia consultada sugere que este modo de falha é predominante em cabos de aço.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os principais resultados obtidos e discutidas os seus significados.

4.1 ANÁLISE METALOGRAFICA

A análise do perfil inclusionário dos tendões maciços mostrou a presença de inclusões tipo óxido globular, série fina, nível menor que 1, segundo a ASTM E 45. A Figura 23 mostra a imagem da seção longitudinal, sem ataque, que caracteriza a análise de inclusões executada.

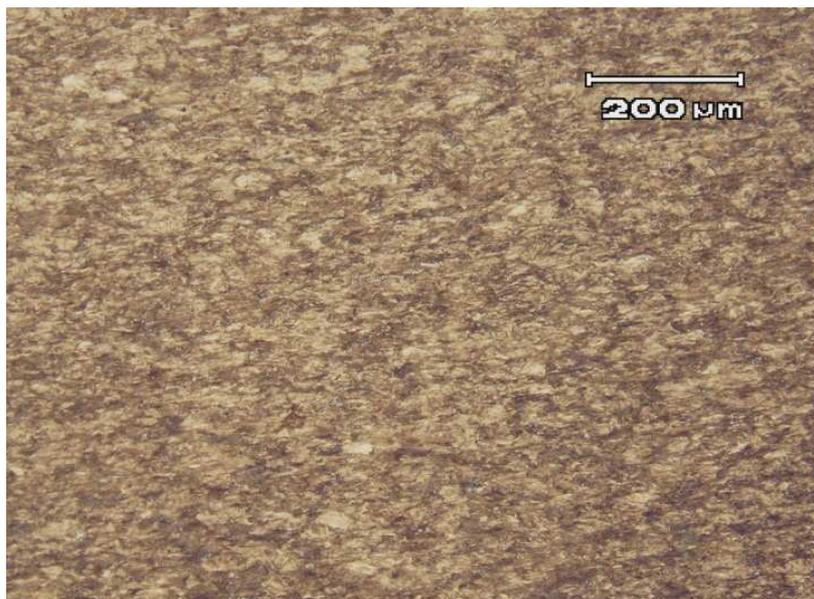
Figura 23 - Seção longitudinal do tendão. Sem ataque. Magnificação: 100x.



Fonte: o autor

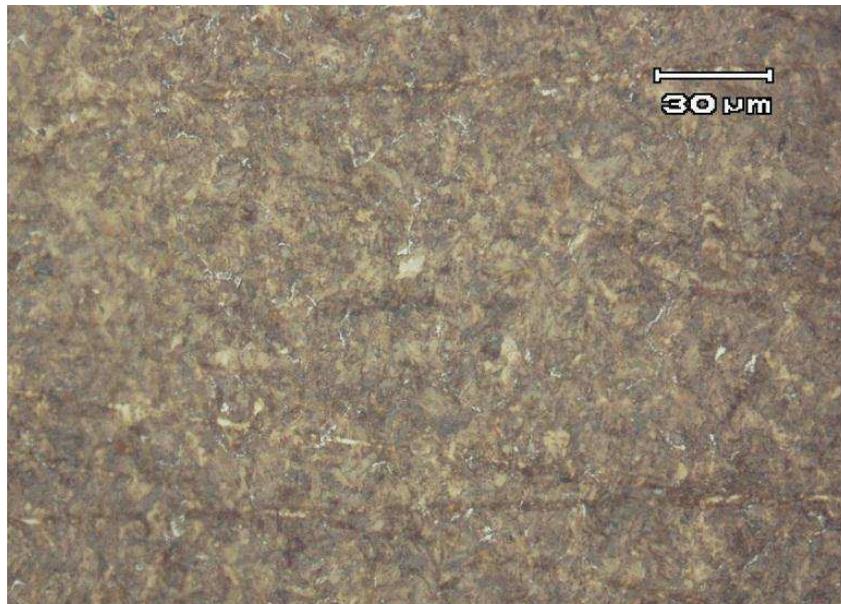
Já a Figura 24 e Figura 25 mostram a seção longitudinal e transversal, respectivamente, do tendão maciço com ataque de Nital (2%). É possível observar na seção longitudinal a presença de uma leve orientação ao longo na seção, indicando o processo de encruamento a que este material é submetido. A microestrutura consiste de perlita, em cerca de 95% da área, e ferrita (áreas claras da Figura 25). O tamanho de grão predominante na seção transversal é menor que 8, segundo a ASTM E 112. A microestrutura é bastante uniforme ao longo da seção longitudinal e transversal.

Figura 24– Tendão, seção longitudinal. Ataque: Nital 2%. Magnificação: 100x.



Fonte: o autor

Figura 25– Tendão, seção transversal. Ataque: Nital 2%. Magnificação: 500x.

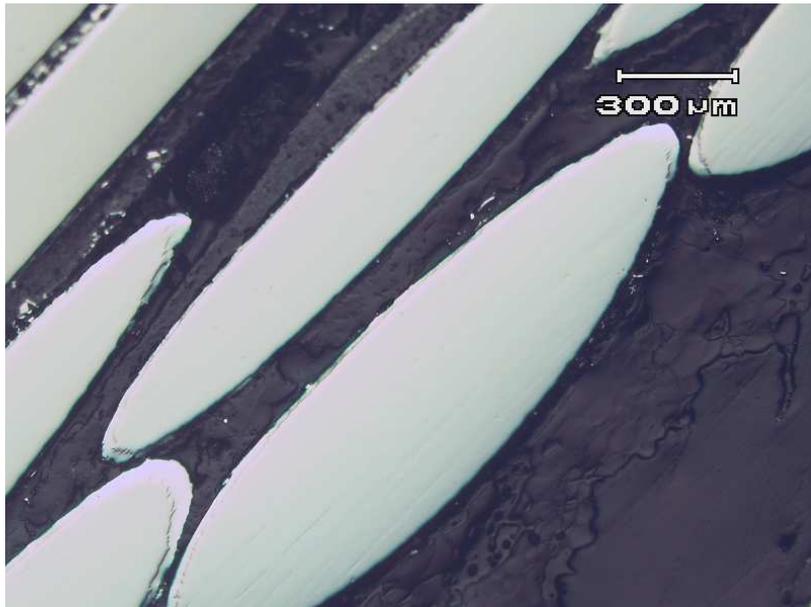


Fonte: o autor

Na Figura 26 é mostrado um corte na seção longitudinal dos cabos. A observação com o objetivo de analisar o perfil inclusionário indicou a presença de inclusões tipo óxido globular, série fina, nível menor que 1. Também foi

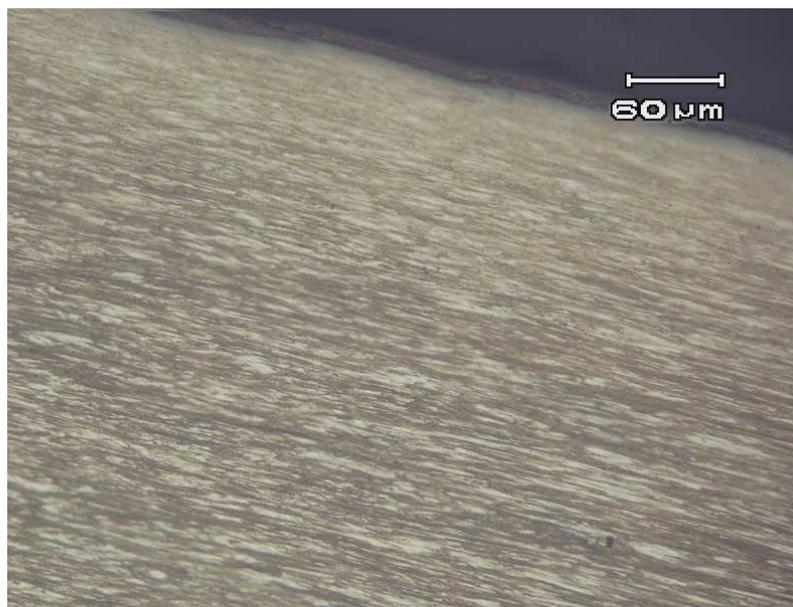
observada nesta seção a presença de uma camada nos fios que corresponde ao revestimento galvanizado. Na Figura 27 é apresentada a seção longitudinal do fio, com ataque de Nital (2%), podendo ser observada a presença de perlita e ferrita. Os grãos apresentam-se fortemente deformados na direção longitudinal, resultante do processo de trefilação dos fios.

Figura 26 - Seção longitudinal do cabo de aço empregado. Sem ataque. Magnificação 50x.



Fonte: o autor

Figura 27 - Seção longitudinal do cabo de aço. Ataque: Nital 2%. Magnificação: 200x.



Fonte: o autor

A Figura 28 mostra a seção transversal dos fios do cabo de aço, apresentando a camada galvanizada, que recobre de forma irregular os fios. A seta mostra a camada deformada devido tensões geradas no processo de fabricação do cabos, quando são montados os fios para formar as pernas do cabo. Também foi observado aspecto semelhante na camada devido a união das pernas para formar o cabo. A presença de uma camada superficial nos fios tende a minimizar os efeitos de *fretting*, além de proteger contra a corrosão.

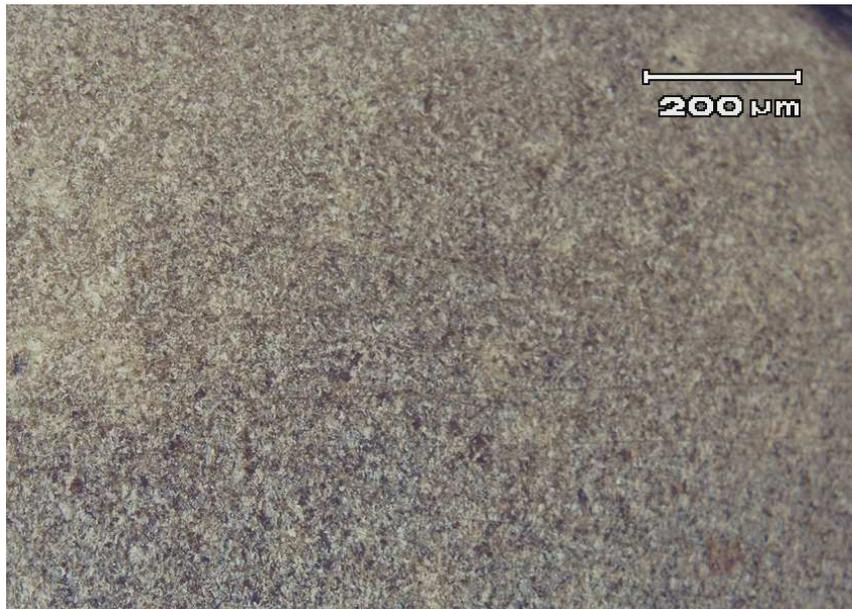
A Figura 29 mostra a seção transversal do interno do cabo de aço, mostrando a presença de grãos de ferrita e perlita, com tamanho menor que 8, segundo a ASTM E 112.

Figura 28 - Seção transversal, mostrando a camada de zinco deformada (seta).
Magnificação de 200x



Fonte: o autor

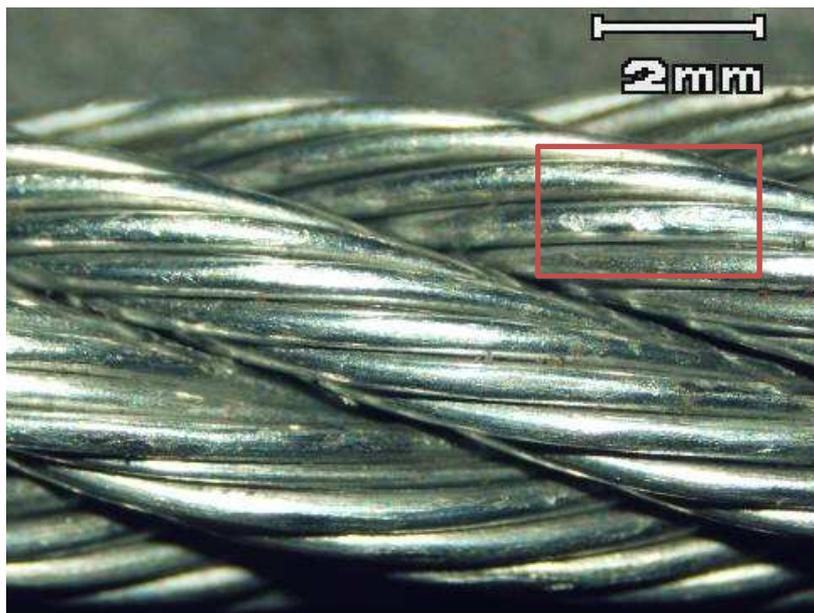
Figura 29 - Seção transversal do cabo. Magnificação de 100x.



Fonte: o autor

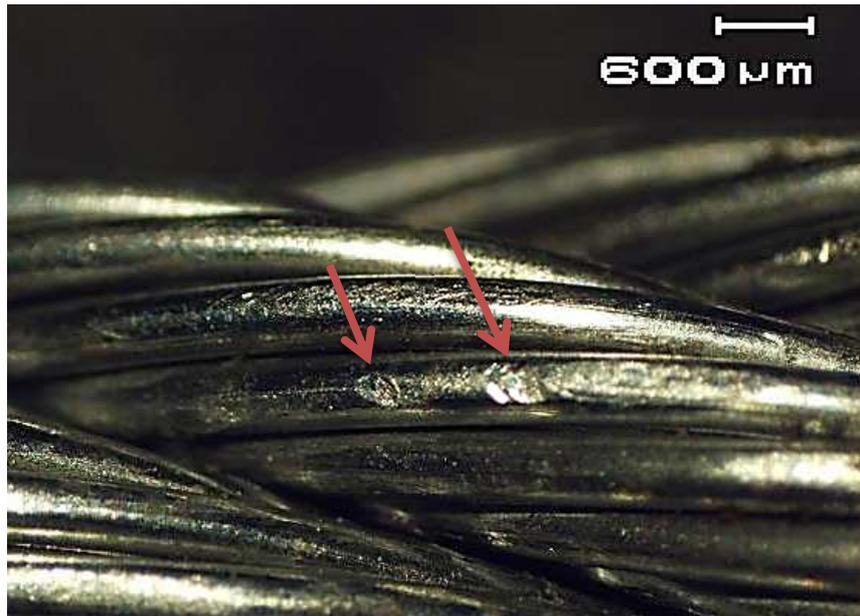
Uma observação cuidadosa na superfície dos cabos demonstrou a presença de pequenas irregularidades superficiais, como ilustra a Figura 30 e, em maior detalhe, a Figura 31. A característica das irregularidades sugere que se trata de deformações ou desgaste no contato entre fios resultante do processo de fabricação, já que o cabo estudado se encontrava sem uso.

Figura 30 - Textura superficial do cabo. Observam-se irregularidades nos arames. Magnificação: 10x.



Fonte: o autor

Figura 31 - Detalhe da região mostrada na Figura 30. Magnificação: 20x.



Fonte: o autor

4.2 CARACTERIZAÇÃO DIMENSIONAL

O resultado da caracterização dimensional dos fios do cabo de aço é mostrado na Tabela 4. É possível observar uma pequena dispersão de valores para o diâmetro nos fios intermediários e externos das pernas do cabo de aço. Já a camada galvanizada que recobre os fios apresentou um desvio padrão maior, resultado da deformação imposta pelo processo de fabricação do cabo de aço. O diâmetro do fio do núcleo apresentou uma dispersão maior, sinalizando uma possível ovalização ou deformação local deste fio. Visualmente não foi possível identificar características superficiais que justificasse a dispersão encontrada, sendo esta considerada, uma característica dimensional do fio.

Tabela 4 – Resultado da caracterização dimensional dos fios

Medição	Fio do Núcleo		Fios intermediários		Fio externos	
	Diâmetro com revestimento (mm)	Espessura da camada (µm)	Diâmetro (mm)	Espessura da camada (µm)	Diâmetro (mm)	Espessura da camada (µm)
1	0,698	29	0,299	10	0,532	22
2	0,680	22	0,287	8	0,540	18
3	0,688	27	0,282	10	0,515	6
4	0,694	21	0,298	12	0,523	18
5	0,683	18	0,294	12	0,550	9
6	0,704	13	0,295	11	0,522	12
7	0,690	30	0,298	11	0,521	17
8	0,730	16	0,292	10	0,530	8
9	0,720		0,295		0,529	
10	0,761		0,296		0,533	
Média	0,70	22,00	0,29	10,50	0,53	13,75
Desvio Padrão	0,025	6,234	0,005	1,309	0,010	5,776
Maior valor	0,76	30,00	0,30	12,00	0,55	22,00
Menor valor	0,68	13,00	0,28	8,00	0,52	6,00

Fonte: o autor

A Tabela 5 resume os valores de diâmetro para os fios da camada. O valor do diâmetro sem revestimento mostrado na Tabela 5 é resultado da subtração do valor médio do diâmetro do fio por duas vezes a espessura da camada. Também, é mostrado o valor de área de cada camada. A área da seção transversal do cabo é o somatório das áreas das camadas multiplicado pelo número de pernas (6), resultando na área resistente de 15,89 mm².

Tabela 5 – Resumo da avaliação do diâmetro e área dos fios das pernas dos cabos.

	Fio do Núcleo	Fios intermediários	Fios externos
Número de fios da camada	1	9	9
Diâmetro sem revestimento (mm)	0,66	0,27	0,50
Área da camada (mm ²)	0,34	0,53	1,78

Fonte: o autor

A Tabela 6 mostra os valores dos ângulos dos fios e pernas obtidos na medição em relação ao eixo longitudinal do cabo. Estes valores de ângulo serão empregados posteriormente para o cálculo das tensões nos fios.

Tabela 6 – Resultados da avaliação dos ângulos dos fios e das pernas

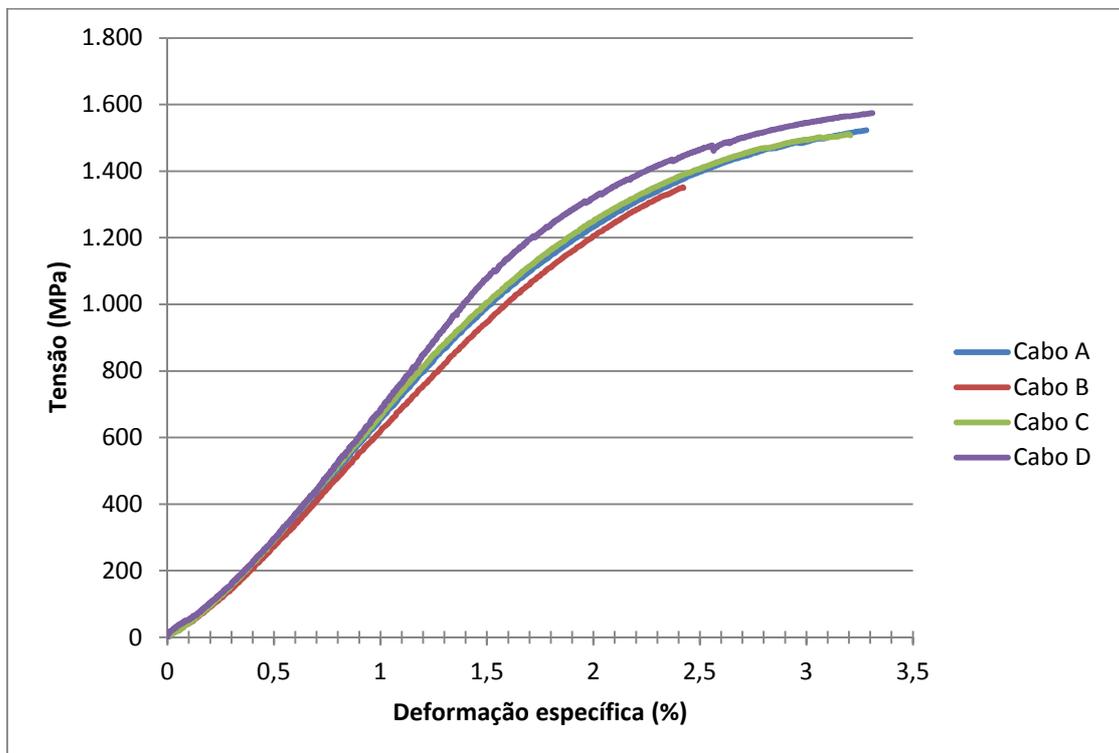
Medição	Ângulo do fio (graus)	Ângulo da perna (graus)
1	3,33	18,04
2	3,73	17,93
3	3,74	20,45
4	3,51	21,73
5	3,53	19,26
6	3,95	19,55
7	3,75	19,94
Média	3,6	19,6
Desvio Padrão	0,2	1,3
Maior valor	4,0	21,7
Menor valor	3,3	17,9

Fonte: o autor

4.3 ENSAIO DE TRAÇÃO DOS CABOS

A curva tensão-deformação para os ensaios de tração das quatro amostras é mostrada na Figura 32. O limite de resistência médio das amostras foi de 1488 MPa e o desvio padrão foi de 97 MPa. Os valores de limite de resistência ficaram abaixo do limite especificado os fios de aço, de 1600-1850 MPa, devido ao ângulo de torção das pernas e dos fios. Entretanto, se for considerado a carga de tração mínima, todos os cabos ultrapassaram o valor especificado, de 21,36 kN. Já a deformação específica média foi de 3,05 % e o desvio padrão foi de 0,42%. O valor do limite de resistência será considerado do cabo e não dos fios, por ser de maior utilidade na determinação das propriedades de fadiga na comparação com os tendões maciços. A Tabela 7 resume os dados de carga de tração, limite de resistência e deformação específica dos cabos.

Figura 32- Curvas tensão x deformação dos cabos de aço 6x19-AF



Fonte: o autor

Tabela 7 – Resumo das propriedades mecânicas do cabo

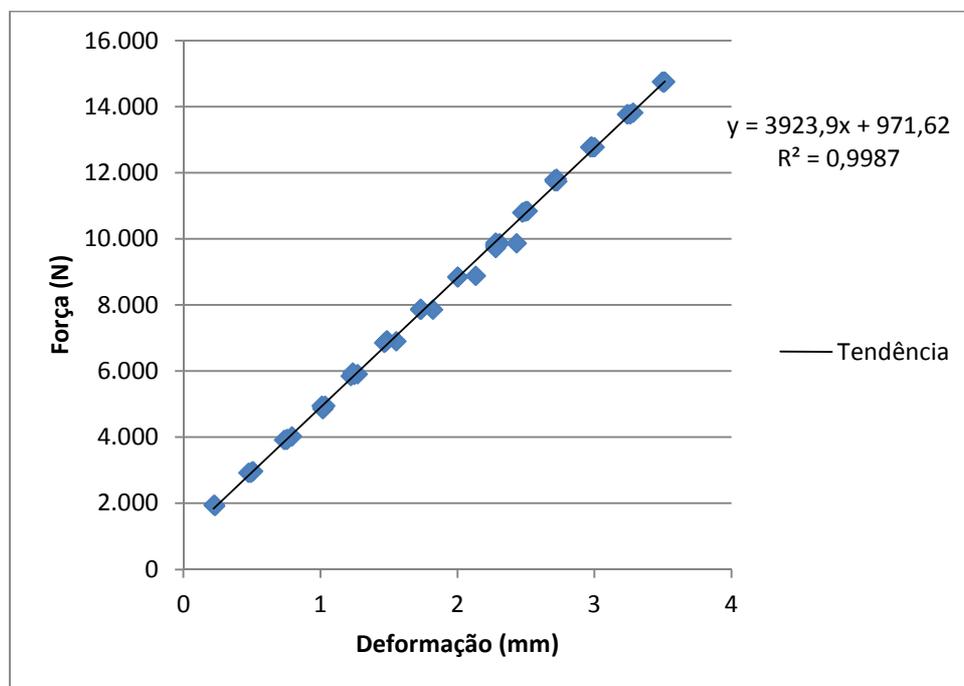
	Força Máxima (kN)	Limite de Resistência (MPa)	Deformação específica (%)
Cabo A	24,26	1523	3,28
Cabo B	21,48	1349	2,42
Cabo C	24,00	1507	3,2
Cabo D	25,07	1574	3,31
Média	23,70	1488	3,05
Desvio padrão	1,55	97	0,42

Fonte: o autor

4.4 DETERMINAÇÃO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE APARENTE DO CABO

A partir dos dados de força e deformação visando determinar o módulo de elasticidade aparente do cabo foi possível obter o gráfico mostrado na Figura 33. A resposta foi bastante linear, com um desvio bastante baixo, se for considerado que o cabo é composto de diversos fios sujeitos a acomodação. A elevada linearidade do gráfico também sugere que o efeito da acomodação dos cabos praticamente cessa a partir dos 20 ciclos de carregamento prévios.

Figura 33 - Dados de força versus deformação para a determinação do módulo de elasticidade aparente do cabo 6x19 AF.



Fonte: o autor

Com os dados de força e deformação obtidos e empregando-se a Equação 10 foi possível determinar o módulo de elasticidade aparente do cabo. A Tabela 8 mostra o resumo dos valores obtidos. Já a Figura 34 mostra a distribuição de frequência dos valores obtidos, mostrando a maior ocorrência de dados próximo aos valores de 164-180 GPa. Assim, o valor de 166 GPa será assumido como o valor médio do módulo aparente dos cabos. Este valor é

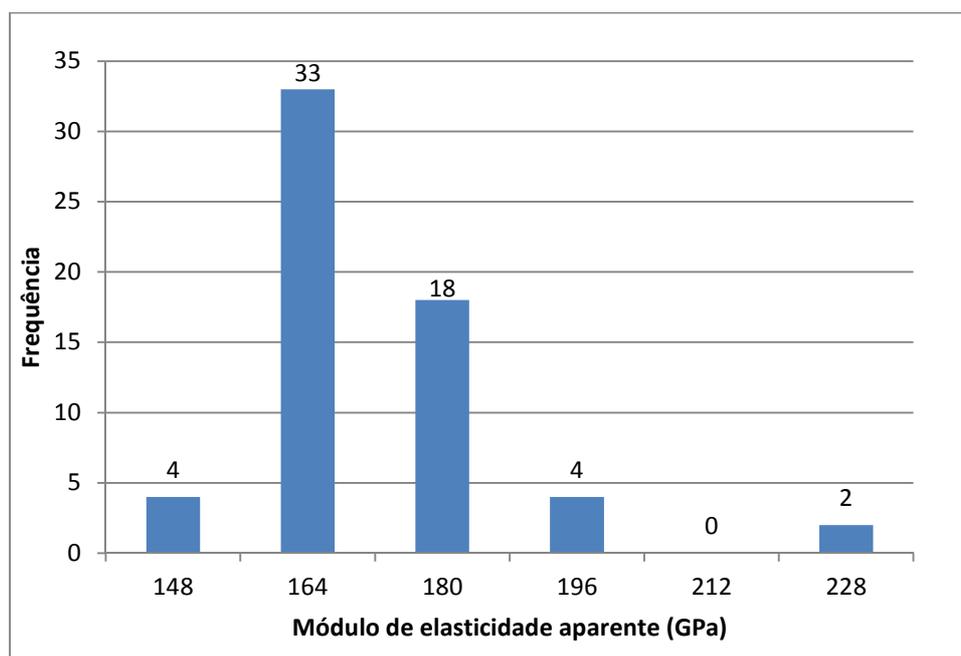
acima do que sugere a literatura (Melconian, 2007), que é de 120 GPa para esta configuração de cabo. Entretanto, a referência não informa maiores detalhes sobre a forma que foi estabelecida para a determinação do módulo de elasticidade sugerido ou mesmo os parâmetros dos ensaios tornam incerto o emprego de 120 GPa para este trabalho.

Tabela 8 – Parâmetros estatísticos do módulo de elasticidade aparente dos cabos

Média (GPa)	166
Desvio (GPa)	15
Maior valor (GPa)	225
Menor valor (GPa)	148

Fonte: o autor

Figura 34 – Distribuição de frequência do módulo de elasticidade aparente do cabo.



Fonte: o autor

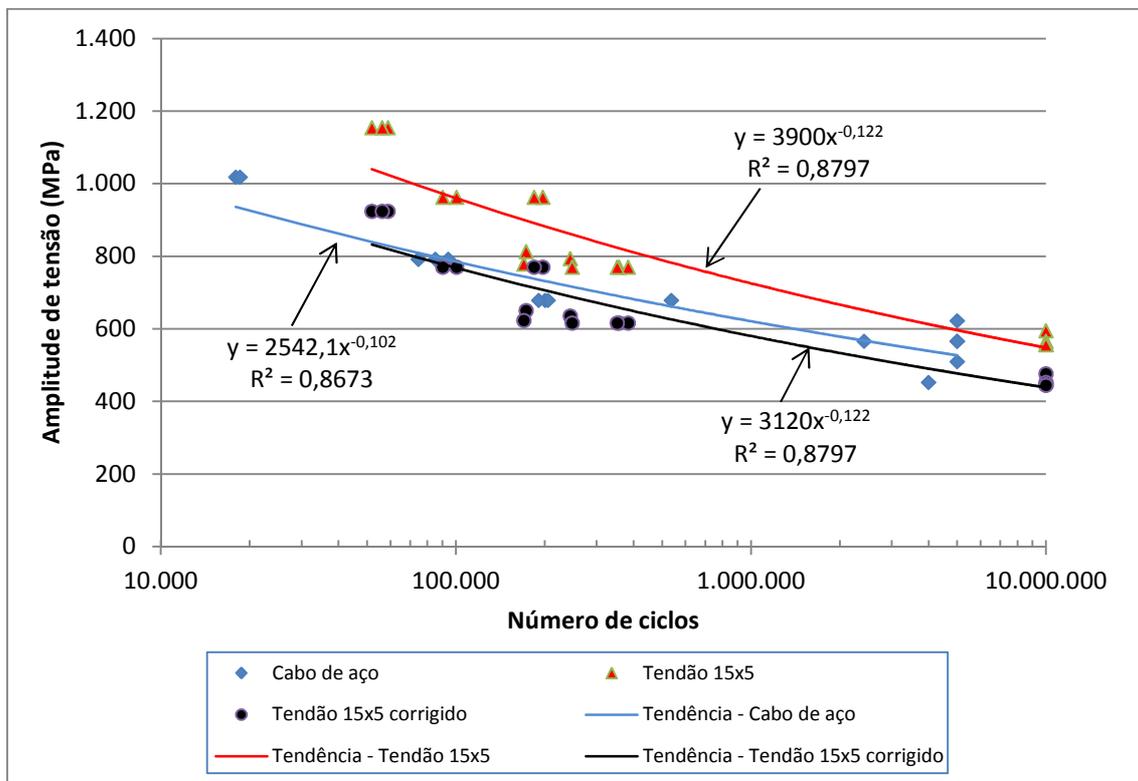
4.5 ENSAIO DE FADIGA DOS CABOS

A curva do ensaio de fadiga ao ar para os cabos ensaiados e os tendões é mostrada na Figura 35. O ajuste executado (potência) foi o que apresentou

melhor fator de regressão (R^2). A tendência de potência é expressa por uma equação $y = Ax^{-b}$, onde “A” representa a tensão de fadiga para 1 ciclo e “b” representa a declividade da curva. A partir da equação de tendência é possível identificar os coeficientes das curvas. A curva dos cabos apresentou o menor coeficiente “A” que tendões, sendo 2542 contra 3900, respectivamente. Entretanto, o menor coeficiente “b” dos cabos favorece a vida com maior número de ciclos. Os valores constatados foram de -0,102 para os cabos e -0,122 para os tendões.

Extrapolando as tendências das curvas de fadiga mostradas na Figura 35, igualando “x” a 10^7 ciclos, é possível observar que os cabos de aço estudados suportam uma amplitude de tensão de aproximadamente 491 MPa, contra 545 MPa dos tendões maciços. Entretanto, se for assumido um fator de correção para os tendões maciços de 0,8 em função do tipo de carregamento, a amplitude de tensão para o tendão corrigido é de 437 MPa.

Figura 35 - Curva tensão x número de ciclos para os cabos e tendão 15 x 5mm.



Fonte: o autor

Para esclarecer a correção foi considerado o fato de que as curvas de fadiga dos cabos foram montadas com carregamento axial, enquanto que os tendões maciços foram montados com carregamento por flexão. As curvas de fadiga com flexão tendem a serem menos conservadoras, devido ao maior gradiente de tensão entre a superfície externa e o núcleo do tendão. Segundo Manson e Halford, 2006, os ensaios de flexão tendem a apresentar valores de fadiga menos conservativos que os ensaios de tração. Isto ocorre porque o volume de material que é submetido a maior amplitude de tensão é menor nos ensaios de flexão. Já nos ensaios de fadiga em tração, toda a seção é solicitada com a mesma amplitude de tensão. Logo, há maior probabilidade de ocorrer a nucleação de uma trinca. Assim, a tensão de fadiga deve ser corrigida por um fator, que pode variar de 0,9 (Boardman, 2003) a 0,7 (Norton, 2006), sugerindo-se, conforme cita Boardman (2003) valores ainda menores se houverem problemas de alinhamento nos corpos de prova. Neste contexto, para fins de comparação, a Figura 35 mostra também a curva para os tendões corrigida para 0,8, assumindo-se um valor intermediário aos propostos por Boardman e Norton. Neste caso, a curva de fadiga entre os tendões maciços de 15 x 5 mm e os cabos de aço tendem a ser similares, com uma ligeira vantagem para os cabos de aço na fadiga ao ar.

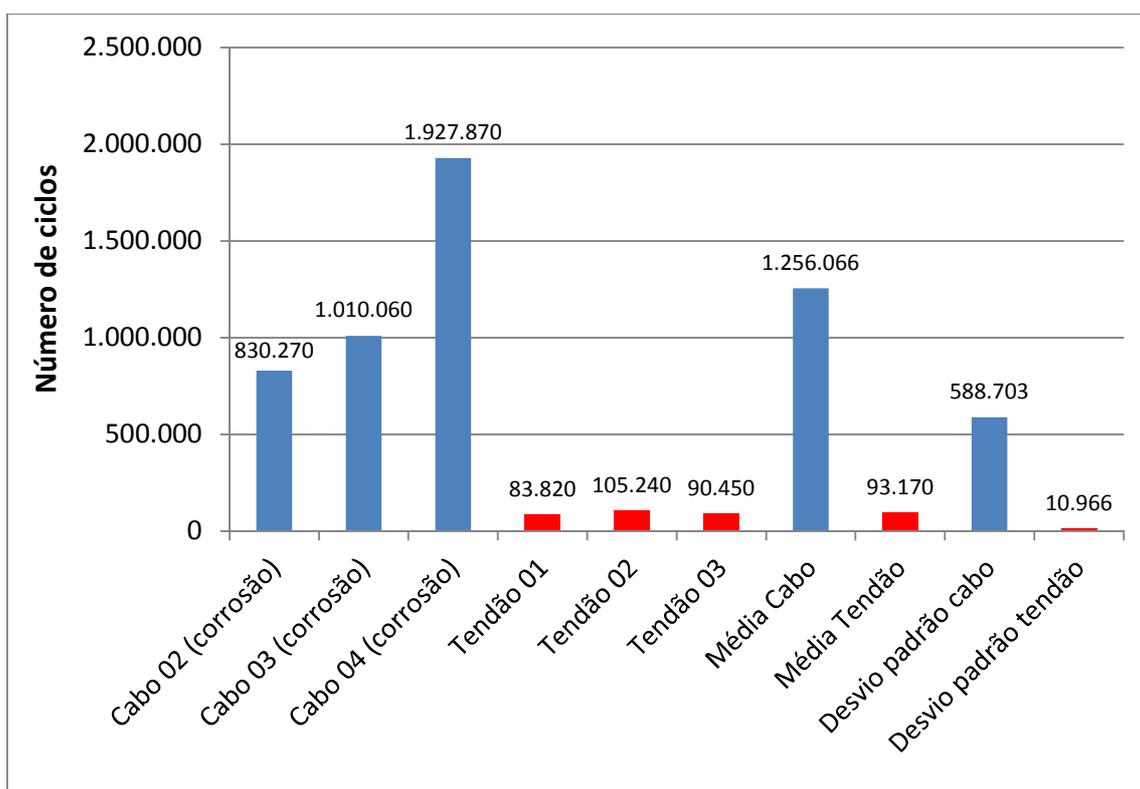
4.6 ENSAIOS DE FADIGA EM ÁGUA DO MAR

Os resultados para os ensaios de fadiga em água do mar são mostrados no gráfico da Figura 36. É possível observar que os cabos (02, 03 e 04) possuem uma média de vida de 1.256.066 ciclos, contra 93.170 para a média dos tendões maciços. Mesmo considerando a menor diferença (cabo com menor desempenho versus tendão com maior), a diferença é de 7,9 vezes. O maior desempenho é atribuído à camada de zinco-alumínio, que fornece a proteção catódica para o substrato de aço.

Uma limitação da proteção galvanizada está relacionada com a temperatura. A proteção catódica é efetiva até cerca de 60°C, segundo Gentil (2011). Acima desta temperatura, o zinco inverte a polaridade, tornando-se catódico. Já Langill (2003), afirma que ocorre um aumento na taxa de corrosão entre 65°C e 70°C, tornando a reduzir acima desta temperatura. Neste aspecto,

e apesar de no ensaio não ter ocorrido o efeito da corrosão-fadiga em função da temperatura, sugere-se que para aplicação da configuração da armadura de tração com cabos de aço em tubulações submetidas a temperaturas entre 60°C e 70°C deverá haver um estudo mais detalhado.

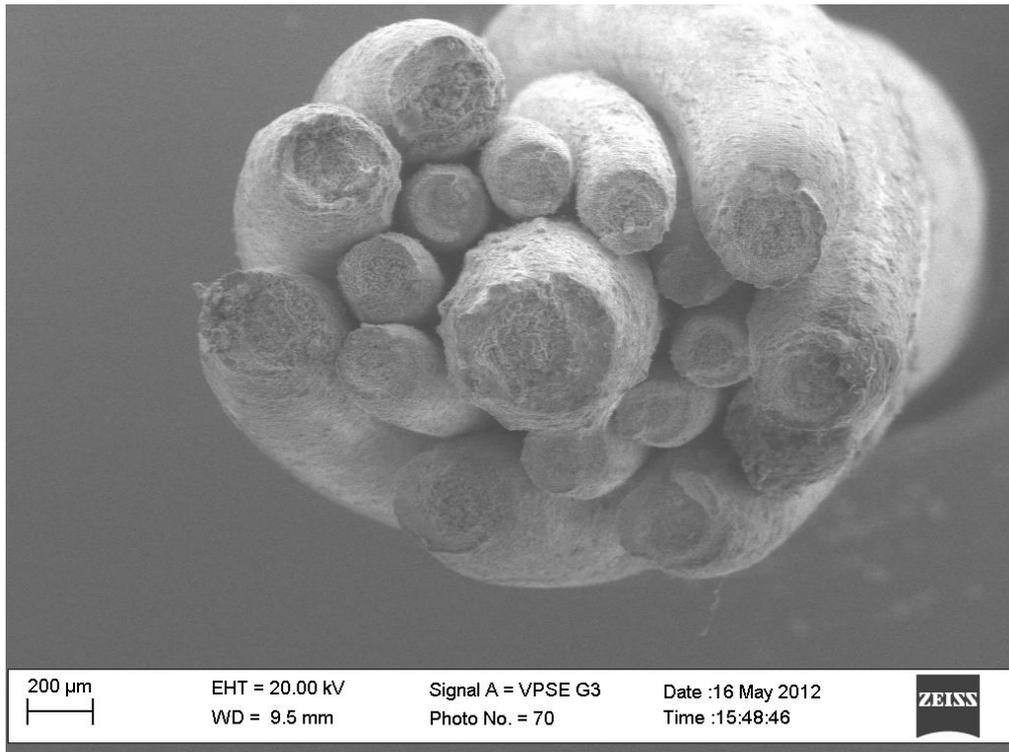
Figura 36 - Dados de vida em fadiga dos cabos e tendões em água do mar, para a mesma amplitude de tensão.



Fonte: o autor

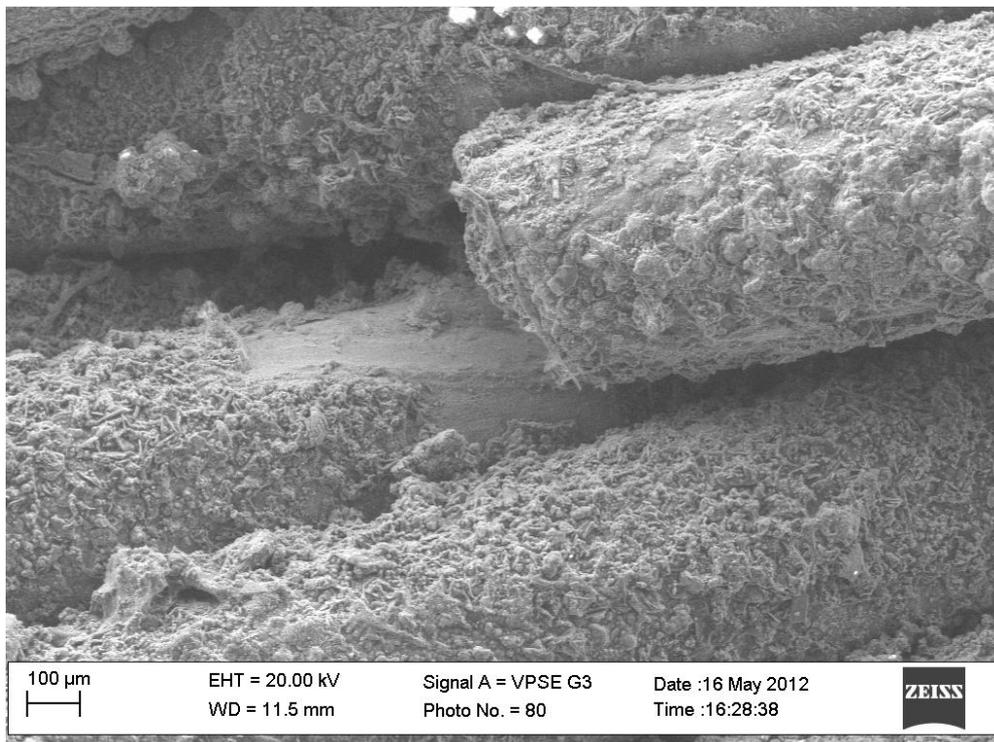
Segundo Helene (1986), o zinco protege o aço de duas maneiras: como barreira entre o aço e o meio ambiente agressivo e como ânodo de sacrifício. O zinco tem um comportamento anfótero, ou seja, é capaz de reagir tanto em meios ácidos quanto em meios muito alcalinos e seus produtos de corrosão mais solúveis tendem a fechar os poros e inibir o prosseguimento acelerado do ataque. Este efeito é possível de ser identificado nas Figura 37 e Figura 38, onde podem ser observados os produtos de corrosão junto a superfície.

Figura 37 - Perna do cabo de aço ensaiado em corrosão fadiga, cabo 02.



Fonte: o autor

Figura 38 - Detalhe do cabo 03, em corrosão-fadiga, mostrando um fio rompido por fadiga e produtos de corrosão junto a superfície.

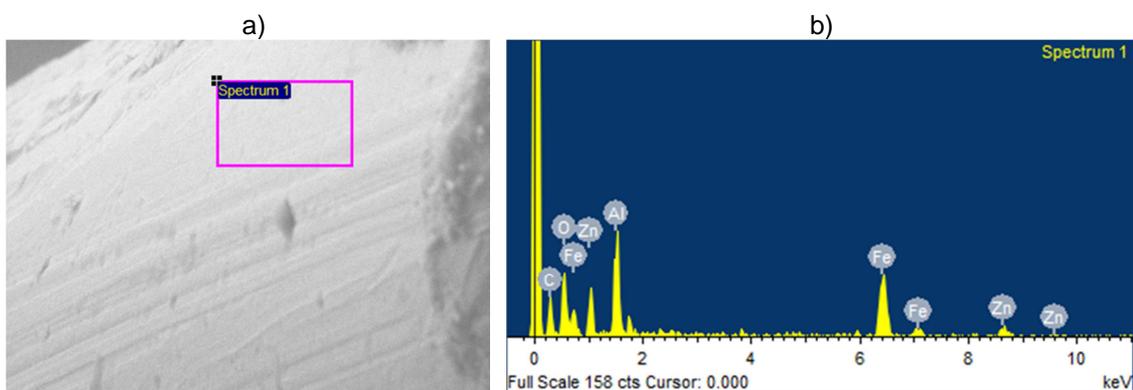


Fonte: o autor

A norma NACE 0175 (2002) não estabelece uma restrição clara ao uso de revestimentos galvanizados para aplicações onde há evidência de ambiente corrosivo com H₂S. Entretanto, a norma Norsok M-001 (2004) afirma que em compartimentos estruturais com baixa circulação de água onde pode haver formação de H₂S, ânodos de zinco podem ser empregados. Assim, a proteção e extensão da vida das armaduras tende a ser superior se for empregada a combinação de revestimento de zinco e das camadas plásticas de polímero que revestem os cabos, além de haver o cenário de vários fios para evitar a propagação da trinca ao longo de toda a seção.

A Figura 39a indica a região onde foi obtido o espectro de EDS mostrado na Figura 39b da superfície do fio exposta ao ar, ensaiado em regime de fadiga (amostra 02). É possível identificar no espectro de EDS a presença de picos significativos de zinco e alumínio. As camadas de ligas de alumínio e zinco não conferem proteção catódica em atmosferas naturais, conforme cita Panossian et alii (2005). Já em atmosferas mais agressivas, as camadas de alumínio e zinco podem fornecer proteção catódica ao substrato de aço segundo apontam Townsend e Borzillo, 1996. E, em ambientes com a presença de cloretos, há a proteção catódica para o substrato de aço conforme citam Morcillo et alii (1994) e Panossian et alii (2005).

Figura 39 – Em a) mostrando a região onde foi obtido o espectro de EDS do fio sem ter sido exposto em água do mar e em b) espectro EDS, indicando picos de Zn e Al, além de outros elementos.

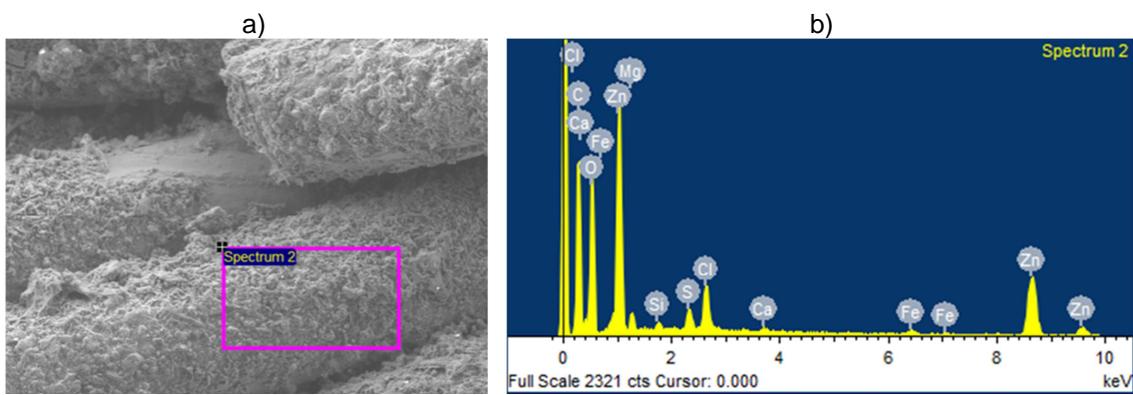


Fonte: o autor

A Figura 40a mostra a região do fio do cabo 04 (submetido ao ensaio de corrosão-fadiga) onde foi obtido o espectro de EDS mostrado na Figura 40b. É

possível identificar a presença de picos de cloro, magnésio, cálcio e zinco, sendo os três primeiros elementos presentes na composição da água do mar sintética usada no ensaio. A presença de cloro, conforme sugerem Morcillo et alii (1994) e Panossian et alii (2005), favorece a proteção catódica em água do mar. Assim, a tendência a nucleação de defeitos devido a corrosão que favorecem a redução da vida em fadiga tende a ser menor para o cabo de aço nestas condições.

Figura 40 - Em a) mostrando a região onde foi obtido o espectro de EDS do fio exposto à água do mar e em b) espectro EDS, indicando picos de Cl, Mg, Ca e Zn, além de outros elementos.



Fonte: o autor

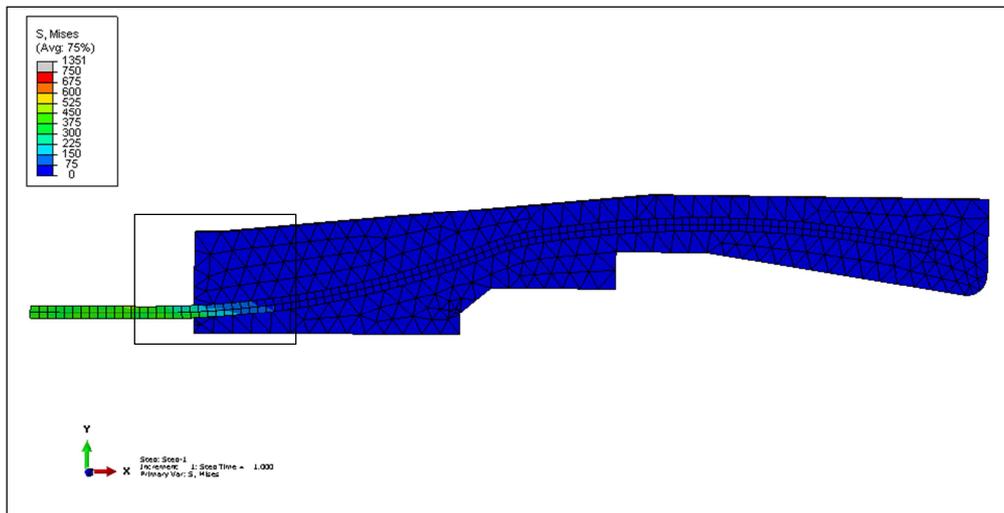
4.7 ANÁLISE DAS TENSÕES DA SEÇÃO DA CONEXÃO PELO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

Uma visão geral do resultado da análise da distribuição de tensões de von Mises no interior da seção da conexão é mostrado nas Figura 41 e Figura 42. É possível observar que ocorre uma redução muito grande das tensões à medida que o cabo segue para o interior da seção da conexão, ao longo do eixo x.

Como a redução das tensões ocorre em uma região pequena e a escala mostrada na Figura 41 e na Figura 42 não apresenta uma resolução adequada para identificar a distribuição no cabo e na resina, foi obtida a Figura 43. Um aspecto importante a observar nas figuras mostrando a distribuição de tensões de von Mises é a falta de evidência de áreas com concentração de tensões. Isto sugere uma distribuição gradual das tensões, que resulta na tendência de

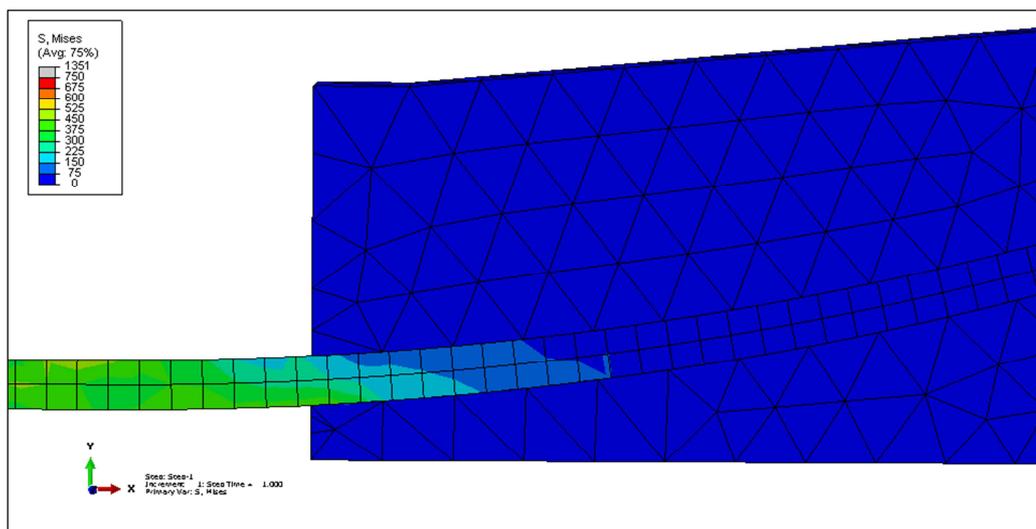
aumento do número de ciclos em fadiga, que é demonstrado nos ensaios de fadiga da seção da conexão

Figura 41 – Vista geral da seção da conexão, mostrando a distribuição de tensões de von Mises.



Fonte: o autor

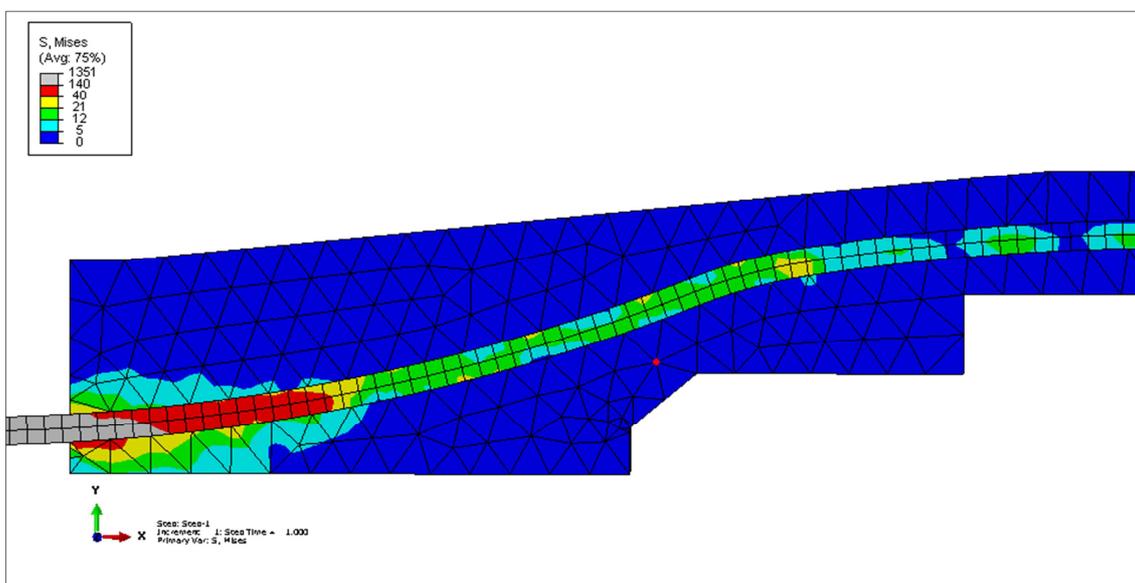
Figura 42 – Detalhe da região marcada pelo retângulo da Figura 41, mostrando a distribuição das tensões de von Mises.



Fonte: o autor

.Com o objetivo de poder validar a distribuição de tensões com o emprego de extensômetros, a Figura 44 mostra o pós-processamento com as tensões máximas principais. Novamente é constatada uma redução significativa ao longo do eixo x. Além disso, se constata a presença de áreas compressivas, mostradas pelas setas.

Figura 43 – Escala máxima de 140 MPa de tensões de von Mises, apresentando a distribuição de tensões ao longo do cabo e na resina.

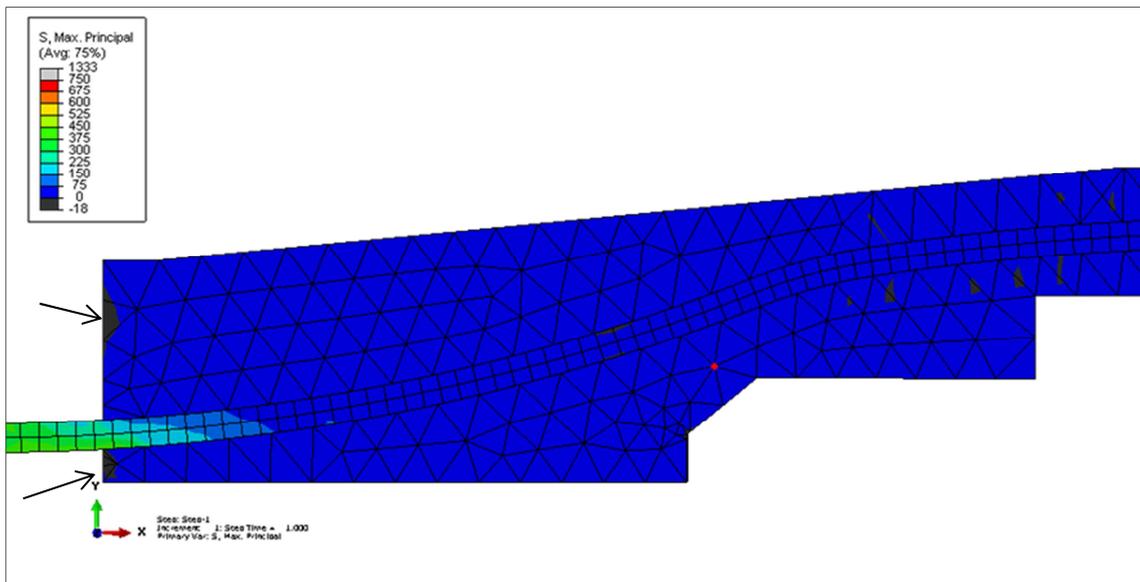


Fonte: o autor

A Figura 45 e a Figura 46 mostram as tensões máximas principais em escalas menores, de 140 e de 40 MPa, respectivamente. Pode ser observada nestas figuras que a tensão na resina, próximo à saída do cabo, atinge cerca de 140 MPa, que é acima do limite de resistência para a resina Rengel 404, conforme ensaiado por Xavier (2009) (valor de 56 MPa). Este local pode indicar que a condição de análise (linear-elástica) nesta região é muito conservadora, ou que uma falha na geração da malha pode ter indicado valores locais excessivos. Entretanto, os valores de tensão máxima no cabo podem ser validados com a instrumentação com extensômetros, mostrado no item 4.8, mostrando valores próximos entre eles, indicando a convergência dos

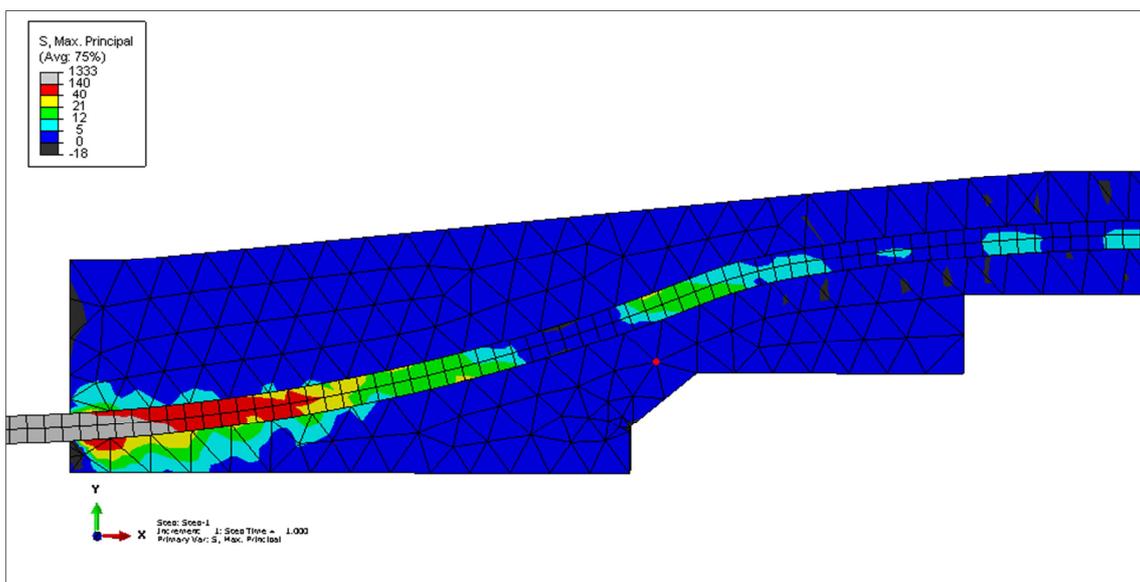
resultados de distribuição de tensões e que as hipóteses de pré-processamento foram adequadas.

Figura 44 – Distribuição das tensões máximas principais na seção da conexão destacando áreas compressivas (setas).



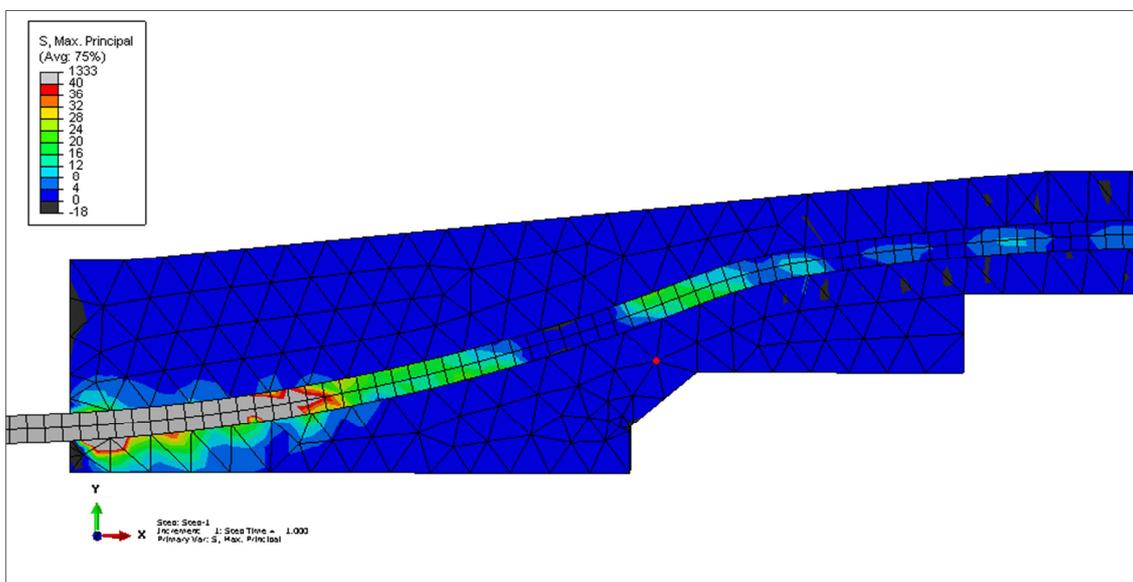
Fonte: o autor

Figura 45 – Distribuição das tensões máximas principais, com escala máxima de 140 MPa.



Fonte: o autor

Figura 46 - Distribuição das tensões máximas principais, com escala máxima de 40 MPa.

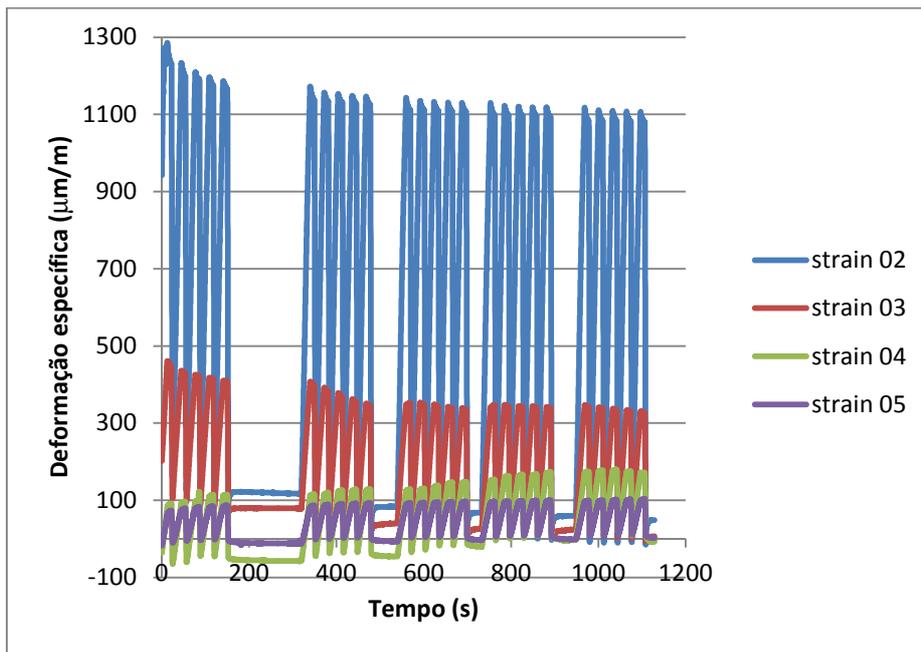


Fonte: o autor

4.8 DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES COM EXTENSÔMETROS

Na Figura 47 é possível observar o resultado dos ciclos de carga versus tempo. Os extensômetros 01 e 06 não indicaram sinais. Entretanto, os extensômetros (*strain*) 02 a 05 apresentaram sinais coerentes. A observação da tendência dos picos de carga em função do tempo sugere uma tendência a estabilização da deformação específica, a partir do décimo sexto ciclo de carga imposto. Isto ocorre porque os cabos tem uma tendência a acomodação dos fios e pernas para uma condição nas menores folgas possíveis, chegando ao equilíbrio. Esta observação está de acordo com o observado na literatura, que sugere que o módulo de elasticidade aparente dos cabos tende a aumentar em função do tempo em serviço (MELCONIAN, 2007).

Figura 47 - Deformação específica dos extensômetros em função do tempo.



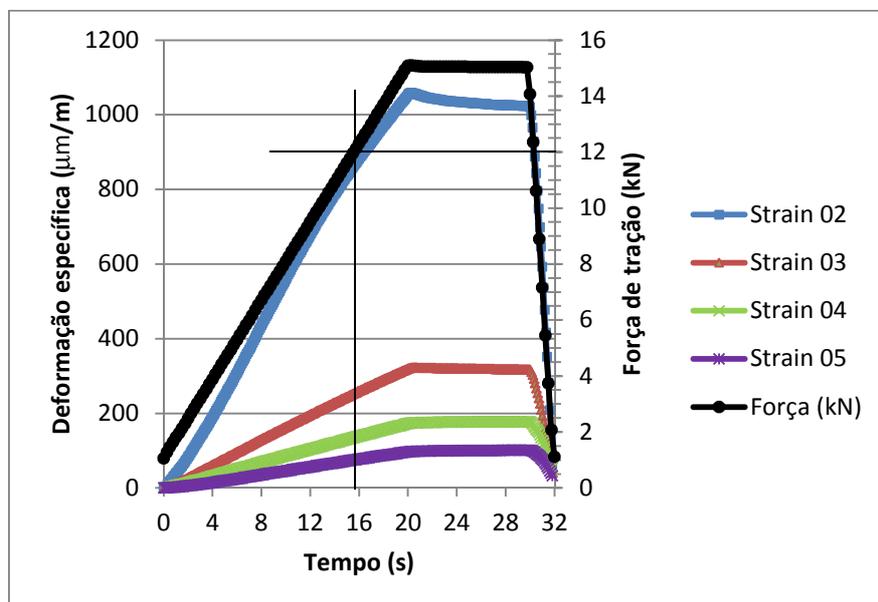
Fonte: o autor

Na Figura 48 é possível observar a resposta dos extensômetros ao carregamento até 15 kN no último ciclo de carga, em função do tempo. No eixo secundário (direita) está mostrada a força de tração. É possível observar que a resposta à elevação de força possui uma tendência linear. Além disso, é possível identificar que após a estabilização da força em 15 kN, ocorre uma ligeira queda da deformação específica, sendo mais pronunciada no extensômetro 02 (strain 02). Isto ocorre pois o extensômetro 02 é o mais próximo da entrada do cabo e está submetido a maior tensão. Assim, há uma maior tendência a ocorrerem pequenos deslocamentos e acomodações dos fios e pernas. Este efeito praticamente desaparece nos outros extensômetros, já que a força de tração é distribuída gradualmente ao longo do cabo, devido ao efeito do atrito com a resina, conforme cita Brandon et al, 2001.

O gráfico da Figura 49 mostra a distribuição de tensões no interior da seção da conexão. Neste gráfico, a posição 0 representa a parte exposta do cabo e a posição 150 representa 150 mm no interior da seção da conexão. Verifica-se que há uma queda gradual nas tensões, indicando uma boa distribuição de carregamento ao longo do cabo. Os valores de tensão foram

obtidos multiplicando-se o valor da deformação específica para a força de 12 kN versus o módulo de elasticidade medido do cabo (166 GPa).

Figura 48 - Deformação específica e força versus tempo no interior da seção da conexão .

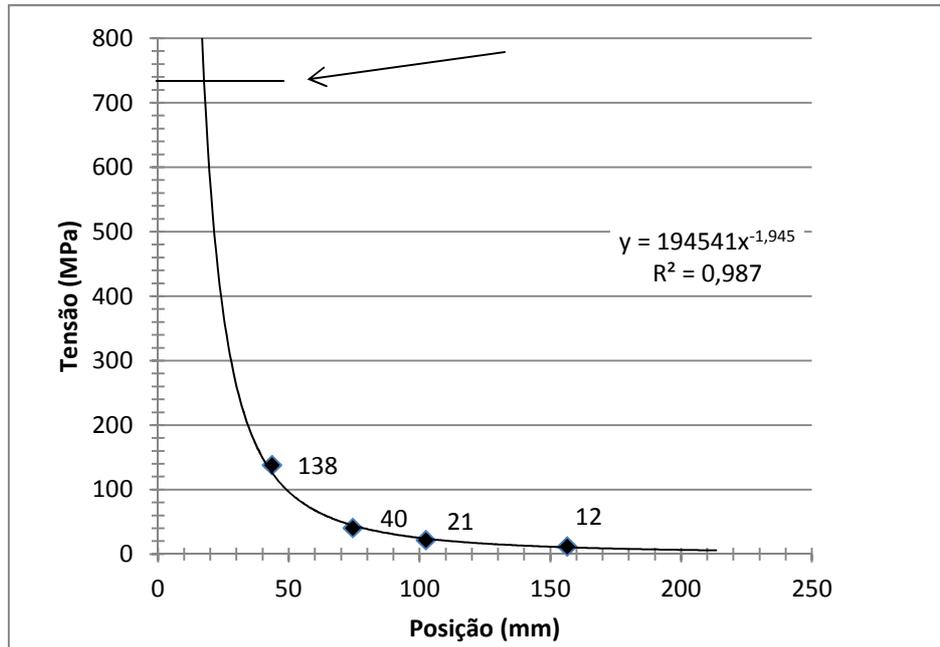


Fonte: o autor

Uma outra observação, referente a distribuição de tensões, é o fato dos soquetes empregados para os ensaios de tração e fadiga possuírem um comprimento ativo de resina de 100 mm. Em nenhum ensaio de tração ocorreu a ruptura no interior do dispositivo ou o escorregamento do cabo, sugerindo que a ancoragem já é suficiente com esta distância de contato da resina com o cabo.

Para a força de 12 kN, a tensão máxima esperada era de 728 MPa, indicada pela seta na Figura 49. É possível estimar a posição no interior da seção da conexão onde é atingida a tensão máxima, através da equação da linha de tendência. Resolvendo a equação mostrada na Figura 49, obtém-se o valor de 17,7 mm. Apesar de se esperar que este valor fosse próximo de zero, o valor de 17,7 mm pode ser explicado através na presença de bolhas de ar no interior da seção da conexão, que foi demonstrado pela observação das imagens de raios x da seção da conexão.

Figura 49 - Distribuição de tensões no interior da seção da conexão, sendo possível observar uma queda gradual das tensões em função da posição. A seta mostra o valor de tensão máximo aplicado.

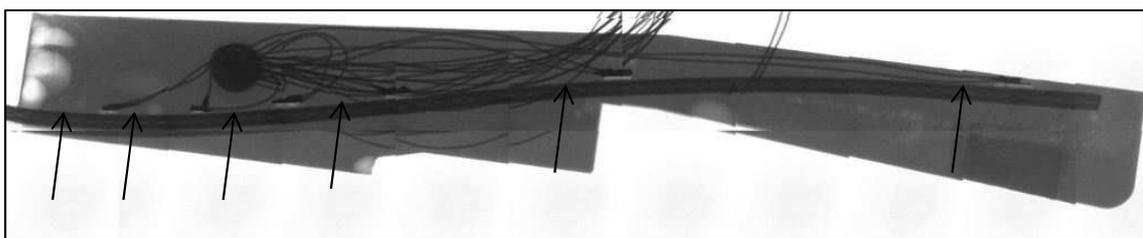


Fonte: o autor

4.9 RADIOGRAFIA DA SEÇÃO DA CONEXÃO

A Figura 50 mostra a fotomontagem na frequência de raios x da seção da conexão, obtido através do equipamento Nikon XT V 160. A extremidade exposta do cabo, por onde foi aplicada a força de tração fica a esquerda. É possível também identificar as regiões com maior densidade em tom mais escuro, que representa o cabo de aço, os fios e também os pontos de soldagem. Também é mostrada a posição dos extensômetros. Além disso, são evidenciadas regiões de menor densidade, como bolhas de ar, em tons mais claros.

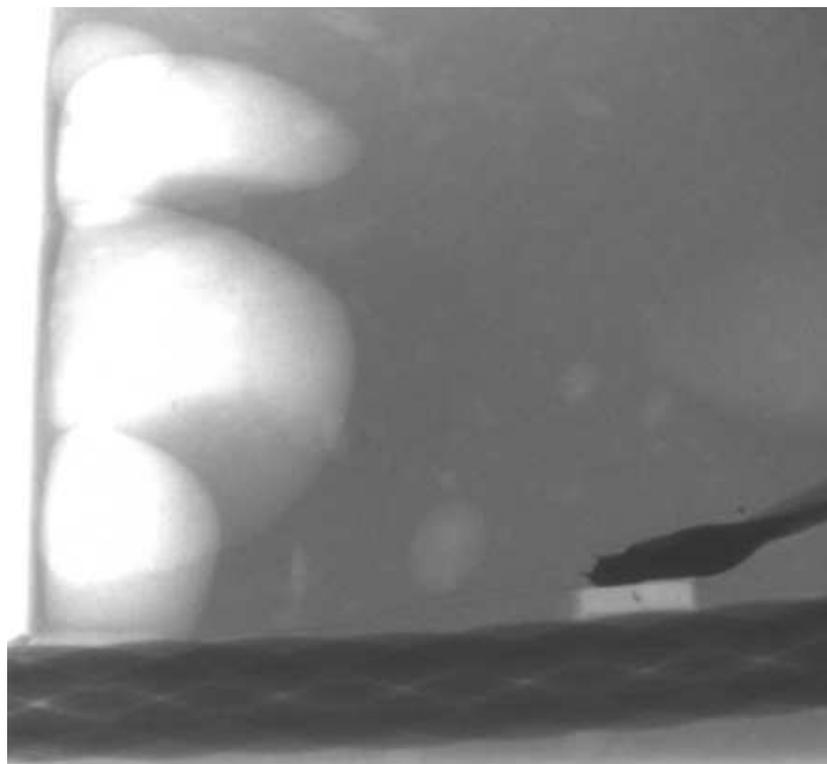
Figura 50 - Radiografia da seção da conexão com cabos, mostrando a presença de bolhas (áreas claras) e a posição dos extensômetros (setas)



Fonte: o autor

A presença de bolhas de ar impede a transferência de carga por atrito do cabo de aço para a resina. Em função disto, a tensão máxima, que era esperada muito próxima a saída do cabo, ocorreu na parte ligeiramente interna da seção da conexão. Entretanto, a presença de bolhas não constitui um aspecto negativo exclusivo da configuração com cabos de aço, sendo resultado do processo de injeção de resina. A Figura 51 mostra, em maior detalhe, as bolhas próximas à saída do cabo.

Figura 51 - Detalhe da Figura 50, mostrando a região próxima a saída do cabo (esquerda) e a presença de bolhas de ar (áreas claras).

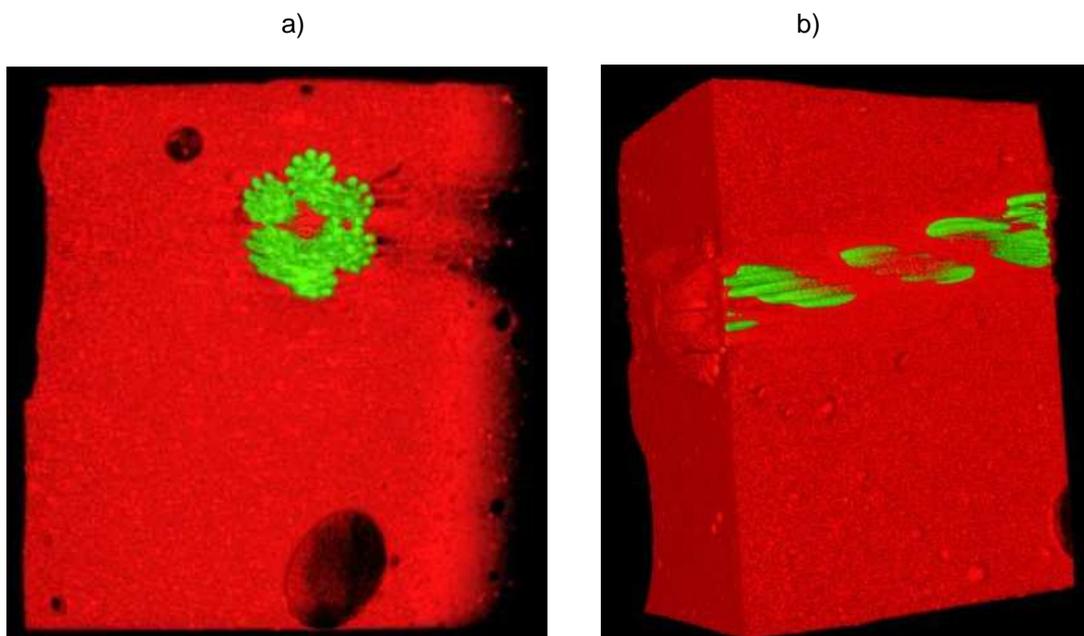


Fonte: o autor

Imagens da seção da seção da conexão obtidas pelo processo de tomografia, em uma região próxima a saída são mostradas na Figura 52a e na Figura 52b. Nestas imagens as áreas verdes representam as regiões com maior densidade, ou seja, os fios e pernas de aço, as regiões vermelhas a resina e as regiões mais escuras a presença de bolhas. Uma constatação importante é que a resina consegue entrar em contato com uma grande área dos fios, sem a presença de espaço visíveis. Este aspecto é fundamental na ancoragem dos cabos, devido à necessidade de aderência dos mesmos a

resina. Como a área em contato é grande, mesmo coeficientes de fricção menores, decorrentes de sujidades, tendem a permitir a adequada ancoragem do cabo.

Figura 52 – Imagens obtidas por tomografia de uma seção da conexão. Em a) seção transversal e em b) corte ao longo do cabo (longitudinal).

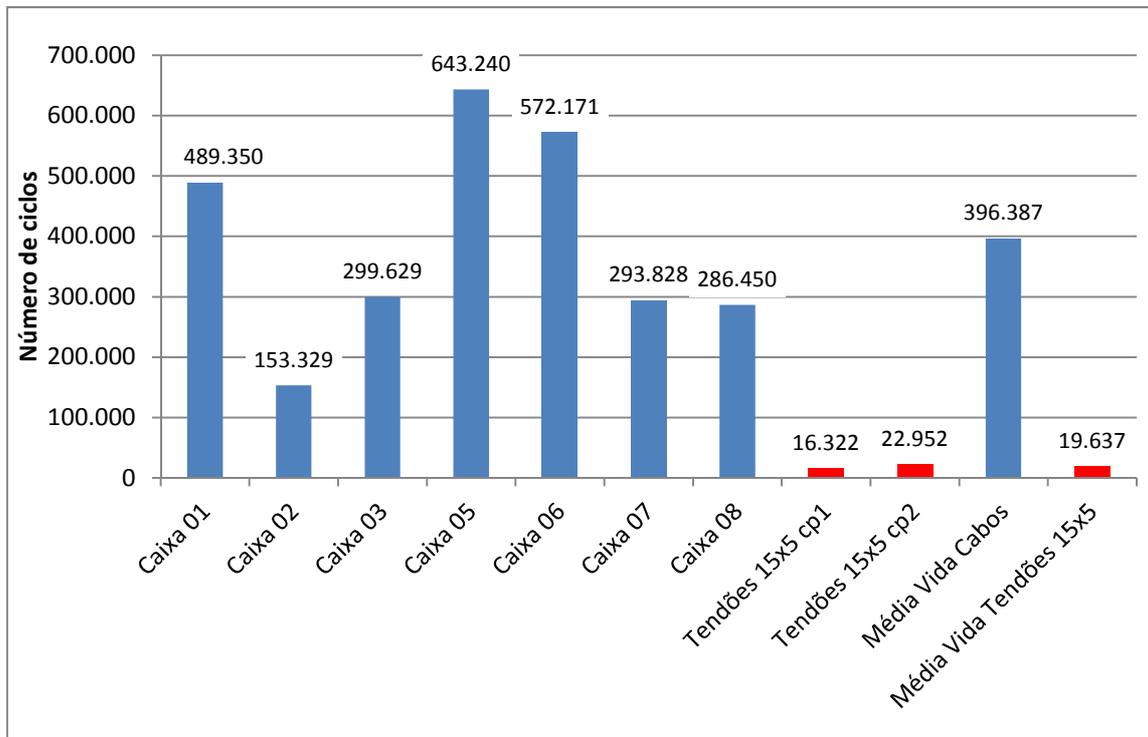


Fonte: o autor

4.10 ENSAIOS DAS SEÇÕES DA CONEXÃO

Os ensaios com as seções da conexão, mostraram um desempenho muito favorável aos cabos de aço. No gráfico da Figura 53 é possível observar os valores de ciclos suportados para os cabos e para os tendões maciços. Se for considerado o pior cenário (cabo com menor desempenho versus tendão com maior) a diferença é de 6,7 vezes maior para os cabos de aço. A razão para a diferença reside, basicamente, no fato que os cabos de aço, por não possuírem rigidez à flexão significativa, não apresentam deformação plástica no interior do conector. Isto evita a geração de tensões residuais trativas, que reduzem a vida da armadura. Além disso, a resposta mecânica do cabo é muito menos dependente do alinhamento da amostra, o que favorece a distribuição de tensões ao longo da seção, evitando concentradores de tensão.

Figura 53 - Resultados dos ensaios com as seções da conexão (referidas como caixa 01 a 08) montadas com cabos e com tendões maciços, para a mesma amplitude de tensão.



Fonte: o autor

Os cabos apresentaram uma maior variabilidade nos ensaios devido a frequência de ensaio (15 Hz), que resultavam em oscilações laterais na seção da conexão. Este efeito provoca uma maior tensão local. Apesar disso, em nenhum ensaio dos cabos foi observada a ruptura no interior da seção da conexão, ao contrário do ensaio com os tendões, que em um dos ensaios (cp1) foi observada a ruptura no interior da seção da conexão.

Na Figura 54 é possível identificar, nas regiões apontadas pelas setas, o local do rompimento dos fios das amostras das seções da conexão 05 a 08 dos cabos de aço. Como a distribuição de tensões tende a ser mais uniforme e não há significativos efeitos de concentradores de tensão devido a dobramento do cabo, as rupturas ocorreram totalmente fora da região da resina. Já a Figura 55 mostra a região da fratura do tendão 15x5 cp1. Como próximo a entrada o tendão maciço é curvado para fazer a acomodação no interior da seção da conexão, ocorre a geração de tensões residuais, que tendem a somar as tensões aplicadas, promovendo a redução da vida em fadiga.

Figura 54 - Amostras dos ensaios com as seções da conexão 05, 06, 07 e 08, mostrando a posição frequente de ruptura (setas)



Fonte: o autor

Figura 55 - Seção da conexão com o tendão 15x5 cp1, mostrando a quebra do tendão no interior da mesma (seta).

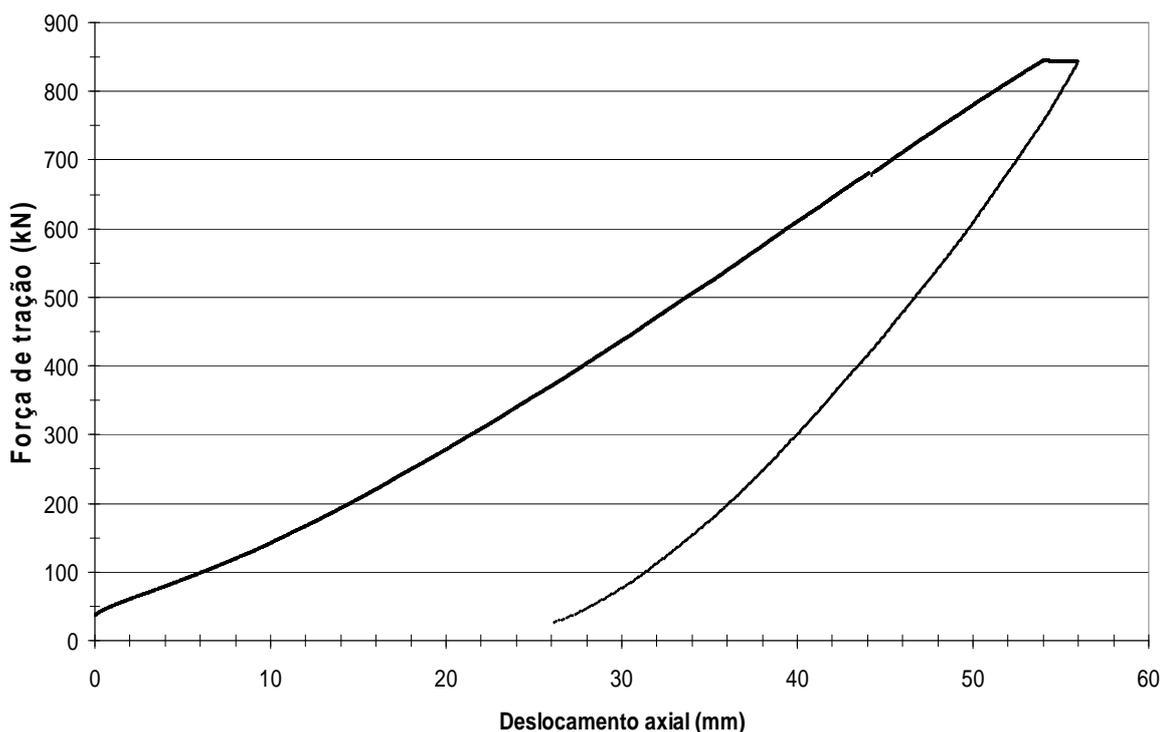


Fonte: o autor

4.11 ENSAIO DE TRAÇÃO DUTO FLEXÍVEL CONSTRUÍDO

O gráfico da Figura 56 mostra a resposta do duto flexível construído ao carregamento de tração até o valor de referência de 844 kN, que foi empregado por Bueno (2010) e Xavier (2009) em seus trabalhos. É possível observar uma histerese de cerca de 26 mm no duto, o que corresponde a um alongamento de cerca de 1,04% do comprimento total ensaiado. A histerese, neste caso, se deve a acomodação dos cabos e plastificação de componentes, como nos conectores desenvolvidos. Também, é possível observar que não há graves descontinuidades na curva de subida de carga, indicando que não ocorreram colapsos de ancoragem nos conectores ou de ruptura de cabos das armaduras.

Figura 56 - Resposta do duto com armadura de cabos ao carregamento de tração até 844kN.



Fonte: o autor

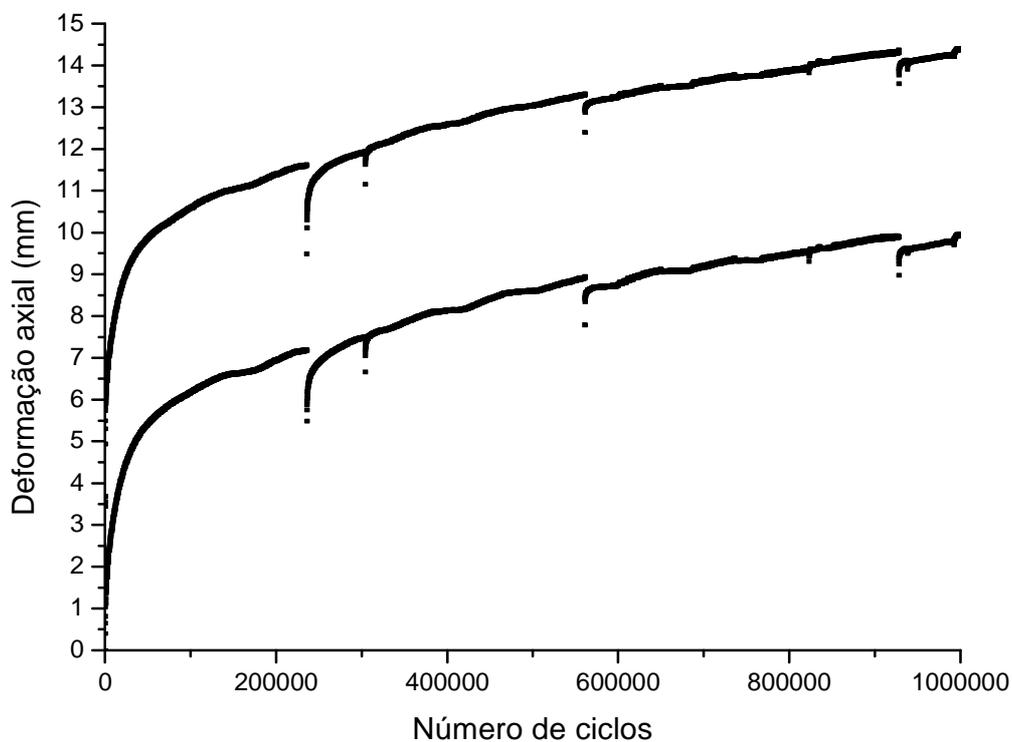
4.12 ENSAIO DE FADIGA DO DUTO FLEXÍVEL CONSTRUÍDO

O gráfico da Figura 57 mostra a resposta ao carregamento de fadiga para as condições de serviço (dano 0.1) para o duto construído. É possível

observar a amplitude de alongamento aproximadamente constante ao longo do ensaio, sendo de cerca de 0,2% do comprimento total. Pode-se notar, também, que o deslocamento absoluto ao longo do ensaio tende a aumentar, mas com uma taxa menor ao longo do ensaio. Isto se deve basicamente a dois fatores: a acomodação das capas poliméricas dos cabos e da resina dos conectores, além do aumento do módulo de elasticidade dos cabos ao longo do carregamento, que é um fenômeno típico dos cabos, segundo Melconian (2007) e Leet *et al* (2009). Já a variação de alongamento entre o início e o fim do ensaio foi da ordem de 0,3%.

Também é possível verificar no gráfico da Figura 57 pontos de descontinuidades na curva de deslocamento, decorrentes da interrupção do ensaio devido a quedas de energia elétrica. Entretanto, assim que o ensaio era restabelecido, o comportamento de deformação seguiu a tendência anterior.

Figura 57 - Fadiga em tração-tração do duto de cabos: dano 0.1, com carga entre 130-304kN

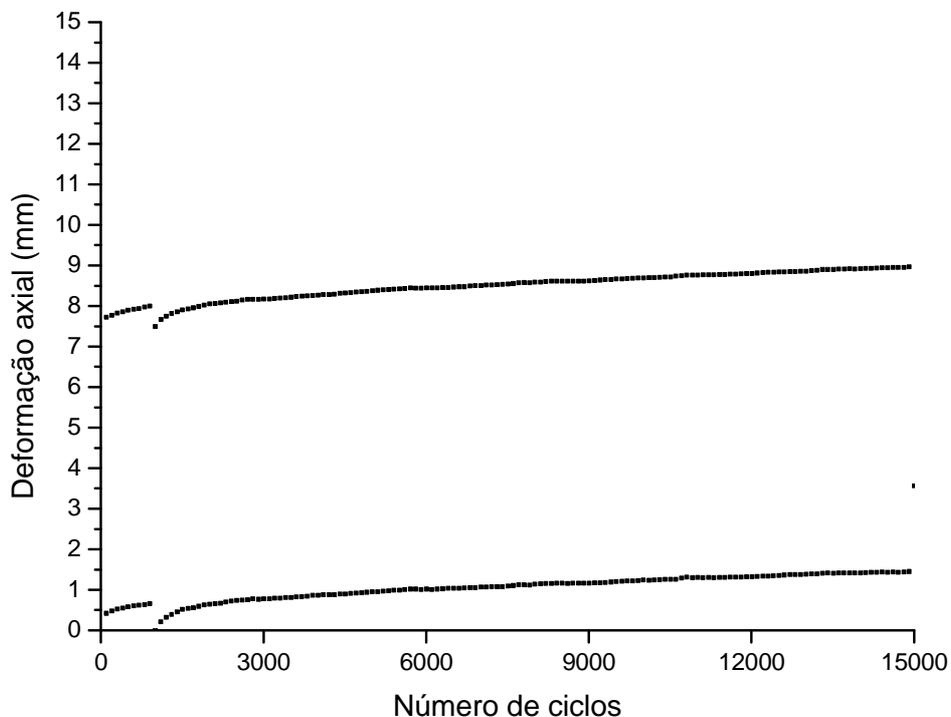


Fonte: o autor

No gráfico da Figura 58 é possível observar o comportamento de fadiga em tração-tração para a condição de dano 1.0, ou seja, com a possível falha.

Deve-se lembrar que estes carregamentos foram estipulados para um *riser* de tendões de aço AFNOR FM 60. O *riser* de referência possuía originalmente 48 tendões na armadura interna e 50 na armadura externa, todos com seção de 2x5 mm. É possível observar que, como esperado, ocorre maior amplitude de alongamento que em relação ao ensaio anterior (cerca de 0,3% contra 0,2% do ensaio com dano 0.1). Também, é observada que a taxa de variação na deformação é pequena, devido a estabilização das folgas e deformações plásticas das capas dos cabos, além da própria acomodação interna dos cabos.

Figura 58 - Fadiga em tração-tração do duto de cabos: dano 1.0, com carga entre 154-438 kN.

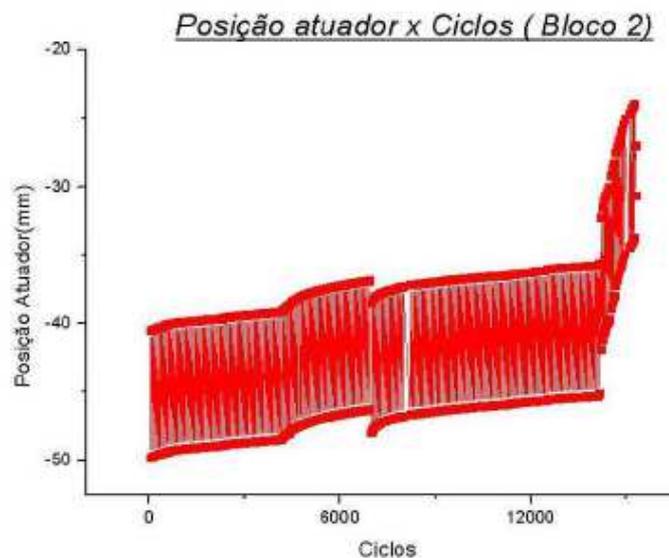


Fonte: o autor

A Figura 59 ilustra o resultado do ensaio de fadiga em tração-tração para o *riser* de referência (armadura de tendões em aço AFNOR FM 60, com 48 tendões na camada interna e 50 na externa) com o mesmo carregamento. Este ensaio foi mostrado no trabalho de Bueno (2010). Comparando-se a amplitude de deformação deste com a obtida com o duto com cabos de aço (Figura 58),

pode-se observar que ela apresenta magnitude similar, de cerca de 10 mm do duto de referência contra 8 mm do duto com cabos de aço. Isto sugere que não há diferença significativa na rigidez axial. Entretanto, na Figura 59 é verificada uma alteração de comportamento no final do ensaio, devido a ruptura de tendões. Isto ocorreu, pois o *riser* de referência já havia estado em serviço e apresentava sinais de danos da armadura.

Figura 59 - Fadiga em tração-tração do duto de referência (com tendões) : dano 1.0, com carga entre 154-438 kN.



Fonte: Bueno, 2010

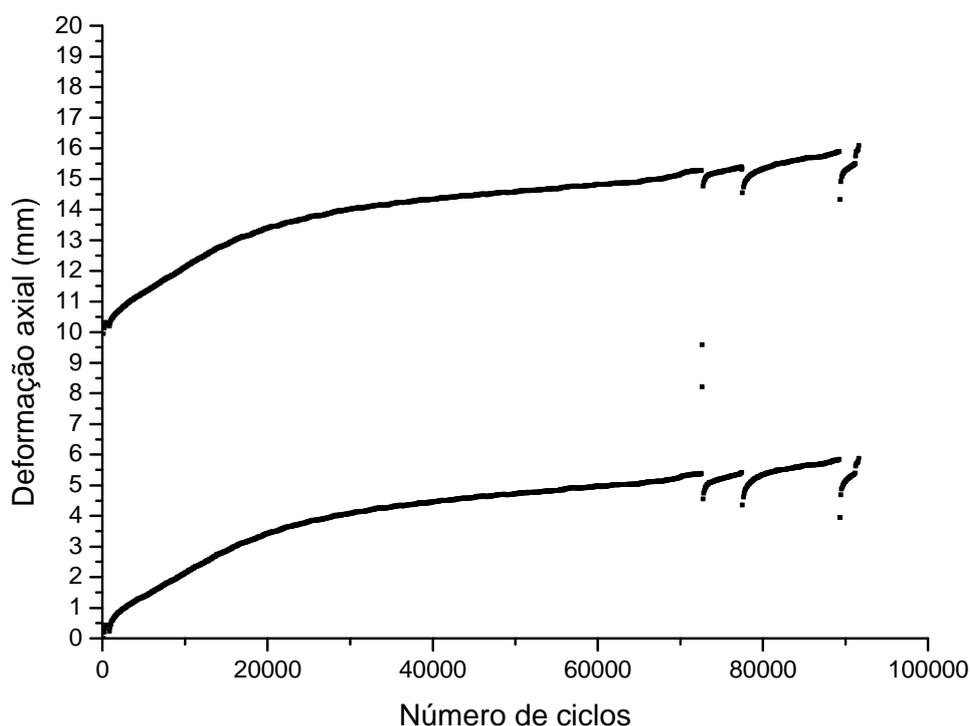
A Figura 60 mostra os resultados do ensaio de fadiga com carregamento em dano de fadiga (1.0) para o carregamento previsto para o limite de resistência dos cabos. A curva mostra a tendência de aumento da taxa de alongamento no início do ensaio. Este aumento é devido ao relaxamento das tensões na armadura, que ocorreu devido a movimentação do duto. Esta movimentação foi resultado da instalação na bancada de 2500 kN, pois estabeleceu-se que haveria a troca de equipamento de ensaio. Assim, era esperado que houvesse uma acomodação da armadura.

A estabilização da deformação ocorreu com 20.000 ciclos, se mantendo a partir deste ponto com taxa constante. As alterações de comportamento no final do ensaio são devidas a quedas de energia elétrica, visto que este ensaio foi executado em um longo tempo, devido a baixa frequência (0,2 Hz). A

amplitude de deformação se manteve na ordem de 0,4%, superior ao ensaio com carregamento do riser de referência, devido a maior amplitude de carga.

Ao final do ensaio, foi feita uma inspeção visual nas armaduras, removendo a camada de fita filamentosa externa e não foi encontrado sinal de ruptura de cabos e danos na camada externa.

Figura 60 - Fadiga em tração-tração do duto de cabos: dano 1.0, com carga entre 125-486 kN.



Fonte: o autor

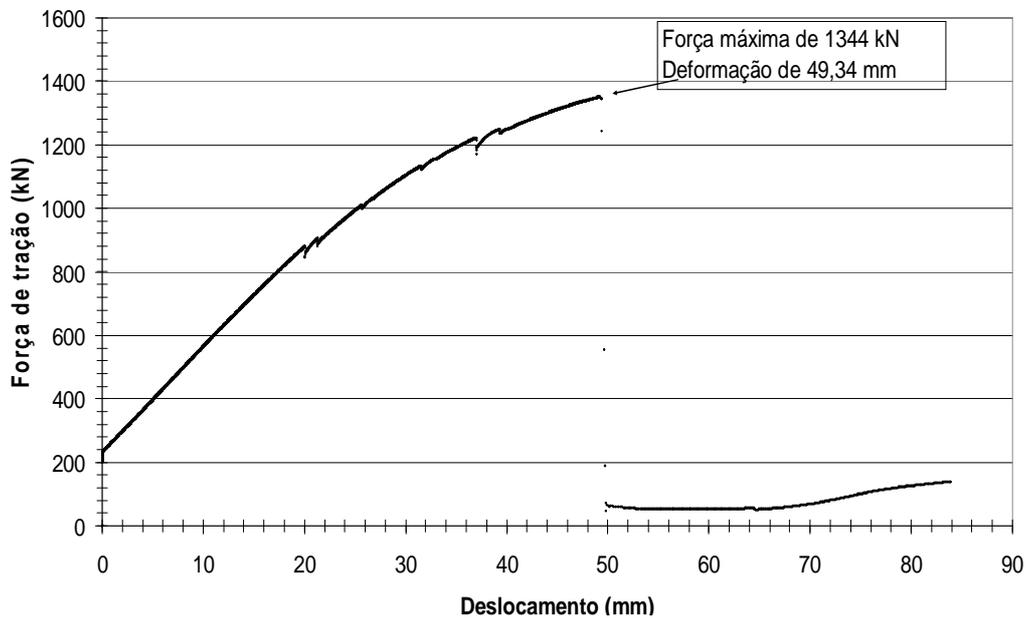
4.13 ENSAIO DE TRAÇÃO MONOTÔNICO DO DUTO FLEXÍVEL CONSTRUÍDO

Após o término do ensaio de fadiga com bloco de dano 1.0, foi realizado o ensaio de tração até a ruptura. O gráfico da Figura 61 mostra o comportamento a tração do duto flexível com armadura de tração com cabos de aço.

É possível observar no gráfico da Figura 61 um comportamento linear até 900 kN, quando ocorrem a partir desta carga pequenas quedas de carga.

Isto sugere a ruptura de cabos da armadura interna, pois não foram observadas rupturas na armadura externa.

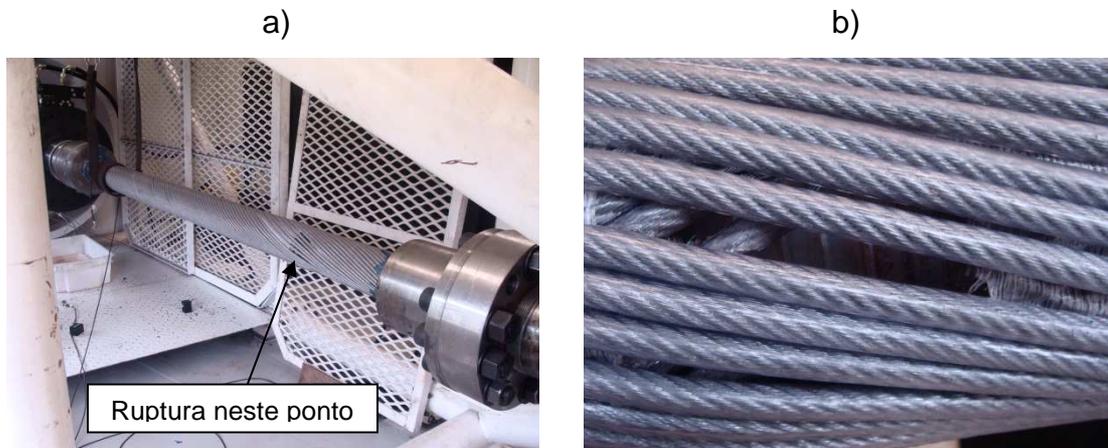
Figura 61 - Curva do ensaio de tração do duto construído.



Fonte: o autor

O ensaio partiu de 200 kN, pois era a carga necessária para permitir a retilidade do duto. O alongamento total após a ruptura foi de 1,97% e a carga máxima suportada foi de 1344 kN. Na Figura 62a é mostrada a imagem após a ruptura, indicando que a mesma ocorreu a cerca de 300 mm do conector. Na Figura 62b apresenta o detalhe da ruptura nas camadas internas.

Figura 62 - Em a) duto após o ensaio de tração, mostrando a ruptura na cada interna. Em b) é mostrado o detalhe a ruptura na camada interna.



Fonte: o autor

4.14 INTEGRIDADE DAS CONEXÕES

Após o ensaio de tração foi feita a análise da integridade do duto e das conexões. Na Figura 63a é mostrado o conector convencional usado em uma das extremidades. É possível observar a trinca de aspecto circunferencial na região da resina, próxima da armadura de pressão, sugerindo que a distribuição de tensões não foi uniforme. Apesar da trinca, não foram observados sinais de descolamento de cabos ou outras evidências que comprometessem a conexão.

Já na Figura 63b observa-se que não ocorreram danos externos na camada de resina, indicando que a conexão desenvolvida conseguiu suportar as tensões com sucesso.

Figura 63 - Em a) é mostrado o conector convencional, com uma trinca na resina (seta). Em b) é mostrado o conector desenvolvido, sem trincas.



Fonte: o autor

Após a dissecação foi observada a integridade da capa polimérica e das camadas adjacentes. A Figura 64a mostra a ruptura das camadas internas. Uma cuidadosa inspeção foi feita e não foram encontradas evidências de desgaste que provocasse o contato entre cabos, sugerindo que as rupturas das capas ocorreram no momento da ruptura no ensaio de tração. A Figura 64b representa o detalhe da ruptura do cabo da camada interna, não indicando sinais de *fretting* entre cabos.

Figura 64 - Em a) é mostrada a ruptura de todos os cabos das camadas internas. Em b) é observado o detalhe da ruptura. Não foram observadas evidências de desgaste ou contato entre cabos.

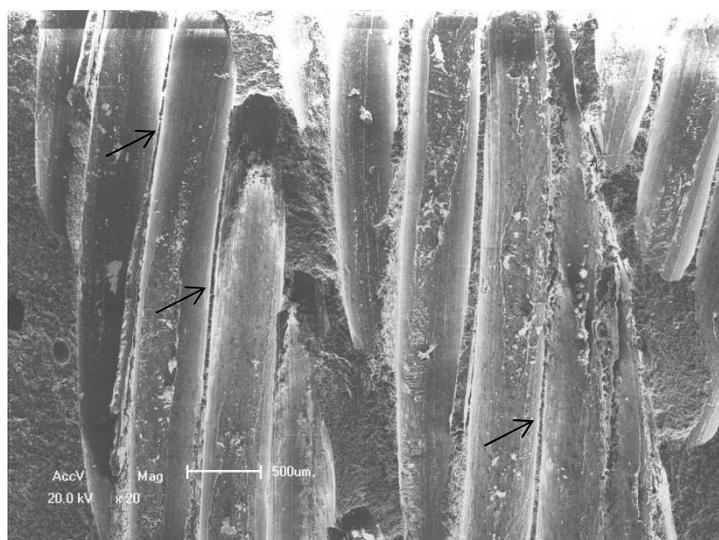


Fonte: o autor

4.15 RESULTADOS DA ANÁLISE DA FALHA

Após o ensaio com o duto construído, foi feita a análise da conexão. A Figura 65 mostra a imagem da resina na região onde estava o cabo de aço no conector convencional, podendo-se observar os espaços ocupados por duas pernas do cabo de aço. Um aspecto importante a visualizar, e que converge com o observado com a análise com tomografia da seção da conexão, é que a resina possui uma capacidade muito grande de preencher os espaços entre os fios dos cabos. Isto pode ser comprovado através da pequena espessura existente na seção ocupada entre os fios (setas).

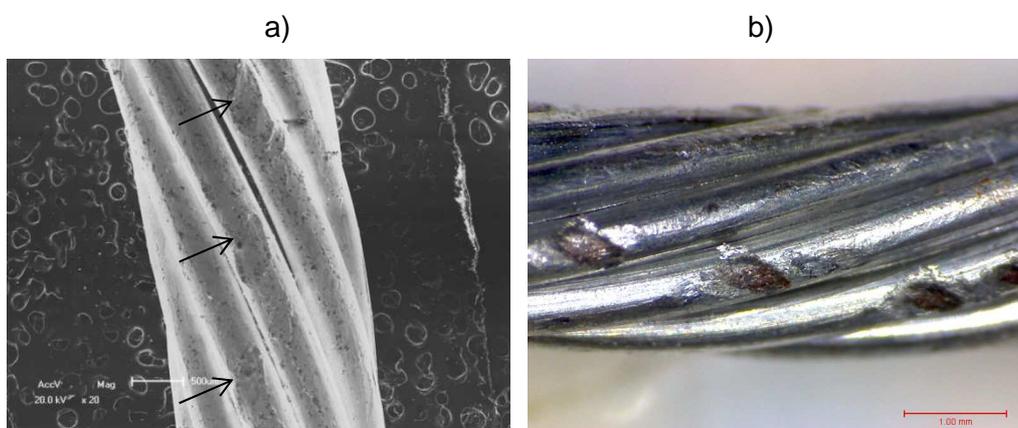
Figura 65 - Imagem da resina epóxi do conector ensaiado



Fonte: o autor

Após o ensaio de tração monotônico no duto construído foi executada uma análise nos cabos de aço da camada interna com o objetivo de identificar a presença de fratura por fadiga ou desgaste entre os fios que podem resultar em redução da seção resistente dos cabos. A Figura 66a mostra uma perna do cabo da camada interna com uma marca superficial que pode sugerir o desgaste. Esta textura é mostrada pelas setas e em tom mais escuro, devido a oxidação, na Figura 66b. A observação da oxidação sugere que ocorreu o desgaste da camada galvanizada entre os fios, expondo o substrato de aço.

Figura 66—Em a) imagem de uma das pernas, após o ensaio de fadiga do duto, longe da área de ruptura dos cabos, mostrando marcas de contato entre os fios (setas). Em b) é mostrada a oxidação.

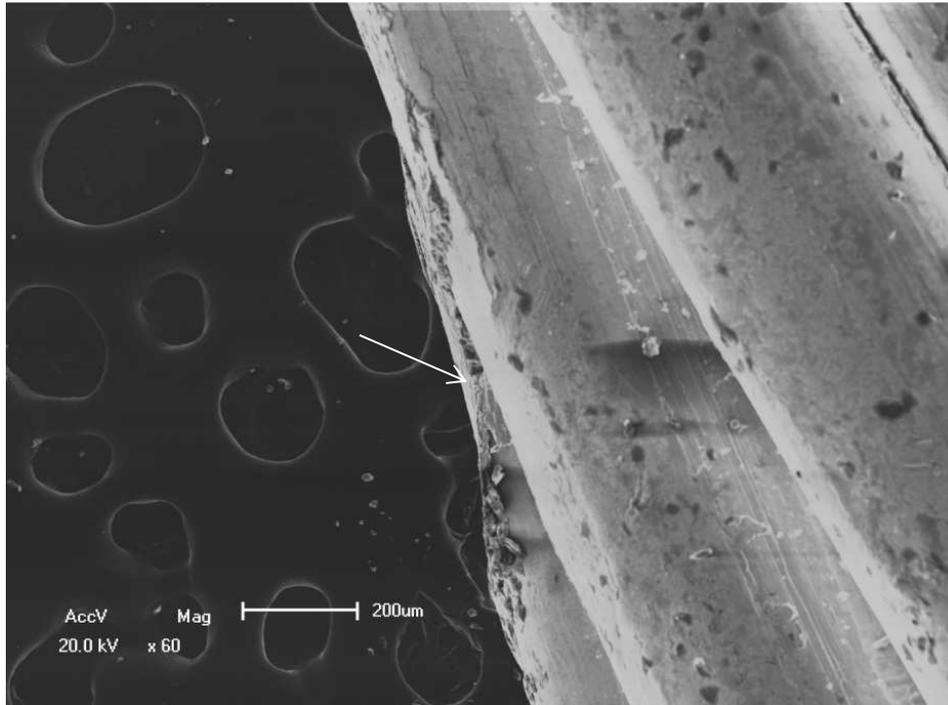


Fonte: o autor

Já a Figura 67 mostra a vista lateral da marca superficial, indicada pela seta. É possível verificar a redução da seção transversal do fio nesta imagem.

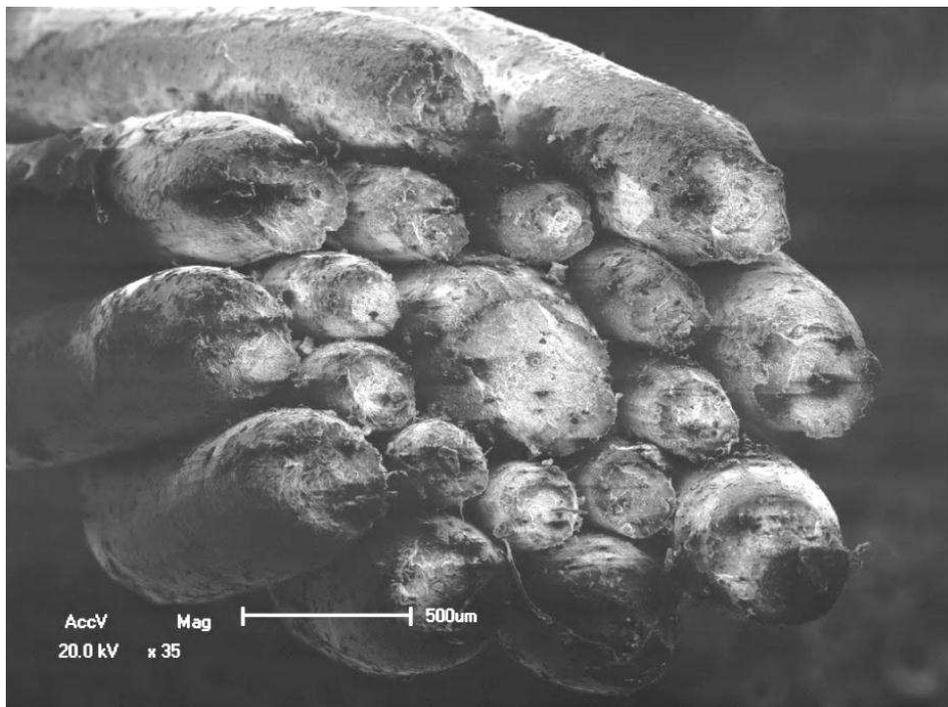
A Figura 68 mostra a superfície de fratura de uma perna da camada interna. Apesar da imagem estar um pouco saturada em função da presença de partículas contaminantes, é claramente visível o modo de falha dúctil, caracterizada pela taça cônica em todos os fios desta perna. Nos outros cabos investigados a morfologia da fratura foi a mesma, como mostrada na Figura 69.

Figura 67 – Vista lateral, em maior magnificação do cabo usado no ensaio do duto, sugerindo possível desgaste, assinalado pela seta.



Fonte: o autor

Figura 68 - Perna do cabo da camada interna do duto construído, após a fratura. Observa-se a fratura dúctil.



Fonte: o autor

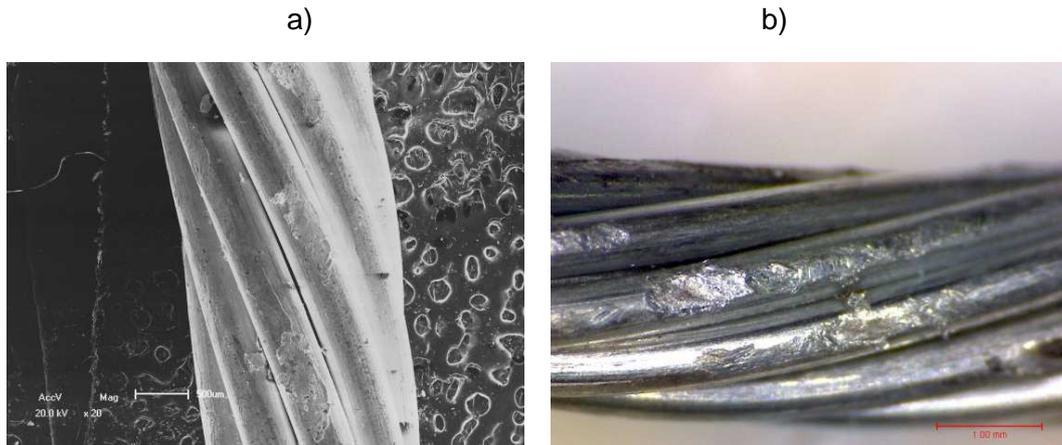
Figura 69—Superfície de fratura de uma perna de outro cabo da camada interna do duto construído.



Fonte: o autor

Com o objetivo de verificar se as marcas na superfície dos fios eram pré-existentes, foi feita a análise da superfície do cabo sem uso, como mostra a Figura 70a e a Figura 70b. É possível verificar a presença destas marcas superficiais nos fios, evidenciando que elas são resultantes dos processos de manufatura dos cabos. A Figura 71 mostra a vista lateral do cabo sem uso, indicando a marca superficial. Além disso, é possível observar que estas marcas são de magnitude similar às marcas nos cabos do duto construído, do corpo de prova de ensaio de fadiga e do cabo do ensaio da seção da conexão, que são mostradas nas Figura 72, Figura 73a e Figura 73b.

Figura 70 - Cabo de aço sem uso, indicando a presença de marcas de desgaste, mas de magnitude similar ao fretting do cabo usado no riser



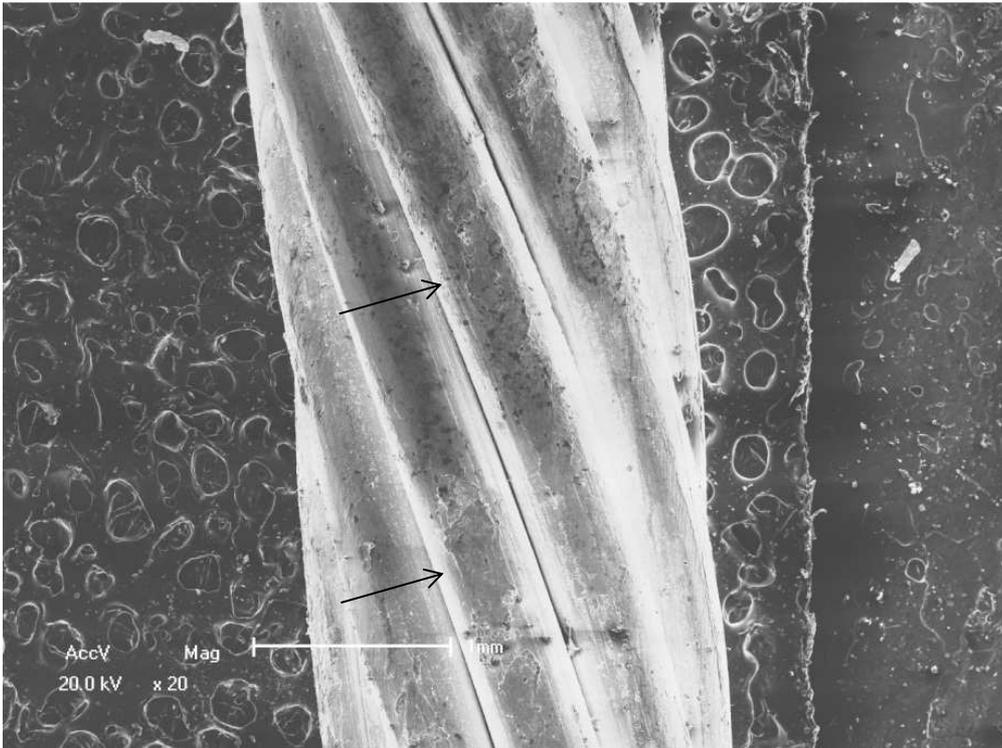
Fonte: o autor

Figura 71 - Perna do cabo sem uso, indicando alteração geométrica ou desgaste do fio na montagem do cabo (seta).



Fonte: o autor

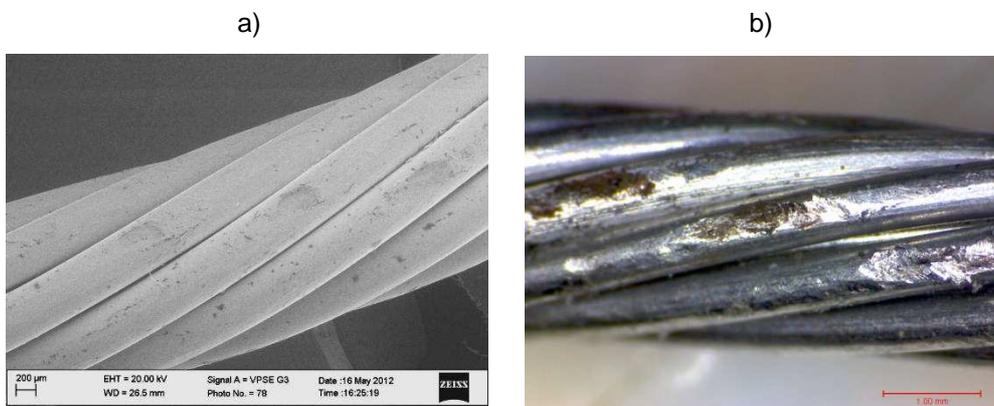
Figura 72 - Perna do CP5 ,ensaiado em fadiga ao ar com tensão máxima de 565 MPa, após 5×10^6 ciclos. É observada a presença de marcas superficiais nos fios (setas).



Fonte: o autor

Após a análise das marcas superficiais foi executada a análise com o objetivo de identificar o modo de falha. Apesar do duto construído não indicar a presença de evidências que sugerem a falha por fadiga, o ensaio das seções da conexão e dos cabos ao ar mostraram a fratura característica por fadiga.

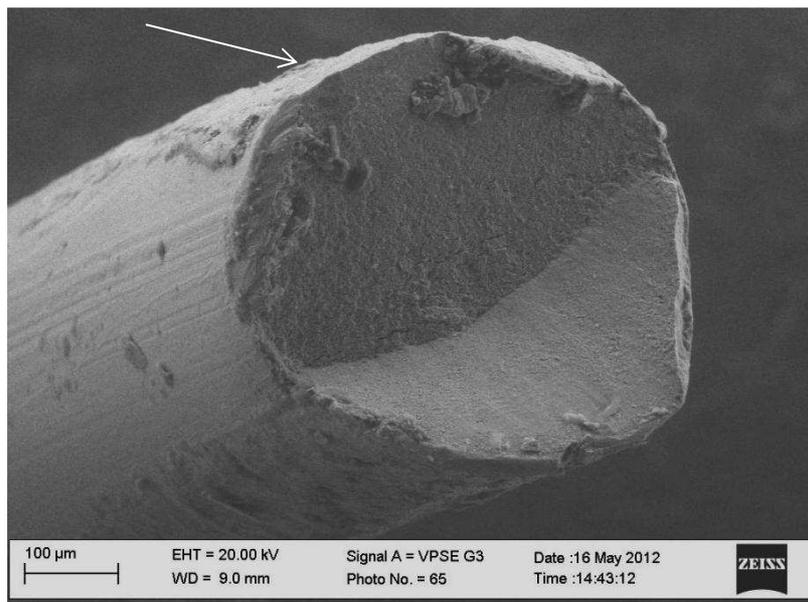
Figura 73 – Perna do cabo ensaiado na seção da conexão 8, mostrando marcas superficiais similares aos do duto construído e dos cabos sem uso.



Fonte: o autor

A Figura 74 exibe um fio do cabo ensaiado da seção da conexão A, onde ocorreu a propagação da trinca por fadiga. A nucleação ocorreu na região apontada pela seta, propagando-se ao longo da seção até a ruptura, que apresenta superfície de fratura disposta a aproximadamente 45 graus com o plano de carregamento.

Figura 74 – Fio externo do cabo da seção da conexão A, mostrando a região de nucleação da trinca (seta clara) e microfissuras de delaminação (setas escuras).

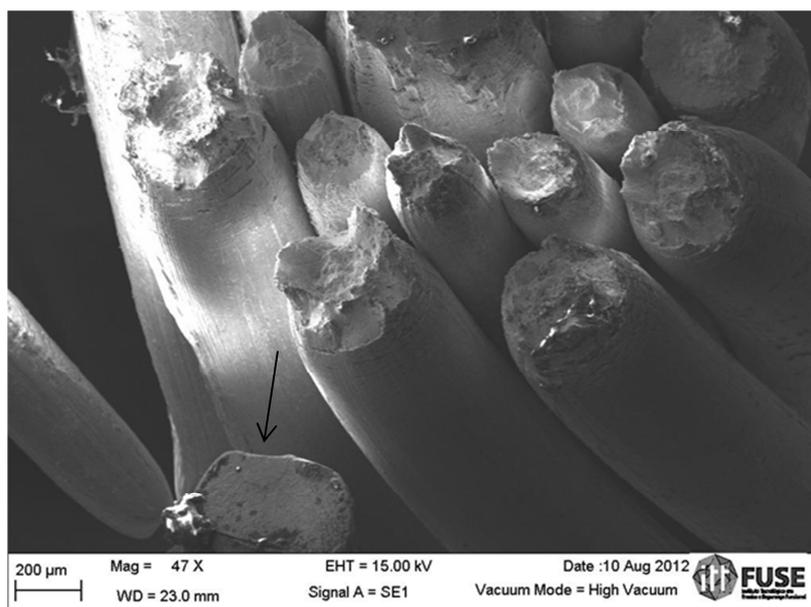


Fonte: o autor

Lambrighs et alli (2011) cita os trabalhos de Beretta e Matteazzi (1996) e de Beretta e Boniardi (1999), que defendem que o modelo de trincas curtas é predominante em fios trefilados, como é o caso deste trabalho. Mas a observação de trincas curtas em múltiplos fios é muito difícil de ser executada. A fractografia mostrada na Figura 74 é coerente com o observado por Petit et al (2010), que sugere que a iniciação da trinca parece corresponder a uma área estreita, que corresponde a uma fase inicial localizada ao longo de uma profundidade de cerca do tamanho de 2-3 grãos de tamanho em secção transversal. Esta nucleação está normalmente associada com a presença de defeitos superficiais, como observado neste trabalho e apontado na Figura 74 e Figura 75 pelas setas. Nestas figuras é possível observar que a região de início da trinca, coincide com uma deformação superficial no fio. Na Figura 74 é

possível observar microfissuras observadas em torno dos grãos, que segundo Petit et alii (2010) são resultado de um processo de delaminação longitudinal durante a progressão de trincas por fadiga antes da ruptura final. O comprimento percorrido pela trinca por fadiga mostrada na Figura 74 foi de 290 μm e de 261 μm para a falha por fadiga mostrada na Figura 75.

Figura 75 – Fios rompidos da perna do cabo ensaiado na seção da conexão A, mostrando fraturas dúcteis e um fio rompido por fadiga (seta).

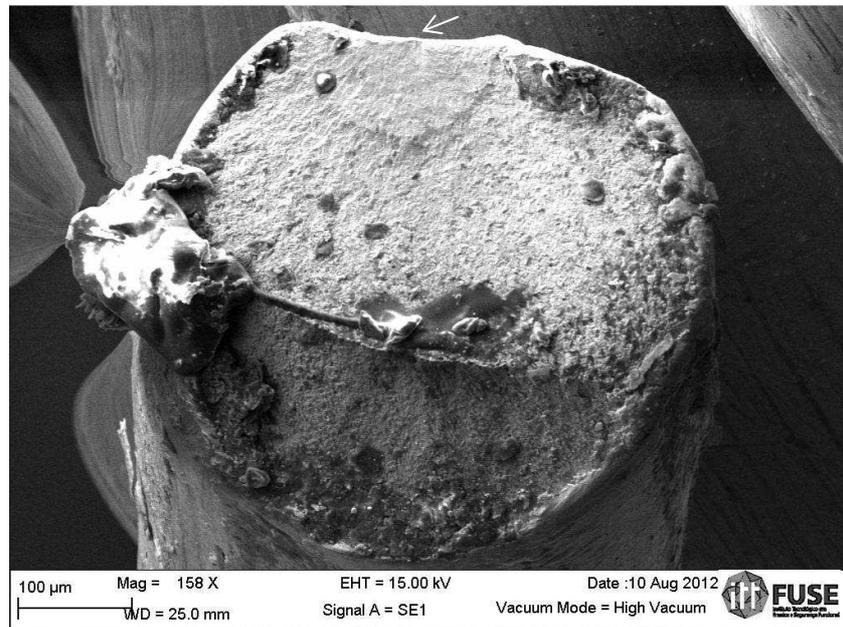


Fonte: o autor

A Figura 76 exhibe, em maior detalhe, o fio rompido por fadiga apontado na Figura 75, sendo possível observar claramente que a região de início de trinca corresponde a um local onde ocorreram marcas superficiais.

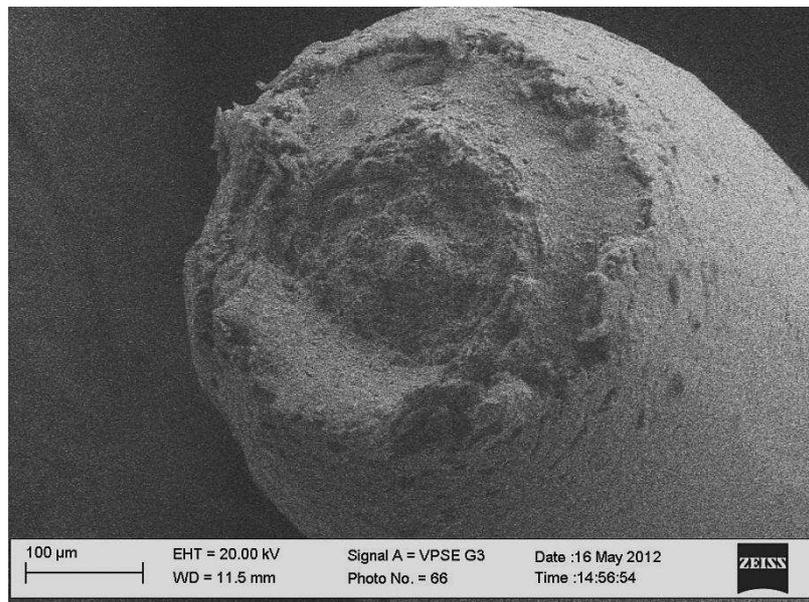
O modo de falha dos fios nos ensaios das seções da conexão e dos ensaios de fadiga, tanto ao ar como em água do mar, foram principalmente fadiga e fraturas dúcteis. Não foi observado um padrão de tendências por pernas dos cabos, ou seja, havia pernas que apresentavam uma maior quantidade de rupturas dúcteis e outras com maior quantidade de falhas por fadiga. A Figura 77 mostra um fio da seção da conexão B, com uma clara fratura dúctil. Já a Figura 78 mostra as superfícies de fratura em outra perna da seção da conexão B, mostrando a predominância da falha por fadiga nesta perna, exceto por um fio, mostrado pela seta, que apresentou fratura dúctil.

Figura 76 – Detalhe da Figura 75, mostrando o fio rompido por fadiga e região de início de trinca (seta)



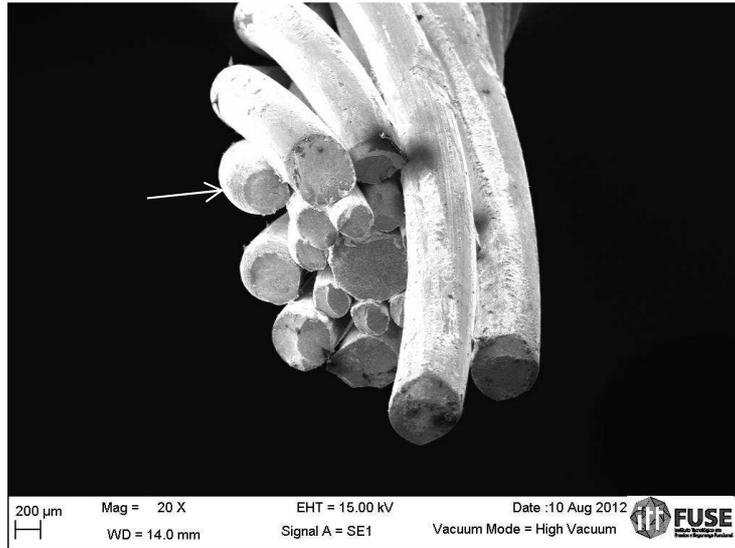
Fonte: o autor

Figura 77 – Fio da seção da conexão B, mostrando a fratura dúctil.



Fonte: o autor

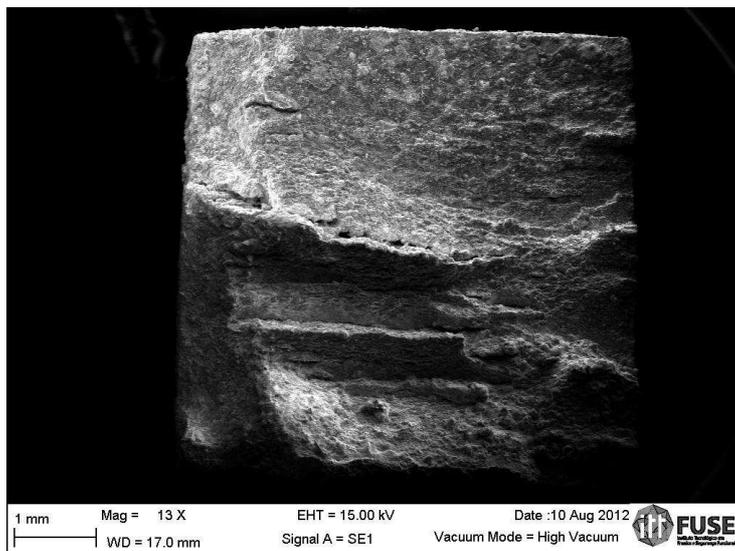
Figura 78 – Perna da seção da conexão B, mostrando a predominância de fraturas por fadiga nesta perna, exceto um fio, que rompeu ductilmente (seta).



Fonte: o autor

A fractografia de amostras do tendão em corrosão-fadiga mostrou a presença de uma trinca por fadiga com a mesma percorrendo aproximadamente 2-3 mm antes da fratura final, correspondendo entre 40%-60% da seção resistente. A Figura 79 mostra a superfície de fratura do tendão ensaiado em corrosão-fadiga, exibindo a região com a trinca por fadiga na parte superior e a região de fratura rápida na parte inferior da imagem.

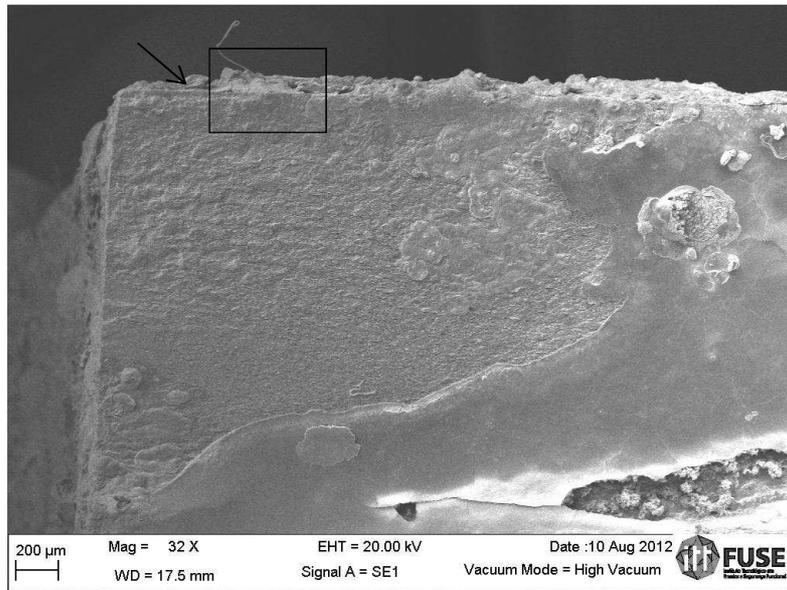
Figura 79 – Superfície de fratura do tendão cp1, que foi submetido ao ensaio de corrosão-fadiga.



Fonte: o autor

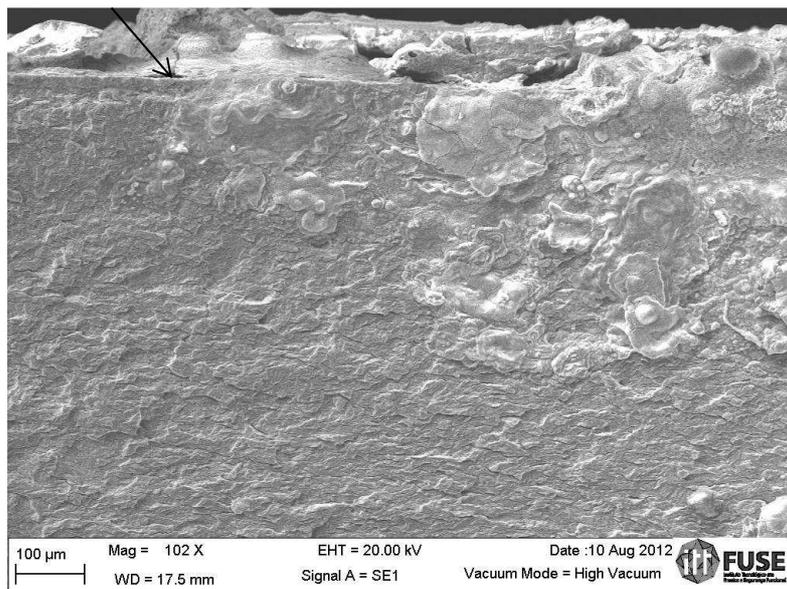
Na Figura 80 e Figura 81 são mostradas as superfícies de fratura do tendão cp3, ensaiado em corrosão-fadiga, exibindo produtos de corrosão que inibem a visualização de toda a fratura. Entretanto, é possível observar a região de início de trinca junto a superfície (setas) em ambas figuras.

Figura 80- Superfície de fratura do tendão cp3, que foi submetido ao ensaio de corrosão-fadiga.



Fonte: o autor

Figura 81—Maior detalhe da região assinalada na Figura 80, mostrando a região de início de trinca e os produtos de corrosão.



Fonte: o autor

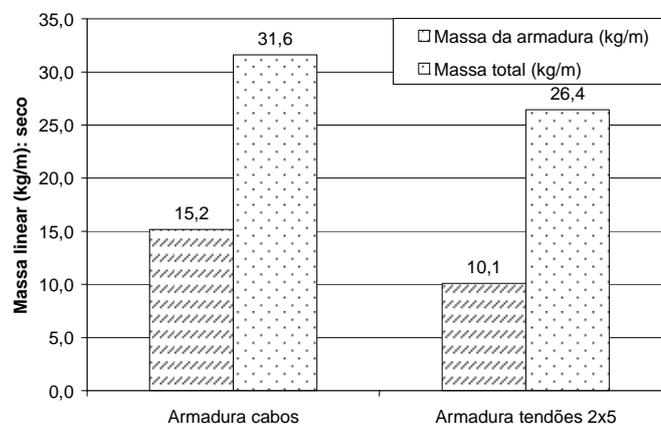
4.16 COMPARAÇÃO DE PARÂMETROS

A partir dos resultados obtidos foram realizadas análises de desempenho, tendo-se como padrão de comparação o *riser* com tendões originais. A resistência a tração do duto flexível construído foi de 1344 kN, contra 868 kN previstos para o *riser* de referência. Assim, verifica-se um aumento de aproximadamente 54% de resistência a tração do duto flexível com a armadura constituída de cabos de aço.

Uma preocupação importante não é somente com a resistência à tração. A massa da tubulação deve ser considerada, especialmente em grandes lâminas d'água, pois o carregamento do peso próprio constitui uma variável extremamente significativa, inclusive para a estabilidade do sistema ao qual a tubulação está fixada. Neste contexto, é comparada na Figura 82 a massa total dos dutos e da armadura isoladamente. É possível observar que as armaduras de cabos aumentam em 50,4% a massa das mesmas. Considerando a massa de toda a estrutura do duto, isto representaria um aumento de 19,6%.

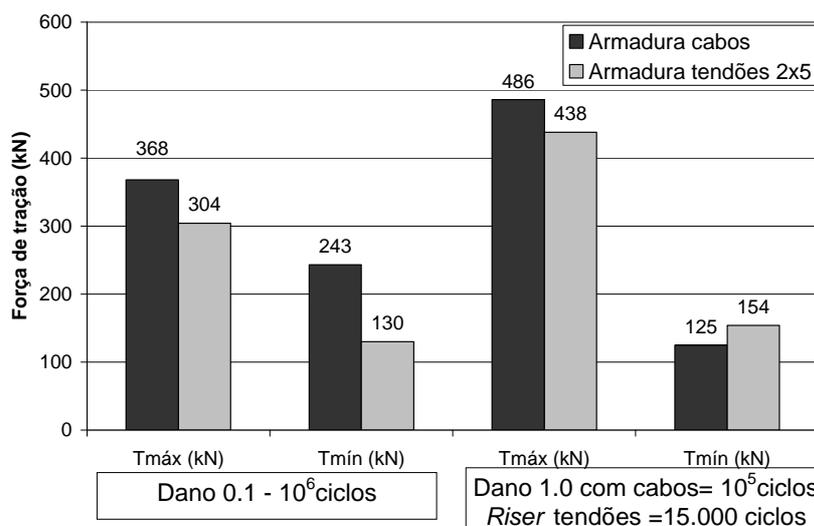
Também foi realizada a comparação da resistência específica entre as duas configurações de dutos. É possível observar que em termos de carregamento de tração há um aumento de cerca de 2,1% a favor da armadura com cabos (88,6 contra 86,8 kN/kg/m). A resistência específica é obtida através da divisão da força máxima de tração pela massa total por unidade de comprimento da tubulação.

Figura 82 - Comparação das massas das armaduras.



Por fim, o gráfico da Figura 83 resume os carregamentos de fadiga entre as duas armaduras. É possível observar que as maiores amplitudes de carga, especialmente em dano de fadiga (1.0) são suportadas pela armadura de cabos de aço. Assim, a resistência à fadiga é superior, considerando-se que ainda a armadura de cabos para este tipo de dano suportou um aumento de mais de 560% no número de ciclos em fadiga.

Figura 83 - Comparação de carregamentos e ciclos em fadiga das duas configurações de armaduras.



Outro aspecto importante se refere às tensões submetidas durante os ensaios de fadiga, a rigidez axial e a rigidez à flexão. A Tabela 9 mostra as tensões calculadas segundo a Equação 1 e a Equação 3, propostas por Féret e Bournazel (1987) e Jiao (1992), respectivamente. Pode ser observado que as tensões esperadas para os cabos de aço são inferiores para a configuração proposta, em função da maior secção resistente dos cabos. A secção resistente total dos cabos é de 1144 mm² (15,90 mm² multiplicado por 72 cabos) no duto construído, enquanto que dos tendões do duto de referência é de 931 mm² (9,51 mm² multiplicado por 98 tendões). Esta variação, de 22,3 % a mais de seção metálica, é a principal razão para menores tensões calculadas nas armaduras com cabos, já que o ângulo das armaduras é da mesma ordem de grandeza. É possível acomodar uma maior seção metálica porque os cabos, apesar de terem a camada plástica de 0,8 mm de espessura, aumentam o diâmetro da camada interna e externa da armadura de tração, onde a camada

plástica externa irá assentar. Esta consideração será importante, pois tem uma implicação direta na rigidez à flexão, que será discutida adiante.

Tabela 9 – Tensões calculadas nas armaduras nos ensaios de tração e fadiga do duto.

Identificação do ensaio	Dados do ensaio		Tensão na camada interna (MPa)		Tensão na camada externa (MPa)		Observações
			Tendão	Cabos	Tendão	Cabos	
Ensaio 1 (tração)	Força máxima (kN)	844	1150	931	1104	875	
Ensaio 2 (dano 0.1)	Força mínima (kN)	130	177	143	170	135	1.000.000 de ciclos
	Força máxima (kN)	304	414	335	398	315	
Ensaio 3 (dano 1.0)	Força mínima (kN)	154	210	170	201	160	15.000 ciclos
	Força máxima (kN)	438	597	483	573	454	
Ensaio 4 (dano 1.0)	Força mínima (kN)	125	-----	138	-----	130	100.000 ciclos
	Força máxima (kN)	486	-----	536	-----	504	
Ensaio 5 (tração monotônico)	Força máxima (kN)	1344	-----	1483	-----	1394	Ruptura da camada interna do duto

Fonte: o autor

Além disso, a Tabela 9 mostra uma evidência importante a ser considerada. As tensões calculadas na camada interna da armadura no ensaio 5, de tração monotônico, são de 1483 MPa. Já o limite de resistência médio nos ensaios de tração dos cabos foi de 1488 MPa (Tabela 7). Estes valores, muito similares, sugerem que os carregamentos de fadiga impostos ao duto não foram suficientes ou foram muito conservadores para permitir danos e a ruptura ocorreu pelo fato dos cabos de aço na armadura interna terem atingido o limite de resistência.

A Tabela 10 mostra a comparação da rigidez à flexão calculada segundo a Equação 5 (Ramos e Pesce, 2004) e a Equação 6 (Witz e Tan, 1992), para o duto de referência e para o duto com cabos. É possível observar que a camada plástica externa apresenta a maior contribuição para a rigidez à flexão, em

todas as situações. Nas equações propostas por Ramos e Pesce (2004) a parcela de contribuição das armaduras é menor. Já a equação de Witz e Tan(1992) considera também o momento de inércia na direção binormal dos tendões, o que contribui para o aumento da rigidez da armadura. Assim, rigidez à flexão da soma das armaduras interna e externa, mais a camada plástica externa é maior no equacionamento proposto por Witz e Tan (1992). A rigidez à flexão da camada plástica externa é igual nas duas equações, pois em ambas a rigidez é calculada através do módulo de elasticidade e do momento de inércia da camada.

Se for comparada a rigidez à flexão da armadura de tração com cabos é possível observar que os valores são muito inferiores ao das armaduras do duto de referência, como era esperado. Mesmo as diferenças na rigidez propostas por Lanteigne (1985) e Costello (1997), apesar de serem diferentes entre si, não representam uma contribuição considerável na rigidez à flexão do duto. Entretanto, como a parcela mais significativa na rigidez à flexão do duto é conferida pela rigidez da camada plástica, e esta apresenta um diâmetro interno maior no duto desenvolvido (130 mm, contra 98 mm do duto de referência), o momento de inércia desta camada é maior e a rigidez à flexão é superior. Para os resultados apresentados na Tabela 10 foi considerada a mesma espessura da camada de polímero (4,5 mm) e o mesmo módulo de elasticidade (301 MPa, para o PA 11). O módulo de elasticidade foi o mesmo empregado por Ramos e Pesce (2004).

Tabela 10 – Rigidez à flexão calculada em (N/m²) das camadas do duto com cabos e do duto de referência.

Tipo de camada	Duto de referência (N/m ²)		Duto com cabos (N/m ²)			
	Ramos e Pesce (2004)	Witz e Tan (1992)	Lanteigne (1985) Ramos e Pesce (2004)	Witz e Tan (1992)	Costello (1997) Ramos e Pesce (2004)	Witz e Tan (1992)
Armadura de tração (interna + externa)	54,5	265,2	1,6	1,6	0,2	0,2
Camada plástica externa	774,8	774,8	1295,6	1295,6	1295,6	1295,6
Soma das armaduras de tração e da camada plástica externa	829,3	1040,0	1297,2	1297,3	1295,8	1295,8

Fonte: o autor

A Tabela 11 mostra a comparação da rigidez axial do duto construído com a rigidez calculada do duto de referência. A Equação 4 foi empregada para determinar a rigidez axial. Os dados para a determinação foram obtidos do ensaio de tração (ensaio 5) do duto construído, até o limite de 1000 kN. Os dados do duto de referência foram obtidos através do trabalho de Bueno (2010) e também calculados pela Equação 4. Apesar do módulo de elasticidade dos cabos serem de menor magnitude (166 GPa) que o dos tendões maciços (207 GPa), a rigidez axial do duto construído apresentou um valor sensivelmente superior devido a maior área da seção transversal (22,3% a mais), que elimina a desvantagem de um menor módulo de elasticidade dos cabos isoladamente.

Tabela 11 – Rigidez axial do duto flexível com cabos e comparado com o duto de referência

Força (kN)	Rigidez axial (MN)	
	Duto com cabos	Duto de referência
300	76	
400	77	
500	79	
600	79	
700	80	
800	79	
900	76	
1000	75	
Média	78	76
Desvio padrão	1,7	

Fonte: o autor

5 CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos nas condições estudadas, pode-se concluir que o duto desenvolvido neste trabalho apresenta um grande potencial de aumento da vida em fadiga. Isto é resultado da menor tendência de tensões residuais devido à baixa rigidez dos cabos no interior do conector, demonstrado nos ensaios das seções da conexão, da maior resistência em regime de corrosão-fadiga, devido ao revestimento dos fios e do fato de não haver uma seção contínua para a propagação de trinca. Também, pode-se afirmar que nas condições de ensaio em fadiga do duto, os carregamentos e ciclos impostos não apresentaram sinais de desgaste nas pernas e fios dos cabos que comprometessem o comportamento mecânico do duto.

As conexões desenvolvidas também apresentaram um conceito adequado para a ancoragem dos cabos, não evidenciando sinais de colapso e com elevada eficiência da terminação, já que a ruptura no ensaio dos dutos ocorreu na camada interna afastada da conexão. A resina usada nos ensaios teve a capacidade de aderir ao revestimento dos cabos com sucesso. A análise de elementos finitos nas seções da conexão e a sua validação com extensômetros mostraram que ocorre um elevado decaimento de tensões nos cabos ao longo das seções da conexão, sem apresentar sinais de concentradores de tensão. Além disso, o emprego de frequências de ensaio mais elevadas e presença de bolhas na resina, mostradas no ensaio de raios x, não impactaram negativamente na ancoragem dos cabos ou resistência à fadiga.

O modo de falha do duto foi de fratura dúctil. Já nos ensaios das seções da conexão foi observada a fadiga, com a nucleação sendo gerada principalmente nas regiões que apresentaram desgaste ou algum defeito de fabricação dos fios. A uniformidade da seção transversal dos fios parece ser um importante fator para a não nucleação da trinca de fadiga.

A comparação de parâmetros indicou que a resistência específica do duto construído é levemente superior ao do usado como referência. O maior

peso é resultado da maior seção resistente, da ordem de 22,3%. Esta seção resistente maior também gerou menores tensões nas armaduras construídas.

Quanto à rigidez à flexão, apesar da parcela da armadura de tração de cabos serem insignificantes para o duto, ela é totalmente compensada pelo maior diâmetro e conseqüentemente maior rigidez da camada plástica externa, sendo inclusive maior que a do duto de referência. A rigidez axial entre a linha flexível de referência e o duto desenvolvido neste trabalho são similares, pois o menor módulo de elasticidade aparente dos cabos é compensado pelo aumento da seção resistente do duto.

5.1 SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS

A configuração proposta neste trabalho é promissora em termos de desenvolvimento tecnológico na área de logística e transporte de petróleo. Contudo, alguns aspectos podem ser aperfeiçoados, de forma a estabelecer uma adequada base de dados. Entre estes aspectos, sugere-se:

- Mensurar a rigidez à flexão experimentalmente;
- Definir uma configuração e método de cálculo para a rigidez à flexão dos dutos construídos;
- Definir experimentalmente a vida em fadiga do duto em transporte de fluidos com H₂S;
- Quantificar a distribuição das tensões da armadura de tração ao longo do duto;
- Avaliar o comportamento do duto em maiores amplitudes de tensão;
- Avaliar a distribuição de tensões nas camadas em ambiente com pressão externa.
- Avaliar a combinação de ângulos de hélice dos fios dos cabos e o sentido das hélices para aumento da resistência em fadiga.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR ISO 3108 - **Cabos de aço para uso geral - Determinação da carga de ruptura real**. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1998.

ABNT NBR ISO 6892-1- **Materiais metálicos - Ensaio de tração à temperatura ambiente**. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2013.

API RP 17B - **Recommended Practice for Flexible Pipe**. American Petroleum Institute, 2008.

API Specification 17J - **Specification for Unbonded Flexible Pipe**. American Petroleum Institute, 2008.

API Specification 9A - **Specification for Wire Rope**. American Petroleum Institute, 1976.

ASTM E112-10 - **Standard Test Methods for Determining Average Grain Size**. American Society for Testing and Materials, 2010.

ASTM E45-11 - **Standard Test Methods for Determining the Inclusion Content of Steel**. American Society for Testing and Materials, 2011.

ASTM E466-07 - **Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials**. American Society for Testing and Materials, 2007.

ASTM D1141-98(2008) - **Standard Practice for the Preparation of Substitute Ocean Water**. American Society for Testing and Materials, 2008.

BALKAU, F., READ, T., MONOPOLIS, J. **Environmental in oil and gas exploration and production: an overview of issues and management approaches**. Joint E&O Forum, UNEP Technical Publication, 1997.

BERETTA S., BONIARDI, M. **Fatigue strength and surface quality of eutectoid steel wires**. International Journal of Fatigue, vol. 21, pp329–335, 1999.

BERETTA S., MATTEAZZI S., **Short crack propagation in eutectoid steel wires**, International Journal of Fatigue, vol. 18, pp 451-456, 1996.

BODDAPATI, S.R., RÖDEL., J., JAYARAM, V. **Crack growth resistance (Rcurve) behavior and thermo-physical properties of Al₂O₃ particle-reinforcement AlN/Almatrix composites**. Composites Part A- Applied Science and Manufacturing, vol. 38, pp 1038-1050, 2007.

BOARDMAN, B., **Fatigue Resistance of Steels**, in ASM Handbook, Volume 1: Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys, ASM International, 2003

BUENO, A.F.B. **Avaliação das armaduras de tração de riser flexível durante ensaios axiais de tração e fadiga.** Tese de Doutorado. PPGEM/UFRGS, Porto Alegre, 2010.

BRADON, J. E., CHAPLIN, C. R., RIDGE I. M. L. **Analysis of a resin socket termination for a wire rope,** The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, vol. 36, pp 71, 2001.

CAPPA, P. **An Experimental Study of Wire Strains in an Undamaged and Damaged Steel Strand Subjected to Tensile Load.** Experimental Mechanics, pp 346-349, 1988.

CARDOU, A., and JOLICOEUR, C. **Mechanical models of helical strands.** Applied Mechanics Reviews, ASME, vol. 50, pp. 1–14, 1997.

CASTILLO, E., FERNANDEZ, A., ESSLINGER, V., THÜRLIMANN, B. **Statistical Model for Fatigue Analysis of Wires, Strands and Cables.** Relatório 8002-2 do Institut für Baunstatic and Konstruktion, Zurich, 1983.

CASTRODEZA, E.M., YAWNY A., PEREZ IPIÑA J.E., BASTIAN F.L., **Estudo dos micromecanismos de fratura de laminados metálicos reforçados por fibras mediante ensaios instrumentados no microscópio eletrônico de varredura,** Jornadas SAM 2000 - IV Coloquio Latinoamericano de Fractura y Fatiga, pp, 719-726, 2000.

CHANDWANI, R., LARSEN, I.; **Design of Flexible Risers,** Workshop on Subsea Pipelines, Rio de Janeiro, Brasil, 1997. Disponível em http://www.zentech.co.uk/papers_zentech.htm, acesso em 20/10/2011.

CHAPLIN, C. R. , POTTS, A. C. **Wire rope in offshore applications.** The Marine Technology Directorate, London. Publication 88/100. 1988.

CHAPLIN, C.R. ; POTTS, A.E. **Wire Rope Offshore – A Critical Review of Wire Rope Endurance Research Affecting Offshore Applications;** Offshore Technological Report, Health and Safety Executive, 1991.

CHAPLIN, C. R. ; SHARMAN, P. C. **Load transfer mechanics in resin socketed terminations.** Wire Industry - October, vol. 51(610), pp. 749–751, 1984.

COSTELLO, G. A. **Theory of wire rope,** second ed. Springer-Verlag, New York, 1997.

DOĞAN C. P., **Properties and Performance of Ceramic-Matrix and Carbon-Carbon Composites,** In. Metals Handbook, Composites, ASM International, vol. 21, 2001

ERDÖNMEZ, C., SALMAN Ö., İMRAK, C.E., **Characterizing the Finite Element Analysis of Nested Helical Geometry and Test Procedure for Wire Ropes,** IV European Conference on Computational Mechanics, Paris, 2010.

FEYRER, K. Das Tragverhalten von Seilklemmen und Seilschlossern (**The strength behaviour of rope clamps and rope sockets**). Draht, vol. 35(5), pp239–245.1984

FEYRER, K., BECK, W., BECKER, K., GABRIEL, K., HEMMINGER, R., OPLATKA, G. and STAUSKE, D. Stehende Drahtseile und Seilendverbindungen (**Standing Wire Ropes and Rope Terminations**), pp. 186–187 (Expert Verlag, Ehningen, Germany), 1990

FÉRET, J.J.; BOURNAZEL, C.L. **Calculation of Stresses and Slip in Structural Layers of Unbonded Flexible Pipe**, Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, vol. 109, 1987.

GENTIL, V. **Corrosão**, Editora LTC, 6° Ed. , 2011

GOMES, A. S., PALMA, J J. C., SILVA, C. G., **Causas e consequências do impacto ambiental da exploração dos recursos minerais marinhos**. Brazilian Journal of Geophysics, vol. 18(3), 2000.

HANSEL, J.; OLESKY, W. **Life of Wire Ropes Based Stresses in Wires**, Wire Industry, vol. 53, pp 391-394, 1986.

HEALTH AND SAFETY LABORATORY, **Resin-Socketed Termination of Offshore Wire Ropes**, Project number 3596, Offshore Technology Report - OTO 2000 069, 2000.

HELENE, Paulo R.L. **Corrosão em armaduras para concreto armado**. São Paulo: Editora Pini – Instituto de Pesquisas Tecnológicas IPT, 47p.,1986.

ISO 1099:2006 - **Metallic materials -- Fatigue testing -- Axial force-controlled method**. International Organization for Standardization, 2006.

JIAO, G. **Limit State Design for Flexible Pipes**. Marine Structures, vol. 5, pp. 431-454. 1992.

JOEL, J. **Reinforcing Wire Corrosion in Flexible Pipe**, Health and Safety Laboratory, UK, 2009.

LAMBRIGHTS K., WEVERS M., VERLINDEN B., VERPOEST I. , **A fracture mechanics approach to fatigue of heavily drawn steel wires**, Procedia Engineering vol. 10, pp 3259–3266, 2011.

LANGILL T.J., **Batch Process Hot Dip Galvanizing**, in ASM Handbook: Corrosion: Fundamentals, Testing and Protection, vol. 13A, ASM International, 2003

LANTEIGNE, J. **Theoretical estimation of the response of helically armored cables to tension, torsion and bending**. Journal of Applied Mechanics, ASME vol. 52, pp. 423–432, 1985.

LEET, K. M., UANG, C., GILBERT, ANNE M. **Fundamentos da Análise Estrutural**. 3. ed. São Paulo: McGraw-Hill, 2009.

LLORCA, J., VARONA, J. M., SANCHEZ-GALVEZ, V., SOLANA, F.G. **Fatigue Behaviour of Wire Ropes**, Materials and Structures, vol. 22, pp. 411-419, 1989.

MARTINS C. A, PESCE C. P. **A Simplified Procedure to Assess the Fatigue-Life of Flexible Risers**, Proceedings of The Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference, Japan, 2002.

MANSON S.S., HALFORD G.R., **Fatigue and Durability of Structural Materials**, ASM International, 2006.

MELCONIAN, S. **Elementos de máquinas**. 8. ed. São Paulo: Érica, 2007.

METCALF, J. T., MATANZO, F. **Wire rope terminations, selection and replacement criteria**. In Proceedings of the 12th Annual Offshore Technology Conference, Houston, Texas, paper OTC 3853, pp. 517–524, 1980.

MILLER, K. J.; De los RIOS, E.R. **The Behaviour of Short Fatigue Cracks**. Mechanical Engineer Publisher, Suffolk, 1986.

MORCILLO M., PALMA E., FERNANDEZ B., **Atmospheric Galvanic Protection, of 55% Al-Zn Precoated Steel**. Materials and Corrosion. vol. 45 pp 550-553, 1994.

NACE Standard MR0175-2002, **Sulfide Stress Cracking Resistant Metallic Materials for oilfield Equipment - Standard Material Requirements**, International Corrosion Society, 2002.

NORTON, R.L. **Projeto de Máquinas: Uma Abordagem Integrada**. 2. ed. Porto Alegre: Bookman, 2006.

NORSOK standard M-001, **Materials Selection**. Rev. 4, August 2004.

O'BRIEN, P. - **Flexible Pipe Integrity and Design** - Current Issues, 2005, disponível em <http://pastevents.sut.org.uk/2005/051020/presentation.pdf>, acesso em 30/10/2010

PANOSSIAN Z, L. MARIACA, M. MORCILLO , S. FLORES, J. ROCHA, J.J. PENÃ, F. HERRERA, F. CORVO, M. SANCHEZ, O.T. RINCON, G. PRIDYBAILO, J. SIMANCAS, **Steel cathodic protection afforded by zinc, aluminium and zinc/aluminium alloy coatings in the atmosphere**, Surface & Coatings Technology, vol. 190, pp 244– 248, 2005

PÁCZELT I., BELEZNAI, R. **Nonlinear Contact - Theory for Analysis of Wire Rope Strand Using High-Order Approximation in the FEM**, Computers and Structures. Artigo em impressão, 2011.

PETIT J. , SARRAZIN-BAUDOUX, C. , LORENZI F., **Fatigue crack propagation in thin wires of ultra-high strength steels**, Procedia Engineering vol. 2, pp 2317–2326, 2010.

RAMOS Jr, R., PESCE, C.P. **A Consistent Analytical Model to predict Structural Behavior of Flexible Risers Subjected to Combined Loads.** Journal Offshore Mechanics and Arctic Engineering, vol. 126, 2004.

RAOOF, M., DAVIES, T J. **Axial Fatigue Design of Sheathed Spiral Strands in Deep Water Applications.** International Journal of Fatigue vol. 30, pp. 2220–2238, 2008.

RAOOF M, KRAINCANIC I. **Determination of wire recovery length in steel cables and its practical applications.** Computer Structures; vol. 68(5) pp445–459, 1998.

SHAH, M.B., FERRACANE, J.L., KRUZIC, J.J., **R-curve behavior and micromechanisms of fracture in resin based dental restorative composites.** Journal of Mechanical Behavior of Biomedical Materials, vol. 2, pp. 502-511. 2009a.

SHAH, M.B., FERRACANE, J.L., KRUZIC, J.J., **R-curve behavior and toughening mechanisms of resin-based dental composites: Effects of hydration and post-cure heat treatment.** Dental Materials, vol. 25, pp. 760-770, 2009b.

SHEN, Y., MA, F., TAN, Z., SHELDRAKE, T. **Development of the End Fitting Tensile Wires Fatigue Analysis Model: Sample Tests and Validation in an Unbonded Flexible Pipe,** Offshore Technology Conference (OTC), paper 19197, 2008.

SMITH, R. **Fatigue Analysis of Unbonded Flexible Risers with Irregular Seas and Hysteresis,** Offshore Technology Conference (OTC), paper 18905, 2007.

SHIGLEY, J. E.; MISCHKE, C. R.; BUDYNAS, R. G. **Projeto de engenharia mecânica.** 7. ed. Porto Alegre: Bookman, 2005.

SURESH, S. **Fatigue of Materials,** 2^o edição. Ed. Cambridge University Press. 1998.

TIBERT, G., **Numerical Analyses of Cable Roof Structures,** Department of Structural Engineering, Royal Institute of Technology, Tese, Stockholm, Sweden, 1999.

TOWNSEND, H.E., BORZILLO, A.R., **Twenty-Year Atmospheric Corrosion Tests of Hot-Dip Coated Sheet Steel.** Materials Performance. vol. 35, pp30, 1996.

VERPOEST, I.; AERNOUDT, E.; DERUYTTERE, A. e De BONDT, A. **The Fatigue Threshold, Surface Condition and Fatigue Limit of Steel Wires.** International Journal of Fatigue, vol. 7, pp. 199-214, 1985.

WALTON, J. M. **Developments in Steel Cables** J. Construct. Steel Res. vol. 39, No. 1, pp. 3-29, 1996.

WIEK, L. **The influence of broken wires on wire rope strength and discarding.** *In:* Organisation Internationale Pour L'Étude de L'Endurance des Câbles (OIPEEC), round table conference, Luxembourg; October, 1977

WITZ, J. J., TAN, Z., **On the Flexural Structural Behaviour of Flexible Pipes, Umbilicals and Marine Cables,** *Marine Structures* vol. 5, pp. 229-249, 1992

XAVIER, F.,G. **Avaliação da vida em fadiga de um novo modelo de terminal conector para dutos flexíveis.** Tese de Doutorado. PPGEM/UFRGS, Porto Alegre, 2009.

YANASE, K., JU, J.W., **Toughening behavior of unidirectional fiber reinforced composites containing a crack-like flaw: Matrix crack without fiber break** *International Journal of Damage Mechanics* pp. 1–20, 2012.

7 APÊNDICES

Apêndice A – Publicação do Pedido de Patente da Armadura de Tração com Cabos de Aço



República Federativa do Brasil
Ministério do Desenvolvimento, Indústria
e do Comércio Exterior
Instituto Nacional da Propriedade Industrial.

(21) **PI0900091-7 A2**

(22) Data de Depósito: 09/01/2009
(43) Data da Publicação: 19/10/2010
(RPI 2076)



* B R P I 0 9 0 0 0 9 1 A 2 *

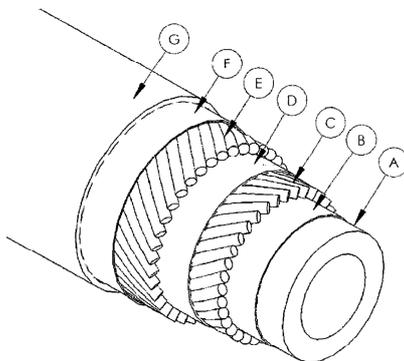
(51) *Int.Cl.*:
F16L 11/12
F16L 58/02

(54) Título: **APLICAÇÃO DE CABOS DE AÇO NA ARMADURA DE TRAÇÃO EM DUTOS FLEXÍVEIS EMPREGADOS NA INDÚSTRIA DO PETRÓLEO**

(73) Titular(es): Leandro Vanz de Andrade, Walter Andrey Fontana

(72) Inventor(es): Leandro Vanz de Andrade, Walter Andrey Fontana

(57) Resumo: APLICAÇÃO DE CABOS DE AÇO NA ARMADURA DE TRAÇÃO EM DUTOS FLEXÍVEIS EMPREGADOS NA INDÚSTRIA DO PETRÓLEO. A presente invenção tem como objetivo substituir as tiras por cabos de aço na estrutura da convencionalmente denominada armadura de tração, a qual garante resistência à tração a dutos flexíveis. O emprego de cabos de aço tem o potencial de aumentar o desempenho em fadiga e, conseqüentemente, a vida em serviço dos dutos flexíveis. Um equipamento será especificamente projetado e construído para o enrolamento dos cabos de aço sobre as camadas mais internas dos dutos flexíveis. Os parâmetros estruturais, tais como, as dimensões e o número de cabos por camada, ângulo entre camadas, passo etc. serão definidos por um processo de otimização que envolverá simulação numérica e testes laboratoriais.



Apêndice B – Publicação do Pedido da Patente do Conector para Armadura de Tração com Cabos de Aço



República Federativa do Brasil
Ministério do Desenvolvimento, Indústria
e do Comércio Exterior
Instituto Nacional da Propriedade Industrial

(21) **PI0900092-5 A2**

(22) Data de Depósito: 09/01/2009
(43) Data da Publicação: 19/10/2010
(RPI 2076)



(51) *Int.Cl.*:
F16L 25/00

(54) Título: **CONECTORES PARA ARMADURAS DE TRAÇÃO COM CABOS DE AÇO EM DUTOS FLEXÍVEIS EMPREGADOS NA INDÚSTRIA DO PETRÓLEO**

(73) Titular(es): Leandro Vanz de Andrade, Walter Andrey Fontana

(72) Inventor(es): Leandro Vanz de Andrade, Walter Andrey Fontana

(57) Resumo: CONECTORES PARA ARMADURAS DE TRAÇÃO COM CABOS DE AÇO EM DUTOS FLEXÍVEIS EMPREGADOS NA INDÚSTRIA DO PETRÓLEO. A presente invenção tem como objetivo permitir a conexão de dutos flexíveis com armaduras de tração de cabos de aço revestidos ou não em estruturas ou outras tubulações. Duas peças, uma no interior da outra, transmitem aos cabos imersos em uma resina esforços compressivos que permitem o aumento da ancoragem mecânica, ao mesmo tempo que distribuem as tensões de tração ao longo dos cabos no interior dos conectores. O emprego deste tipo de conexão tem o potencial de aumentar o desempenho em fadiga dos dutos com armaduras de tração em cabos de aço e, consequentemente, a vida em serviço dos dutos flexíveis com esta configuração de armadura. Os parâmetros estruturais, tais como, as dimensões e ângulos serão definidos por um processo de otimização que envolverá simulação numérica e testes laboratoriais.

