

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE BARRAGEM E
GESTÃO AMBIENTAL

DAVI CARVALHO MOREIRA

**INVESTIGAÇÃO DA CAUSA DA FRATURA NA HASTE DO CILINDRO
HIDRÁULICO DA COMPORTA DO VERTEDOIRO DA UHE TUCURUÍ**

Tucuruí – PA

2018

DAVI CARVALHO MOREIRA

**INVESTIGAÇÃO DA CAUSA DA FRATURA NA HASTE DO CILINDRO
HIDRÁULICO DA COMPORTA DO VERTEDOURO DA UHE TUCURUÍ**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Barragem e Gestão Ambiental da Universidade Federal do Pará, para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Barragem e Gestão Ambiental.

Orientador: Prof. Dr. Bruno Merlin.

Tucuruí – PA

2018

DAVI CARVALHO MOREIRA

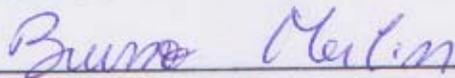
**INVESTIGAÇÃO DA CAUSA DA FRATURA NA HASTE DO CILINDRO
HIDRÁULICO DA COMPORTA DO VERTEDOIRO DA UHE TUCURUÍ**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Barragem e Gestão Ambiental da Universidade Federal do Pará, para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Barragem e Gestão Ambiental.

Orientador: Prof. Dr. Bruno Merlin.

Tucuruí-PA, 16 de agosto de 2018.

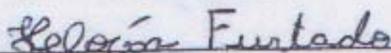
Aprovado por:



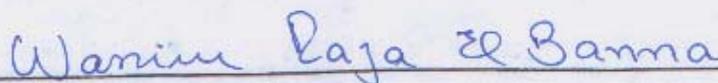
Bruno Merlin, Dr. em Ciência da Computação (UFPA)
(Orientador)



Andre Luiz Amarante Mesquita, Dr. em Engenharia Mecânica (UFPA)
(Examinador Interno)



Heloisa Cunha Furtado, Dra. em Engenharia Metalúrgica e de Materiais (CEPEL)
(Examinadora Externa)



Wassim Raja El Banna, Dr. em Engenharia de Recursos Naturais da Amazônia (UFPA)
(Examinador Externo)

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com anuência de seu orientador.

Tucuruí-PA, 26 de setembro de 2018.

Assinatura do autor Davi Carvalho Moreira

Assinatura do orientador Bruno Merlin

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da Universidade Federal do Pará
Gerada automaticamente pelo módulo Ficat, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

M835i Moreira, Davi Carvalho
Investigação da causa da fratura na haste do cilindro hidráulico da comporta do vertedouro da UHE Tucuruí / Davi Carvalho Moreira. — 2018.
123 f. : il. color

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-graduação em Engenharia de Barragem e Gestão Ambiental (PEBGA), Núcleo de Desenvolvimento Amazônico em Engenharia, Universidade Federal do Pará, Tucuruí, 2018.

Orientação: Prof. Dr. Bruno Merlin

1. Segurança de Barragem. 2. AISI 410. 3. Fragilização ao Revenido. 4. Corrosão sob Tensão. 5. Fadiga. I. Merlin, Bruno, *orient.* II. Título

CDD 620.11

À minha filha Alice Costa Moreira e ao meu filho Artur Costa Moreira, com muito amor e carinho.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus pela vida, por ter me permitido nascer numa família maravilhosa e por todas as oportunidades que obtive até os dias de hoje.

Agradeço às minhas inspirações de vida: Pedro Moreira e Huldaci. Muito obrigado por me ensinarem valores que um ser humano pode ter de melhor: moral, caráter e integridade. Sempre me apoiando, incentivando e mostrando a importância do conhecimento e de todo o esforço. Obrigada por serem meus pais. Eu me orgulho muito disso.

À minha esposa, Debora, pelas horas de compreensão e paciência, além da força para que eu não deixasse de perseverar.

Em especial, ao meu orientador, Professor Dr. Bruno Merlin, pela oportunidade deste trabalho e, principalmente, pela orientação, pela paciência, pelo apoio durante todo o trabalho e por ter confiado no meu potencial.

Agradeço à Centrais Elétricas do Norte do Brasil S.A. – ELETRONORTE, por ter incentivado a realização deste estudo, inclusive com apoio financeiro.

Ao Me. Paulo Thadeo de Andrade e ao Tec. Galeze Moraes dos Santos, por todo apoio na preparação e execução do ensaio em campo.

Ao Centro de Pesquisa de Energia Elétrica – CEPEL, em especial a Dra. Heloísa Cunha Furtado e ao Eng^o Josélio Sena Buarque, que contribuíram de forma única para a realização dos ensaios em laboratório e análise dos resultados.

RESUMO

Neste trabalho apresenta-se uma investigação das causas da fratura em uma haste do cilindro hidráulico que movimentava a comporta do vertedouro da usina hidrelétrica de Tucuruí, após 30 anos de serviço. A análise química e os ensaios de tração confirmaram que o material da haste atende a especificação de projeto que corresponde ao aço inoxidável martensítico AISI 410, com Fator J e Fator P indicando que o material possui susceptibilidade a fragilização ao revenido. A análise da superfície fraturada, com auxílio do microscópio eletrônico de varredura, mostrou uma estrutura totalmente martensita com a presença de ferrita- δ , promovendo um forte efeito negativo nas propriedades mecânicas do aço, reduzindo resistência ao impacto e a energia de propagação da trinca. Os ensaios de impacto, em corpos de prova Charpy-V, indicaram uma baixa tenacidade para a haste em estudo. A análise metalográfica evidenciou uma fratura intergranular com sinais de clivagem, propagação das trincas ao longo dos contornos da austenita prévia e uma intensa corrosão intergranular junto a superfície da haste. A medição dos esforços nas hastes dos cilindros hidráulicos, em situação real de serviço, mostrou que a tensão na seção de maior diâmetro da haste, quando da abertura da comporta, é inferior aos valores de projeto e a variação de amplitude da tensão, causada pela passagem da água pela comporta, possui valores menores que 1% da tensão nominal. Os resultados obtidos no ensaio em campo foram utilizados nos estudos numéricos modelados pelo Método dos Elementos Finitos, observando-se no local onde ocorre a fratura, uma tensão de aproximadamente 63% da tensão de escoamento do material e vida infinita para fadiga de baixo ciclo (abertura e fechamento da comporta) e muito alto ciclo (passagem de água pela comporta). A haste rompeu devido à baixa tenacidade ao impacto e uma moderada resistência à corrosão, associada ao efeito de entalhe da zona crítica de transição da seção da haste. Estas condições, juntamente com efeito corrosivo da água, propiciaram a nucleação de trincas por corrosão sob tensão e sua propagação por fadiga, até a ruptura total, frágil. O desempenho da haste decorre do tratamento térmico inadequado durante o processo de fabricação, que resultou em elevado teor de ferrita- δ , fragilização ao revenido, baixa tenacidade ao impacto e susceptibilidade à corrosão sob tensão.

Palavras-chave: Segurança de Barragem. AISI 410. Fragilização ao Revenido. Corrosão sob Tensão. Fadiga.

ABSTRACT

This research presents an investigation of the causes of the fracture in a piston rod of the hydraulic cylinder that moves the spillway floodgate of the hydroelectric power plant of Tucuruí, after 30 years of service. The chemical analysis and tensile tests confirmed that the piston rod material meets the design specification corresponding to AISI 410 martensitic stainless steel, with J-Factor and P-Factor indicating that the material is susceptible to temper embrittlement. The analysis of the fractured surface, using a scanning electron microscope, showed a totally martensite structure with δ -ferrite, promoting a strong negative effect on the mechanical properties of the steel, reducing impact resistance and crack propagation energy. The impact tests, on Charpy-V test specimens, indicated low tenacity for the studied piston rod. The metallographic analysis showed an intergranular fracture with cleavage signals, crack propagation along the outlines of the previous austenite and an intense intergranular corrosion along the surface of the piston rod. The stress measurement in the piston rods of the hydraulic cylinders, in a real service situation, showed that the stress in the section of larger diameter of the piston rod, during the floodgate opening, is lower than design values, and the stress amplitude variation, caused by water passing through the floodgate, has values less than 1% of the nominal stress. The results obtained in the field test were used in numerical studies modeled by the Finite Element Method, observing a stress of approximately 63% of the yield stress of the material and infinite life for low cycle fatigue (opening and closing of the floodgate) and very high cycle fatigue (water passing through the floodgate) in the place where the fracture occurs. The piston rod failed due to low impact tenacity and moderate corrosion resistance, associated with the notch effect of the critical transition zone of the piston rod section. These conditions, together with the corrosive effect of the water, led to crack nucleation under stress corrosion and propagation through fatigue, until the total brittle failure. The performance of the piston rod comes from inadequate heat treatment during the manufacturing process, which resulted in high δ -ferrite content, temper embrittlement, low impact tenacity and susceptibility to stress corrosion.

Keywords: Dam Safety. AISI 410. Temper Embrittlement. Stress Corrosion Cracking. Fatigue.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Arranjo geral da obra.	19
Figura 1.2 – Planta do vertedouro.....	19
Figura 1.3 – Corte lateral do vertedouro.	20
Figura 1.4 – Detalhe do corte lateral da comporta do vertedouro.	21
Figura 1.5 – Croqui da peça trincada.....	23
Figura 1.6 – a) Sistema oleodinâmico de movimentação da comporta; b) Olhal inferior.	23
Figura 3.1 – Croqui da vista frontal da instalação dos extensômetros.	31
Figura 3.2 – Croqui do arranjo instrumental empregado no ensaio.....	34
Figura 3.3 – Ligações dos extensômetros e condicionadores de sinais para uma haste.	35
Figura 4.1 – Estrutura martensita temperada (sem ferrita- δ) do aço inoxidável 17-4PH recozido e envelhecido. Reagente de Fry. 200x.	42
Figura 4.2 – Estrutura martensita temperada (com ferrita- δ) do aço inoxidável 17-4PH recozido e envelhecido. Reagente de Fry. 500x.	43
Figura 4.3 – Dimensões do CP-ET.	53
Figura 4.4 – Dimensões do CP-EI.	54
Figura 4.5 – Dimensões do CP-EF.	55
Figura 4.6 – Comportamento típico de transição do aço AISI 410: (A) Revenido a 790°C, dureza 16 HR _C ; (B) Revenido a 665°C, dureza 24 HR _C ; (C) Revenido a 595°C, dureza 30 HR _C	61
Figura 4.7 – a) e b) Intensa corrosão intergranular junto a superfície da peça fraturada.	63
Figura 4.8 – a) e b) Propagação intergranular de trincas e trincas secundárias.....	63
Figura 4.9 – (a) Duas trincas próximas se propagando a partir da superfície; (b) propagação intergranular de trincas e arrancamento de grãos junto à superfície.....	63
Figura 4.10 – a) e b) Estrutura metalográfica do centro da peça fraturada, formada por martensita revenida e ferrita- δ	64
Figura 4.11 – a) e b) Estrutura metalográfica próximo a borda da peça fraturada, formada por martensita revenida e ferrita- δ	64
Figura 4.12 – a) e b) Trincas acompanham os contornos da ferrita- δ e da austenita prévia.	65
Figura 4.13 – a) e b) Trincas não acompanham preferencialmente a ferrita- δ	65
Figura 4.14 – Detalhe da ferrita- δ	65
Figura 4.15 – Detalhe grão da austenita prévia.	65
Figura 4.16 – a) e b) Fratura intergranular com sinais de clivagem da haste fraturada. a) Zona 1. b) Zona 2. c) Zona 3. d) Zona 4.....	66
Figura 4.17 – a) e b) Fratura intergranular com sinais de clivagem no CP-EF.	67
Figura 4.18 – a) e b) Fratura intergranular com sinais de clivagem no CP-EI.....	67
Figura 4.19 – a) e b) Fratura intergranular com sinais de clivagem e <i>dimples</i> no CP-ET.....	67
Figura 4.20 – a) e b) Réplica metalográfica da “haste antiga” (estrutura martensita revenida com ferrita- δ).	68

Figura 4.21 – a) e b) Réplica metalográfica da “haste nova” (estrutura martensita revenida sem ferrita- δ).	68
Figura 4.22 – Local da medição da descontinuidade da “haste antiga”.	69
Figura 4.23 – Espectro da descontinuidade.	69
Figura 4.24 – Característica da descontinuidade.	69
Figura 5.1 – Malha de Elementos Finitos (para problema plano).	73
Figura 5.2 – Esboço do problema de tensão de tração na secção de menor diâmetro.	80
Figura 5.3 – Eixo com rebaixo esquadrejado e filete circular.	81
Figura 5.4 – Projeto construtivo da extremidade rosqueada da haste.	82
Figura 5.5 – Foto da extremidade rosqueada da haste.	82
Figura 5.6 – Geometria da extremidade rosqueada da haste. a) Perspectiva isométrica; b) Detalhe do entalhe; c) Detalhe dos filetes de rosca; d) Detalhe do chanfro e entalhe secundário.	82
Figura 5.7 – Malha de elementos finitos da extremidade rosqueada da haste.	83
Figura 5.8 – Gráfico de qualidade de malha (elementos tetraédricos).	84
Figura 5.9 – Local da restrição ao movimento.	84
Figura 5.10 – Área de aplicação da força.	84
Figura 5.11 – Distribuição da tensão equivalente de von Mises na extremidade rosqueada da haste: Tensão de tração correspondente à medida em ensaio em campo.	85
Figura 5.12 – Esforço cíclico de abertura e fechamento da comporta.	87
Figura 5.13 – Esforço cíclico de passagem de água pela comporta.	87
Figura 5.14 – Distribuição da vida por fadiga com esforço causado pela manobra de abertura e fechamento da comporta.	87
Figura 5.15 – Distribuição das manobras das comportas do vertedouro (2004 a 2015).	88
Figura 5.16 – Distribuição da vida por fadiga com esforço causado pela passagem de água pela comporta.	88
Figura 5.17 – Distribuição dos tempos de operação das comportas do vertedouro (2004 a 2015).	89
Figura 5.18 – Localização da trinca nas simulações.	90
Figura 5.19 – Parâmetros da trinca nas simulações.	90
Figura 5.20 – Malha de elementos finitos do entalhe da haste com trinca.	90
Figura 5.21 – a) e b) Detalhe da malha de elementos finitos da trinca.	91
Figura 5.22 – Distribuição do fator de intensidade de tensão na trinca da simulação #1.	91
Figura 5.23 – Distribuição da <i>Integral J</i> na trinca da simulação #1.	91
Figura 5.24 – Distribuição da tensão de von Mises ao longo da trinca da simulação #1.	92
Figura 5.25 – a) e b) Distribuição da tensão de von Mises nas pontas da trinca da simulação #1.	92
Figura 5.26 – Novo projeto da haste do cilindro hidráulico da comporta do vertedouro.	94
Figura 5.27 – Raios de concordância do novo projeto da haste.	94
Figura 5.28 – Detalhe da malha de elementos finitos nos raios de concordância da haste.	95
Figura 5.29 – Distribuição da tensão equivalente de von Mises na secção de menor diâmetro da extremidade rosqueada da haste.	95

LISTA DE FOTOS

Foto 1.1 – Usina hidrelétrica de Tucuruí, rio Tocantins (visão a partir da margem direita).....	18
Foto 1.2 – Usina hidrelétrica de Tucuruí, rio Tocantins (visão a partir da margem esquerda).....	18
Foto 3.1 – Posição dos extensômetros.....	31
Foto 3.2 – Instalação de extensômetros.....	33
Foto 3.3 – Instalação dos extensômetros. (a) Parcial; (b) Final.....	33
Foto 3.4 – Pressão do sistema hidráulico medida no ensaio em campo.....	38
Foto 4.1 – Foto dos CP-ET.....	53
Foto 4.2 – a) e b) Ensaio de tração no material da haste.....	54
Foto 4.3 – Foto dos CP-EI.....	54
Foto 4.4 – Foto dos CP-EF.....	55
Foto 4.5 – Superfície em polimento.....	57
Foto 4.6 – Superfície polida.....	57
Foto 4.7 – Fixação de fita de acetato.....	57
Foto 4.8 – Observação da microestrutura.....	57
Foto 4.9 – Observação de trinca interna através do ensaio de ultrassom.....	58
Foto 4.10 – Superfície fraturada.....	58
Foto 4.11 – Detalhe da zona 4.....	58
Foto 6.1 – Corrosão acentuada na haste N° 14 da comporta N° 07 (após limpeza e polimento).....	98
Foto 6.2 – Respingo de produto altamente agressivo na haste N° 14 da comporta N° 07 (após limpeza e polimento).....	98
Foto 6.3 – Manchas de corrosão da haste N° 30, fraturada em 1995.....	98
Foto 6.4 – Manchas de corrosão da haste N° 37, fraturada em 2015.....	99

LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 3.1 – Tensões na haste do cilindro hidráulico N° 37 (sem fluxo de água).....	36
Gráfico 3.2 – Tensões na haste do cilindro hidráulico N° 38 (sem fluxo de água).....	36
Gráfico 3.3 – Tensões na haste do cilindro hidráulico N° 37 (com fluxo de água).....	37
Gráfico 3.4 – Tensões na haste do cilindro hidráulico N° 38 (com fluxo de água).....	37
Gráfico 3.5 – Variação da tensão na haste do cilindro hidráulico N° 38 (com fluxo de água).....	39
Gráfico 4.1 – Curva de deformação-vida para aço AISI 410.	62
Gráfico 5.1 – Curva deformação-vida bilogarítmica.....	76
Gráfico 5.2 – Deformação-vida para a haste fraturada.....	86

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Características técnicas do vertedouro da UHE Tucuruí.....	22
Tabela 1.2 – Características técnicas das comportas de segmento do vertedouro da UHE Tucuruí. .	22
Tabela 1.3 – Características técnicas dos servomotores do vertedouro da UHE Tucuruí.	22
Tabela 1.4 – Sequencial de eventos das fraturas e trincas nas hastes.	22
Tabela 1.5 – Divisão da pesquisa.	24
Tabela 1.6 – Extrato de atividades dos ensaios em campo e em laboratório.	25
Tabela 1.7 – Eventos e periódico de divulgação do trabalho de pesquisa.....	26
Tabela 2.1 – Normas, equipamentos e referências para os ensaios de laboratório.	28
Tabela 3.1 – Características técnicas do vertedouro da UHE Itaipu.	30
Tabela 3.2 – Características técnicas das comportas de segmento do vertedouro da UHE Itaipu.	31
Tabela 3.3 – Características técnicas dos servomotores do vertedouro da UHE Itaipu.	31
Tabela 3.4 – Tensões no ensaio de abertura e fechamento da comporta, com fluxo de água.....	38
Tabela 4.1 – Diversos tipos de aplicação dos aços inoxidáveis.	41
Tabela 4.2 – Falhas em aço AISI 410.....	52
Tabela 4.3 – Resultados das análises químicas do material base (wt%).....	59
Tabela 4.4 – Resultados dos ensaios de tração.....	59
Tabela 4.5 – Resultados das análises químicas de impurezas (ppm).....	60
Tabela 4.6 – Resultados do ensaio de dureza.....	60
Tabela 4.7 – Resultados do ensaio de impacto Charpy.	60
Tabela 4.8 – Comparação dos resultados do ensaio de fadiga com a Estimativa das Medianas.	61
Tabela 4.9 – Dados dos ensaios de fadiga.....	62
Tabela 4.10 – Resultados do ensaio de dureza.....	70
Tabela 5.1 – Parâmetros de controle global da malha.	83
Tabela 5.2 – Parâmetros de controle local da malha.....	83
Tabela 5.3 – Estudo de convergência da malha de elementos finitos (projeto original da haste).	84
Tabela 5.4 – Resultados do estudo de tensões na extremidade rosqueada da haste.....	85
Tabela 5.5 - Resultados das simulações das trincas.....	93
Tabela 5.6 – Parâmetros de controle local da malha.....	94
Tabela 5.7 – Estudo de convergência da malha de elementos finitos (novo projeto da haste).	95
Tabela 7.1 – Verificações das hipóteses da falha na haste da comporta.	102

LISTA DE SÍMBOLOS

C	Carbono
Mn	Manganês
P	Fósforo
Si	Silício
Cr	Cromo
Ni	Níquel
Cu	Cobre
Mo	Molibdênio
Sn	Estanho
Sb	Antimônio
As	Arsênio
S	Enxofre
Ti	Titânio
Cr ₇ C ₃	Carbeto de Cromo

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

UHE Tucuruí	Usina Hidrelétrica de Tucuruí
ELN	ELETRONORTE
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CAE	<i>Computer Aided Engineering</i>
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
EDX	Energia Dispersiva de Raios-X
LCF	<i>Low Cycle Fatigue</i>
HCF	<i>High Cycle Fatigue</i>
VHCF	<i>Very High Cycle Fatigue</i>
LACEN	Laboratório Central da Eletronorte
UHE Itaipu	Usina Hidrelétrica de Itaipu
<i>Stoplogs</i>	Painéis de aço sobrepostos para separar a água da comporta
HBM	<i>Hottinger Baldwin Messtechnik</i>
PVC	<i>Polyvinyl Chloride</i>
CST	Tensão Sob Corrosão
CEPEL	Centro de Pesquisa de Energia Elétrica
NRC	<i>US Nuclear Regulatory Commission</i>
CP-ET	Corpo de Prova do Ensaio de Tração
CP-EI	Corpo de Prova do Ensaio de Impacto
CP-EF	Corpo de Prova do Ensaio de Fadiga
ELA	Esclerose Lateral Amiotrófica
MIE	Miografia por Impedância Elétrica
E	Módulo de elasticidade
$2N_f$	Número de reversos para falhar
$2N_t$	Número de reversos até a transição da fadiga de alto e baixo ciclo
$\Delta\sigma/2$	Amplitude de tensão real cíclica
σ'_f	Coefficiente de resistência à fadiga
b	Expoente de resistência à fadiga
$\Delta\varepsilon_p/2$	Amplitude de deformação plástica
ε'_f	Coefficiente de ductilidade à fadiga
c	Expoente de ductilidade à fadiga
$\frac{\Delta\varepsilon}{2}$	Deformação total
$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}$	Deformação elástica
$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$	Deformação plástica

EPDM	<i>Ethylene Propylene Diene Monomer</i>
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
J_{Ic}	<i>Integral J</i> crítico para o modo de carregamento I
K_{Ic}	Fator de intensidade de tensão crítico do modo I
ν	Coefficiente de Poisson
k_f	Fator de resistência à fadiga

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	18
1.1	MOTIVAÇÃO	22
1.2	OBJETIVOS.....	24
1.2.1	OBJETIVO GERAL	24
1.2.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	24
1.3	HIPÓTESES PARA AS TRINCAS E FRATURAS NAS HASTES.....	24
1.4	GESTÃO DO TRABALHO DE PESQUISA	25
1.5	DIVULGAÇÃO DO TRABALHO	26
2	METODOLOGIA GERAL E ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	27
2.1	ENSAIO DE MEDIÇÃO DOS ESFORÇOS MECÂNICOS NAS HASTES	27
2.2	ENSAIOS EM LABORATÓRIO	27
2.3	ANÁLISE NUMÉRICA	29
3	INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL EM CAMPO	30
3.1	REFERENCIAL TEÓRICO: CASO DE REFERÊNCIA	30
3.2	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	31
3.2.1	INSTALAÇÃO DOS SENSORES	32
3.2.2	ARRANJO INSTRUMENTAL	34
3.3	RESULTADOS E DISCUSSÕES	35
4	INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL EM LABORATÓRIO	41
4.1	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	41
4.1.1	EFEITOS DOS ELEMENTOS DE LIGA	44
4.1.2	FRAGILIZAÇÃO AO REVENIDO	44
4.1.3	CORROSÃO SOB TENSÃO	46
4.1.4	FALHAS EM AÇOS INOXIDÁVEIS MARTENSÍTICOS AISI 410	47
4.2	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	53
4.2.1	ENSAIO DE TRAÇÃO.....	53
4.2.2	ENSAIO DE IMPACTO CHARPY	54
4.2.3	ENSAIO DE FADIGA.....	55
4.2.4	ENSAIO DE DUREZA.....	56
4.2.5	ANÁLISE QUÍMICA DO MATERIAL BASE E IMPUREZAS.....	56
4.2.6	ANÁLISES METALOGRÁFICA E FRATOGRÁFICA.....	56
4.2.7	RÉPLICA METALOGRÁFICA E ULTRASSOM.....	57
4.3	RESULTADOS E DISCUSSÕES	58
4.3.1	EXAME VISUAL	58
4.3.2	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL	59
4.3.3	ANÁLISE QUÍMICA DE IMPUREZAS.....	60
4.3.4	TESTES MECÂNICOS	60
4.3.5	ANÁLISE METALOGRÁFICA	63
4.3.6	ANÁLISE FRATOGRÁFICA	66

4.3.7	TESTES E ENSAIOS EM HASTES SOBRESSAIENTES	68
4.3.8	SÍNTESE DOS RESULTADOS	70
5	INVESTIGAÇÃO NÚMERICA	71
5.1	REVISÃO TEÓRICA.....	71
5.1.1	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	71
5.1.2	FADIGA.....	75
5.1.3	MECÂNICA DA FRATURA	77
5.2	RESULTADOS E DISCUSSÕES	79
5.2.1	ESTUDO DE TENSÃO NA EXTREMIDADE ROSQUEADA DA HASTE.....	79
5.2.2	ESTUDO DOS EFEITOS DA FADIGA NA EXTREMIDADE ROSQUEADA DA HASTE	85
5.2.3	ESTUDO DOS EFEITOS DE TRINCA NA SECÇÃO DE MENOR DIÂMETRO DA HASTE	89
5.2.4	PROPOSTA DE PROJETO CONSTRUTIVO DE HASTE	93
5.2.5	SÍNTESE DOS RESULTADOS	96
6	DISCUSSÕES	97
7	CONCLUSÕES.....	102
	REFERÊNCIAS	104
	APÊNDICE A - Verificação dos Esforços na Haste e no Cilindro Hidráulico com Mecanismo Oleodinâmico em Repouso.....	112

1 INTRODUÇÃO

A Usina Hidrelétrica de Tucuruí (UHE Tucuruí), é um empreendimento para aproveitamento energético do rio Tocantins no Estado do Pará, sob concessão da ELETRONORTE (ELN) até 2024 (ARAÚJO, LOPES e PEREIRA, 2015, p. 2). Esta usina foi projetada e construída em duas etapas, sendo que a primeira foi iniciada em 1975 e concluída em 1992; e, a segunda teve início em 1998 e conclusão em meados de 2006 (LACERDA e FERNANDES, 2007, p. 2). Uma visão de toda barragem de concreto é mostrada na Foto 1.1 e uma visão mais próxima do vertedouro é mostrado na Foto 1.2.

Foto 1.1 – Usina hidrelétrica de Tucuruí, rio Tocantins (visão a partir da margem direita).



Fonte: Araújo, Lopes e Pereira (2015, p. 2).

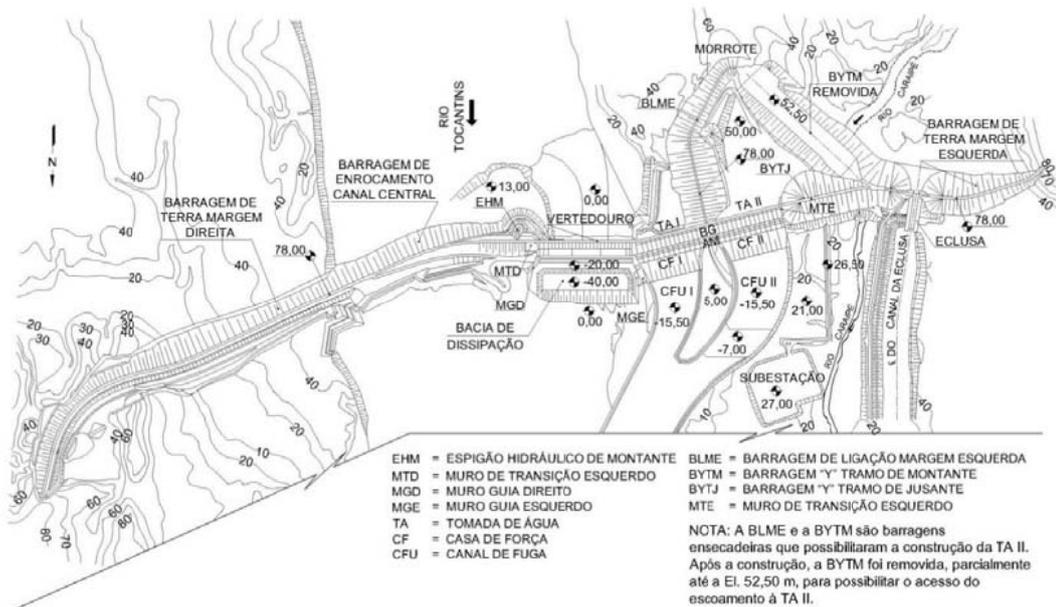
Foto 1.2 – Usina hidrelétrica de Tucuruí, rio Tocantins (visão a partir da margem esquerda).



Fonte: Araújo, Lopes e Pereira (2015, p. 2).

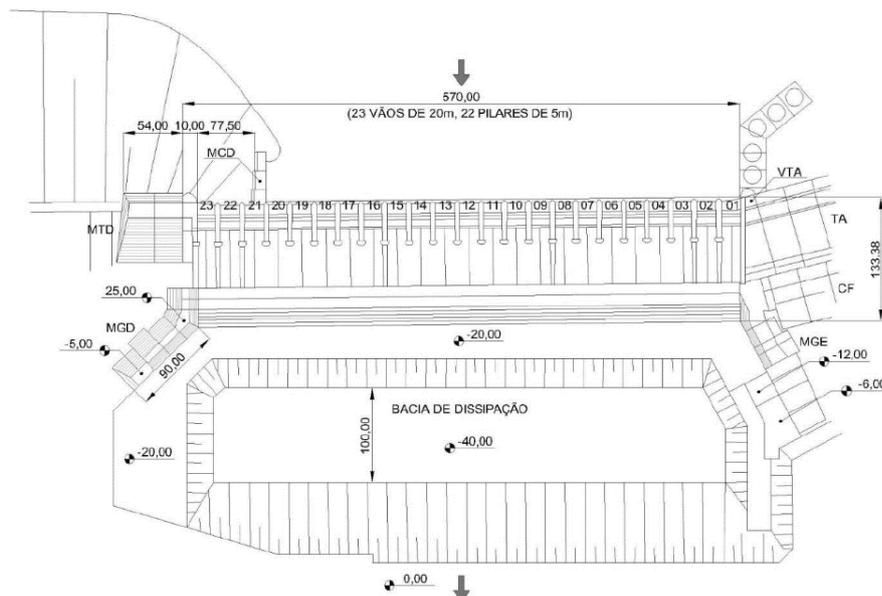
O vertedouro da barragem da UHE Tucuruí, considerado um dos maiores do mundo em extensão e capacidade de vazão (ARAÚJO, LOPES e PEREIRA, 2015, p. 13), localiza-se na ombreira direita da barragem e limita-se, à esquerda, com a tomada d'água através de um bloco de transição e, à direita, com a barragem de terra do canal do rio através de um bloco e muro de transição (ELETRONORTE, 1989, p. 132), conforme pode ser observado na Figura 1.1 e os com detalhes na Figura 1.2.

Figura 1.1 – Arranjo geral da obra.



Fonte: Araújo, Lopes e Pereira (2015, p. 4).

Figura 1.2 – Planta do vertedouro.



Fonte: Araújo, Lopes e Pereira (2015, p. 4).

A principal função do vertedouro é verter a água excedente não utilizada para geração de energia, mantendo o nível do reservatório dentro da faixa normal de operação, e preservando a estabilidade dos taludes das margens do reservatório.

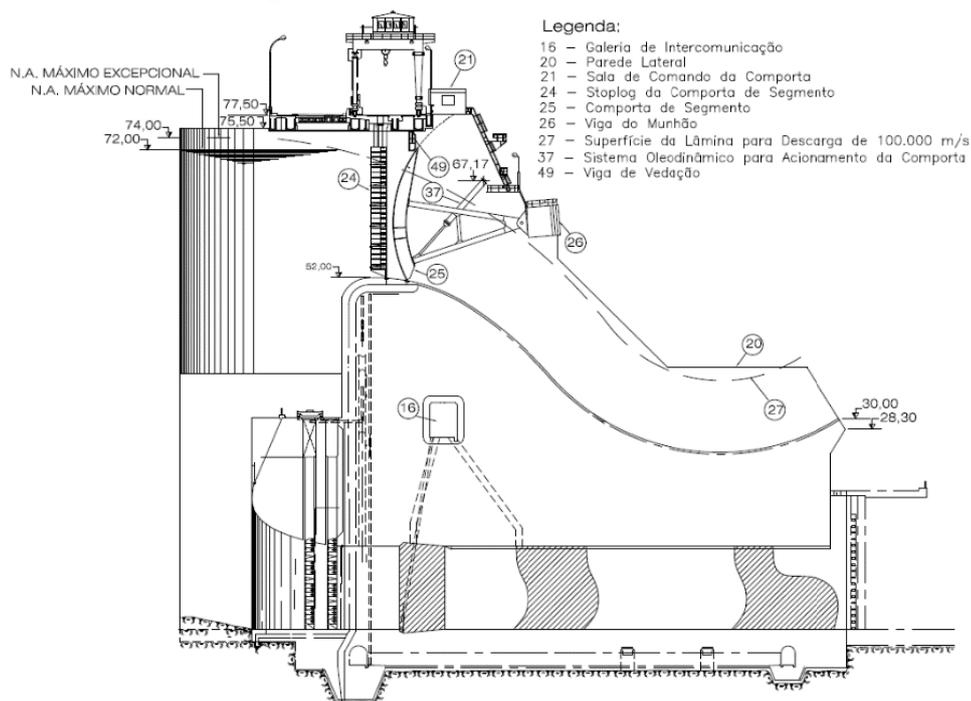
Estudos realizados durante a construção da barragem levou-se ao aproveitamento sazonal de parte do volume existente entre o nível máximo normal de operação (72,00 m) e o nível máximo excepcional do reservatório (74,00 m) (ELETRONORTE, 1989, p. 57). Com o reservatório na cota 72,00 m o volume de água armazenado é calculado em $44,52 \text{ km}^3$ ($4,452 \times 10^{13}$ litros) e na cota 74,00 m, é de $50,27 \text{ km}^3$ ($5,027 \times 10^{13}$ litros), portanto, com o alteamento de 2 m, o acúmulo adicional é de $5,75 \text{ km}^3$ ($5,75 \times 10^{12}$ litros) (LACERDA e FERNANDES, 2007, p. 19).

Segundo Lacerda e Fernandes (2007, p. 20), a energia gerada com o alteamento do reservatório num período menor que 2 meses foram suficientes para cobrir todos os custos de instalação das Vigas de Vedação que propiciaram o alteamento do reservatório.

O projeto executivo do vertedouro sofreu diversas alterações, uma das principais alterações foi o acionamento de cada comporta por sistema oleodinâmico (ELETRONORTE, 1989, p. 132).

Na Figura 1.3 observa-se o corte lateral do vertedouro, onde se pode ter uma visão geral do projeto construtivo.

Figura 1.3 – Corte lateral do vertedouro.

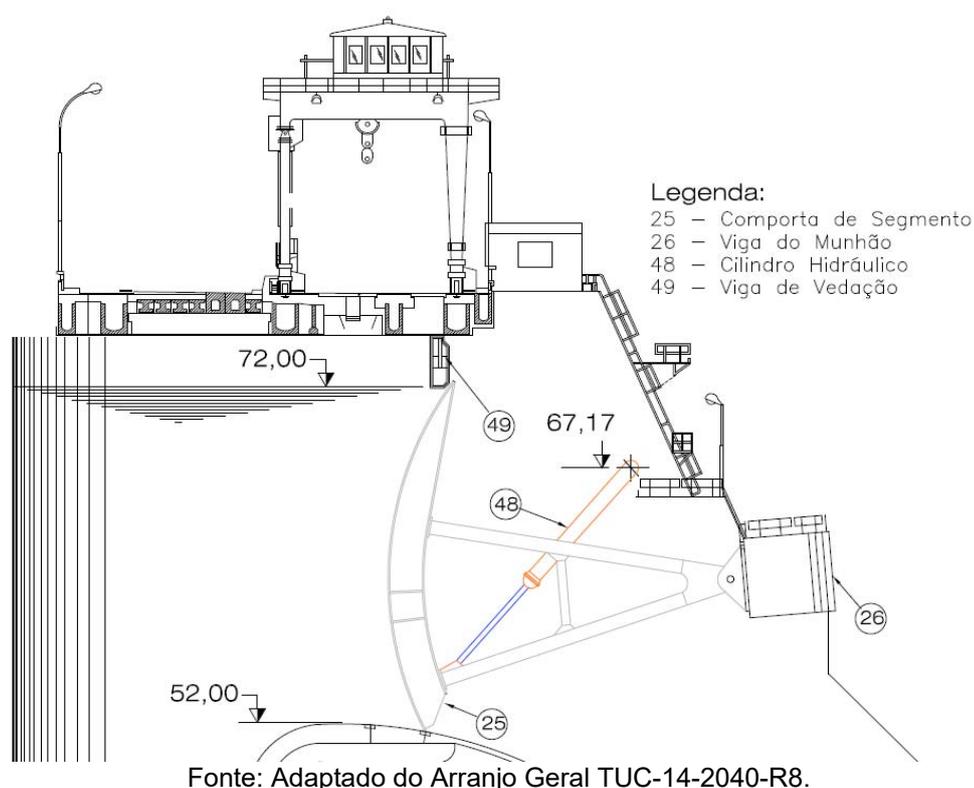


Fonte: Adaptado do Arranjo Geral TUC-14-2040-R8.

Na Figura 1.4, pode-se melhor observar a comporta do vertedouro e um dos seus cilindros hidráulicos. Cada uma das 23 comportas é acionada por dois mecanismos oleodinâmico a pistão de simples efeito, com fechamento por gravidade sem fonte de energia oleodinâmico. Para manter a comporta em qualquer posição de abertura, é necessário manter o circuito hidráulico pressurizado e para manter comporta fechada o circuito hidráulico é despressurizado.

O comando de abertura/fechamento da comporta pode ser realizado de forma local (Sala de Comando da Comporta) ou remota (Sala de Controle da Usina). Quando acionado, o óleo do reservatório é impulsionado por moto-bomba aos cilindros hidráulicos.

Figura 1.4 – Detalhe do corte lateral da comporta do vertedouro.



Concebido segundo os critérios do *United States Army Corps of Engineers*, o vertedouro foi projetado para uma vazão nominal de $100.000 \text{ m}^3/\text{s}$, com uma carga de 22,00 m sobre sua crista. Posteriormente, com a revisão dos estudos de cheias, alterou-se a vazão máxima do vertedouro para $110.000 \text{ m}^3/\text{s}$, sendo necessário fazer adaptações de maneira que pudesse escoar esta vazão com nível d'água na cota 75,30 m (ELETRONORTE, 1989, p. 135). Nas tabelas são observadas as características técnicas do vertedouro (Tabela 1.1), das comportas de segmento (Tabela 1.2) e dos servomotores (Tabela 1.3) da UHE Tucuruí.

Tabela 1.1 – Características técnicas do vertedouro da UHE Tucuruí.

Características	Descrição
Tipo	Convencional, lançamento de água em salto de esqui
Quantidade de comportas	23
Vazão máxima excepcional	110.000 m ³ /s

Fonte: Eletronorte (1995, p. 1).

Tabela 1.2 – Características técnicas das comportas de segmento do vertedouro da UHE Tucuruí.

Características	Descrição
Altura	21,00 m
Vão livre	20,00 m
Abertura máxima na vertical	18,969 m
Peso total	280 t

Fonte: Eletronorte (1995, p. 1).

Tabela 1.3 – Características técnicas dos servomotores do vertedouro da UHE Tucuruí.

Características	Descrição
Quantidade por unidade	02
Tipo	Simplex efeito
Capacidade nominal de levantamento	309 t
Pressão nominal	15,86 MPa
Curso da haste	7,397 m
Material da haste	AISI 410 Cond. T
Projeto/Fabricação	BADONI / ATB

Fonte: Eletronorte (1995, p. 1).

1.1 MOTIVAÇÃO

É interesse da ELN que não haja falha no vertedouro e que seus equipamentos possam operar para manter a capacidade máxima de vertimento.

Quando se refere ao vertedouro, as trincas e fraturas nas hastes dos cilindros hidráulicos de movimentação das comportas do vertedouro estão sendo os principais desafios de manutenção corretiva e preventiva enfrentados pela ELN (MOREIRA, MERLIN e MOREIRA, 2018, p. 6). Estas hastes foram projetadas para funcionar durante toda a vida da barragem, mas apresentaram falhas, conforme apresentado na Tabela 1.4.

Tabela 1.4 – Sequencial de eventos das fraturas e trincas nas hastes.

Evento	Descrição	Período
1º	Fratura na haste N° 30 (comporta N° 15)	Jun/95
2º	Trinca nas hastes N° 03, 10, 12, 14, 15, 18, 24, 32, 34	Out/97
3º	Fratura na haste N° 03 (comporta N° 02)	Jan/13
4º	Fratura na haste N° 37 (comporta N° 19)	Fev/15

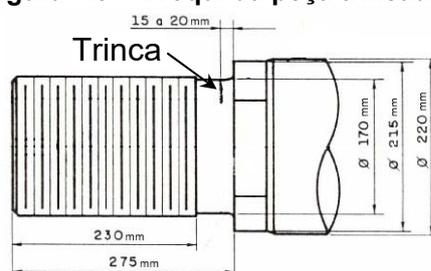
Fonte: Próprio autor.

A ruptura de uma das hastes torna a operação do vertedouro em situação excepcional com a indisponibilidade de uma ou mais comportas (ARAÚJO, LOPES e PEREIRA, 2015, p. 10). Conseqüentemente, reduz a capacidade de vazão do vertedouro e pode causar um problema de segurança da barragem.

A operação das comportas do vertedouro deve obedecer a condicionante hidráulica de limitar a diferença de aberturas de comportas entre vãos da mesma calha, onde possível, em 1,0 m (ARAÚJO, LOPES e PEREIRA, 2015, p. 10). Como consequência, a indisponibilidade de uma comporta pode reduzir mais de 15% a capacidade do vertedouro em vez de 4,3% correspondente à capacidade total de uma comporta.

Todas as trincas e fraturas identificadas até o momento estavam localizadas na transição entre as seções de diâmetros 215 e 170 mm (Figura 1.5) que fica conectada ao olhal inferior (Figura 1.6). Observou-se em todos os casos acúmulo de água e manchas de corrosão. Ressalta-se, que o histórico de análises de água do reservatório, próximo ao vertedouro, chegou a apresentar valores de minerais que podem causa corrosão (7 ml/L de cloreto, 5 ml/L de sódio, 3 ml/L de magnésio e $\text{pH} < 6,3$).

Figura 1.5 – Croqui da peça trincada.



Fonte: Adaptado de Soares (1996, p. 3).

Figura 1.6 – a) Sistema oleodinâmico de movimentação da comporta; b) Olhal inferior.



Fonte: Próprio autor.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 OBJETIVO GERAL

Identificar a causa das falhas nas hastes dos cilindros hidráulicos das comportas do vertedouro da UHE Tucuruí.

1.2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Os objetivos específicos deste trabalho são: (i) medir e analisar os esforços mecânicos nas hastes em situação real de serviço; (ii) verificar e analisar as propriedades mecânicas do material; (iii) analisar a peça fraturada; (iv) verificar o memorial de cálculo da haste, através de modelagem computacional¹; e (v) recomendar ações de manutenção corretiva e preventiva nos sistemas de movimentação das comportas do vertedouro.

1.3 HIPÓTESES PARA AS TRINCAS E FRATURAS NAS HASTES

Neste trabalho são investigadas 06 (seis) hipóteses para as causas das trincas e fraturas nas hastes de movimentação das comportas. Estas hipóteses, apresentadas na Tabela 1.5, foram divididas por capítulos em que serão abordadas.

Tabela 1.5 – Divisão da pesquisa.

Hipótese	Descrição	Capítulo
1 ^a	Esforços adicionais não previstos no projeto da haste.	INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL EM CAMPO
2 ^a	Falhas no processo de fabricação da haste.	
3 ^a	Propriedades mecânicas do material da haste não adequadas.	INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL EM LABORATÓRIO
4 ^a	Ataque de corrosão na haste.	
5 ^a	Coefficientes de segurança para tensão de ruptura e escoamento reduzidos.	INVESTIGAÇÃO NÚMERICA
6 ^a	Efeitos da fadiga devido aos esforços cíclicos presentes na haste.	

Fonte: Próprio autor.

¹ Modelagem computacional é a área que trata da simulação de soluções para problemas científicos.

1.4 GESTÃO DO TRABALHO DE PESQUISA

Neste trabalho de pesquisa, devido sua complexidade, interdisciplinaridade e multidisciplinaridade, foi necessário contar com o suporte técnico e financeiro da ELN, para execução do ensaio em campo e contratação dos ensaios em laboratório, respectivamente.

Foi necessário organizar as atividades do trabalho de pesquisa em forma de cronograma e realizar acompanhamento periódico. Na Tabela 1.6 é apresentado um extrato do cronograma de atividades dos ensaios em campo e em laboratório. Determinadas atividades, como por exemplo, o ensaio em campo (medição dos esforços nas hastes) que necessita da movimentação das comportas do vertedouro, se restringi ao mês que há vertimento de água (geralmente mês de fevereiro), devido a operação local aprovar esse tipo de ensaio apenas nessas condições. A não execução desta atividade no período planejado acarretaria em prejuízo, de pelo menos 01 (um) ano, no prazo de finalização do trabalho de pesquisa. Diversas atividades necessitaram de programação e disponibilização de recursos humanos e de equipamentos, como por exemplo, os serviços de confecção dos corpos de prova e os ensaios realizados em laboratório. Ressalta-se que determinados ensaios, após a disponibilidade do equipamento e do recurso humano, leva-se mais de 40 dias (1.000 horas), como no caso do ensaio de corrosão acelerada.

A gestão neste trabalho de pesquisa foi fundamental para que houvesse o cumprimento dos prazos, de todas as atividades propostas, para o esclarecimento da causa das trincas e fraturas nas hastes dos cilindros hidráulicos da comporta do vertedouro da UHE Tucuruí.

Tabela 1.6 – Extrato de atividades dos ensaios em campo e em laboratório.

Investigação	Atividade	Período
Experimental em Campo	Planejamento	Jun/16 à Set/16
	Preparação	Out/16 à Dez/16
	Execução	Fev/17
	Análise de Dados	Mar/17 à Abr/17
Experimental em Laboratório	Confecção de Corpos de Prova	Dez/16 à Nov/17
	Ensaio de Tração e Dureza	Mar/17
	Ensaio de Impacto Charpy V	Mar/17
	Análise Metalografia	Mar/17
	Análise Química	Mar/17
	Análise Fratográfica	Jun/17
	Replica Metalográfica	Nov/17
	Ensaio de Fadiga	Mar/18

Fonte: Próprio autor.

1.5 DIVULGAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho de pesquisa foi dividido em partes e publicados em periódico e eventos de diferentes áreas, conforme Tabela 1.7.

Tabela 1.7 – Eventos e periódico de divulgação do trabalho de pesquisa.

Assunto Principal	Título do Trabalho	Evento ou Periódico
Análise Numérica	<i>Analysis of the Cause of the Fracture of the Piston Rod of the Spillway Floodgate of Tucuruí Hydroelectric Power Plant</i>	<i>XXXVIII Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering</i>
Segurança de Barragens	<i>Main Challenges of Project and Operation of the Spillway of Tucuruí, Brazil</i>	<i>Third International Dam World Conference</i>
Materiais	Análise de Falha na Haste da Comporta do Vertedouro da Usina Hidrelétrica de Tucuruí	Fórum Técnico de Análise de Falhas
	Investigação de Corrosão sob Tensão em Haste de Movimentação da Comporta do Vertedouro da Barragem de Tucuruí	II <i>Workshop</i> de Corrosão do Setor Elétrico
	<i>Failure Analysis of AISI 410 Stainless Steel Piston Rod in Spillway Floodgate</i>	<i>Engineering Failure Analysis</i>

Fonte: Próprio autor.

2 METODOLOGIA GERAL E ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Este capítulo visa descrever de maneira geral as três etapas da investigação deste trabalho, que foram divididas em INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL EM CAMPO (Capítulo 3), INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL EM LABORATÓRIO (Capítulo 4) e INVESTIGAÇÃO NÚMERICA (Capítulo 5).

2.1 ENSAIO DE MEDIÇÃO DOS ESFORÇOS MECÂNICOS NAS HASTES

A investigação experimental em campo contou com apoio do Laboratório Central da Eletronorte (LACEN) e deve ser enxergada como uma forma subsidiar a investigação numérica e complementar a investigação experimental em laboratório.

Os ensaios em campo consistiram na medição e aquisição dos sinais de deformação das duas hastes simultaneamente, em um ciclo completo de abertura e fechamento da comporta. Este ensaio se fez necessário para: (i) confirmar as tensões de projeto da haste; (ii) ajustar a força de tração na simulação numérica, para obter a tensão no local das trincas e fraturas; e (iii) obter a variação de amplitude da tensão devido a passagem da água pela comporta, para o estudo de fadiga de muito alto ciclo. A metodologia dos ensaios em campo, o caso de referência e os resultados dos ensaios serão desenvolvidos no Capítulo 3.

2.2 ENSAIOS EM LABORATÓRIO

A investigação experimental em laboratório contou com o apoio do Centro de Pesquisa de Energia Elétrica (CEPEL) que realizou: (i) ensaio de tração; (ii) ensaio de fadiga; (iii) ensaio de impacto Charpy; (iv) ensaio de dureza; (v) determinação da composição química do material (elementos base e impurezas); (vi) metalografia; (vii) fractografia; e (viii) réplica metalográfica.

De forma a verificar o efeito do ambiente corrosivo no material da haste, foram realizados ensaio de tração e fadiga com corpos de prova (dois em cada ensaio) submetidos ao ensaio de corrosão acelerada em câmara com 100% de umidade por 1.000 horas.

A composição química do material da haste fraturada foi comparada com os valores especificados para o aço AISI 410 da norma ASTM A276-06.

Foi realizada análise química das impurezas da haste fraturada para o cálculo do Fator J de WATANABE (ISHIGURO, MURAKAMI, *et al.*, 1982) e o Fator P de Equivalência de Fósforo (HATORI, YAMAMOTO e YOSHINO, 1979). Estes fatores foram comparados com os valores limites da prática recomendada 571 da *American Petroleum Intitute*, para análise da susceptibilidade à fragilização ao revenido do material da peça fraturada.

Todos os ensaios realizados em laboratório seguiram normas internacionais e seus resultados foram comparados com norma, relatório e artigos, conforme apresentado na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Normas, equipamentos e referências para os ensaios de laboratório.

Ensaio	Norma	Equipamento	Referência
Ensaio de tração	ASTM E8/E8M-13 ASTM A370-97a	Emic DL30000N	Norma ASTM A276-06
Ensaio de fadiga	ASTM E606-04 ^{ε1}	Zwick HA50	Estimativa das Medianas (MEGGIOLARO e CASTRO, 2002)
Ensaio de impacto Charpy V	ASTM E23-07 ^{ε1} ASTM A370-97a	Wolpert-Amsler PW 30/15	ASM Handbook, Vol.1
Ensaio de dureza (Rockwel C)	ASTM E18-15 ASTM A370-97a	Pantec RBS	Stainless Steel (LULA, 1987)
Ensaio de microdureza (Vickers)	ASTM E92-82 ASTM A370-97a	Time MHV-1000	

Fonte: Próprio autor.

Para caracterização da microestrutura da haste fraturada, foi utilizado um microscópio óptico Olympus GX 71 em diversas regiões, seguidas de polimento e atacadas quimicamente com o reagente de Villela (5 ml de ácido clorídrico, 1 g de ácido picric e 100 ml de etanol).

O Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) Zeiss Evo 40 foi utilizado para observar em detalhe a ferrita- δ e os contornos de grão da austenita prévia em quatro áreas da peça fraturada. Nestes locais, foram realizados mapeamentos detalhados com um sistema de microanálise por Energia Dispersiva de Raios-X (EDX) IXRF System, na tentativa de identificar precipitados, segregação ou concentração diferenciada de algum elemento químico.

Também foram realizados exames da superfície de fratura dos corpos de prova do ensaio de tração, fadiga e impacto, com auxílio do MEV. A metodologia dos ensaios em laboratório, o referencial teórico e os resultados dos ensaios serão desenvolvidos no Capítulo 4.

2.3 ANÁLISE NUMÉRICA

A última parte deste trabalho foi a investigação numérica que utilizou dados da investigação experimental em campo e em laboratório como dados de entrada para as simulações.

Foram aproveitados os benefícios proporcionados pela Engenharia Assistida por Computador, também conhecida como *Computer Aided Engineering* (CAE) para: (i) revisar o memorial de cálculo da haste e descartar eventuais erros no seu dimensionamento; (ii) determinar a tensão no entalhe da haste (local onde ocorrem as trincas e fraturas), pois não foram consideradas no memorial de cálculo; (iii) realizar um estudo de fadiga de baixo ciclo, conhecida por *Low Cycle Fatigue* (LCF), para verificar a influência na falha da haste considerando o esforço de abertura e fechamento da comporta; (iv) realizar um estudo de fadiga de muito alto ciclo, conhecida por *Very High Cycle Fatigue* (VHCF), para verificar a sua influência na falha da haste considerando o esforço causado pela passagem da água pela comporta; e (v) determinar o tamanho e profundidade aproximada da trinca para que haja ruptura total na haste.

Foi utilizado um software comercial (ANSYS R18.1) para geração do objeto 3D, criação da malha de elementos finitos, cálculo das tensões, estudo de fadiga e tamanho máximo de trinca. A metodologia da análise numérica, o referencial teórico e os resultados das simulações computacionais serão desenvolvidos no Capítulo 5.

3 INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL EM CAMPO

Neste capítulo, é apresentada uma investigação experimental em campo referente a medição dos esforços mecânicos das hastes dos cilindros hidráulicos da comporta N° 19 do vertedouro da UHE Tucuruí.

A hipótese investigada neste capítulo, relacionada aos esforços adicionais não previstos no projeto da haste, contou com os recursos (humanos e equipamentos) do LACEN, que realizou a instalação dos extensômetros e a aquisição dos dados de deformação da haste.

3.1 REFERENCIAL TEÓRICO: CASO DE REFERÊNCIA

A Usina Hidrelétrica de Itaipu (UHE Itaipu) realizou em maio/95, ensaios mecânicos de medições de vibrações, tensões e pressões na haste do cilindro hidráulico N° 02 da comporta N° 06 do vertedouro e emitiu o Relatório de Ensaio S-50-0287-RO. Neste relatório elaborado por Junior (1995), concluiu-se que o procedimento experimental utilizado no ensaio em campo foi adequado e as medições das tensões estão dentro dos valores de projeto.

O Relatório de Ensaio S-50-0287-RO foi utilizado como base metodológica para medição dos esforços mecânicos nas hastes dos cilindros hidráulicos da comporta N° 19 do vertedouro da UHE Tucuruí.

É importante ressaltar que as características do vertedouro (Tabela 3.1), comportas de segmento (**Erro! Fonte de referência não encontrada.**) e servomotores (Tabela 3.3) da UHE Itaipu são semelhantes as características do vertedouro (Tabela 1.1), comportas de segmento (Tabela 1.2) e servomotores (Tabela 1.3) da UHE Tucuruí. Ressalta-se ainda, que além dessas semelhanças, a especificação do material e o fabricante das hastes foram os mesmos.

Tabela 3.1 – Características técnicas do vertedouro da UHE Itaipu.

Características	Descrição
Tipo	Convencional, lançamento de água em trampolim de concha
Quantidade comportas	14
Vazão máxima excepcional	62.230 m ³ /s

Fonte: Itaipu Binacional (1994, p. 1).

Tabela 3.2 – Características técnicas das comportas de segmento do vertedouro da UHE Itaipu.

Características	Descrição
Altura	21,34 m
Vão livre	20,00 m
Abertura máxima na vertical	16,34 m
Peso total	325 t

Fonte: Itaipu Binacional (1994, p. 1).

Tabela 3.3 – Características técnicas dos servomotores do vertedouro da UHE Itaipu.

Características	Descrição
Quantidade por unidade	02
Tipo	Simples efeito
Capacidade nominal de levantamento	350 t
Pressão nominal	14,51 MPa
Curso da haste	7,105 m
Material da haste	AISI 410 Cond. T
Projeto/Fabricação	BADONI ATB / ISHIBRAS / COEMSA

Fonte: Itaipu Binacional (1994, p. 1).

3.2 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Foram instalados extensômetros do tipo roseta tripla 45° e unidirecionais simples na secção de maior diâmetro da haste, perto onde as trincas estão aparecendo (Foto 3.1 e Figura 3.1). Os extensômetros unidirecionais foram instalados na linha neutra da haste para medição apenas da tensão de tração.

Não foi possível acessar a secção de menor diâmetro da haste (local das trincas e fraturas), pois fica dentro do olhal inferior. Ressalta-se que os valores de tensões no entalhe da extremidade rosqueada da haste, foram obtidos por simulação numérica (Capítulo 5).

Foto 3.1 – Posição dos extensômetros.

Fonte: Próprio autor.

Figura 3.1 – Croqui da vista frontal da instalação dos extensômetros.

Fonte: Próprio autor.

Foi estabelecido como critério, a instalação dos extensômetros a uma distância maior que o diâmetro da haste, partindo-se do entalhe, pois segundo o princípio de Saint-Venant² é possível analisar diferentes formas de carregamento de uma mesma maneira, desde que, em uma situação de cargas concentradas, se despreze a distribuição das tensões nas regiões próximas ao ponto de aplicação. Isto por que nessas condições o perfil de tensão nas proximidades do ponto de aplicação da força é de difícil análise, sendo necessários métodos matemáticos avançados para a determinação dessas tensões. No entanto, à medida que nos afastamos dessa região pode-se considerar distribuição uniforme de tensões (BEER e JOHNSTON JR, 2006, p. 155). A uniformidade das tensões, nos locais em que ficaram instalados os extensômetros, foram ratificadas nas simulações numéricas do Capítulo 5.

O ensaio em campo consistiu na medição dos esforços mecânicos nas hastes, sem interrupção, em um ciclo completo de abertura e fechamento da comporta há uma altura de 2 m. Foram realizadas duas medições, a primeira com os *stoplogs* (painéis de aço sobrepostos para bloquear a passagem da água) para retirar a influência da passagem da água pela comporta, e a segunda, sem os *stoplogs* para medições de todos os esforços atuantes nas hastes.

3.2.1 INSTALAÇÃO DOS SENSORES

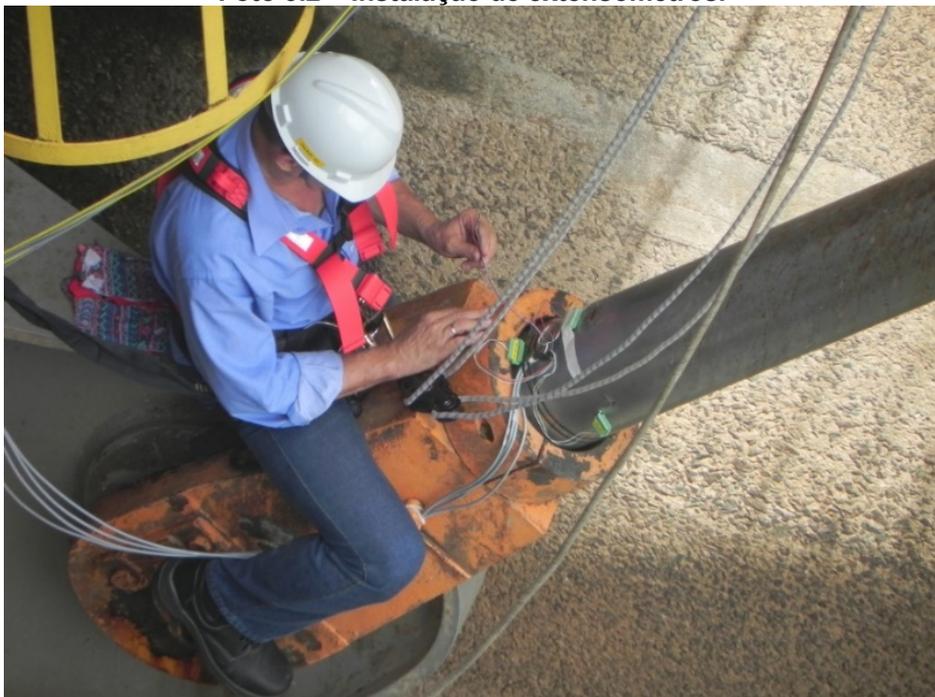
O procedimento para instalação dos extensômetros nas hastes foi baseado no Relatório de Ensaio S-50-0287-RO, conforme sequência:

- Lixar da superfície com lixa d'água número 300, para remover oxidação superficial;
- Desengordurar a superfície com álcool isopropílico;
- Colar extensômetro com adesivo instantâneo tipo 496 da Loctite;
- Cobrir o extensômetro com espessa camada de silicone;
- Recobrir todo o extensômetro com material plástico para evitar entrada de umidade;
- A instalação deve ser feita em ambiente com condições climáticas favoráveis (clima seco).

² Adhémar Barré de Saint-Venant, matemático e engenheiro francês, 1797-1886.

Vale ressaltar que houve a necessidade de fixação dos cabos e conectores antes de efetuar a colagem dos extensômetros, conforme mostrado na Foto 3.2. Ressalta-se ainda, que houve necessidade de deixar aproximadamente 5 metros de sobras de cabos, após fixação na haste, para poder realizar a movimentação da comporta e da haste sem que haja rompimento dos cabos.

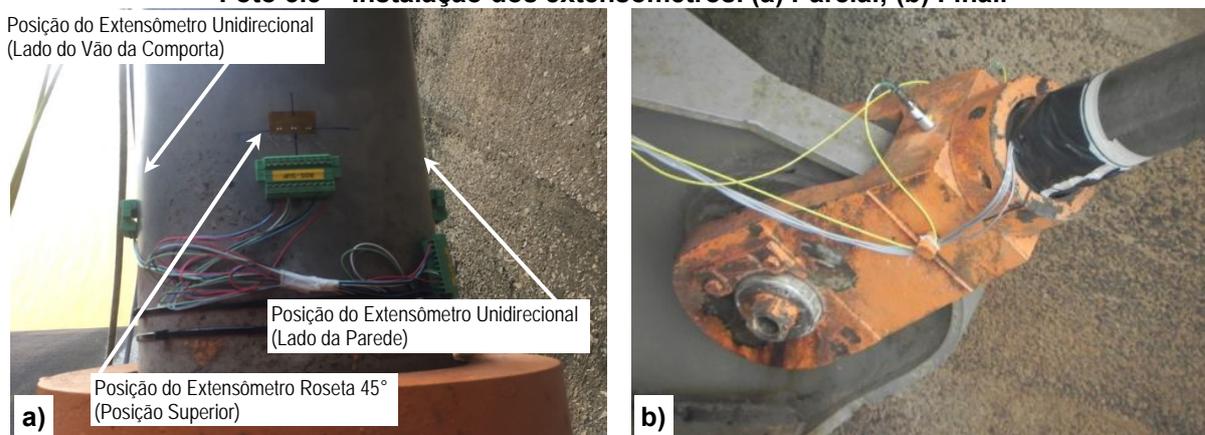
Foto 3.2 – Instalação de extensômetros.



Fonte: Próprio autor.

O arranjo final da instalação dos extensômetros é mostrado na Foto 3.3a (sem recobrimento plástico) e Foto 3.3b (com recobrimento plástico).

Foto 3.3 – Instalação dos extensômetros. (a) Parcial; (b) Final.



Fonte: Próprio autor.

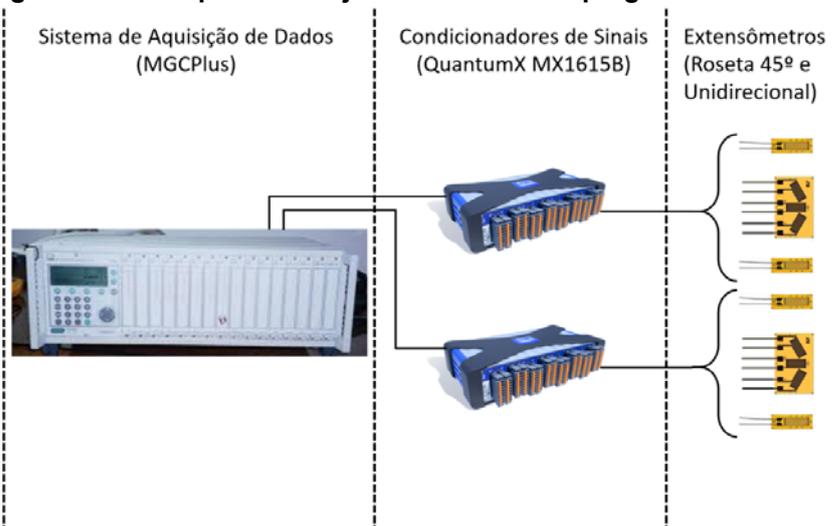
3.2.2 ARRANJO INSTRUMENTAL

O arranjo instrumental ficou configurado conforme mostrado Figura 3.2 e um detalhamento das ligações dos extensômetros com os condicionadores de sinais é mostrado na Figura 3.3.

Os equipamentos do arranjo instrumental utilizado no ensaio em campo foram:

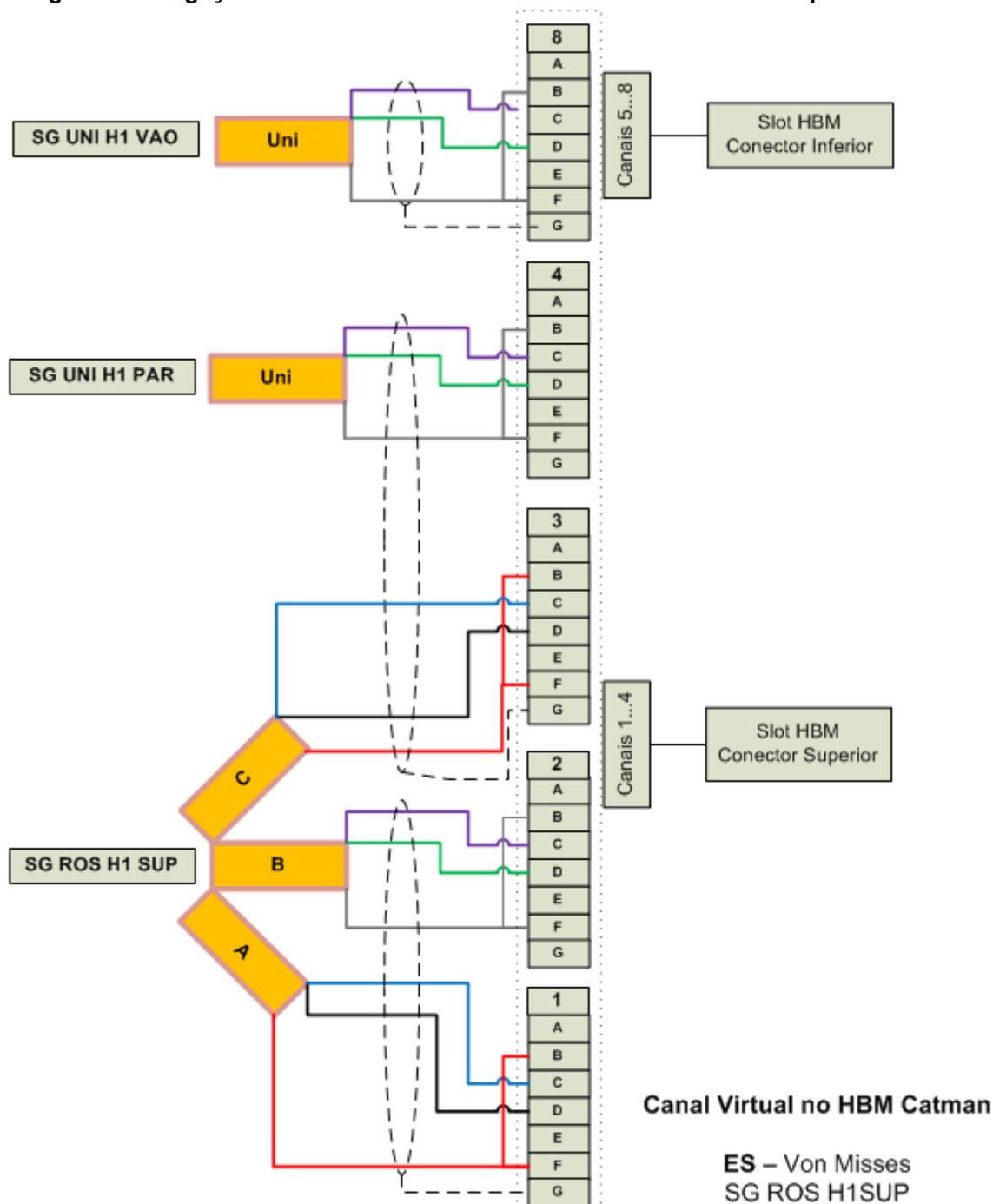
- 01 (um) sistema de aquisição de dados, MGCPPlus da *Hottinger Baldwin Messtechnik* (HBM), com 16 slots para canais analógicos;
- 02 (dois) condicionadores de sinais, modelo 1526 da *Bruel & Kjaer* (B&K), com oito conectores de sete entrada;
- 04 (quatro) extensômetros unidirecionais, código PA-06-250BA-350-LEN da *Excel Sensores*, com fator de sensibilidade 2,1 específicos para aço, resistência elétrica de 350 Ω e encapsulados com fio de cobre;
- 02 (dois) extensômetros roseta tripla a 45°, código PA-06-250RB-350-LEN da *Excel Sensores*, com fator de sensibilidade 2,1 específicos para aço, resistência elétrica de 350 Ω e encapsulados com fio de cobre;
- 150 (cento e cinquenta) metros de cabo manga 6x22AWG da HBM, com blindagem de tranças de fios de cobre e cobertura de *Polyvinyl Chloride* (PVC).

Figura 3.2 – Croqui do arranjo instrumental empregado no ensaio.



Fonte: Próprio autor.

Figura 3.3 – Ligações dos extensômetros e condicionadores de sinais para uma haste.

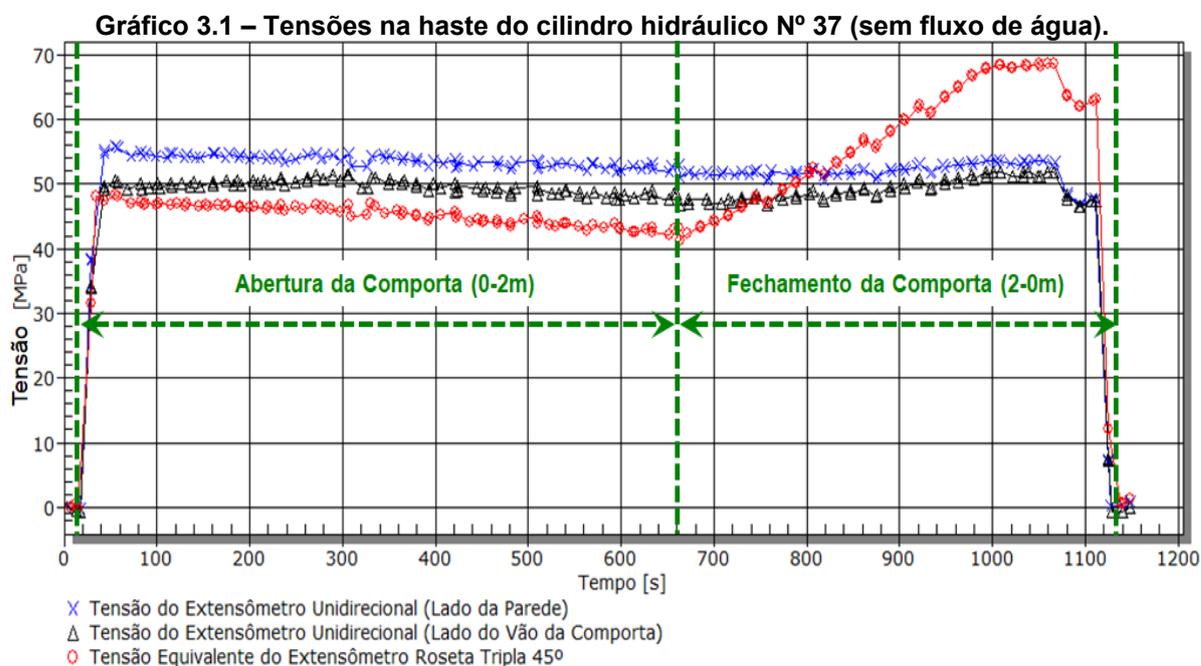


Fonte: Próprio autor.

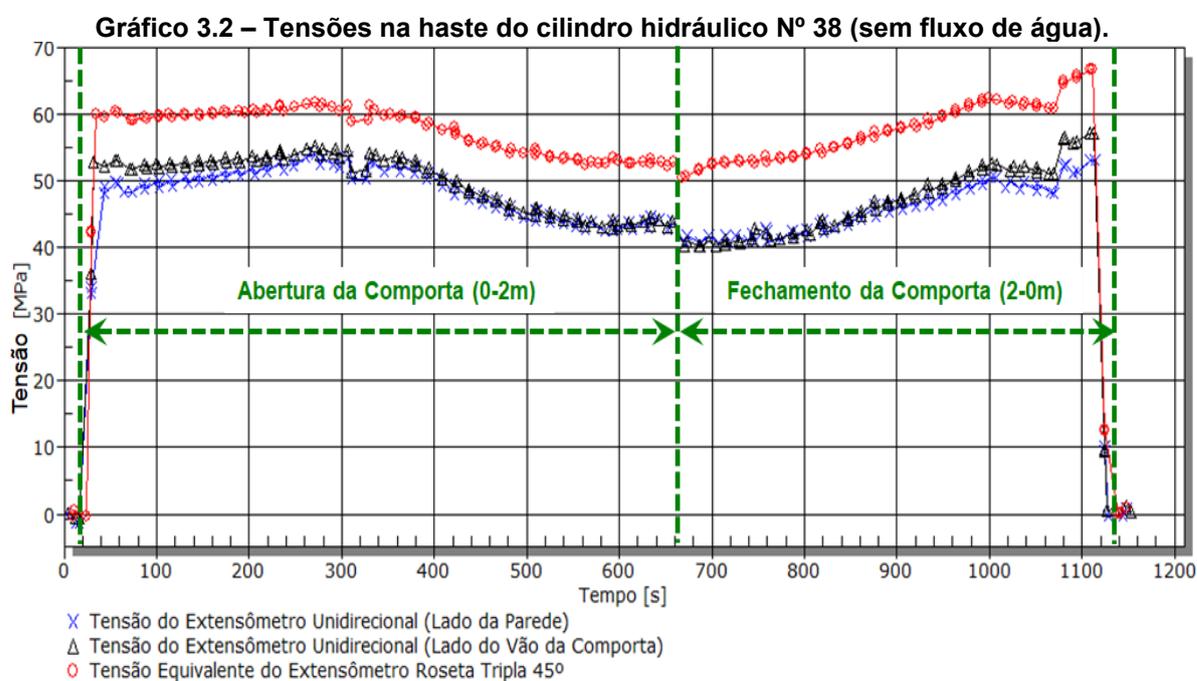
3.3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta etapa do trabalho são apresentados e discutidos os resultados obtidos no ensaio de medição dos esforços mecânicos nas hastes dos cilindros hidráulicos da comporta N° 19 do vertedouro da UHE Tucuruí.

Para o ensaio de abertura e fechamento da comporta, sem fluxo de água, os comportamentos das tensões equivalentes de von Mises³ são apresentados para a haste do cilindro hidráulico N° 37 (Gráfico 3.1) e para haste do cilindro hidráulico N° 38 (Gráfico 3.2).



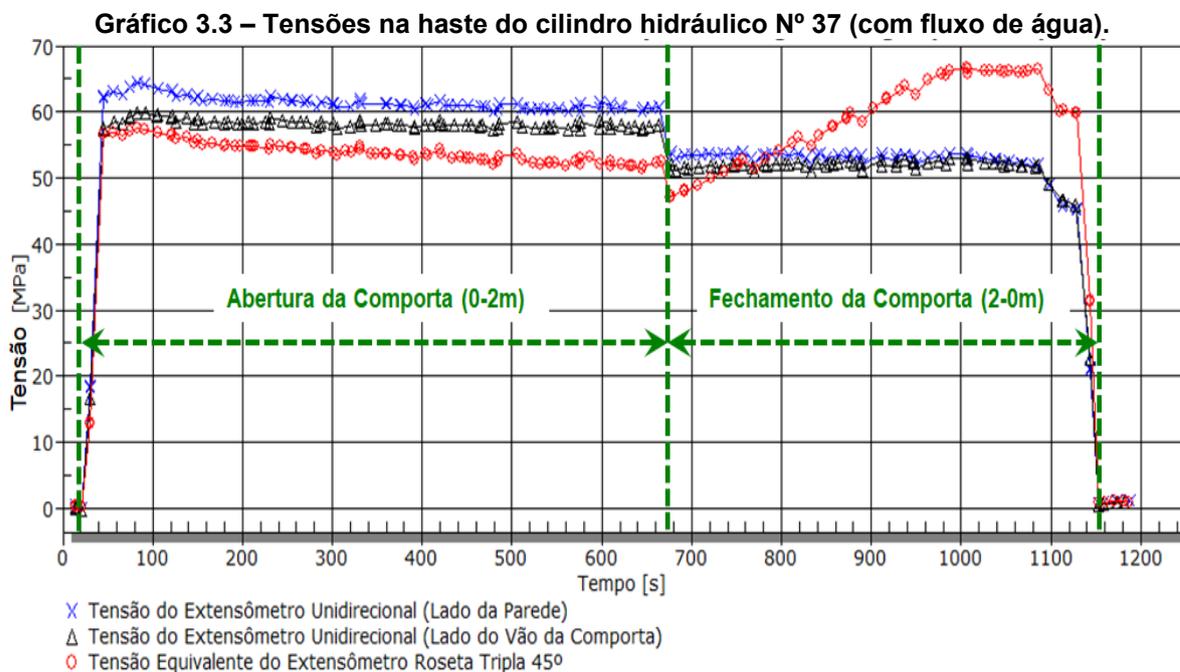
Fonte: Arquivo DadosEnsaioExperimentalSemAgua.OFP.



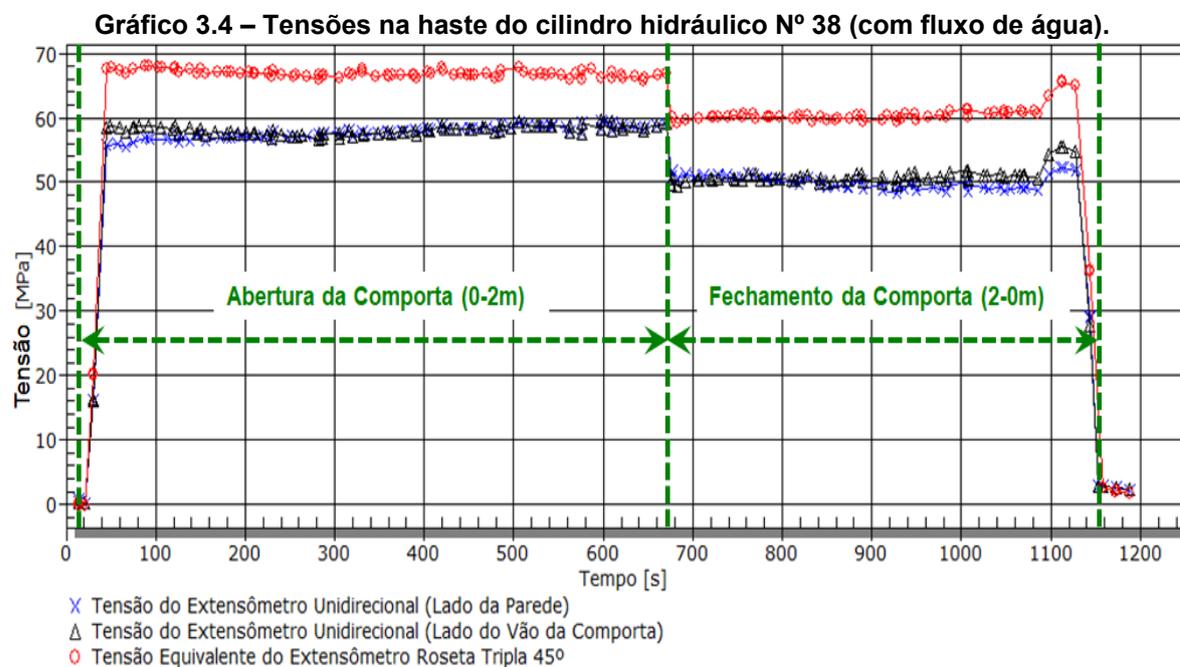
Fonte: DadosEnsaioExperimentalSemAgua.OFP (catmanEasy 3.1).

³ Richard Edler von Mises, matemático e engenheiro austríaco, 1883-1953.

São apresentados no Gráfico 3.3 as tensões na haste do cilindro hidráulico N° 37 e no Gráfico 3.4 as tensões haste do cilindro hidráulico N° 38, para o ensaio de abertura e fechamento da comporta, com fluxo de água.



Fonte: DadosEnsaioExperimentalComAgua.OFP (catmanEasy 3.1).



Fonte: DadosEnsaioExperimentalComAgua.OFP (catmanEasy 3.1).

Os resultados experimentais apresentaram valor médio de tensão de tração inferior ao citado no memorial de cálculo da Badoni-ATB (1980, p. 25). Destaca-se que a pressão de projeto do sistema hidráulico é 161 kgf/cm² e a

pressão medida foi de 136 kgf/cm², conforme Foto 3.4, dessa forma, justifica a medição de tensão tração estar abaixo do valor de projeto.

Foto 3.4 – Pressão do sistema hidráulico medida no ensaio em campo.



Fonte: Próprio autor.

Os valores tensão nas duas hastes, no ensaio de abertura e fechamento da comporta com fluxo de água, podem ser observados na Tabela 3.4 A tensão de tração foi calculada pela média dos valores medidos pelos extensômetros unidirecionais, e a tensão devido à flexão foi calculada pela subtração do valor medido pelo extensômetro roseta e a tensão de tração.

Tabela 3.4 – Tensões no ensaio de abertura e fechamento da comporta, com fluxo de água.

Tempo (seg)		Abertura da Comporta						Fechamento da Comporta						
		0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100	1200
Haste Nº 37	Unidir. Parede (MPa)	0,3	63,7	61,6	61,2	60,9	60,6	60,7	53,5	53,4	53,3	53,1	48,0	0,9
	Unidir. Vão (MPa)	0,3	59,6	58,2	58,1	60,0	57,9	57,9	51,6	52,0	52,3	52,5	48,5	0,8
	Roseta 45° (MPa)	0,5	57,2	55,1	54,2	53,8	53,3	52,5	48,7	54,6	60,6	66,3	62,6	1,3
	Tração (MPa)	0,3	61,7	59,9	59,7	60,5	59,3	59,3	52,6	52,7	52,8	52,8	48,3	0,9
	Flexão (MPa)	0,2	-4,5	-4,8	-5,5	-6,7	-6,0	-6,8	-3,8	1,9	7,8	13,5	14,4	0,5
Haste Nº 38	Unidir. Parede (MPa)	0,7	56,8	57,1	57,4	58,0	58,6	58,6	51,1	50,3	49,1	49,1	51,8	2,0
	Unidir. Vão (MPa)	0,7	58,7	57,6	57,3	58,0	58,6	58,7	50,2	50,1	50,3	51,1	54,9	2,0
	Roseta 45° (MPa)	0,7	68,4	67,6	67,1	67,5	67,6	67,1	60,4	60,6	60,4	61,3	64,6	2,1
	Tração (MPa)	0,7	57,8	57,4	57,4	58,0	58,6	58,7	50,7	50,2	49,7	50,1	53,4	2,0
	Flexão (MPa)	0,0	10,7	10,3	9,8	9,5	9,0	8,4	9,7	10,4	10,7	11,2	11,3	0,1

Fonte: Próprio autor.

Os valores medidos no ensaio de abertura e fechamento da comporta, sem fluxo de água (Gráfico 3.1 e Gráfico 3.2), foram da mesma ordem de grandeza que os obtidos no ensaio de abertura e fechamento da comporta, com fluxo de água (Gráfico 3.3 e Gráfico 3.4). Dessa forma, pode-se afirmar que a passagem da água pela comporta, exerce pouca contribuição na força exercida pelas hastes para movimentação da comporta.

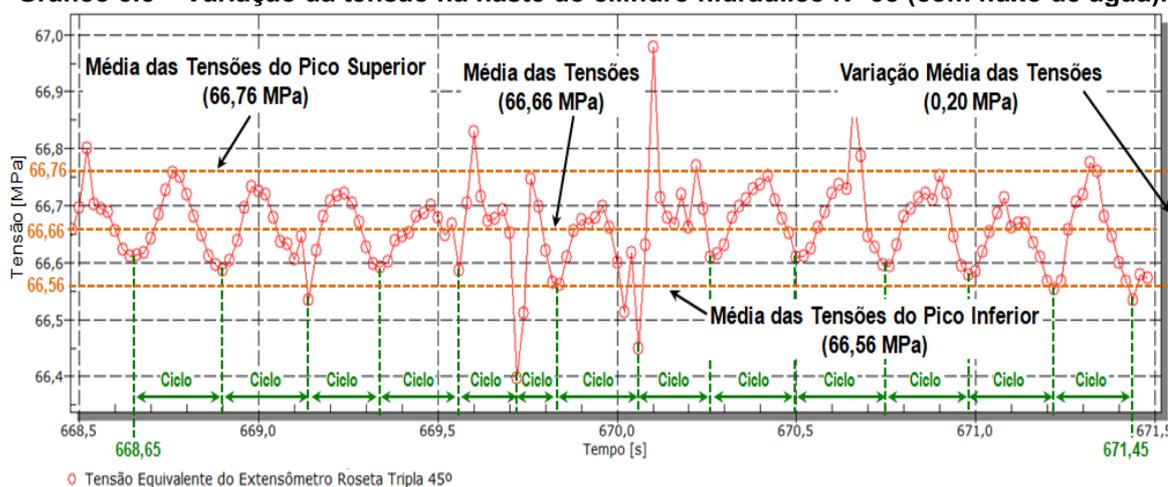
Observa-se na Tabela 3.4 e nos gráficos da haste do cilindro hidráulico Nº 37, tanto no ensaio sem fluxo de água (Gráfico 3.1) como no ensaio com fluxo de água (Gráfico 3.3), um crescimento significativo na tensão resultante quando do

fechamento da comporta. Ressalta-se, que o valor da tensão de projeto (79,6 MPa) não foi ultrapassado e que o crescimento da tensão resultante está relacionado ao comportamento da tensão devido à flexão, inclusive com mudança no sentido, ocasionado provavelmente pela resistência ao movimento do olhal inferior por falta de lubrificação.

O comportamento da tensão resultante na haste do cilindro hidráulico N° 38, tanto no ensaio sem fluxo de água (Gráfico 3.2) quanto no ensaio com fluxo de água (Gráfico 3.4) mostra-se semelhante ao apresentado no Relatório de Ensaio S-50-0287-RO emitido pela UHE Itaipu. Estas medições na haste do cilindro hidráulico N° 38, apresentadas na Tabela 3.4, apresentam valores significativos de tensão devido à flexão ($10,1 \pm 0,9$ MPa) durante todo o período do ensaio, chegando a ser 18% da tensão resultante. Estes valores são da mesma ordem de grandeza que os verificados no ensaio realizado no vertedouro da UHE Itaipu e apresentado no Relatório de Ensaio S-50-0287-RO. No memorial de cálculo da Badoni-ATB (1980) estes valores de tensão devido à flexão não foram considerados.

Os dados do ensaio em campo utilizados na análise numérica estão apresentados na Gráfico 3.5, onde pode observar a tensão equivalente do extensômetro roseta da haste do cilindro hidráulico N° 38, com uma taxa de 50 amostras por segundo.

Gráfico 3.5 – Variação da tensão na haste do cilindro hidráulico N° 38 (com fluxo de água).



Fonte: DadosEnsaioExperimentalComAgua.OFP (catmanEasy 3.1).

Na Gráfico 3.5, verifica-se que a tensão na haste possui amplitude e frequência variável, causada pela passagem da água pela comporta. Verificou-se uma média da tensão resultante de 66,66 MPa na secção de maior diâmetro da

haste, uma variação média da amplitude da tensão resultante no valor de 0,20 MPa e uma frequência média de 4,64 Hz (13 ciclos em 2,8 segundos).

Os resultados da investigação experimental em campo permitiram:

- Confirmar a hipótese da existência de um esforço adicional, não previsto no memorial de cálculo do projeto da haste, relacionado a tensão devido a flexão;
- Concluir que a passagem da água pela comporta gera uma variação na tensão resultante da haste não significativa para o estudo de fadiga, porém devido a alta frequência da tensão resultante será realizada simulação numérica para avaliação da vida da haste por VHCF.

4 INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL EM LABORATÓRIO

Neste capítulo, é apresentada uma investigação experimental, realizada em laboratório, referente a haste de aço inoxidável martensítico AISI 410, que fraturou em serviço.

As hipóteses investigadas neste capítulo, relacionadas as falhas no processo de fabricação, ataques de corrosão e características mecânicas do material contou com apoio do CEPEL, que realizou as análises metalográfica, fratrográfica e química das peças fraturadas e ainda realizou os ensaios de dureza, tração, fadiga e impacto em corpos de prova retirados da haste danificada.

4.1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O termo “aço” não designa um material em particular, mas sim um conjunto de materiais extraordinariamente diversificado, no qual se incluem algumas centenas de ligas metálicas diferentes, que se distinguem em termos de composição química, microestrutura, propriedades e, naturalmente, domínios de aplicação (COLAÇO, 2005, p. 51). Os aços são ligas de ferro-carbono que podem conter concentrações apreciáveis de outros elementos de liga (CALLISTER JR, 2007, p. 247).

Os aços inoxidáveis são ligas complexas contendo um mínimo de 11% de cromo mais outros elementos para produzir graus ferrítico, martensítico, austenítico, duplex ou endurecível por precipitação (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1985, p. 528). Os aços inoxidáveis distinguem-se, principalmente, pela sua boa resistência a corrosão, que depende, evidentemente, das condições do meio ambiente, da temperatura e da carga a que podem estar submetidos (MARTINS, 1975, p. 1). A Tabela 4.1 apresenta algumas aplicações dos aços inoxidáveis.

Tabela 4.1 – Diversos tipos de aplicação dos aços inoxidáveis.

Tipo do Aço Inoxidável	Aplicações
Ferrítico	Componentes de exaustão automotivos, tanques para pulverizadores agrícolas, válvulas e câmeras de combustão.
Austenítico	Equipamentos para processos químicos e de alimento, vasos criogênicos e construções com solda.
Martensítico	Canos de rifles, mancais, eixos e material cirúrgico.
Endurecível por Precipitação	Peças e componentes estruturais de aeronaves.
Duplex	Válvulas, flanges e tubulações de plataformas marítimas.

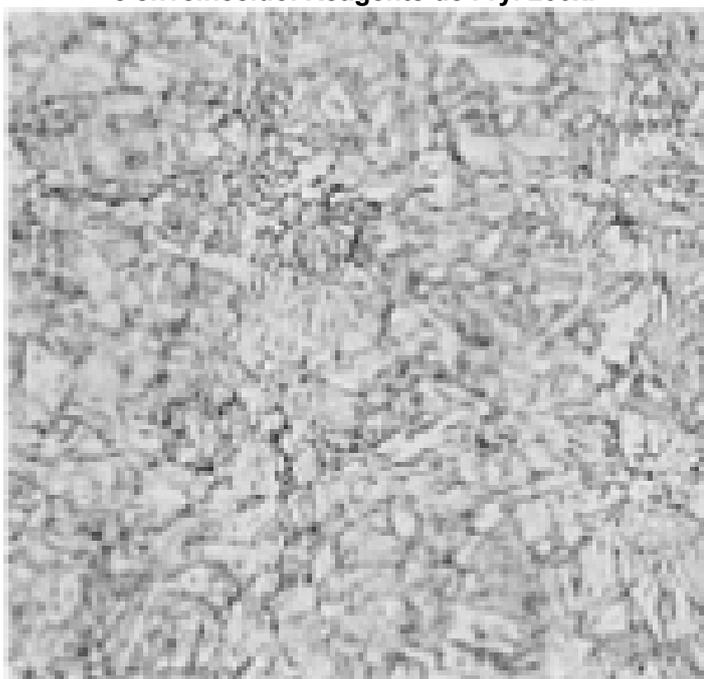
Fonte: Adaptada de Callister Jr (2007, p. 252).

Os aços inoxidáveis martensíticos, foco deste trabalho, são essencialmente ligas de ferro, cromo e carbono, sendo o teor de cromo geralmente na faixa de 10,5 a 18% e o teor de carbono geralmente não excede 1,2%. O cromo e o carbono são equilibrados para garantir a estrutura martensita após o endurecimento (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1990, p. 2006).

A composição química dos aços inoxidáveis martensíticos deve ser cuidadosamente balanceada para evitar a formação de ferrita- δ na temperatura de austenitização (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1985, p. 541).

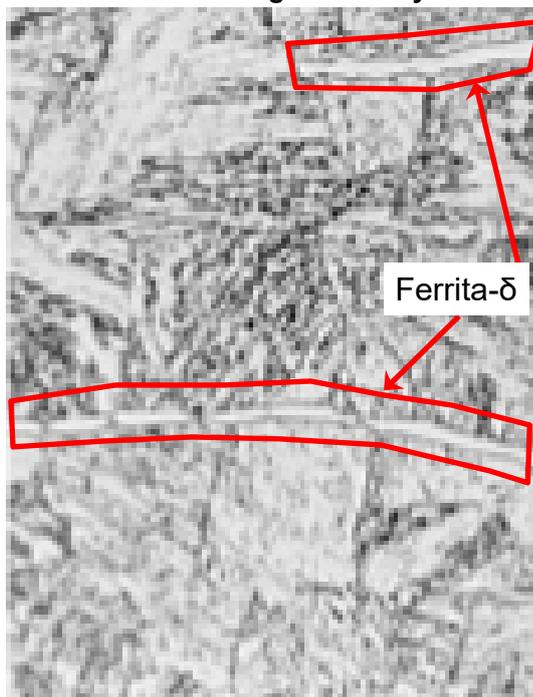
Em ASM Handbook, vol. 9 (1985) é mostrada uma microestrutura típica martensita temperada sem ferrita- δ (Figura 4.1) e outra microestrutura típica martensita temperada com ferrita- δ (Figura 4.2) ambas atacada com reagente de Fry (5 g de cloreto de cobre, 40 ml de ácido clorídrico, 30 ml de água e 25 ml de etanol). Identifica-se a ferrita- δ como estrias alongadas bancas, semelhantes aos destacados na Figura 4.2.

Figura 4.1 – Estrutura martensita temperada (sem ferrita- δ) do aço inoxidável 17-4PH recozido e envelhecido. Reagente de Fry. 200x.



Fonte: ASM Handbook, vol. 9 (1985, p. 562).

Figura 4.2 – Estrutura martensita temperada (com ferrita- δ) do aço inoxidável 17-4PH recozido e envelhecido. Reagente de Fry. 500x.



Fonte: ASM Handbook, vol. 9 (1985, p. 565).

Os aços inoxidáveis martensíticos são usados em diversas aplicações, conforme mostrado na Tabela 4.1, que demandam uma combinação de alta tenacidade ao impacto e resistência mecânica. A seleção destes aços para ambientes corrosivos é baseada nos teores de cromo e carbono e em sua resistência à corrosão nas condições de um tratamento térmico específico.

Em ASM Handbook, vol.1 (1990, p. 2006) é mencionado que aços inoxidáveis martensíticos geralmente resistem à corrosão apenas em ambiente não muito agressivo e que trincas por corrosão sob tensão devem ser consideradas quando estes aços passam por têmpera e revenimento e são usados em ambientes marinhos ou em locais industriais nos quais os cloretos estão presentes.

Especificamente, o aço AISI 410 é um aço de uso geral, usado para válvulas de vapor, eixos de bombas, parafusos e peças diversas que exigem resistência à corrosão e resistência mecânica moderada até 540°C (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1990, p. 2280).

Para melhor entendimento deste trabalho, uma revisão bibliográfica sobre Efeitos dos Elementos de Liga, Corrosão Sob Tensão, Fragilização ao Revenido e Falhas em Aços Inoxidáveis Martensíticos AISI 410, se fez necessário.

4.1.1 EFEITOS DOS ELEMENTOS DE LIGA

Elementos de liga podem ser adicionados aos “aços” para lhes conferir determinados atributos e alterar suas propriedades mecânicas.

O aumento na resistência quando os aços inoxidáveis martensíticos são tratados termicamente depende principalmente do teor de carbono, e da estabilidade da ferrita- δ na temperatura de austenitização (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1985, p. 541). A formação de ferrita- δ no aço inoxidável martensítico promove um forte efeito negativo nas propriedades mecânicas do aço, reduzindo a resistência ao impacto e a energia para propagação da trinca (SAGALEVICH, POTAK e SACHKOV, 1970, p. 7).

Elementos como o nióbio, silício, tungstênio e vanádio podem ser adicionados para modificar a temperabilidade. Pequenas quantidades de níquel podem ser adicionadas para melhorar a resistência à corrosão. O enxofre e o selênio podem ser adicionados para melhorar a usinabilidade (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1990, p. 2006).

O cromo confere ao aço inoxidável a importante propriedade de ser resistente à corrosão. Do ponto de vista da corrosão geral, quanto maior o teor de cromo maior a resistência à corrosão (RAJASEKHAR, 2015, p. 2795). É necessário um teor mínimo de cromo, aproximadamente 12%, para que seja formada de uma fina película de óxido de cromo (Cr_2O_3) na superfície do material a fim de garantir a inoxidabilidade (MARTINS, 1975, p. 1).

Para máxima resistência à corrosão, o teor de carbono e as condições de tratamento térmico do aço são dois fatores importantes a serem levados em consideração para o aço inoxidável martensítico (RAJASEKHAR, 2015, p. 2795).

4.1.2 FRAGILIZAÇÃO AO REVENIDO

Fragilização ao revenido é um problema associado a aços de ligas temperadas que são aquecidas ou resfriadas lentamente por uma faixa crítica de temperatura, geralmente de 300 a 600°C para aços de baixa liga, provocando diminuição na tenacidade (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1990, p. 1629).

Especificamente, para o aço AISI 410, temperaturas de revenimento entre 480 e 650°C deve ser evitadas devido a formação de carbeto de cromo (Cr_7C_3) que

degrada seriamente a resistência à corrosão (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1985, p. 541).

A fragilização por revenido é causada por um tratamento térmico (revenimento) dentro de uma faixa crítica de temperatura, ou resfriamento lento na faixa crítica de temperatura após revenimento. A principal consequência da fragilização por revenido é uma diminuição na energia requerida para fratura frágil nos ensaios de impacto associados à falha intergranular nos limites dos grãos da austenita prévia. A fragilização por revenido aumenta significativamente as taxas de crescimento de trincas por fadiga e corrosão sob tensão (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1986, p. 99).

De acordo com a API RP 571 (2011, p. 2-11) a melhor maneira de minimizar a probabilidade e a extensão da fragilização por revenido é limitar os níveis de Mn, Si, P, Sn, Sb e As no metal de base e nos consumíveis de soldagem. Uma maneira comum utilizada para minimizar a fragilização por revenido é limitar o Fator J (Equação 1) (ISHIGURO, MURAKAMI, *et al.*, 1982) para o metal base e/ou o Fator P (Equação 2) (HATORI, YAMAMOTO e YOSHINO, 1979) mais utilizado para minimizar a fragilização por revenido do metal de solda, mas também utilizado para metal de base. Os valores dos elementos das Equações 1 e 2 são em % de peso.

$$\text{Fator } J = (Mn + Si) * (P + Sn) * 10^4 \quad (1)$$

$$\text{Fator } P = C + Mn + Mo + \frac{Cr}{3} + \frac{Si}{4} + 3,5 * (10 * P + 5 * Sb + 4 * Sn + As) \quad (2)$$

O Fator J típico usado para aços de 2,25Cr é no máximo 100, a limitação da parcela (P+Sn) a menos de 0,01% é suficiente para minimizar a fragilização por revenido, porque a parcela (Mn+Si) controla a taxa de fragilização (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2011, p. 2-11). Valores do Fator P, para aços de Cr-Mo, abaixo da 3,0 são utilizados para minimização da fragilização por revenido (HATORI, YAMAMOTO e YOSHINO, 1979, p. 303).

A fratura na fragilização ao revenido é intergranular e a propagação se dá através dos contornos de grão da austenita prévia. Esta fragilização pode ser detectada por testes de impacto tradicionais e é usualmente atribuída a traços de impurezas como P, Sb, Sn e As que segregam nos contornos da austenita prévia durante o revenido (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1986, p. 99).

Chandra *et al.* (2013) relata uma falha típica de fragilização ao revenido onde um componente de aço AISI 420, falhou de maneira frágil no início de sua vida em serviço, devido a um tratamento de revenido inadequado na faixa de 450 a 600°C que fez com que os limites dos grãos se tornassem suscetíveis à fragilização e à corrosão.

Ezechidelu *et al.* (2016) no estudo de microestruturas e propriedades mecânicas do aço AISI 410 soldado, após diferentes tratamentos térmicos, concluíram que o revenimento a 700°C por 1 hora oferece, ao aço AISI 410, o melhor processo de tratamento térmico com menor quantidade austenita previa, metal duro uniformemente disperso, alta dureza e menor tamanho de grão.

4.1.3 CORROSÃO SOB TENSÃO

A Corrosão Sob Tensão (CST) é um mecanismo de fratura intergranular que descreve a iniciação e propagação de trincas em um metal ou liga sob a ação combinada de um ambiente corrosivo em conjunto com uma tensão de tração (aplicado e/ou residual) sustentada acima de um valor limite (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1990, p. 810).

O aço AISI 410 mostrou ser suscetível a CST na presença de sulfetos (ISHIZAWA, SHIMADA e TANIMURA, 1982), cloretos (LILLYS e NEHRENBURG, 1956), ácidos (BLOOM, 1955) e mesmo em ambientes com água pura (TREASE e MCCARTNEY, 1960).

Um ambiente corrosivo propício para trincas por CST pode ser constituído em água doce contendo cloreto, em temperatura acima de 45°C. A corrosividade de um determinado nível de cloreto pode ser fortemente afetada pelos outros constituintes químicos presentes, tornando a água mais ou menos corrosiva (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1990, p. 2114).

Em muitos casos, a causa da CST pode ser atribuída aos tratamentos térmicos recebidos pelo material antes da introdução do serviço. O efeito do tratamento térmico é tão pronunciado que a ASM Handbook, vol. 4 (1991, p. 1714) tem uma nota específica para a revenimento dos aços inoxidáveis da série 400, "...O revenido na faixa de 370 a 565°C não é recomendado porque resulta em propriedades de impacto baixas e pouca resistência à corrosão e à CST".

Algumas propriedades mecânicas do material podem influenciar a resistência à CST, como por exemplo:

- A tensão de escoamento, que tem uma grande correlação na taxa de crescimento de trincas por CST (SPEIDEL, DENK e SCARLIN, 1991, p. 8.). Aços inoxidáveis martensíticos podem sofrer CST, mas isto exigiria, além de um ambiente corrosivo uma tensão aplicada superior a 70% da tensão de escoamento (HINES, 1976, p. 8:58).
- Materiais com tenacidades anormalmente baixas, a CST pode ocorrer em condições menos severas (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1974, p. 113).
- Aços inoxidáveis martensíticos são relativamente resistentes a CST em ambientes corrosivos (solução ácida de sulfeto), quando a dureza é igual ou menor que 25 HR_C (LULA, 1987, p. 148-150). Em ASM Handbook, vol. 1 (1990, p. 1702) uma avaliação do aço AISI 410, usando o teste de estresse por sulfeto da NACE⁴ (5% cloreto de sódio e 0,5% de ácido acético purgado com argônio para remover oxigênio e saturado com sulfeto de hidrogênio) em cargas de 172, 345 e 515 MPa, mostraram que as trincas ocorreram nas durezas acima de 25 HR_C.

Além das propriedades mecânicas, o tamanho do grão austenítico também pode influenciar a resistência à CST. A influência do tamanho de grão parece ser mais importante no que diz respeito a nucleação da trinca (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1990, p. 1703); (CARVALHO, 2007, p. 108).

4.1.4 FALHAS EM AÇOS INOXIDÁVEIS MARTENSÍTICOS AISI 410

Nesta revisão bibliográfica são apresentados 16 trabalhos relatando várias falhas em componentes de aço AISI 410 aplicados em usinas hidrelétricas, nucleares, térmicas e geotérmicas, nos últimos 36 anos.

No relatório de eventos emitido pela *Brunswick Steam Electric Plant* (1982), a haste de uma válvula de sucção, fabricada em aço AISI 410, sofreu ruptura

⁴ *National Association of Corrosion Engineers* fundada em 1943.

total. Na investigação da falha foi determinado que a causa ruptura foi devido a CST, atribuída a um material de alta dureza, causada por um tratamento térmico inadequado durante a fabricação. A haste também apresentava excessivos pontos de corrosão (*pitting*) na superfície.

No relatório de eventos emitido pela *Browns Ferry Nuclear Plant* (1984), a haste de uma válvula gaveta de 24 polegadas, fabricada em aço AISI 410, fraturou em dois lugares. Uma avaliação metalúrgica da peça fraturada revelou uma combinação de propriedades mecânicas incomuns, pequena diferença entre tensão de escoamento e limite de resistência, baixa tenacidade ao impacto, grande alongamento e dureza excessiva. O estudo concluiu que a falha na válvula é resultado de sobrecarga na haste que possui propriedades mecânicas ruins. Estas propriedades mecânicas é o resultado de um tratamento térmico inadequado, provavelmente durante o revenido, ou pode não ter sido realizado o revenimento.

Czajkowski (1987) realizou uma análise de falha em eixos principais das válvulas de isolamento de vapor das usinas nucleares Joseph M. Farley e R. E. Ginna. Os eixos foram confeccionados de aço AISI 410 com durezas de 41-45 HR_C. Na análise em laboratório das peças fraturas, utilizando o MEV, foi revelado trincas intergranulares que ocorreram nos limites dos grãos da austenita prévia. O estudo concluiu que as trincas ocorreram por CST, resultante de um material de alta dureza, suscetível à CST e em um ambiente de água pressurizada.

Hiser (1989) através do *Electric Power Research Institute* (EPRI), conduziu uma investigação da caracterização da tenacidade à fratura do aço AISI 410, devido a várias falhas em pinos de válvulas da *Virginia Power Company*. A análise de falha dos pinos revelou baixa tenacidade ao impacto e tratamento térmico inadequado, resultando em fragilização por revenido. Esta fragilização possibilitou CST, com a ruptura do pino ocorrendo quando alcançado o tamanho crítico da trinca.

Hare (1992) realizou uma análise de falha do eixo de uma bomba d'água de uma usina termelétrica após mais de 7 anos de operação. O eixo foi confeccionado de aço AISI 410 com dureza de 27 HR_C. A falha aconteceu por fadiga, tendo a trinca iniciado na superfície, onde havia pontos de corrosão (*pitting*) e corrosão intergranular. Neste caso, a CST foi provocada pelo vazamento de água de circulação, contendo enxofre e cloretos na superfície do eixo, o que contribuiu para o início da trinca por fadiga. O trincamento intergranular ocorreu ao longo dos

contornos de grão da austenita prévia e foi acompanhado por ataque corrosivo entre ripas de martensita.

A *US Nuclear Regulatory Commission* (NRC) (1993) emitiu um informativo de alerta, aos operadores e construtores de reatores nucleares, sobre os problemas causados pela fragilização por revenido em acoplamentos de aço AISI 410 fornecidos pela Byron Jackson. O documento foi emitido devido às trincas e falhas identificadas nos acoplamentos de eixos das bombas de água da *Beaver Valley Nuclear Power Station*. Pesquisadores da Universidade de Lehigh conduziram uma análise de causa raiz dos acoplamentos danificados e concluíram que a falha foi causada pela baixa tenacidade ao impacto dos acoplamentos devido à fragilização por revenido resultante de tratamento térmico inadequado durante a fabricação. Pesquisadores do *Brookhaven National Laboratory*, contratados pela NRC, também realizaram análise de causa raiz dos acoplamentos danificados e obtiveram a mesma conclusão. Em seu relatório, os pesquisadores do *Brookhaven* concluíram que a tenacidade ao impacto do material recebido foi extremamente baixa (11 a 20 J) e foi marcadamente aumentada (136 a 163 J) após o tratamento térmico corretivo.

Soares (1996) no relatório CEPEL N° 915/96, menciona uma falha na haste da comporta do vertedouro da UHE Itaipu, confeccionada de aço AISI 410 e informa que o estudo realizado pela equipe da UHE Itaipu concluiu que mesmo considerando o efeito de entalhe, a ruptura por fadiga provavelmente não teria ocorrido sem a ação simultânea do efeito corrosivo da água.

Lancha *et al.* (2001) realizaram uma análise de falha do eixo de uma bomba de circulação de água de uma usina nuclear. O eixo foi confeccionado de aço AISI 410 e falhou após 80.000 horas de operação. Nas análises da peça fraturada foi identificada baixa tenacidade ao impacto do material e trincas intergranulares com grãos cobertos por corrosão. Os estudos concluíram que a causa raiz da falha do eixo da bomba foi um tratamento térmico inadequado do material que originou um processo de fragilização por revenido.

Das *et al.* (2003) relataram uma falha em pás de turbina de uma unidade termelétrica. As pás da turbina foram confeccionadas de aço AISI 410 e falharam após 33.000 horas de operação. Diversos microfuros (*pits*) foram encontrados nas bordas das lâminas das pás e a presença de sal clorídrico nesses pites foi responsável pela corrosão e o início das trincas. O estudo concluiu que a

propagação da trinca foi do tipo intergranular, com toda a probabilidade da falha ser devido à corrosão-fadiga.

Mazur, Hernández-Rossette e García-Illescas (2006) relataram uma falha em pás de turbina de uma unidade geotérmicas. As pás da turbina foram confeccionadas de aço AISI 410 e falharam após 1 ano de operação. Na análise em laboratório do segmento fraturado, utilizando o MEV, foi verificada a presença de estriações e propagação transgranular da trinca indicando que o mecanismo de falha foi a Fadiga de Alto Ciclo, conhecida por *High Cycle Fatigue* (HCF). O estudo concluiu que a falha na peça fraturada (Lâmina L-0) foi originada em segmentos de cobertura que foram fraturados e separados das lâminas, causando o afrouxamento das demais lâminas e mudando drasticamente suas características de amortecimento de vibração. O início e a propagação da fratura dos segmentos de cobertura foram impulsionados por um mecanismo de fadiga de alto ciclo causados por condições operacionais de baixa carga/baixo vácuo.

Azevedo *et al.* (2009) relataram falhas nos pinos de cisalhamento dos braços hidráulicos das turbinas da UHE Coaracy Nunes. Os pinos de cisalhamento foram confeccionados de aço AISI 410 e foram concebidos para quebrar por uma sobrecarga de cisalhamento. Os estudos indicaram que a fratura do pino de cisalhamento foi nucleada nas marcas de usinagem e progrediu por fadiga (flexão bidirecional) sob a ação de alta tensão nominal, levando finalmente a uma fratura por um mecanismo de sobrecarga.

Poblano-Salas, Barceinas-Sanchez, Sanchez-Jimenez (2011) realizaram uma análise de falhas para determinar a ocorrência de trincas em um aerofólio de aço AISI 410 de uma turbina a vapor. Na análise em laboratório do segmento fraturado, utilizando o MEV, foi revelado que a propagação de trinca foi promovida por fadiga. O estudo concluiu que a falha do aerofólio pode ser atribuída a um procedimento de brasagem deficiente e propagada por um mecanismo de corrosão-fadiga.

Artega *et al.* (2013) realizaram uma investigação de falha em pás de turbina de uma unidade geotérmica. As pás da turbina foram confeccionadas de aço AISI 410 e falharam após 150.000 horas de operação. A falha aconteceu pelo mecanismo de corrosão-fadiga e o estudo concluiu que o mecanismo de corrosão produziu um incremento significativo da velocidade de propagação da trinca.

Chimblí (2013) realizou uma análise de falha em parafusos de cabeça quadrada de aço AISI 410 que não estavam atendendo os requisitos do teste de tração em cunha. A análise em laboratório de um lote destes parafusos, utilizando o MEV, revelou que a causa da fratura no teste de tração em cunha é a fragilização causada por tratamento térmico inadequado. Amostras desse mesmo lote, após revenimento a 637°C por 2 horas seguidas de resfriamento no ar, tiveram sua fragilização eliminada e passaram a atender os requisitos do teste de tração em cunha. O estudo concluiu que o teste de tração em cunha detecta a fragilização por revenido em aços martensíticos e um novo revenimento pode eliminar a fragilização.

Saxena *et al.* (2015) realizaram uma investigação de falha em pás de turbina a vapor de uma usina termelétrica. As pás da turbina foram confeccionadas de aço AISI 410 e falharam após 4 meses de operação. A análise da falha das pás revelou que o revenimento da peça fraturada (Lâmina nº18) pode ter sido feito na faixa de 450 a 600°C. Isso resultou em maior dureza, baixa tenacidade ao impacto, baixa resistência à corrosão, região livre de cromo na matriz e carbonetos livres de cromo nos limites de grão. A investigação concluiu que a causa raiz da falha da turbina na Lâmina nº18 foi devido ao tratamento térmico inadequado, especificamente o revenimento.

Kalyankar e Deshmukh (2017) realizaram uma investigação de uma falha prematura e súbita em um obturador de válvula aplicado em usina de energia. O obturador da válvula foi confeccionado com aço AISI 410 e falhou após 3 meses de serviço. A análise da falha revelou que o obturador da válvula passou por um revenimento inadequado, resultando em maior dureza (44 a 46 HR_C) e regiões fragilizadas pela formação de carbonetos aciculares ao longo dos limites dos grãos. A investigação concluiu que a falha ocorreu por fadiga com trincas intergranulares, devido a um tratamento térmico inadequado.

Em síntese, a maioria das falhas em aço AISI 410 relatadas nessa revisão bibliográfica (Tabela 4.2), foi causada por um tratamento térmico inadequado, resultando em propriedades mecânicas inapropriadas para cada caso específico de aplicação. O ambiente corrosivo também se apresentou como um importante agente causador de falhas, principalmente quando agindo em conjunto com um tratamento térmico inadequado. Vale ressaltar que em vários trabalhos apresentados na Tabela 4.2 não foi relatada a verificação da tenacidade ao impacto.

Tabela 4.2 – Falhas em aço AISI 410.

Autores	Modo de Falha	Causa da Falha	Consequência
(BRUNSWICK STEAM ELECTRIC PLANT, 1982)*	Corrosão sob tensão	Tratamento térmico inadequado e ambiente corrosivo	Dureza excessiva, baixa resistência à corrosão, pontos de corrosão (<i>pitting</i>) e fratura intergranular
(BROWNS FERRY NUCLEAR PLANT, 1984)	Fratura frágil	Tratamento térmico inadequado	Dureza excessiva, baixa tenacidade ao impacto, tensão de escoamento e limite de resistência próximos, grande alongamento e fratura
(CZAJKOWSKI, 1987)	Corrosão sob tensão	Tratamento térmico inadequado e ambiente corrosivo	Dureza excessiva e baixa resistência à corrosão, filme de óxido na superfície e fratura intergranular
(HISER, 1989)	Corrosão sob tensão	Tratamento térmico inadequado e ambiente corrosivo	Baixa tenacidade ao impacto, fragilização ao revenido e fratura
(HARE, 1992)*	Corrosão-fadiga	Ambiente corrosivo	Pontos de corrosão (<i>pitting</i>), corrosão moderada na superfície e fratura intergranular
(NUCLEAR REGULATORY COMMISSION, 1993)	Fadiga	Tratamento térmico inadequado	Baixa tenacidade ao impacto, fragilização ao revenido e fratura
(SOARES, 1996)*	Corrosão-fadiga	Não relatado	Fratura
(LANCHA, SERRANO, <i>et al.</i> , 2001)	Fadiga	Tratamento térmico inadequado e ambiente corrosivo	Baixa tenacidade ao impacto, grãos cobertos por produtos de corrosão e fragilização ao revenido e fratura intergranular
(DAS, CHOWDHURY, <i>et al.</i> , 2003)*	Corrosão-fadiga	Microfuros (<i>pits</i>) e ambiente corrosivo	Corrosão nos microfuros e fratura intergranular
(MAZUR, HERNÁNDEZ-ROSSETTE e GARCÍA-ILLESCAS, 2006)*	Fadiga	Condições operacionais inapropriadas	Fratura transgranular
(AZEVEDO, MAGAROTTO, <i>et al.</i> , 2009)*	Fadiga	Marcas de usinagem	Fratura
(POBLANO-SALAS, BARCEINAS-SANCHEZ e SANCHEZ-JIMENEZ, 2011)*	Corrosão-fadiga	Brasagem deficiente e ambiente corrosivo	Corrosão e fratura
(ARTEAGA, RODRÍGUEZ, <i>et al.</i> , 2013)*	Corrosão-fadiga	Ambiente corrosivo	Corrosão e trincas
(CHIMBLI, 2013)*	Fratura frágil	Tratamento térmico inadequado	Fragilização ao revenido e fratura intergranular
(SAXENA, PANDEY, <i>et al.</i> , 2015)	Fratura frágil	Tratamento térmico inadequado	Dureza excessiva, baixa tenacidade ao impacto, baixa resistência à corrosão, região depletada de cromo na matriz, carbonetos livres de cromo nos limites de grão e fratura intergranular
(KALYANKAR e DESHMUKH, 2017)*	Fadiga	Tratamento térmico inadequado	Dureza excessiva, carbonetos nos limites dos grãos e fratura intergranular

Fonte: Próprio autor.

* Verificação de tenacidade ao impacto não relatada.

4.2 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

A investigação experimental em laboratório consistiu em: (i) ensaio de tração; (ii) ensaio de impacto Charpy; (iii) ensaio de fadiga; (iv) ensaio de dureza; (v) determinação da composição química do material (elementos base e impurezas); (vi) metalografia; (vii) fratografia; e (viii) réplica metalográfica.

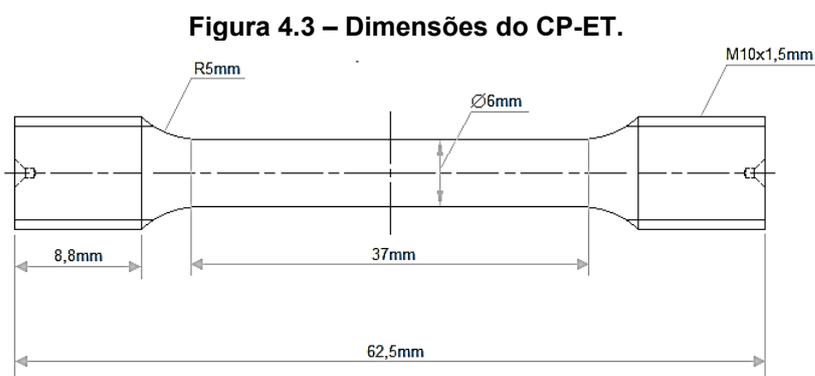
A usinagem dos corpos de prova e cortes na haste fraturada ocorreu na Oficina Mecânica da UHE Tucuruí, seguindo normas e padrões dos respectivos ensaios.

4.2.1 ENSAIO DE TRAÇÃO

Os corpos de prova do ensaio de tração (CP-ET) foram usinados segundo a norma ASTM E8/8M-13, no sentido longitudinal à haste, na quantidade de 9 unidades, sendo que dois foram submetidos ao ensaio de corrosão acelerada em câmara com 100% de umidade por 1.000 horas.

As dimensões dos CP-ET são mostradas na Figura 4.3, uma foto dos CP-ET utilizados nos ensaios é apresentada na Foto 4.1 e a montagem de um dos ensaios de tração é apresentada na Foto 4.2.

Os ensaios de tração foram realizados em temperatura ambiente (25°C), com uso de extensômetro, de acordo com a norma ASTM A370-97a em uma máquina Emic DL30000N, com capacidade de 300 kN. Nestes ensaios foram obtidos os parâmetros, de tensão de escoamento (σ_y), limite de resistência (σ_R), limite de ruptura ($\sigma_{ruptura}$), deformação percentual (R_A) e módulo de elasticidade (E), do material da haste fraturada.



Fonte: ASTM E8/8M-13.

Foto 4.1 – Foto dos CP-ET.



Fonte: Próprio autor.

Foto 4.2 – a) e b) Ensaio de tração no material da haste.



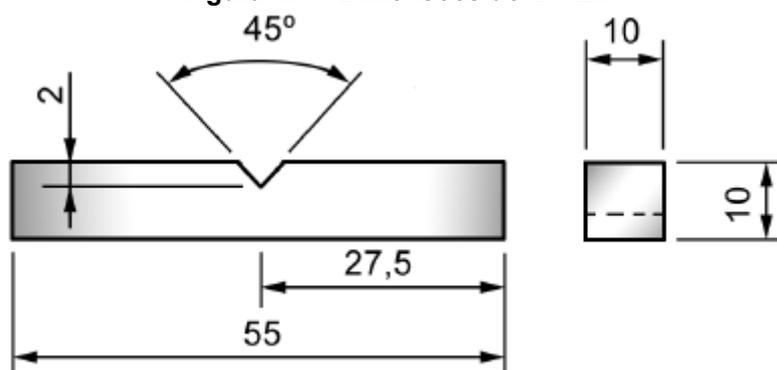
Fonte: Próprio autor.

4.2.2 ENSAIO DE IMPACTO CHARPY

Os corpos de prova do ensaio de impacto (CP-EI) foram usinados segundo a norma ASTM E23-07^{e1} na quantidade de 10 unidades, sendo cinco na direção longitudinal e os outros cinco na direção transversal da haste. As dimensões dos CP-EI são mostradas na Figura 4.4 e uma foto dos CP-EI utilizados nos ensaios é apresentada na Foto 4.3.

Os ensaios de impacto Charpy foram realizados à temperatura ambiente (25°C) de acordo com a norma ASTM E23-07^{e1}, usando um pêndulo de impacto de capacidade de 300 J, modelo Zwick HA50. Neste ensaio foi obtido o parâmetro de tenacidade ao impacto do material da haste fraturada.

Figura 4.4 – Dimensões do CP-EI.



Fonte: ASTM E23-07^{e1}

Foto 4.3 – Foto dos CP-EI.



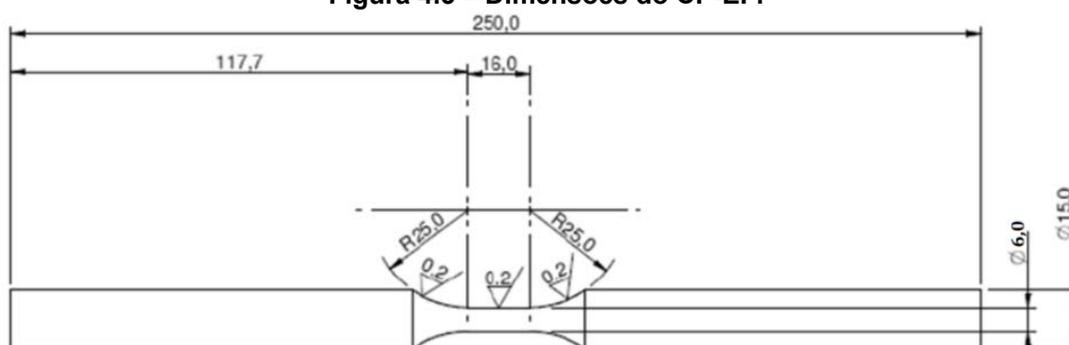
Fonte: Próprio autor.

4.2.3 ENSAIO DE FADIGA

Os corpos de prova do ensaio de fadiga (CP-EF) foram usinados segundo a norma ASTM E606/E606M-04^{ε1}, no sentido longitudinal à haste, na quantidade de 10 unidades, sendo que dois foram submetidos ao ensaio de corrosão acelerada em câmara com 100% de umidade por 1.000 horas. As dimensões dos CP-EF são mostradas na Figura 4.5 e uma foto dos CP-EF utilizados nos ensaios é apresentada na Foto 4.4.

Os ensaios de fadiga foram realizados à temperatura ambiente (25°C) de acordo com a norma ASTM E606/E606M-04^{ε1}, usando o equipamento Wolpert-Amsler PW 30/15. As amplitudes de deformação dos ensaios variaram de 1,0 a 0,4%, sendo realizados dois ensaios para cada amplitude selecionada. A curva de carregamento aplicada foi de formato triangular e o critério de falha adotado foi a redução de 50% da carga máxima aplicada no 5º ciclo do ensaio, conforme especificado pela norma ASTM E606/E606M-04^{ε1}. Os 2 corpos de prova que sofreram corrosão acelerada, foram ensaiados com uma amplitude de deformação de 0,6%. Neste ensaio foram obtidos os coeficientes das equações de Coffin-Manson e Ramberg-Osgood do material da haste fraturada.

Figura 4.5 – Dimensões do CP-EF.



Fonte: ASTM E606/E606M-04^{ε1}

Foto 4.4 – Foto dos CP-EF.



Fonte: Próprio autor.

4.2.4 ENSAIO DE DUREZA

Os ensaios de dureza Rockwel C foram realizados segundo a norma ASTM E18-15, com equipamento Pantec RBS, em quatro pontos do centro à borda da peça fraturada.

Os ensaios de dureza Vickers foram realizados segundo a norma ASTM E92-82 (Reaprovada 1997)^{e1}, com equipamento Time MHV-1000, em duas hastes sobressalentes, no local onde ocorrem as trincas e fraturas.

4.2.5 ANÁLISE QUÍMICA DO MATERIAL BASE E IMPUREZAS

Foram retiradas quatro amostras da peça fraturada para análise química do material, duas amostras para análise química do material base (C, Mn, P, S, Si, Cr, Ni, Cu, Mo) e as outras duas amostras para análise química de impurezas (As, Sb, Sn, Sr, Ti). Os métodos utilizados para detecção dos elementos químicos foram (i) combustão direta infravermelho; (ii) gravimetria e espectrofotometria de absorção atômica; (iii) volumetria; e (iv) espectrofotometria de absorção atômica.

4.2.6 ANÁLISES METALOGRÁFICA E FRATOGRÁFICA

Foram cortadas diversas amostras do centro até a borda da haste para caracterização microestrutural do material da haste fraturada. Estas amostras foram polidas, atacadas quimicamente com o reagente de Villela e observadas utilizando um microscópio óptico Olympus GX 71.

Com auxílio do Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) Zeiss Evo 40, foram realizados exames em: (i) quatro zonas da superfície de fratura da haste; (ii) superfície de fratura dos CP-ET; (ii) superfície de fratura dos CP-EI; e (iii) superfície de fratura dos CP-EF.

Foram, também, realizados mapeamentos detalhados com um sistema de microanálise por Energia Dispersiva de Raios-X (EDX) IXRF System acoplado ao MEV, na tentativa de identificar precipitados, segregação ou concentração diferenciada de algum elemento químico. É importante ressaltar que o EDX não detecta nem carbono nem oxigênio, o que faz com que a detecção de carbonetos ou óxidos se dê através dos elementos com os quais eles se combinam.

4.2.7 RÉPLICA METALGRÁFICA E ULTRASSOM

Réplicas metalográficas foram realizadas em duas hastes sobressalentes na região onde ocorrem as trincas e fraturas.

Nas preparações das superfícies das hastes, utilizou-se álcool isopropílico para limpeza e pasta diamantada para o polimento (Foto 4.5 e Foto 4.6). Na obtenção da microestrutura foi utilizado fita de acetato e reagente Villela (Foto 4.7). Aproveitou-se a preparação da superfície da haste para observar a microestrutura com microscópio monocular portátil XC-100L, conforme mostrado na Foto 4.8.

Foto 4.5 – Superfície em polimento.



Fonte: Próprio autor.

Foto 4.6 – Superfície polida.



Fonte: Próprio autor.

Foto 4.7 – Fixação de fita de acetato.



Fonte: Próprio autor.

Foto 4.8 – Observação da microestrutura.



Fonte: Próprio autor.

Foi realizado ensaio de ultrassom, para verificação de trincas internas pré-existentes nas duas hastes sobressalentes (Foto 4.9). Para o ensaio foi utilizado um medidor por ultrassom USM 35 da Krautkramer e um transdutor MB4-SNB.

Foto 4.9 – Observação de trinca interna através do ensaio de ultrassom.



Fonte: Próprio autor.

4.3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

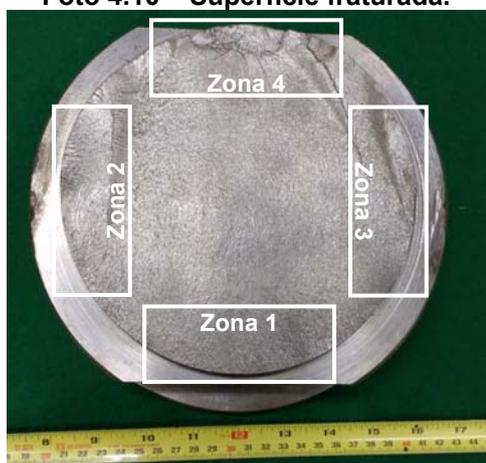
Nesta etapa do trabalho são apresentados e discutidos os resultados do Relatório CEPEL Nº 526/2018 Rev.01 elaborado por Furtado *et al.* (2018), referentes aos ensaios e análises realizadas em laboratório, da haste fraturada.

4.3.1 EXAME VISUAL

O exame visual da peça fraturada (Foto 4.10) revela uma fratura plana, típica de fadiga, porém sem a presença de marcas de praia. Identifica-se na zona 4 o final da fratura (Foto 4.11).

A ruptura da haste ocorreu transversal ao eixo junto à transição entre as secções de diâmetros 170 e 215 mm. A região de transição apresentava marcas grosseiras de usinagem, com raio do entalhe medindo entre 1,5 e 2,5 mm.

Foto 4.10 – Superfície fraturada.



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 16).

Foto 4.11 – Detalhe da zona 4.



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 16).

4.3.2 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL

Os resultados da análise química (Tabela 4.3) indicam que o material da haste é um aço inoxidável martensítico ASTM A276-06 tipo 410, estando, portanto, em conformidade com sua especificação do projeto.

Tabela 4.3 – Resultados das análises químicas do material base (wt%).

	C ⁽¹⁾	Mn ⁽⁴⁾	P ⁽³⁾	S ⁽¹⁾	Si ⁽²⁾	Cr ⁽⁴⁾	Ni ⁽⁴⁾	Cu ⁽⁴⁾	Mo ⁽⁴⁾
Amostra 1	0,12	0,86	0,027	0,006	0,43	12,4	0,28	<0,05	<0,05
Amostra 2	0,12	0,86	0,027	0,006	0,43	12,4	0,28	<0,05	<0,05
ASTM A276-06 (AISI 410)	0,08- 0,15	1 ^{máx}	0,04 ^{máx}	0,03 ^{máx}	1 ^{máx}	11,5- 13,5	-	-	-

Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 17).

(1) Combustão direta infravermelho;

(2) Gravimetria e espectrofotometria de absorção atômica;

(3) Volumetria (hidróxido de sódio – acidimetria);

(4) Espectrofotometria de absorção atômica.

Os resultados dos ensaios de tração (Tabela 4.4) apresentaram que o aço da haste fraturada atende aos requisitos mecânicos da norma ASTM A276-06 para o aço inoxidável tipo 410 condição T. Esta condição significa que o aço é endurecido por têmpera e revenimento a uma temperatura relativamente alta.

Os corpos de prova submetidos a corrosão acelerada tiveram uma redução na tensão de escoamento, mas continuaram atendendo aos requisitos mecânicos da norma ASTM A276-06.

Tabela 4.4 – Resultados dos ensaios de tração.

		E (GPa)	σ_Y (MPa)	σ_R (MPa)	$\sigma_{ruptura}$ (MPa)	R _A (%)
Sem Corrosão Acelerada	CP-ET 1	201,5	602,8	751,8	472,5	58,6
	CP-ET 2	198,2	649,2	713,9	456,5	57,8
	CP-ET 3	216,4	517,4	669,4	385,2	59,0
	CP-ET 4	209,2	684,9	820,2	542,2	60,0
	CP-ET 5	221,9	685,1	837,3	559,9	58,4
	CP-ET 6	230,2	688,6	823,2	529,0	59,6
	CP-ET 7	214,2	704,5	846,3	583,7	55,9
	Média	213,1	647,5	780,3	504,1	58,5
	Desvio padrão	11,2	66,7	69,0	69,4	1,4
Com Corrosão Acelerada	CP-ET 8	160,7	556,1	798,4	488,8	53,4
	CP-ET 9	208,9	655,2	782,8	471,4	52,6
	Média	184,8	605,7	790,6	480,1	53,0
	Desvio padrão	34,1	70,1	11,0	12,3	0,6
ASTM A276-06 (AISI 410 Cond. T)		205,5	>550	>690	-	>45,0

Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 21).

4.3.3 ANÁLISE QUÍMICA DE IMPUREZAS

Considerando os elementos de metal base (Tabela 4.3) e impurezas (Tabela 4.5), o cálculo do Fator J (Equação 1) e do Fator P (Equação 2), apresentaram valores de 348 e 6,04, respectivamente, indicando que o material é susceptível à fragilização por revenido.

Tabela 4.5 – Resultados das análises químicas de impurezas (ppm).

	As	Sb	Sn
Amostra 1	0,26	<0,02	<0,38
Amostra 2	0,26	<0,02	<0,38

Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 17).

4.3.4 TESTES MECÂNICOS

Os resultados dos ensaios de dureza (Tabela 4.6) apresentaram valores próximos aos obtidos por Hare (1992) e mostraram que não houve variação de dureza do centro para a superfície da haste, sinalizando uma homogeneidade microestrutural ao longo da seção transversal da haste. Em aços AISI 410 com durezas acima de 25 HR_C, trincas por CST podem ocorrer em ambientes corrosivos (LULA, 1987); (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1990).

Tabela 4.6 – Resultados do ensaio de dureza.

	Centro	2 cm do centro	5 cm do centro	Próximo a borda
Dureza (HR _C)	27 ± 2	27 ± 1	27 ± 2	27 ± 2

Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 19).

Os resultados dos ensaios de impacto Charpy (Tabela 4.7) indicaram baixa tenacidade para a haste em estudo, fabricada com aço AISI 410. Os resultados foram equivalentes tanto para os corpos de prova confeccionados no sentido longitudinal como transversal da haste.

Tabela 4.7 – Resultados do ensaio de impacto Charpy.

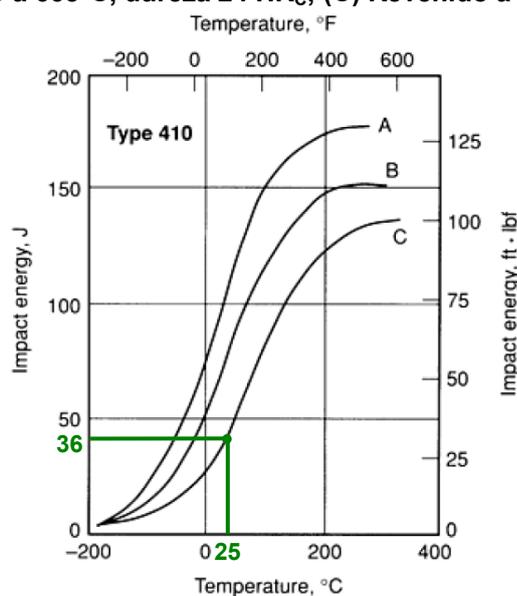
	Transversal					Longitudinal				
	CP-EI 1	CP-EI 2	CP-EI 3	CP-EI 4	CP-EI 5	CP-EI 6	CP-EI 7	CP-EI 8	CP-EI 9	CP-EI 10
Ener. Absor. (J)	5,58	7,56	7,23	5,42	5,50	5,10	8,65	5,66	7,06	6,24
Média (J)	6 ± 1					7 ± 1				

Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 22).

Em ASM Handbook, vol.1 (1990) é apresentada uma energia de impacto de 36 J (25°C) para o aço AISI 410 revenido a 595°C e dureza final de 36 HR_C (Figura 4.6). Para um aço AISI 410 com tenacidade ao impacto anormalmente baixa,

como é o presente caso, a CST pode ocorrer em condições menos severas além de um aumento na taxa de crescimento de trincas por fadiga e CST (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1974). Fica evidente uma fragilização ao revenido, causado por um tratamento térmico inadequado, devido a um tempo ou temperatura demasiada na etapa de austenização, ou ainda, por um resfriamento lento através da faixa de fragilização, a partir da temperatura de revenimento.

Figura 4.6 – Comportamento típico de transição do aço AISI 410: (A) Revenido a 790°C, dureza 16 HR_C; (B) Revenido a 665°C, dureza 24 HR_C; (C) Revenido a 595°C, dureza 30 HR_C.



Fonte: ASM Handbook, vol.1 (1990, p. 2076).

Os resultados dos ensaios de fadiga (Tabela 4.8) apresentaram coeficientes com valores distantes aos obtidos pelo método da Estimativa das Medianas. Segundo Meggiolaro e Castro (2002, p. 9), a estimativa dos coeficientes de Coffin-Manson pela Estimativa das Medianas apresenta os erros médios e dispersão bem menores que os das melhores estimativas disponíveis.

Tabela 4.8 – Comparação dos resultados do ensaio de fadiga com a Estimativa das Medianas.

Coeficientes de Coffin-Manson	Ensaio de Fadiga	Estimativa das Medianas
Coeficiente de Resistência à Fadiga (σ'_f)	840 MPa	1035 MPa ($1,5 \cdot \sigma_R$)
Expoente de Resistência à Fadiga (b)	-0,035	-0,090
Coeficiente de Ductibilidade à Fadiga (ϵ'_f)	0,213	0,450
Expoente de Ductibilidade à Fadiga (c)	-0,658	-0,590

Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 24).

Uma diferença entre os coeficientes obtidos pelo ensaio de fadiga e a Estimativa das Medianas já era esperada, pois a formulação da Estimativa das Medianas foi obtida por dados experimentais de 549 aços. Importante enfatizar que propriedades mecânicas devem ser medidas, sempre que possível, e o uso de

estimativas baseada em fórmulas empíricas, geralmente são utilizadas em anteprojetos, pré-dimensionamentos ou em avaliações das ordens de grandeza.

Os resultados dos ensaios de fadiga apresentados na Tabela 4.9 possibilitaram a criação das curvas ϵ -N, por curva de tendência do tipo potência.

Tabela 4.9 – Dados dos ensaios de fadiga.

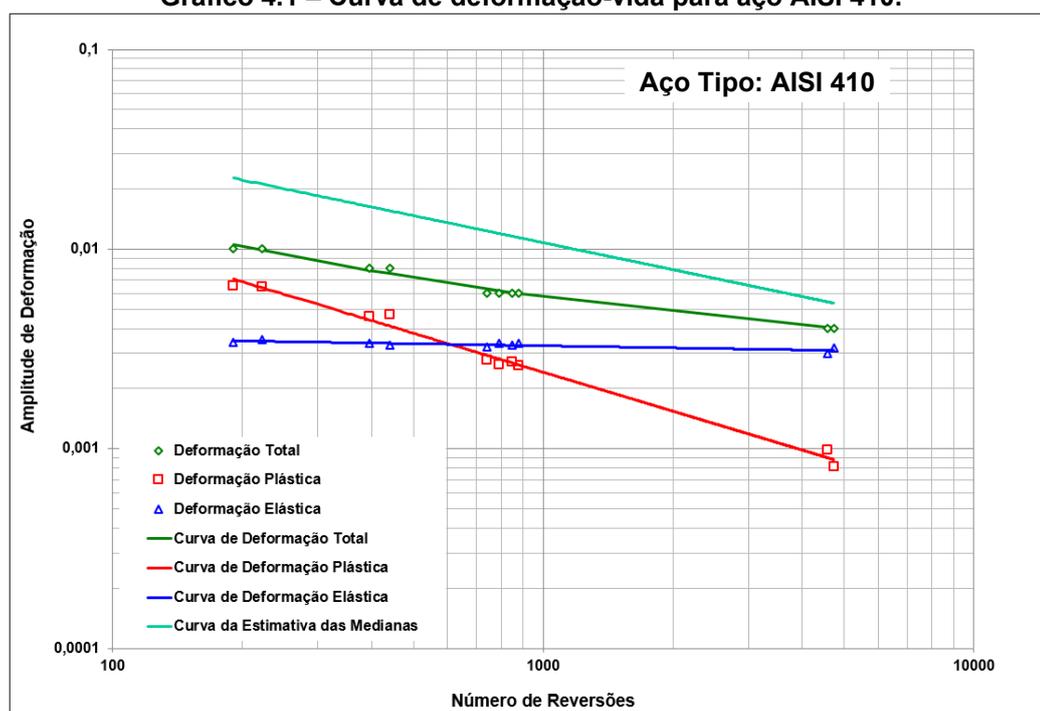
Amostras	Amplitude de Deformação Total	Amplitude de Deformação Elástica	Amplitude de Deformação Plástica	Número de Reversões
CP-EF 1	0,01	0,003523	0,006478	223
CP-EF 2	0,01	0,003425	0,006575	191
CP-EF 3	0,008	0,003390	0,004610	395
CP-EF 4	0,008	0,003315	0,004685	440
CP-EF 5	0,006	0,003385	0,002615	876
CP-EF 6	0,006	0,003365	0,002635	790
CP-EF 7*	0,006	0,003215	0,002785	740
CP-EF 8*	0,006	0,003290	0,002710	846
CP-EF 9	0,004	0,003188	0,000813	4736
CP-EF 10	0,004	0,003013	0,000988	4586

Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 24).

*Corpos de prova submetidos a corrosão acelerada.

No Gráfico 4.1 é mostrada as curvas deformação-vida (ϵ -N) para o aço AISI 410, tanto as obtidas pelo ensaio de fadiga (deformação total, plástica e elástica) como a obtida pela Estimativa das Medianas (deformação total). No caso das curvas obtidas pelo ensaio de fadiga, observa-se a dependência da deformação total em relação às suas componentes elásticas e plásticas.

Gráfico 4.1 – Curva de deformação-vida para aço AISI 410.

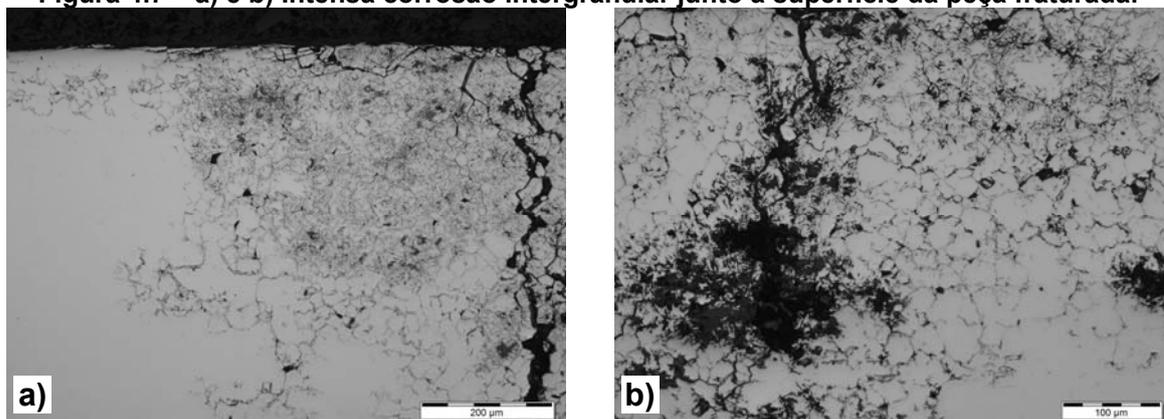


Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 24).

4.3.5 ANÁLISE METALOGRÁFICA

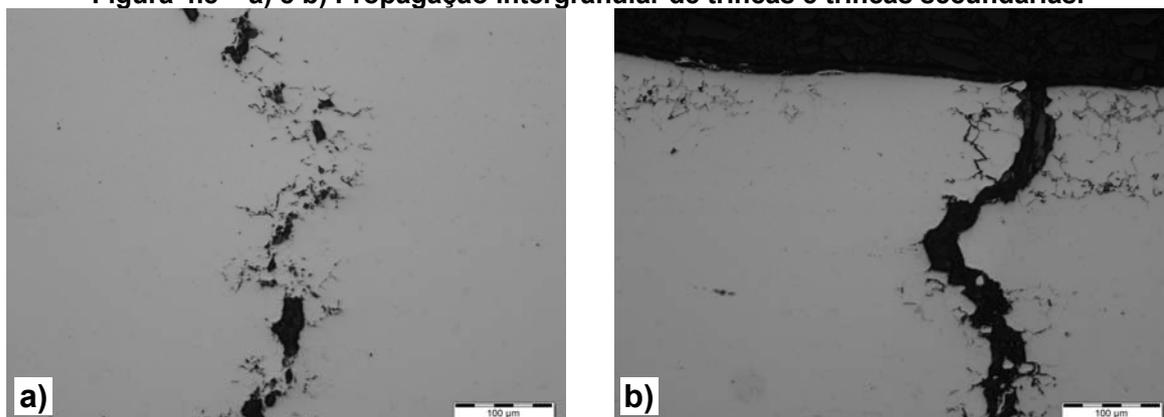
Foi observado na superfície da haste fraturada, sem ataque químico, intensa corrosão intergranular (Figura 4.7), e propagação intergranular de trincas com trincas secundárias e arrancamento de grãos (Figura 4.8 e Figura 4.9).

Figura 4.7 – a) e b) Intensa corrosão intergranular junto a superfície da peça fraturada.



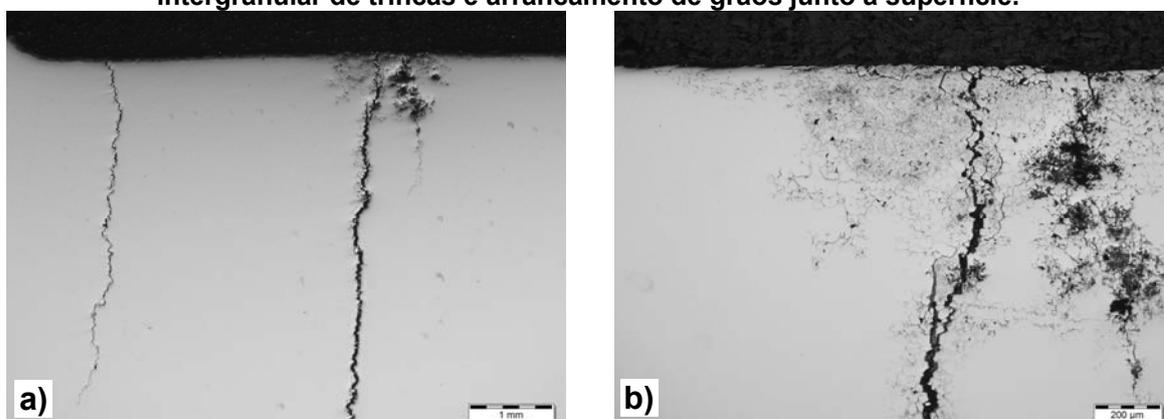
Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 27).

Figura 4.8 – a) e b) Propagação intergranular de trincas e trincas secundárias.



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 26).

Figura 4.9 – (a) Duas trincas próximas se propagando a partir da superfície; (b) propagação intergranular de trincas e arrancamento de grãos junto à superfície.

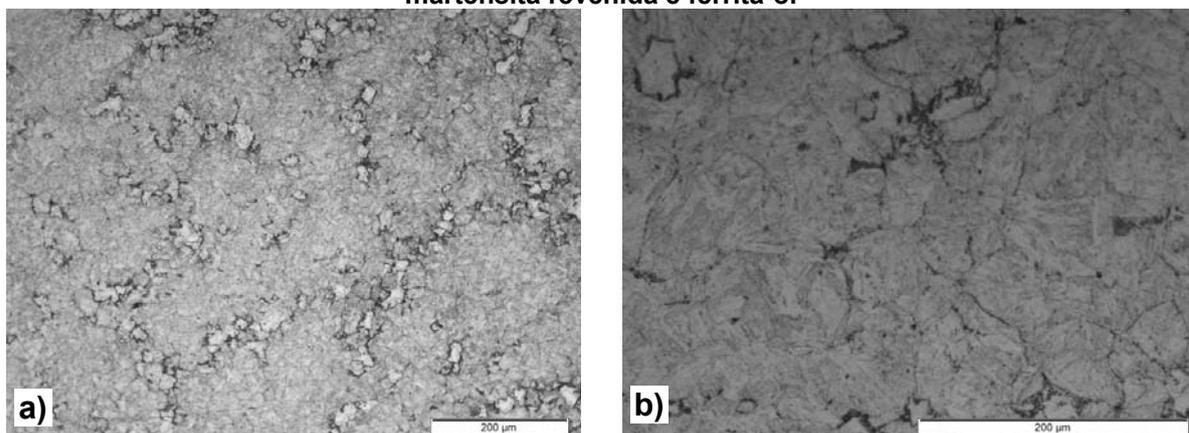


Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 27).

As amostras retiradas do centro até a borda externa da haste, com ataque químico, revelaram uma estrutura metalográfica totalmente martensita revenida com regiões de ferrita- δ alinhadas (Figura 4.10 e Figura 4.11), semelhante a estrutura metalográfica de referência mostrada na Figura 4.2. Segundo Sagalevich, Potak e Sachkov (1970, p. 7), a formação de ferrita- δ na estrutura martensita da haste, faz piorar suas propriedades mecânicas, principalmente a tenacidade ao impacto.

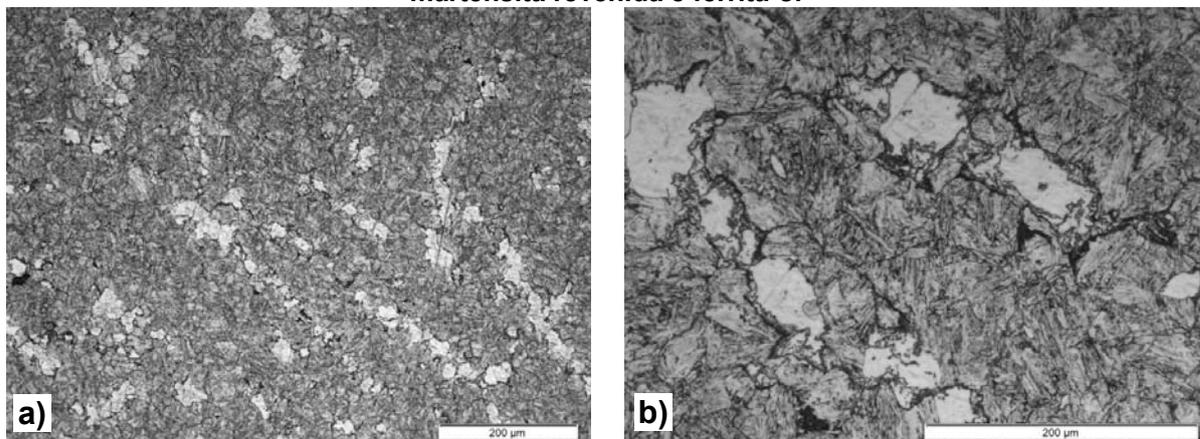
As metalografias realizadas do centro até a borda externa da haste evidenciam uma homogeneidade microestrutural ao longo da secção transversal da haste, característica de uma taxa de resfriamento uniforme no processo de tratamento térmico e os contornos de grão evidenciados pelo ataque químico refere-se à austenita prévia.

Figura 4.10 – a) e b) Estrutura metalográfica do centro da peça fraturada, formada por martensita revenida e ferrita- δ .



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 30).

Figura 4.11 – a) e b) Estrutura metalográfica próxima a borda da peça fraturada, formada por martensita revenida e ferrita- δ .

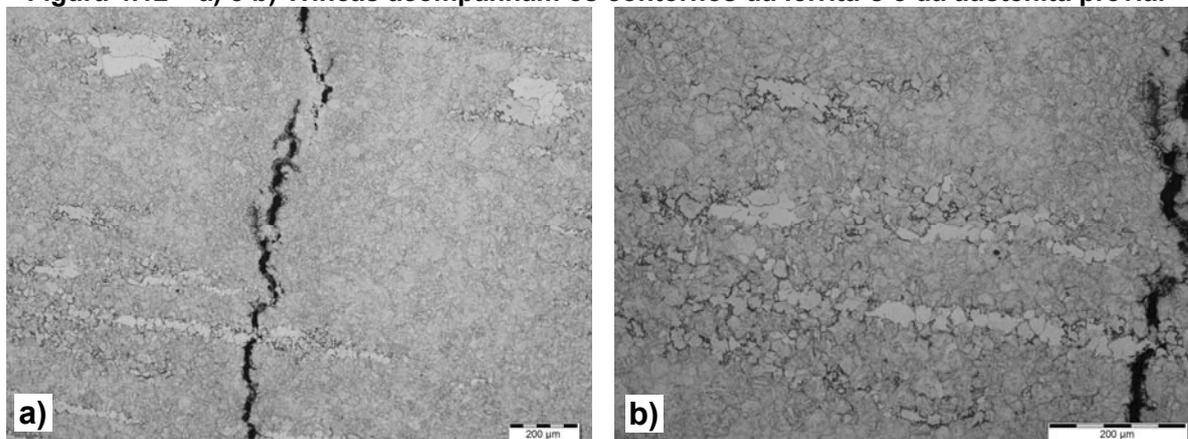


Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 31).

A análise metalográfica evidencia claramente que a propagação das trincas ocorre ao longo dos contornos de grão (Figura 4.12). Observa-se que as

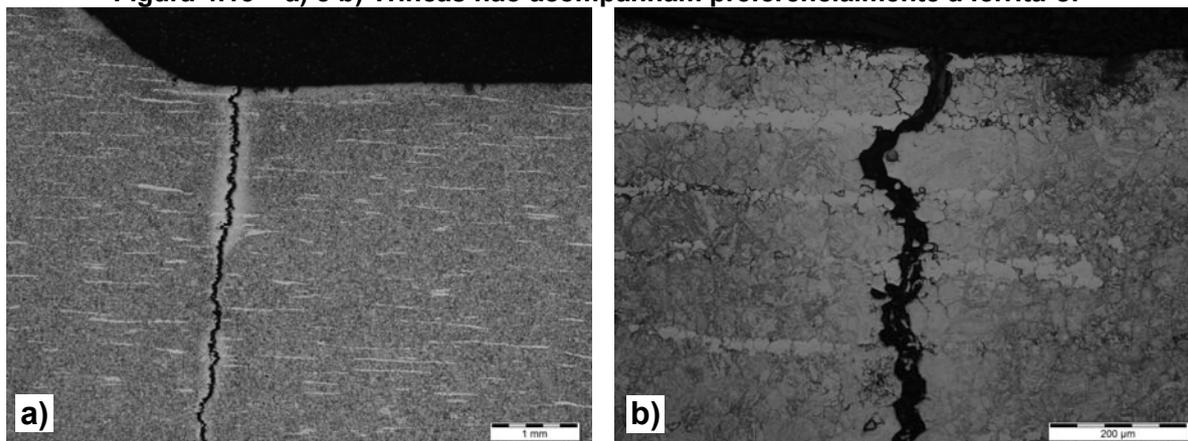
trincas não acompanham preferencialmente a ferrita- δ (Figura 4.13), indicando não ser este o agente fragilizador preferencial do material. Na observação com EDX, não foi identificado precipitações ou segregações de elementos de ligas na ferrita- δ (Figura 4.14) ou nos contornos de grão da austenita prévia (Figura 4.15).

Figura 4.12 – a) e b) Trincas acompanham os contornos da ferrita- δ e da austenita prévia.



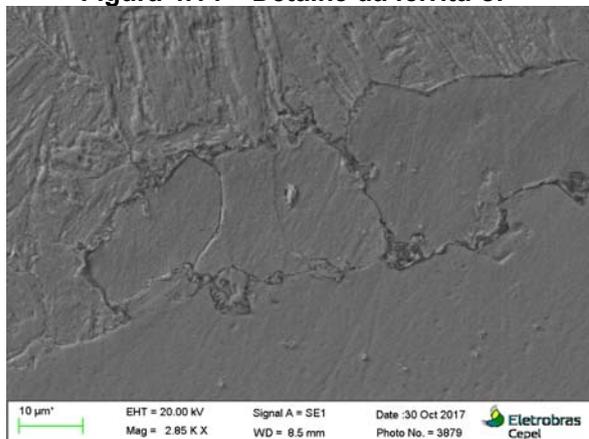
Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 29).

Figura 4.13 – a) e b) Trincas não acompanham preferencialmente a ferrita- δ .



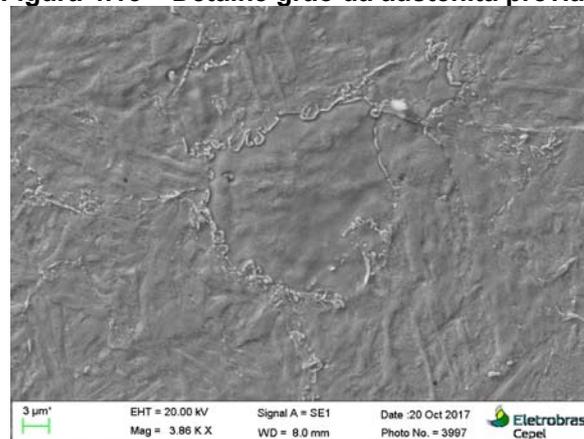
Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 29).

Figura 4.14 – Detalhe da ferrita- δ .



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 32).

Figura 4.15 – Detalhe grão da austenita prévia.

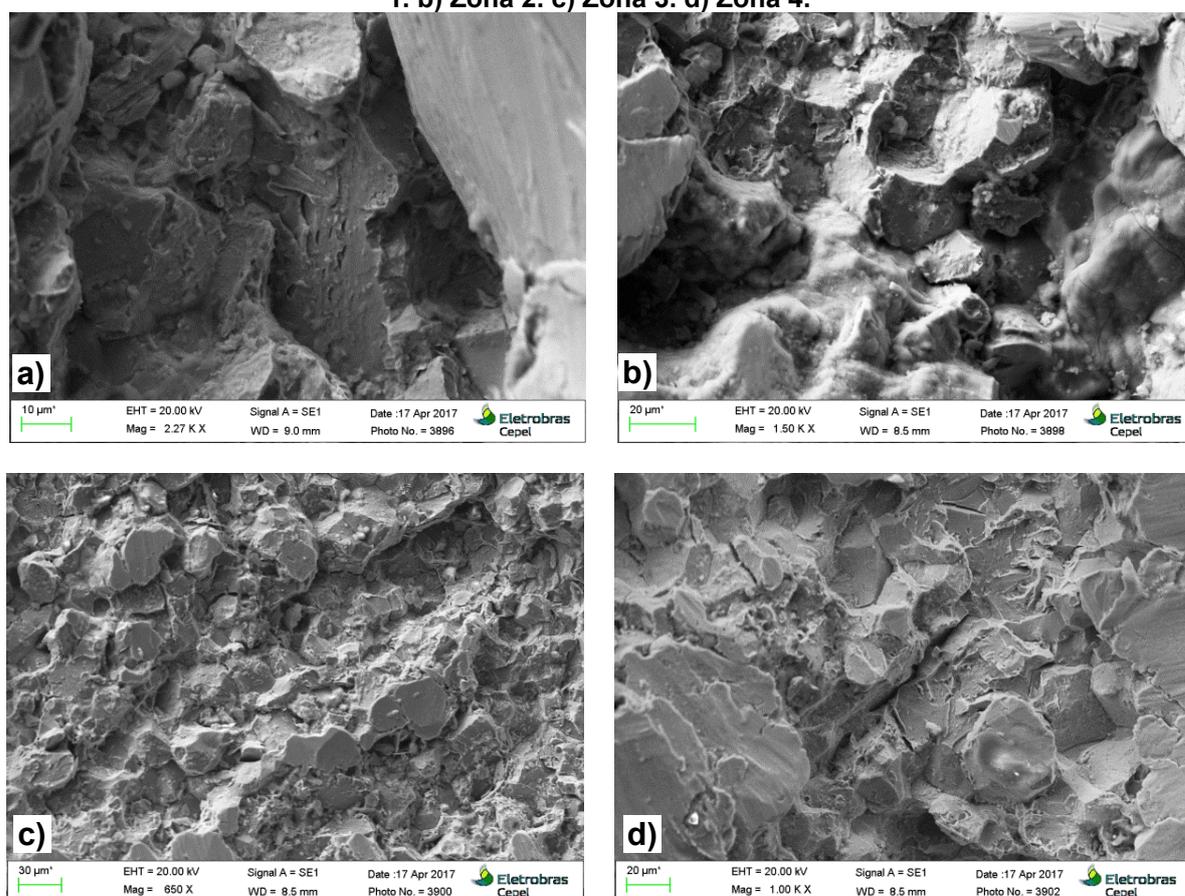


Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 32).

4.3.6 ANÁLISE FRATOGRÁFICA

As análises fratoográficas revelaram um modo de ruptura intergranular com sinais de clivagem (Figura 4.16) não só nas regiões das trincas, mas também em toda superfície da fratura (quatro zonas da Foto 4.10). Este aspecto de fratura no aço inoxidável martensítico é típico do processo de fragilização ao revenido, em que a propagação da trinca se dá através dos contornos da austenita prévia.

Figura 4.16 – a) e b) Fratura intergranular com sinais de clivagem da haste fraturada. a) Zona 1. b) Zona 2. c) Zona 3. d) Zona 4.



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 34-35).

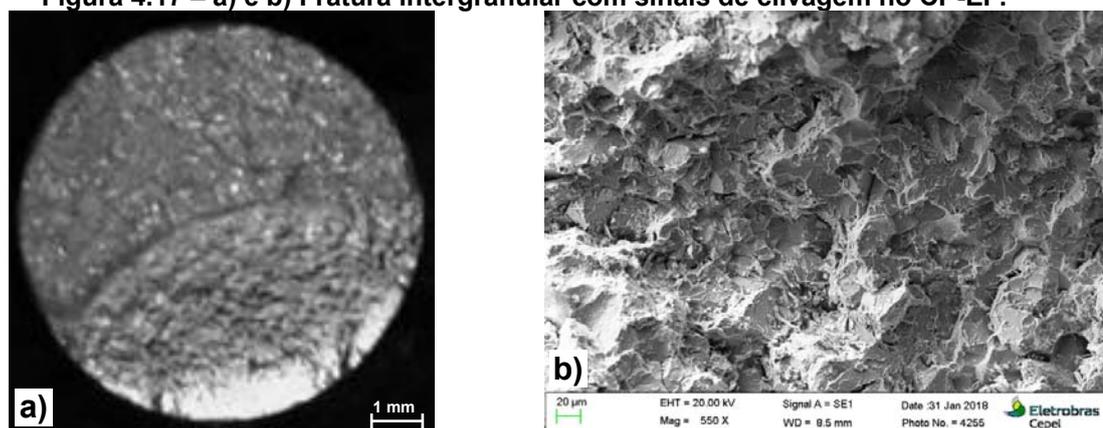
Geralmente, trincas por fadiga não são intergranulares, mas neste presente caso, por se tratar de um aço temperado e revenido com baixa tenacidade, intensa corrosão intergranular e principalmente fragilização ao revenido, a propagação da trinca ocorreu por fadiga.

A Figura 4.17 apresenta detalhes da superfície de fratura rompida pelo ensaio de fadiga (região clara), que é a parte de interesse na presente análise. Semelhante ao que foi observada na superfície de fratura da haste da comporta, a superfície de fratura dos CP-EF apresenta-se trincas intergranulares com sinais de

clivagem. Este aspecto reforça a constatação que a propagação da trinca da haste da comporta ocorreu através do mecanismo de fadiga.

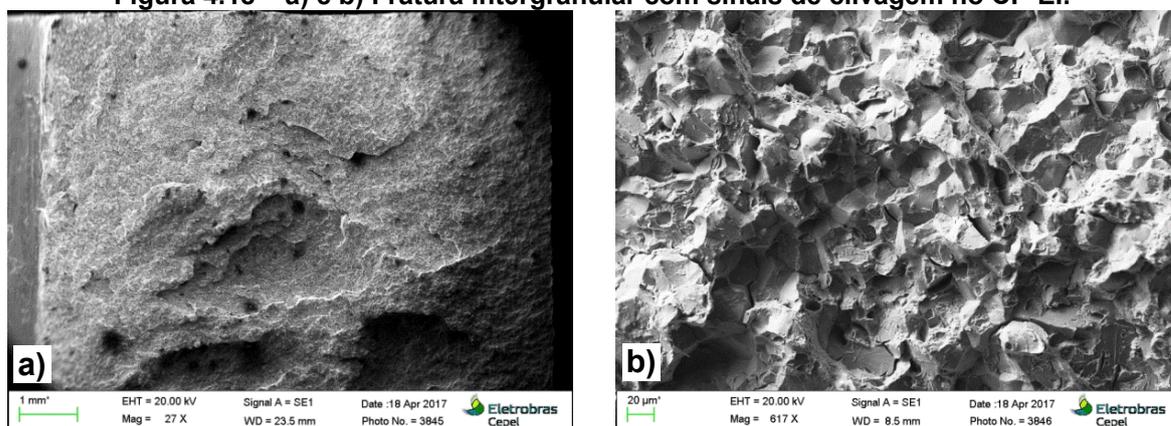
O mesmo modo de ruptura se observa nos CP-EI (Figura 4.18). Nos CP-ET, além de trincas intergranulares com sinais de clivagem, também foram observados *dimples* (Figura 4.19).

Figura 4.17 – a) e b) Fratura intergranular com sinais de clivagem no CP-EF.



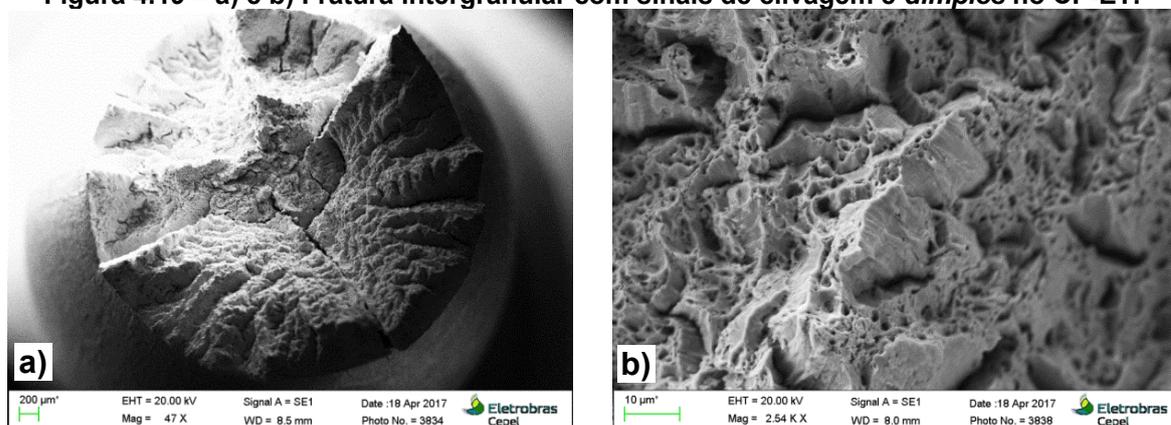
Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 41).

Figura 4.18 – a) e b) Fratura intergranular com sinais de clivagem no CP-EI.



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 39).

Figura 4.19 – a) e b) Fratura intergranular com sinais de clivagem e *dimples* no CP-ET.



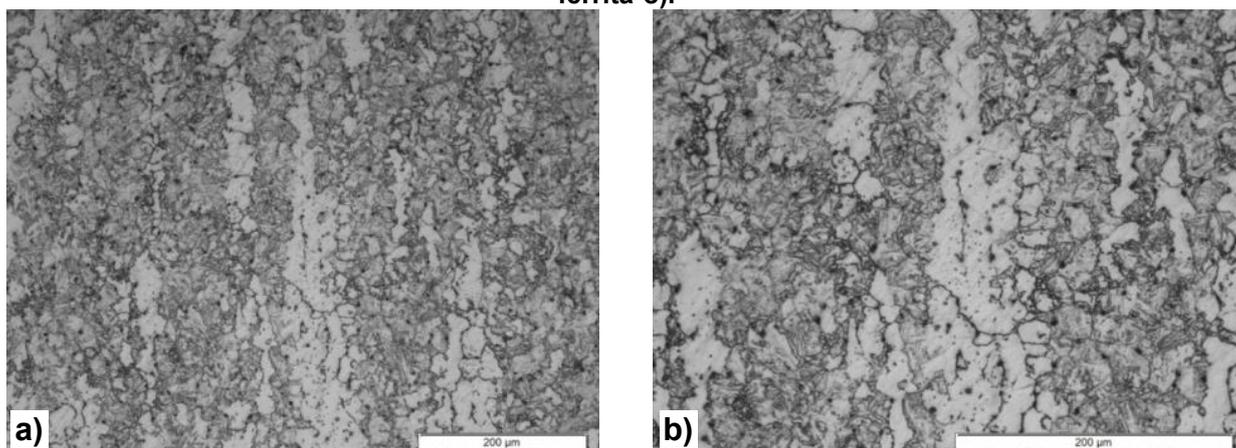
Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 36).

4.3.7 TESTES E ENSAIOS EM HASTES SOBRESSALENTES

A réplica metalográfica realizada em campo em uma “haste antiga” (fabricada em meados 1980), equivalente a haste deste estudo, é mostrado na Figura 4.20. A análise da réplica metalográfica da “haste antiga”, revelou uma estrutura totalmente martensita revenida com regiões de ferrita- δ , semelhante a estrutura metalográfica da Figura 4.2 e da haste fraturada deste estudo. Dessa forma, provavelmente houve o mesmo tratamento térmico inadequado em todas as hastes dos cilindros hidráulicos, fabricadas para o projeto do vertedouro.

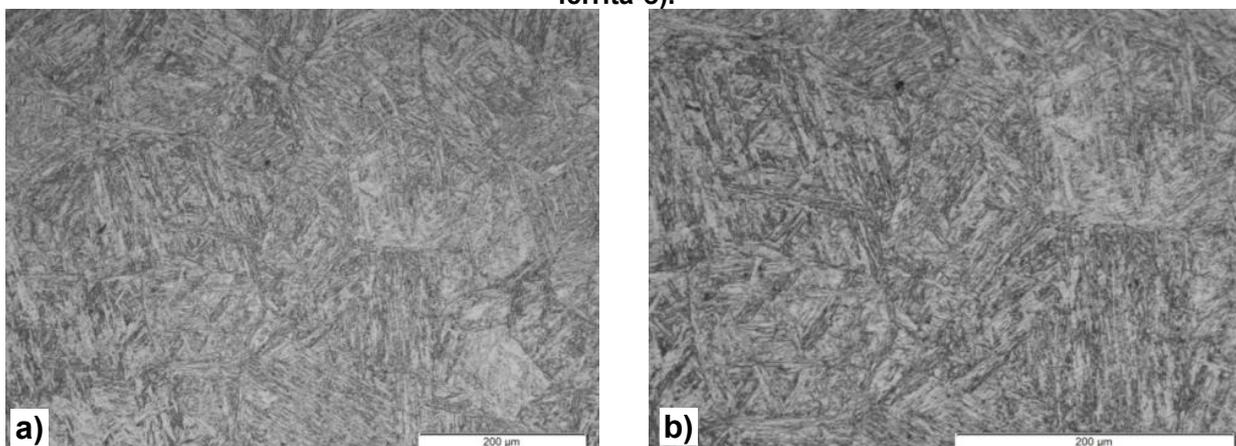
Na Figura 4.21, é mostrada a réplica metalográfica realizada na “haste nova” (fabricada em meados de 1996), onde foi revelada uma estrutura totalmente martensita revenida sem regiões de ferrita- δ , semelhante a estrutura metalográfica da Figura 4.1, evidenciando um tratamento térmico mais adequado.

Figura 4.20 – a) e b) Réplica metalográfica da “haste antiga” (estrutura martensita revenida com ferrita- δ).



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 44).

Figura 4.21 – a) e b) Réplica metalográfica da “haste nova” (estrutura martensita revenida sem ferrita- δ).



Fonte: Furtado *et al.* (2018, p. 46).

O ensaio de ultrassom realizado na “haste nova”, não evidenciou nenhuma descontinuidade. Entretanto, na “haste antiga” foi observada uma descontinuidade de aproximadamente 50 mm de comprimento em uma profundidade de 22,9 mm, na região de transição das secções de diferentes diâmetros, mostrado na Figura 4.22.

Figura 4.22 – Local da medição da descontinuidade da “haste antiga”.

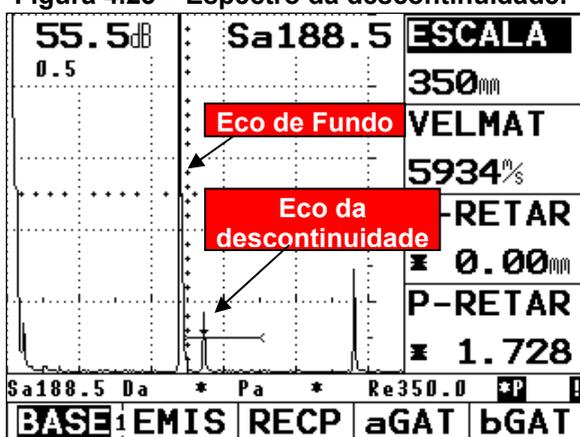


Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 42).

A Figura 4.23 e a Figura 4.24 ilustram o resultado da descontinuidade encontrada, sendo que, na Figura 4.23, observa-se o espectro contendo o eco de fundo e o eco da descontinuidade e, na Figura 4.24, as informações pertinentes a este espectro, tais como:

- OBJECTO – Haste antiga;
- NOME => Transdutor utilizado;
- COMPDEF => Comprimento do defeito;
- POS-Y => Profundidade do defeito;
- COMMENT => Comentário sobre o defeito.

Figura 4.23 – Espectro da descontinuidade.



Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 44).

Figura 4.24 – Característica da descontinuidade.

DEFEITO	OBJECTO	N. DADOS
■	HASTE VELHA	± 36
COMPDEF	OPERAD	NOME
50.0mm	JOSELI	MB4-SN
POS-X	SUPERFI	CHAMAR
0.0mm	USINADA	deslig
POS-Y	COMMENT	TXT-INF
22.9mm	APROVADA	deslig
INFO	INFO	INFO

Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 44).

Os resultados dos ensaios de dureza apresentados na Tabela 4.10 mostram uma dureza maior na “haste antiga”, caracterizando que houve um tratamento térmico diferente nas hastes, provavelmente houve um revenimento com temperatura mais baixa na “haste antiga”.

Tabela 4.10 – Resultados do ensaio de dureza.

Amostra	Ponto de Medição	Medido (HV)	Calculado (HR_c)
Haste Antiga	1	202 ± 10	12
	2	204 ± 8	12
	Média	203 ± 9	12
Haste Nova	1	229 ± 8	18
	2	215 ± 8	14
	Média	222 ± 8	16

Fonte: Adaptada de Furtado *et al.* (2018, p. 47).

4.3.8 SÍNTESE DOS RESULTADOS

Os resultados da investigação experimental em laboratório permitiram:

- Confirmar a hipótese que houve falha no processo de fabricação da haste, no que se refere ao tratamento térmico;
- Verificar que o material da haste (AISI 410 cond. T) atende aos requisitos mecânicos da norma ASTM A276-06, entretanto, possui uma tenacidade ao impacto anormalmente baixa ratificando a hipótese de haver propriedade mecânica não adequada;
- Confirmar a hipótese de ataques de corrosão (intergranulares) na peça fraturada.

5 INVESTIGAÇÃO NÚMERICA

Neste capítulo, é apresentada uma investigação numérica, referente a concentração de tensão, fadiga e tamanho máximo de trinca para hastes dos cilindros hidráulicos da comporta do vertedouro da UHE Tucuruí.

As hipóteses investigadas neste capítulo, relacionadas aos coeficientes de segurança e os efeitos da fadiga, contou com dados dos esforços nas hastes obtidos pelo ensaio em campo (Capítulo 4), com os dados do material obtidos pelo ensaio em laboratório (Capítulo 5) e com o software ANSYS R18.1 para criação da geometria 3D, geração de malha de elementos finitos, estudo de convergência da malha de elementos finitos e as soluções numéricas.

5.1 REVISÃO TEÓRICA

A análise de componentes estruturais sofreu um desenvolvimento bastante acentuado nas últimas décadas, com o surgimento de estudos detalhados nos campos de Fadiga, Mecânica da Fratura e Métodos Numéricos de Análise Estrutural (ROSA, 2002, p. vi). Atualmente, existem softwares especializados em modelagem e simulação de problemas existentes nas indústrias, auxiliando os engenheiros nas investigações de causas de falhas.

Uma breve abordagem sobre o Método dos Elementos Finitos, Fadiga (ênfase no Método ϵ -N) e Mecânica da Fratura, se fez necessária para um melhor entendimento dos resultados deste capítulo.

5.1.1 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é um procedimento para soluções aproximadas de equações diferenciais. O MEF fornece um formalismo para gerar algoritmos discretos para este tipo de soluções (BRENNER e SCOTT, 2007, p. 1).

Ray William Clough⁵ foi o primeiro a referir-se ao procedimento para soluções aproximadas de equações diferenciais como "Método dos Elementos

⁵ Ray William Clough, engenheiro estadunidense, 1920-2016.

Finitos" em seu artigo original *The Finite Element Method in Plane Stress Analysis*, publicado em 1960.

Clough (1980) em seu artigo de revisão intitulado *The Finite Element Method After Twenty-Five Years: A Personal View* apresentou uma visão pessoal das origens do MEF. Segundo Clough (1980), não é possível identificar o ponto de partida exato do MEF, porque o método faz uso de muitas teorias e técnicas extraídas da matemática e da mecânica do contínuo. A modelagem matemática por elementos discretos pode ser relacionada aos trabalhos de Hrennikoff (1941) e McHenry (1943-44) da década de 1940. Um desenvolvimento preliminar do MEF foi à montagem de elementos estruturais por uma matriz de transformação de coordenadas apresentadas por Falkenheimer (1950-51) e Langefors (1952). No entanto, o trabalho clássico que definiu completamente a formulação matricial da teoria estrutural foi publicado por Argyris (1954-55). O trabalho associado ao início do MEF computadorizado foi realizado em 1953 por Turner, Clough, Martin e Topp (1956) na *Boeing Airplane Company*, para avaliação da rigidez de uma asa de avião. Este trabalho, intitulado *Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures*, foi apresentado na reunião de Nova York do *Institute of Aeronautical Sciences* em janeiro de 1954 e publicado em setembro de 1956 pelo *Journal Aeronautical Sciences*.

A partir da década de 1960 iniciou-se o estabelecimento das conexões entre MEF e os princípios fundamentais da mecânica, proporcionando uma aplicação do método nas áreas de mecânica, análise de tensão, fluxo de fluido, condução de calor, geomecânica entre outras áreas (KRISHNAMACHARI, 1993, p. 449).

Na década de 1980, no campo de projeto de peças plásticas ocorreu umas das principais mudanças, devido a análise de tensão ter sido incluída como uma atividade formal da área. Isso levou a uma mudança no perfil do engenheiro de projeto, que além de ter que executar a seleção de materiais até então rotineira, estimativa de quantidade, produção de desenhos de fabricação, agora também precisaria ser um analista de tensões (KRISHNAMACHARI, 1993, p. 450).

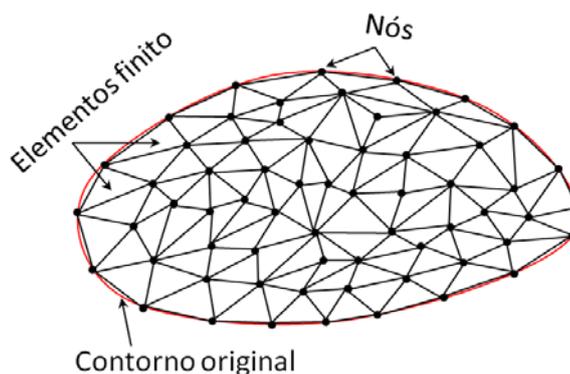
Atualmente, o MEF é utilizado para análise de diversos fenômenos físicos, a título de exemplo pode-se citar: (i) transferência de calor; (ii) elastostática; (iii) elastodinâmica; (iv) eletroestática; (v) eletromagnetismo; (vi) acústica; (vii) fadiga; (viii) mecânica da fratura; (ix) hidráulica; (x) hidrodinâmica; (xi) aerodinâmica; (xii)

biomecânica; (xiii) interação fluído-estrutura; (xiv) propagação de ondas; e (xv) dispersão de contaminantes. Vale ressaltar, que as aplicações do MEF continuam tendo um crescimento considerável nas mais diversas áreas da ciência.

Clough (1990) publicou na revista *Finite Element in Analysis and Design*, um artigo de revisão intitulado *Original Formulation of the Finite Element Method* onde descreve as circunstâncias que levaram à formulação do método dos elementos finitos fazendo uma abordagem analítica do método. Nesta dissertação será apresentada apenas uma visão geral e analítica do MEF.

Numa visão geral, a ideia principal do MEF, consiste em dividir o domínio (meio contínuo) do problema em sub-regiões de geometria simples (formato triangular, quadrilateral, cúbico, etc.), como pode ser observado na Figura 5.1 que ilustra um problema genérico no plano.

Figura 5.1 – Malha de Elementos Finitos (para problema plano).



Fonte: Próprio autor.

Devido ao fato das sub-regiões apresentarem dimensões finitas, estas sub-regiões são chamadas “elementos finitos”, daí o nome “Método dos Elementos Finitos” (CLOUGH, 1960).

Os elementos finitos utilizados na discretização (subdivisão) do domínio do problema são conectados entre si através de determinados pontos, denominados “nós”, conforme indica a Figura 5.1. Ao conjunto de elementos finitos e nós, dá-se, usualmente o nome de malha de elementos finitos.

A precisão do método depende da quantidade de nós e elementos, e do tamanho e tipo dos elementos presentes na malha. Um dos aspectos mais importantes do MEF diz respeito a sua convergência, embora seja um método aproximado, pode-se demonstrar que em uma malha consistente, a medida que o tamanho dos elementos finitos tende a zero, e conseqüentemente, a quantidade de nós tende a infinito, a solução obtida converge para a solução exata do problema.

A análise numérica baseada no MEF tem contribuído significativamente nos estudos das mais diversas áreas da engenharia e da ciência para solução de problemas, como por exemplo:

No trabalho de Yang *et al.* (2017) publicado no *International Journal of Pharmaceutics*, é apresentado um estudo de avaliação o comportamento à ruptura de cápsulas de medicamentos pelo MEF. Os estudos concluíram que as simulações por MEF foi uma maneira viável de avaliar o comportamento da ruptura de cápsulas de medicamentos.

No trabalho de Pacheck *et al.* (2016) publicado pela *Clinical Neurophysiology* foi utilizado o MEF na modelagem de uma língua humana com eletrodos para estudo da doença Esclerose Lateral Amiotrófica (ELA). Os resultados de simulação foram comparados com dados de Miografia por Impedância Elétrica (MIE) de humanos sadios e com ELA. A modelagem computacional apresentou valores de impedância elétrica que refletem mudanças nas propriedades elétricas intrínsecas do músculo, mas, algumas simplificações e a utilização de dados de músculo gastrocnêmico de camundongo no modelo levaram diferença entre os resultados.

No trabalho de Schreiber *et al.* (2015) publicado pela *Finite Element in Analysis and Desing*, foi utilizado o MEF para simular comportamentos de material (AISI 4340) com altas taxas de deformação, devido a inacessibilidade experimental e a crescente aplicação na área militar (fragmentação, impacto e explosões). Foi desenvolvido um modelo de elementos finitos para prever o comportamento de fragmentação de um anel de aço de alta resistência. Os resultados do modelo de elementos finitos foram comparados com os resultados do modelo de um código hidroelétrico de física de choque Euleriano bidimensional.

No trabalho de Fisk *et al.* (2018) publicado pela *Finite Element in Analysis and Desing*, foi utilizado um software comercial de elementos finitos para simular o processo de endurecimento por indução para análise do comportamento eletromagnético e térmico, juntamente com a evolução da microestrutura do material. Houve boa concordância entre os resultados experimentais e simulados e o modelo de elementos finitos conseguiu prever a dureza e a microestrutura suficientemente bem para o projeto e o desenvolvimento de processos de endurecimento por indução.

5.1.2 FADIGA

A norma ASTM E1823/13 define fadiga, no contexto de comportamento de materiais de engenharia, como:

Um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre em um material ou componente sujeito a atuação de cargas de natureza cíclica em um ou em vários pontos e que podem culminar em trincas ou em fratura generalizada após um número suficiente de variações de carga. (ASTM E1823/13, p. 8).

Segundo Kazymyrovych (2009, p. 2), a “vida de fadiga” é uma característica importante de um componente de engenharia e é medida por um número de ciclos (N_f) que ele pode suportar antes que a falha por fadiga ocorra. Com base no conceito de vida em fadiga, a fadiga mecânica pode ser subdividida em: fadiga de baixo ciclo, conhecida por *Low Cycle Fatigue* (LCF) - até 10^4 ciclos até a falha; fadiga de alto ciclo, conhecida por *High Cycle Fatigue* (HCF) - entre 10^4 e 10^7 ciclos até falha e fadiga de ciclo muito alto, conhecida por *Very High Cycle Fatigue* (VHCF) - mais de 10^7 ciclos até a falha.

Normalmente, os dados de fadiga de alto ciclo são representados em curvas de tensão (S) versus número de ciclos (N), ou curvas S-N, ou curva tensão-vida. Estas curvas são resultado do trabalho investigativo de Wöhler (1858) sobre o comportamento de fadiga de eixos ferroviários.

Basquin (1910) mostrou que a curva S-N poderia ser linearizada através de coordenadas bilogárfmicas, estabelecendo uma lei exponencial de fadiga:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (3)$$

onde $\Delta\sigma/2$ é a amplitude de tensão real cíclica, $2N_f$ é o número de reversos para falhar, σ'_f é o coeficiente de resistência à fadiga e b é o expoente de resistência à fadiga. Os valores de σ'_f e b são parâmetros intrínsecos do material.

Coffin (1954) e Manson (1953) trabalhando independentemente em fadiga térmica, estabeleceram que os dados de deformação plástica-vida podem ser linearizados, assim como fez Basquin. Dessa forma tem-se:

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (4)$$

onde $\Delta\varepsilon_p/2$ é a amplitude de deformação plástica, $2N_f$ é o número de reversos para falhar, ε'_f é o coeficiente de ductilidade à fadiga, e c é o expoente de ductilidade à fadiga. Os valores de ε'_f e c são parâmetros intrínsecos do material.

Segundo Budynas e Nisbeth (2016, p. 279), o método deformação-vida (metodologia ε -N) é a que melhor explica a natureza da fadiga, pois utiliza-se a deformação total, dividida em duas componentes, uma elástica e outra plástica:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad (5)$$

Sabendo-se que na zona elástica do material, pode-se considerar uma deformação linear, tem-se:

$$\Delta\varepsilon_e = \frac{\Delta\sigma}{E} \quad (6)$$

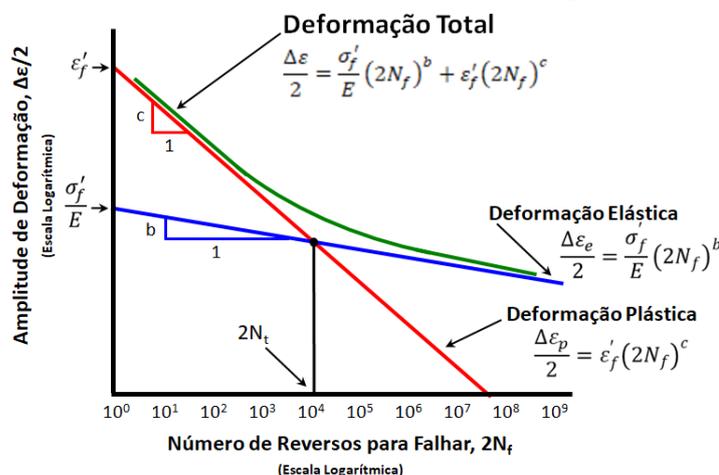
onde E é o módulo de elasticidade do material.

Inserindo na Equação 5, a equação de Basquin (Equação 3), Coffin-Manson (Equação 4) e a Equação 6, obtêm-se:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (7)$$

O primeiro termo da equação representa a componente elástica da deformação e o segundo termo a componente plástica (Gráfico 5.1). Observa-se na curva que a intersecção entre as componentes elástica e plástica, marca a transição entre a fadiga de baixo ciclo (componente plástica controlando o processo) e a fadiga de alto ciclo (componente elástica controlando o processo). Geralmente essa transição ocorre entre 10^4 e 10^5 ciclos (MILAN, 1999, p. 29).

Gráfico 5.1 – Curva deformação-vida bilogarítmica.



Fonte: Próprio autor.

A análise de fadiga tem contribuído significativamente para solução de problemas e projetos nas mais diversas áreas da engenharia e da ciência, como por exemplo:

No trabalho de Zhou *et al.* (2017) publicado pela *Acta Oto-Laryngologica*, foi realizado um estudo, utilizando MEF, para investigar a extrusão da prótese da membrana timpânica após ossiculoplastia (cirurgia de restauração de ossos do ouvido médio). Um modelo de elemento finito da orelha média humana foi construído para simulação da vida de fadiga da membrana timpânica sob diferentes níveis de pressão sonora. Os estudos concluíram que o MEF pode ser usado para investigar a vida de fadiga da membrana timpânica após a ossiculoplastia e a principal razão da extrusão da membrana timpânica não pode ser atribuída ao mecanismo de fadiga sob pressão sonora normal.

No trabalho de Gagnon *et al.* (2013) publicado pela *International Journal of Fatigue*, foi proposto um modelo de confiabilidade de fadiga para rotores de turbinas de hidrelétricas. Aplicado a carregamentos combinados de fadiga de baixo e alto ciclo (LCF+HCF), o modelo proposto permite uma avaliação probabilidade de propagação de trinca, a partir de propriedades do material, tamanho do defeito e carga de HCF. Os autores acreditam o modelo tem potencial para aplicação em muitas estruturas submetidas à carga combinada de HCF+LCF.

No trabalho de Cho *et al.* (2012) publicado pela *Finite Elements in Analysis and Design*, a vida de fadiga da borracha de vedação de porta automotiva fabricada com borracha de EPDM (*Ethylene Propylene Diene Monomer*) é prevista e melhorada utilizando-se a análise de elementos finitos não-lineares e uma curva ϵ -N. Através do estudo numérico, a vida de fadiga da borracha de vedação de porta automotiva melhorou em 49,08-54,36% e o volume total da borracha foi reduzido em 1,73-2,53%.

5.1.3 MECÂNICA DA FRATURA

A base da mecânica da fratura fundamenta-se no critério energético de Griffith (1921) e no critério do fator de intensidade de tensões de Irwin (1957).

A teoria da mecânica da fratura possibilita a avaliação do efeito de trincas sobre a capacidade estrutural de componentes utilizando apenas um único

parâmetro. Tal conceito é comumente denominado de mecânica da fratura monoparamétrica (CHIODO, 2009, p. 23).

Segundo Chiodo (2009, p. 23), sob condições de plasticidade limitada na região próxima à ponta da trinca, a mecânica da fratura monoparamétrica estabelece que os campos de tensão e deformação próximos à ponta da trinca são proporcionais a um parâmetro K (fator de intensidade de tensões) no caso da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e a um parâmetro J (*Integral J*) no caso da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP).

Irwin (1957) introduziu o fator de intensidade de tensões (K) relacionando o campo de tensões atuantes na borda da trinca com a taxa de liberação de energia (*Integral J*), da seguinte forma:

$$J = \frac{K^2}{E'} \quad (8)$$

com

$E' = E$; para o estado plano de tensões

e

$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)}$; para o estado plano de deformações

onde E é o módulo de elasticidade e ν o coeficiente de Poisson do material.

Na teoria da mecânica da fratura, os campos de tensão ao redor da ponta da trinca são divididos em 3 modos principais de carregamento: (i) modo I, também chamado de modo de abertura; (ii) modo II, também chamado de modo de deslizamento; e (iii) modo III, também chamado de modo de cisalhamento. O modo I é o principal modo de fratura, este ocorre quando as superfícies da trinca estão sendo separadas por uma tensão aplicada perpendicularmente ao plano da trinca.

Para avaliação da integridade de uma peça, a tenacidade ao impacto assume importância, pois é uma propriedade do material que mede a energia que a peça pode absorver antes de fraturar. Outra propriedade importante, é a tenacidade à fratura que representa o valor de tenacidade crítico para que a peça seja fraturada (MOREIRA, MERLIN, *et al.*, 2017, p. 7).

É comum, na mecânica da fratura, inserir os subíndices “I” e “c” nos para representar o modo I de carregamento e valor crítico, respectivamente. Desta forma a relação entre os parâmetros J_{Ic} e K_{Ic} no estado plano de deformações é:

$$J_{Ic} = \frac{K_{Ic}^2}{E} (1 - \nu^2) \quad (9)$$

Em um trabalho da *Electric Power Research Institute* (EPRI) conduzido por Hiser (1989) para caracterização da tenacidade à fratura do aço AISI 410, os testes de tenacidade à fratura indicaram fratura frágil entre 4 e 93°C com níveis de tenacidade à fratura abaixo de $1.737 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ à 48°C. Com base no trabalho da EPRI, nesta dissertação será considerado um K_{Ic} de $1.391 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ à 25°C. Dessa forma, considerando os valores do módulo de elasticidade (200 GPa) e coeficiente de Poisson (0,3) comumente utilizado para o aço AISI 410, é obtido através da Equação 9, um J_{Ic} de $8,8 \text{ mJ/mm}^2$ à 25°C, que também será utilizado nesta dissertação.

5.2 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta etapa do trabalho são apresentados e discutidos os resultados das análises numéricas realizadas na extremidade rosqueada da haste para situação de operação nominal do mecanismo oleodinâmico da comporta. Parte destes resultados fazem parte do artigo intitulado “*Analysis of the Cause of the Fracture of the Piston Rod of the Spillway Floodgate of Tucuruí Hydroelectric Power Plant*” apresentado no *XXXVIII Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering* (MOREIRA, MERLIN, *et al.*, 2017).

A verificação do memorial de cálculo, referente aos esforços na haste com o mecanismo oleodinâmico em repouso, foi inserida como apêndice desta dissertação devido ao maior esforço estar localizado na extremidade da haste oposta à que ocorre as trincas e fraturas.

5.2.1 ESTUDO DE TENSÃO NA EXTREMIDADE ROSQUEADA DA HASTE

O estudo de tensão na extremidade rosqueada da haste, iniciou pela análise do memorial de cálculo do projeto da Badoni-ATB (1980, p. 25) onde foi constatado que não é considerando os efeitos de concentração de tensão ocasionados pela redução da secção transversal (Figura 5.2).

Para os cálculos de tensão na haste, o memorial de cálculo considera que o mecanismo óleodinâmico tem uma capacidade de levantamento de 309 t (3.028 kN⁶), conforme mostrado na Tabela 1.3. Esta capacidade de levantamento é aproximadamente 10% maior que peso total da comporta mostrado na Tabela 1.2.

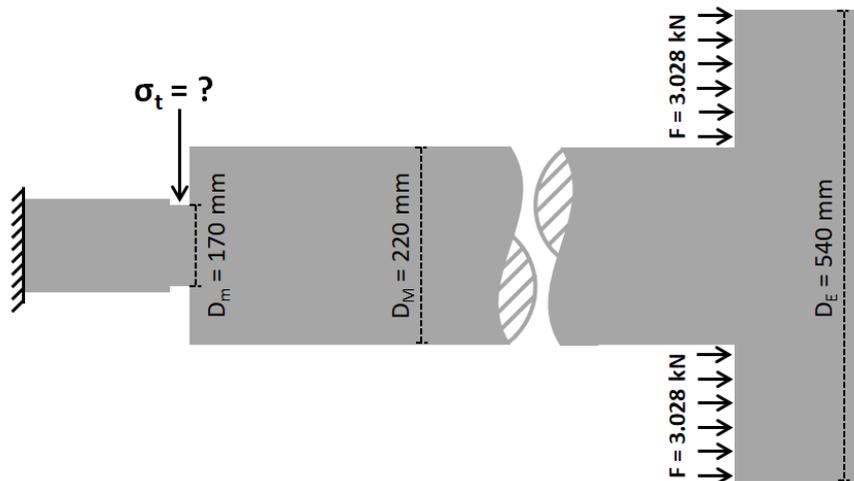
Esta capacidade de levantamento corresponde a uma pressão de óleo no sistema hidráulico de:

$$P = \frac{F}{\pi \left(\frac{D_E}{2}\right)^2 - \pi \left(\frac{D_M}{2}\right)^2} = \frac{3.028 \times 10^3}{\pi \left(\frac{0,54}{2}\right)^2 - \pi \left(\frac{0,22}{2}\right)^2} = 15,85 \frac{MN}{m^2} = 161,62 \frac{kgf}{cm^2} \quad (10)$$

onde, D_E é o diâmetro do êmbolo, D_M é o diâmetro maior da haste, F é a força aplicada pelo óleo hidráulico.

No memorial de cálculo, a tensão da haste utilizada para o cálculo dos coeficientes de segurança (ruptura e escoamento) é a tensão de tração na secção de menor diâmetro da haste (σ_t), mostrada na Figura 5.2, acrescida por um fator de segurança (F_S) de 10%.

Figura 5.2 – Esboço do problema de tensão de tração na secção de menor diâmetro.



Fonte: Próprio autor.

$$\sigma_t = \frac{F}{\pi \left(\frac{D_m}{2}\right)^2} = \frac{3.028 \times 10^3}{\pi \left(\frac{0,17}{2}\right)^2} = 133,4 \frac{MN}{m^2} = 133,4 MPa \quad (11)$$

Conforme apresentado na Tabela 4.4 e utilizado no memorial de cálculo, a tensão de ruptura e escoamento do aço AISI 410, segundo a norma ASTM A276-06, é 690 e 550 MPa respectivamente. Dessa forma, os coeficientes de segurança são:

⁶ Considerado uma aceleração da gravidade de 9,8 m/s².

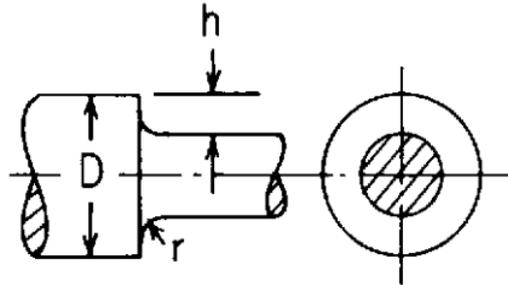
$$C_R = \frac{\sigma_R}{\sigma_t \times F_s} = \frac{690}{133,4 \times 1,1} \cong 4,70 \quad (12)$$

$$C_E = \frac{\sigma_Y}{\sigma_t \times F_s} = \frac{550}{133,4 \times 1,1} \cong 3,75 \quad (13)$$

No memorial de cálculo da haste, deveria haver um estudo analítico de concentração de tensão, pois na extremidade rosqueada da haste existe uma redução da secção transversal significativa com um raio de concordância reduzido.

Nesta dissertação é apresentado um estudo analítico de concentração de tensão, utilizando a Equação 14 citada no livro *Roark's Formulas for Stress and Strain* (YOUNG e BUDYNAS, 2002, p. 791) para um eixo com rebaixo esquadrejado e filete circular (Figura 5.3).

Figura 5.3 – Eixo com rebaixo esquadrejado e filete circular.



Fonte: Young e Budynas (2002, p. 791).

$$K_t = C_1 + C_2 \left(\frac{2h}{D}\right) + C_3 \left(\frac{2h}{D}\right)^2 + C_4 \left(\frac{2h}{D}\right)^3 \quad (14)$$

onde, D é o diâmetro maior do eixo, h é o tamanho do entalhe e r é o raio do entalhe. Para $2,0 \leq h/r \leq 20,0$, tem-se:

$$C_1 = 1,225 + 0,831\sqrt{h/r} - 0,010 h/r \quad (15)$$

$$C_2 = -1,831 - 0,318\sqrt{h/r} - 0,049 h/r \quad (16)$$

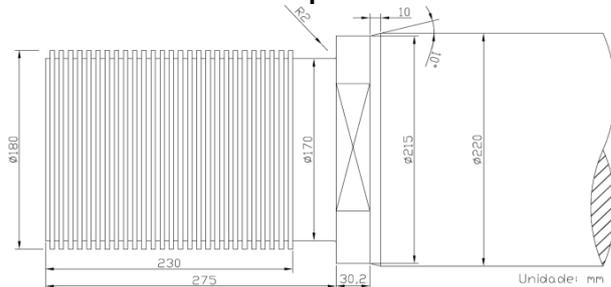
$$C_3 = 2,236 + 0,522\sqrt{h/r} - 0,176 h/r \quad (17)$$

$$C_4 = -0,630 + 0,009\sqrt{h/r} - 0,117 h/r \quad (18)$$

Sabendo-se que o diâmetro maior da haste (D) é 220 mm, o tamanho do entalhe (h) é 25 mm e o raio do entalhe (r) é 2 mm, tem-se um fator de concentração de tensão (K_t) de 3,30, ou seja, uma tensão máxima no entalhe ($K_t \times \sigma_t$) de 440,22 MPa, próxima a tensão de escoamento do material (σ_Y) que é de 550 MPa.

Para verificação das tensões utilizando o MEF, foi necessária a criação de uma geometria tridimensional da extremidade rosqueada da haste. Vale ressaltar que o desenvolvimento do trabalho em três dimensões foi uma opção para obtenção de resultados mais próximos a situação real, devido a inclusão de detalhes geométricos (entalhe, chanfro e filetes de rosca). O projeto construtivo e uma foto da extremidade rosqueada da haste são apresentados nas Figura 5.4 e Figura 5.5, respectivamente. Na Figura 5.6 observa-se o objeto e seus detalhes criados pelo software de elementos finitos.

Figura 5.4 – Projeto construtivo da extremidade rosqueada da haste.



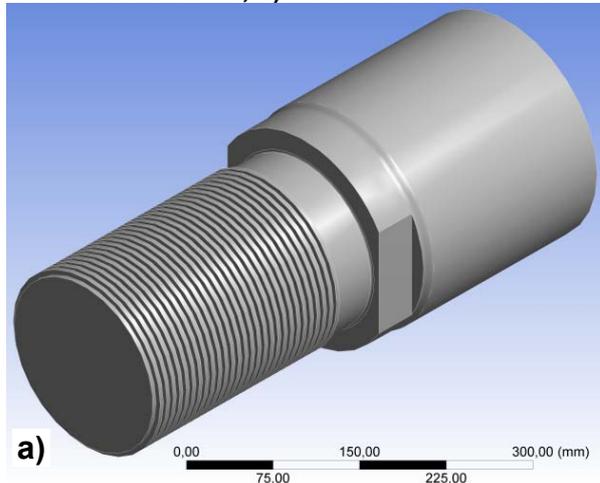
Fonte: Próprio autor.

Figura 5.5 – Foto da extremidade rosqueada da haste.

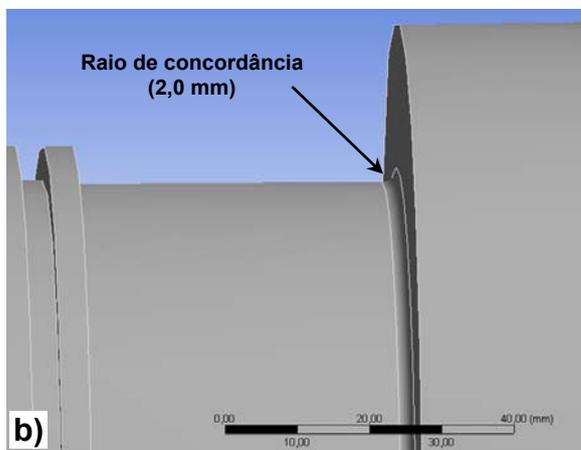


Fonte: Próprio autor.

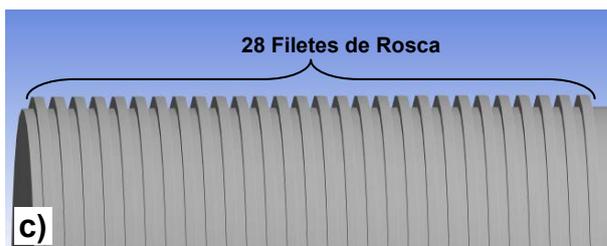
Figura 5.6 – Geometria da extremidade rosqueada da haste. a) Perspectiva isométrica; b) Detalhe do entalhe; c) Detalhe dos filetes de rosca; d) Detalhe do chanfro e entalhe secundário.



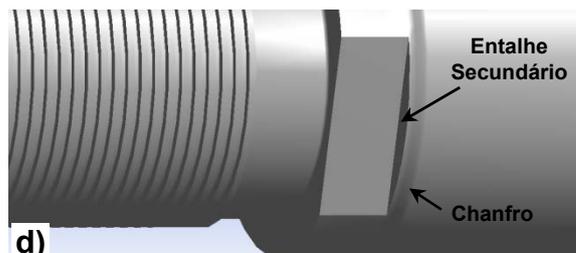
a)



b)



c)



d)

Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

Foi inserido um controle global de malha, em todo o objeto, com elementos finitos do tipo tetraédricos. Os principais parâmetros do controle global da malha estão apresentados na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Parâmetros de controle global da malha.

Parâmetro	Unidade	Valor
Min. Size	mm	4,00
Max. Face Size	mm	10,00
Max. Tet Size	mm	30,00
Growth Rate	-	1,60

Fonte: Moreira *et al.* (2017, p. 12).

Foi necessário incluir um controle local de malha no entalhe da haste, devido a dimensão do entalhe ser próxima ao tamanho mínimo do controle global da malha e ainda ser o local de interesse da análise. Os elementos finitos do entalhe também foram do tipo tetraédrico e os principais parâmetros do controle local da malha estão apresentados na Tabela 5.2.

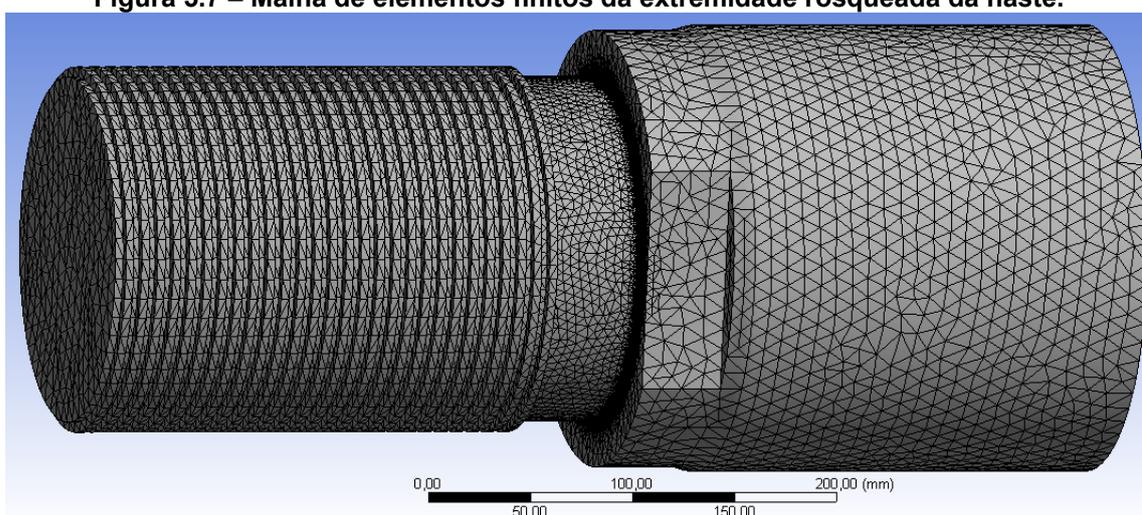
Tabela 5.2 – Parâmetros de controle local da malha.

Parâmetro	Unidade	Valor
Element Size	mm	0,50

Fonte: Moreira *et al.* (2017, p. 12).

Para o objeto da Figura 5.6 foi gerada uma malha (sem refinamento) com 362.719 nós e 241.364 elementos tetraédricos, apresentada na Figura 5.7.

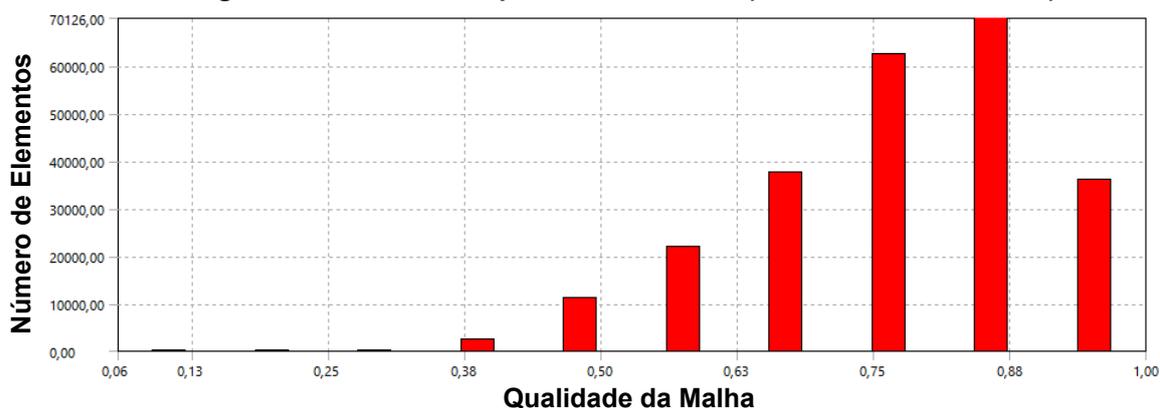
Figura 5.7 – Malha de elementos finitos da extremidade rosqueada da haste.



Fonte: Moreira *et al.* (2017).

O software de geração de malha determinou um valor de 78% para a qualidade da malha do objeto e observa-se na Figura 5.8 que a grande maioria dos elementos de malha (aproximadamente 167.000 elementos tetraédricos) possui pouca deformação (qualidade $\geq 75\%$).

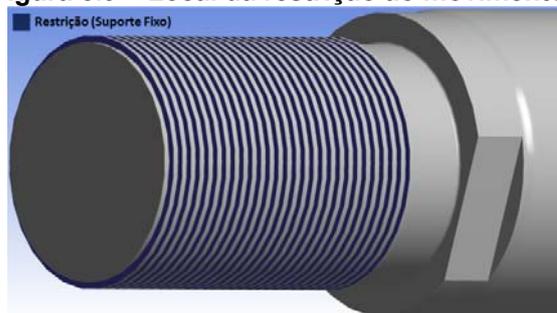
Figura 5.8 – Gráfico de qualidade de malha (elementos tetraédricos).



Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

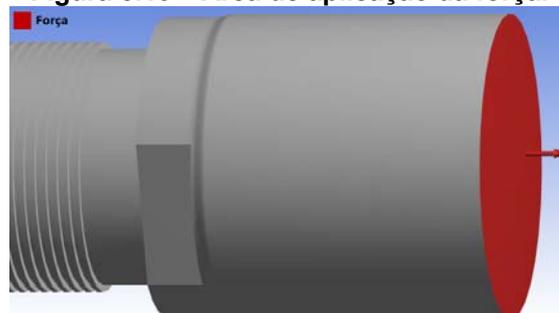
As condições de contorno do problema foram as restrições do tipo suporte fixo (sem deslocamento) nas áreas laterais dos filetes da rosca (Figura 5.9), representando o fixação realizada pelo olhal inferior e uma força no sentido longitudinal, na secção transversal oposta a rosca da haste (Figura 5.10), representando a pressão do óleo exercida no êmbolo do cilindro hidráulico.

Figura 5.9 – Local da restrição ao movimento.



Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

Figura 5.10 – Área de aplicação da força.



Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

As tensões na extremidade rosqueada da haste foram verificadas em duas situações: (i) pressão de projeto do sistema hidráulico (Equação 10); e (ii) pressão medida do sistema hidráulico (Foto 3.4).

Foi realizado um estudo de convergência da malha de elementos finitos (Tabela 5.3) com a força de tração (2.550 kN) correspondendo a pressão do sistema hidráulico medida no ensaio em campo. Foi inserido um valor de 5% para o erro máximo entre a tensão máxima das soluções, sem refinamento e com refinamento.

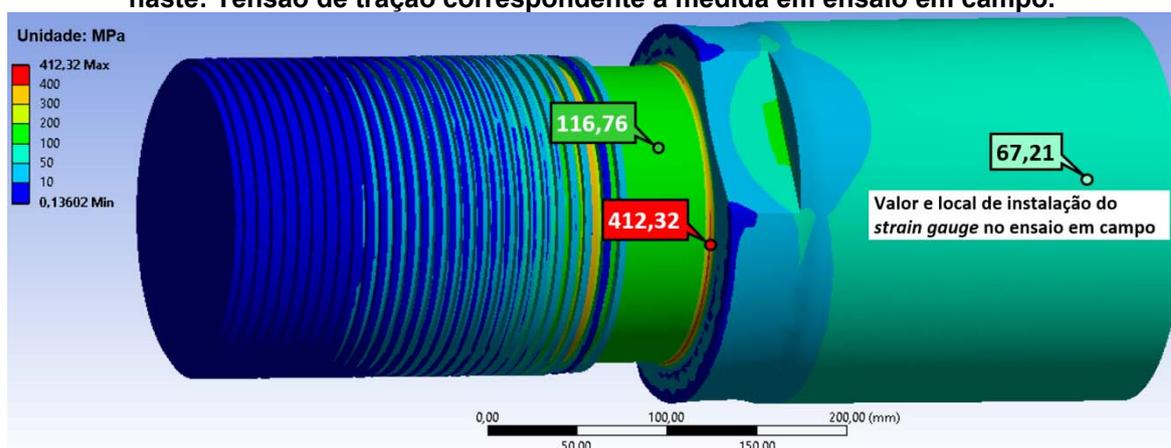
Tabela 5.3 – Estudo de convergência da malha de elementos finitos (projeto original da haste).

Solução	Tensão Máxima (MPa)	Erro (%)	Número de Nós	Número de Elementos
Sem Refinamento	411,19	-	455.303	298.422
Com Refinamento	412,32	0,27	1.116.283	766.336

Fonte: Moreira *et al.* (2017, p. 12).

Observa-se na Figura 5.11 a distribuição da tensão equivalente de von Mises na extremidade rosqueada da haste, com uma tensão de tração correspondente à medida no ensaio em campo. É destacado na Figura 5.11 o valor da maior tensão (412,32 MPa) localizado no entalhe da haste, a tensão na região de menor diâmetro (116,76 MPa) longe do entalhe da haste e a tensão na região de maior diâmetro (67,21 MPa) próximo ao local de instalação dos extensômetros no ensaio experimental.

Figura 5.11 – Distribuição da tensão equivalente de von Mises na extremidade rosqueada da haste: Tensão de tração correspondente à medida em ensaio em campo.



Fonte: Adaptada de Moreira *et al.* (2017, p. 15).

Um resumo dos resultados do estudo de tensões na extremidade rosqueada da haste é apresentado na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Resultados do estudo de tensões na extremidade rosqueada da haste.

Análise	Pressão do Sistema Hidráulico [MPa]	Força de Tração [kN]	Tensão na Secção de Maior Diâmetro [MPa]	Tensão na Secção de Menor Diâmetro [MPa]	Maior Tensão no Entalhe [MPa]
Numérica (Analítica)	161	3.028	79,6	133,4	440,2
Numérica (Computacional)	136	2.550	67,2	116,8	412,3
Experimental	136	-	66,7	-	-

Fonte: Próprio autor.

5.2.2 ESTUDO DOS EFEITOS DA FADIGA NA EXTREMIDADE ROSQUEADA DA HASTE

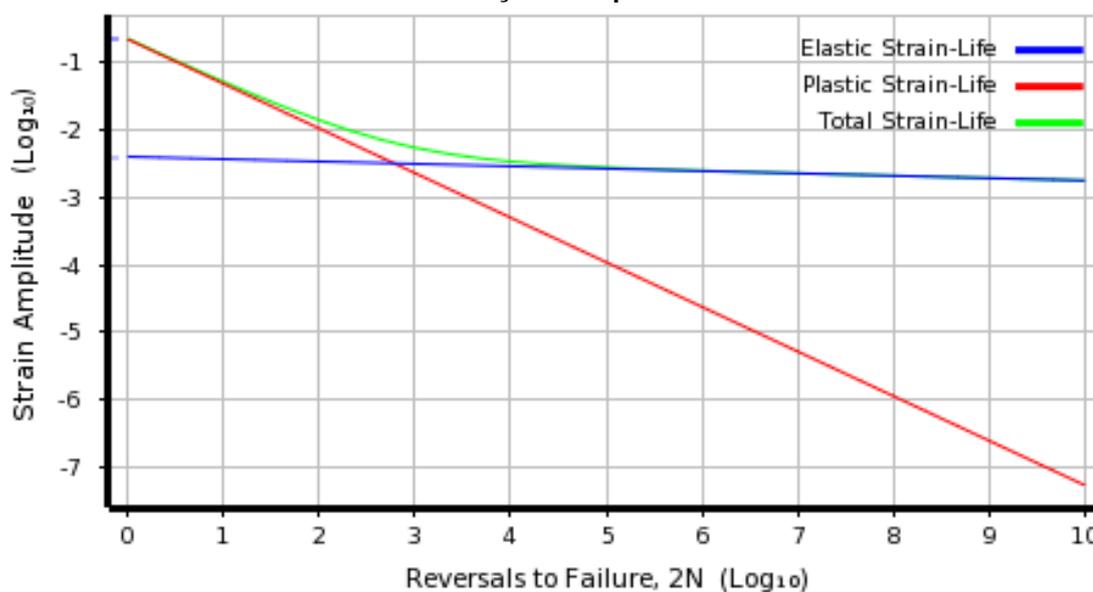
O estudo dos efeitos da fadiga na extremidade rosqueada da haste foi realizado para duas situações, a primeira considerando os esforços devido a abertura e fechamento da comporta (baixo ciclo e alta amplitude), e a segunda considerando os esforços devido a passagem da água pela comporta (alto ciclo e baixa amplitude).

O estudo de fadiga considerou como fatores para ocorrência de falhas, o valor máximo da tensão, a variação de amplitude da tensão e a frequência da tensão, todos esses parâmetros obtidos no ensaio experimental. Ressalta-se, que outros fatores que influenciam o desempenho à fadiga como corrosão e fragilização do material não foram considerados.

Foi inserido no software os coeficientes obtidos no ensaio de fadiga (Tabela 4.8) e o módulo de elasticidade obtido no ensaio de tração (Tabela 4.4), para geração da curva deformação-vida (ϵ -N) da haste de movimentação da comporta do vertedouro da UHE Tucuruí, representada graficamente na Gráfico 5.2 e analiticamente pela Equação 19.

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{840}{213.000} (2N_f)^{-0,035} + 0,213(2N_f)^{-0,658} \quad (19)$$

Gráfico 5.2 – Deformação-vida para a haste fraturada.



Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

Para a correção da tensão média, foi utilizada a equação de Smith, Watson e Topper (SWT) disponível no software, pois segundo Dowling (2004, p. 12) a equação de SWT de tensão média é uma boa escolha para uso geral e possui uma equação simples de amplitude média de tensão para todos os metais.

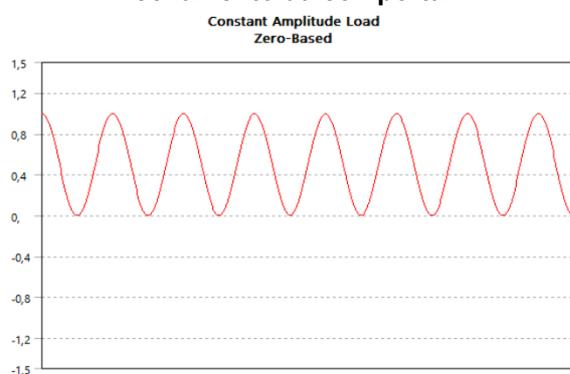
Foi realizada uma modelagem do esforço na haste para cada tipo de simulação, conforme mencionado abaixo:

- Abertura e Fechamento da Comporta: Senoide variando de 0 a 1 (Figura 5.12), representando, o fechamento total da comporta (tensão de tração igual a zero) e a comporta aberta (tensão tração

nominal). A tensão de tração nominal (2.550 kN) medida no ensaio em campo foi utilizada neste estudo de fadiga.

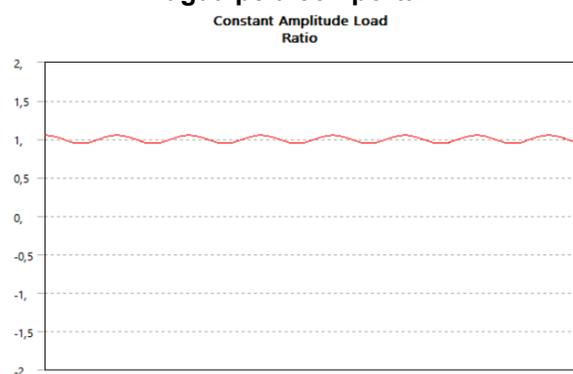
- Passagem da Água pela Comporta: Senoide variando de 0,99 a 1,01 (Figura 5.13), representado a comporta aberta (tensão de tração nominal) e a água passando pela comporta (variação $\pm 1\%$ na tensão). A tensão de tração nominal (2.550 kN) e a frequência (4,64 Hz) medidas no ensaio em campo foram utilizadas neste estudo de fadiga. A variação da tensão (± 25 kN) utilizada na simulação foi a menor que o software permitiu.

Figura 5.12 – Esforço cíclico de abertura e fechamento da comporta.



Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

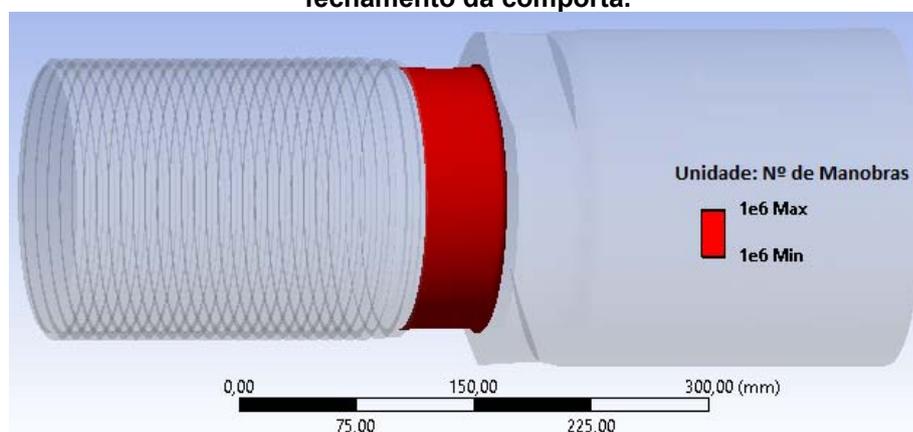
Figura 5.13 – Esforço cíclico de passagem de água pela comporta.



Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

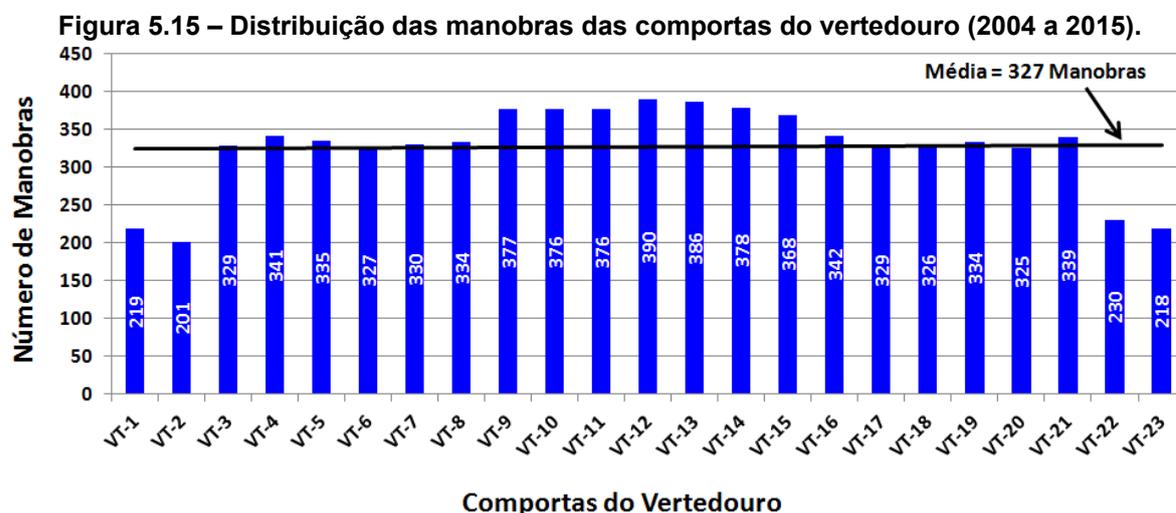
Na Figura 5.14 é apresentada a distribuição de vida por fadiga da secção de menor diâmetro da haste, causada pelo esforço cíclico simulando manobra de abertura e fechamento da comporta do vertedouro. O estudo de fadiga apresentou “vida infinita” (vida $> 1 \times 10^6$ manobras) para iniciação de trinca em toda secção de menor diâmetro da haste para o esforço de abertura e fechamento da comporta.

Figura 5.14 – Distribuição da vida por fadiga com esforço causado pela manobra de abertura e fechamento da comporta.



Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

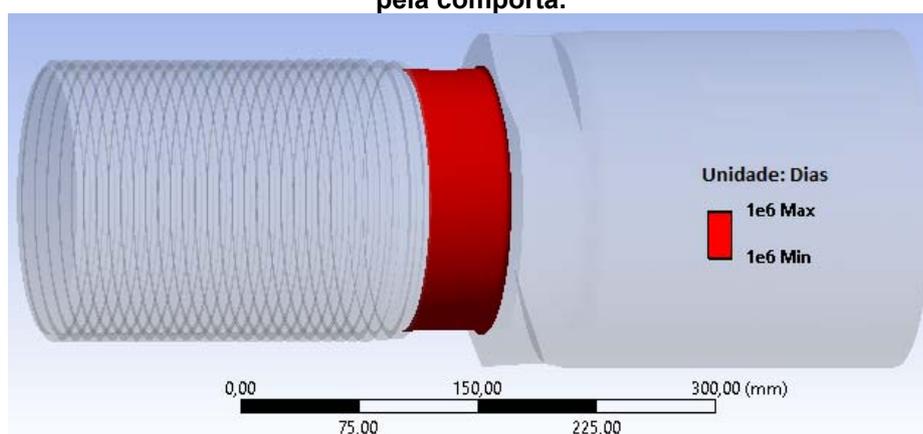
Conforme pode ser observado na Figura 5.15, o histórico de manobras no vertedouro no período entre 2004 a 2015 tem uma média de 327 manobras por comporta. Fazendo uma extrapolação linear, do período de início de operação (1985) até o ano de 2016, temos uma média de 920 manobras por comporta.



Fonte: Registros de ordem de manobra de comporta da UHE Tucuruí.

Na Figura 5.16 é apresentada a distribuição de vida por fadiga da secção de menor diâmetro da haste, causada pelo esforço cíclico simulando a passagem de água pela comporta do vertedouro. O estudo de fadiga apresentou “vida infinita” (vida > 1×10^6 dias) para iniciação de trinca na secção de menor diâmetro da haste devido ao esforço causado pela passagem da água pela comporta.

Figura 5.16 – Distribuição da vida por fadiga com esforço causado pela passagem de água pela comporta.

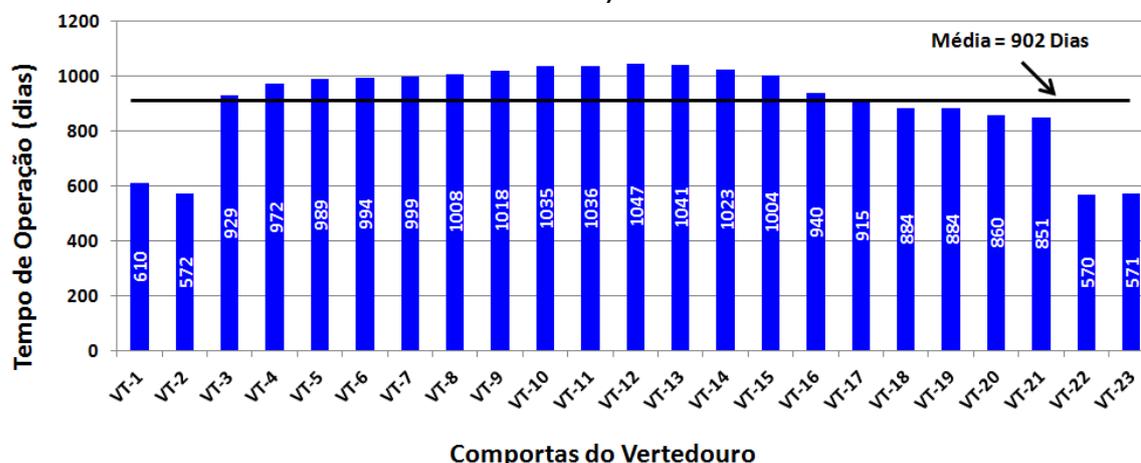


Fonte: StressInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

Conforme pode ser observado na Figura 5.17, o histórico do tempo de operação das comportas do vertedouro no período entre 2004 a 2015 tem uma média de 902 dias por comporta. Fazendo uma extrapolação linear, do período de

início de operação (1985) até o ano de 2017, temos uma média de 2.405 dias de operação por comporta.

Figura 5.17 – Distribuição dos tempos de operação das comportas do vertedouro (2004 a 2015).



Fonte: Registros de ordem de manobra de comporta da UHE Tucuruí.

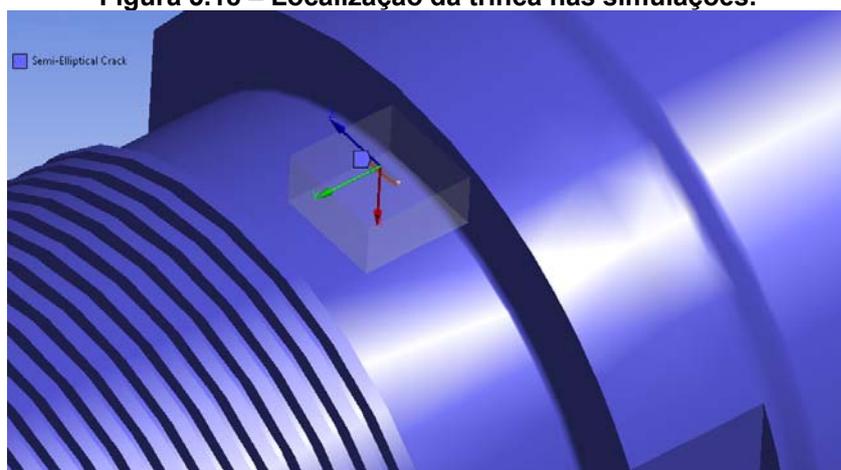
O estudo de fadiga apontou como improvável as falhas nas hastes terem ocorrido exclusivamente por fadiga. Pelo estudo apresentado a quantidade de manobras realizadas na comporta do vertedouro e o tempo de comporta aberta (em operação) não seriam suficientes para causar iniciação de trincas nas hastes, pois a vida de fadiga das hastes é maior que o tempo de vida utilizado em especificações de estrutura de concreto, como por exemplo, a LNEC E464 (2007) que prescreve metodologia para projeto de vida útil de 50 e 100 anos para estrutura de concreto.

Importante reforçar que neste estudo de fadiga não foi inserida nenhum tipo de fragilização do material, como por exemplo, corrosão sob tensão, corrosão microbiológica, microfuros ou microtrincas, fragilização por revenido, fragilização por hidrogênio, entre outras.

5.2.3 ESTUDO DOS EFEITOS DE TRINCA NA SECÇÃO DE MENOR DIÂMETRO DA HASTE

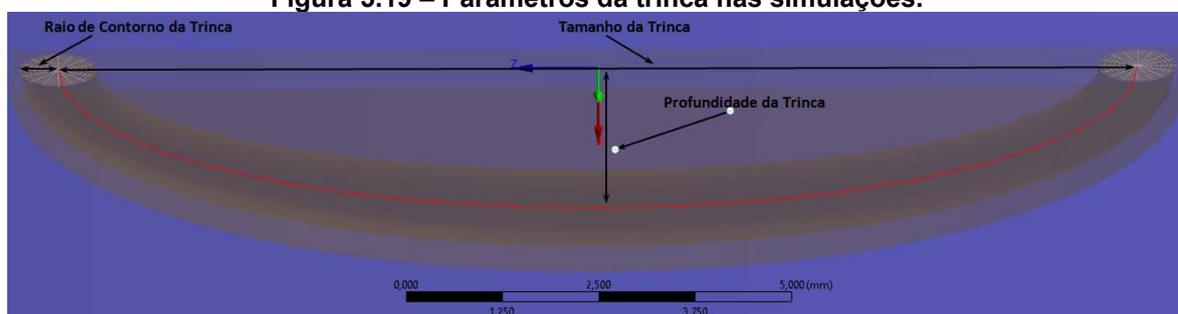
O estudo dos efeitos de trinca na secção de menor diâmetro da haste foi realizado através de simulações de trincas semi-elípticas, com conjunto de parâmetros (tamanho, profundidade) diferentes. Ressalta-se que o raio de contorno da trinca foi mantido o mesmo valor (0,5 mm) em todas as simulações para facilitar a análise dos resultados. A Figura 5.18 e Figura 5.19 apresenta a localização e os parâmetros da trinca, respectivamente, inseridos nas simulações.

Figura 5.18 – Localização da trinca nas simulações.



Fonte: CrackInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

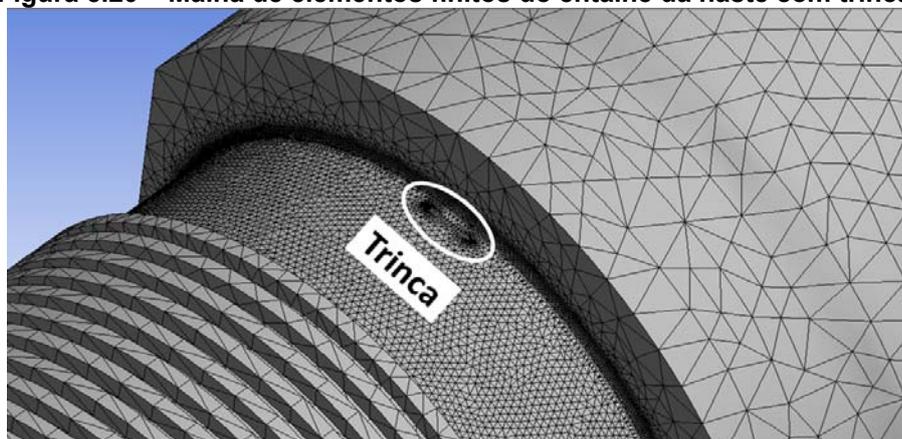
Figura 5.19 – Parâmetros da trinca nas simulações.



Fonte: CrackInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

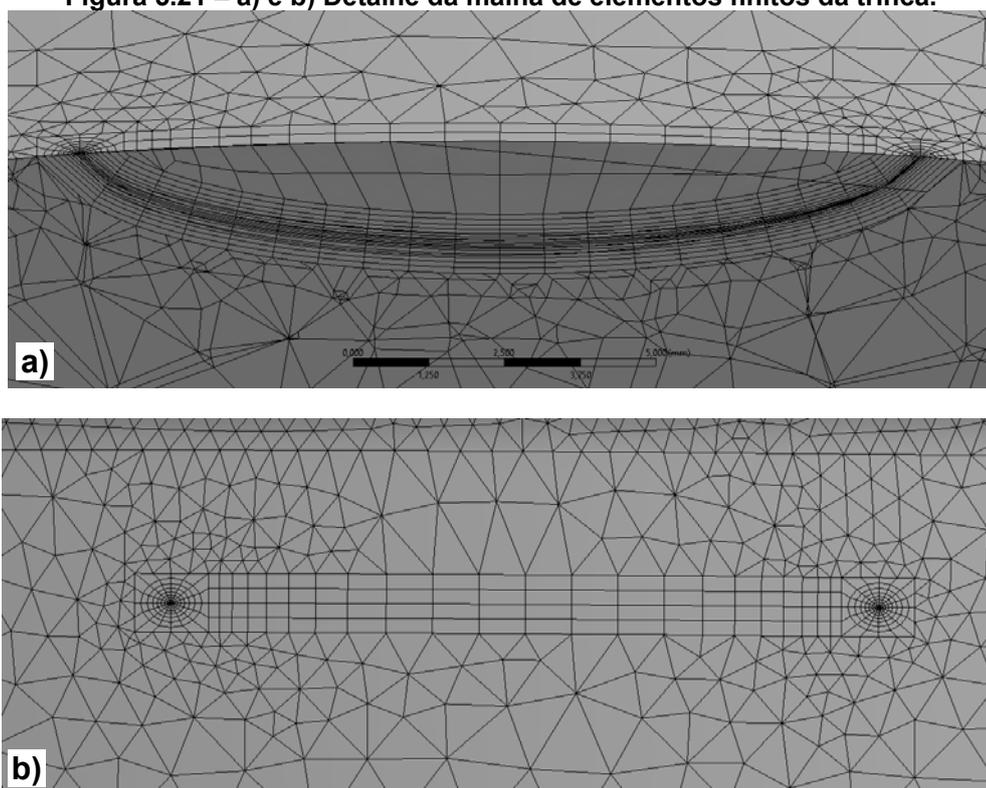
As trincas semielípticas foram modeladas com uma malha de elementos finitos do tipo hexaédrica para fiel representação do campo de tensões na trinca, cujo gradiente é elevado por natureza. Na Figura 5.20 é mostrada a malha de elementos finitos da região próxima à trinca e na Figura 5.21 é mostrado detalhes da malha de elementos finitos da trinca. Este exemplo de malha de elementos finitos refere-se à simulação #1 da Tabela 5.5.

Figura 5.20 – Malha de elementos finitos do entalhe da haste com trinca.



Fonte: CrackInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

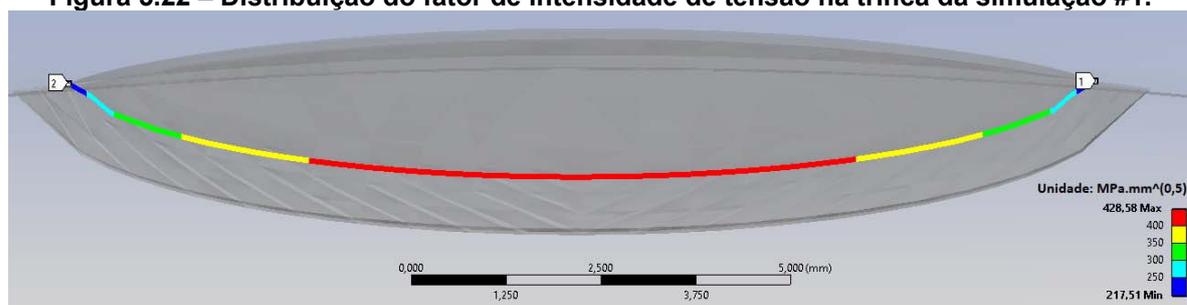
Figura 5.21 – a) e b) Detalhe da malha de elementos finitos da trinca.



Fonte: CrackInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

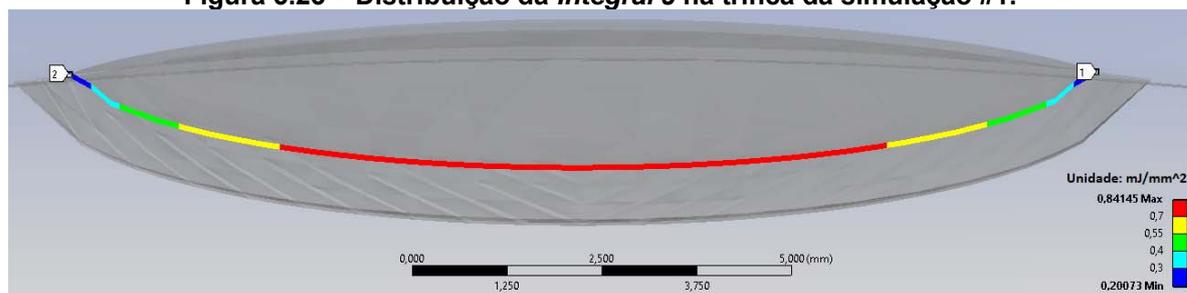
Uma visualização gráfica da distribuição do Fator de Intensidade de Tensão e da *Integral J* são apresentadas na Figura 5.22 e Figura 5.23, respectivamente. Estes resultados se referem à simulação #1 da Tabela 5.5.

Figura 5.22 – Distribuição do fator de intensidade de tensão na trinca da simulação #1.



Fonte: CrackInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

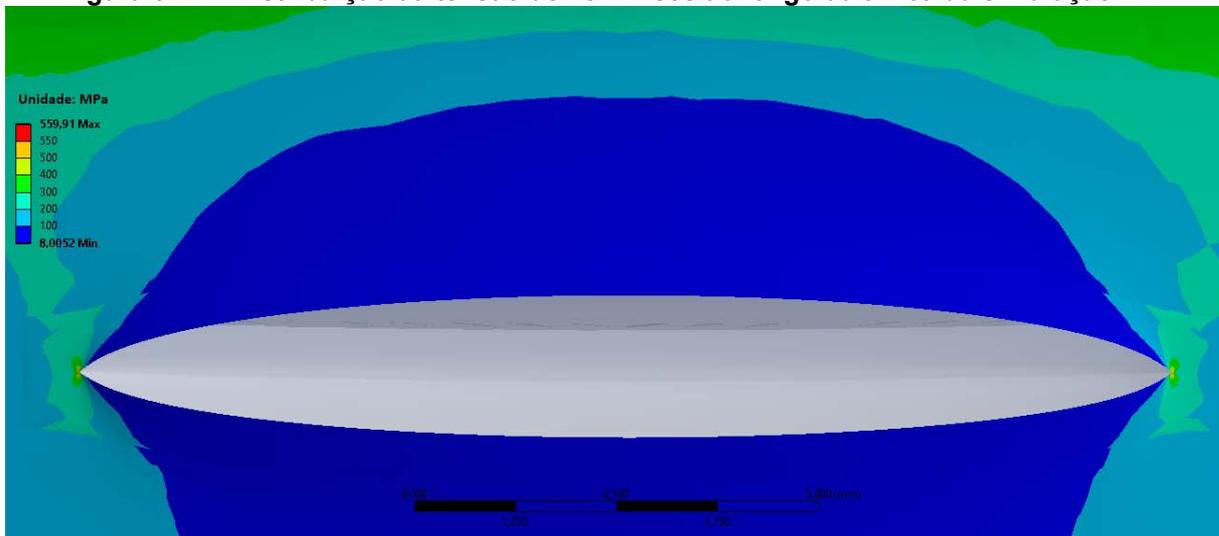
Figura 5.23 – Distribuição da *Integral J* na trinca da simulação #1.



Fonte: CrackInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

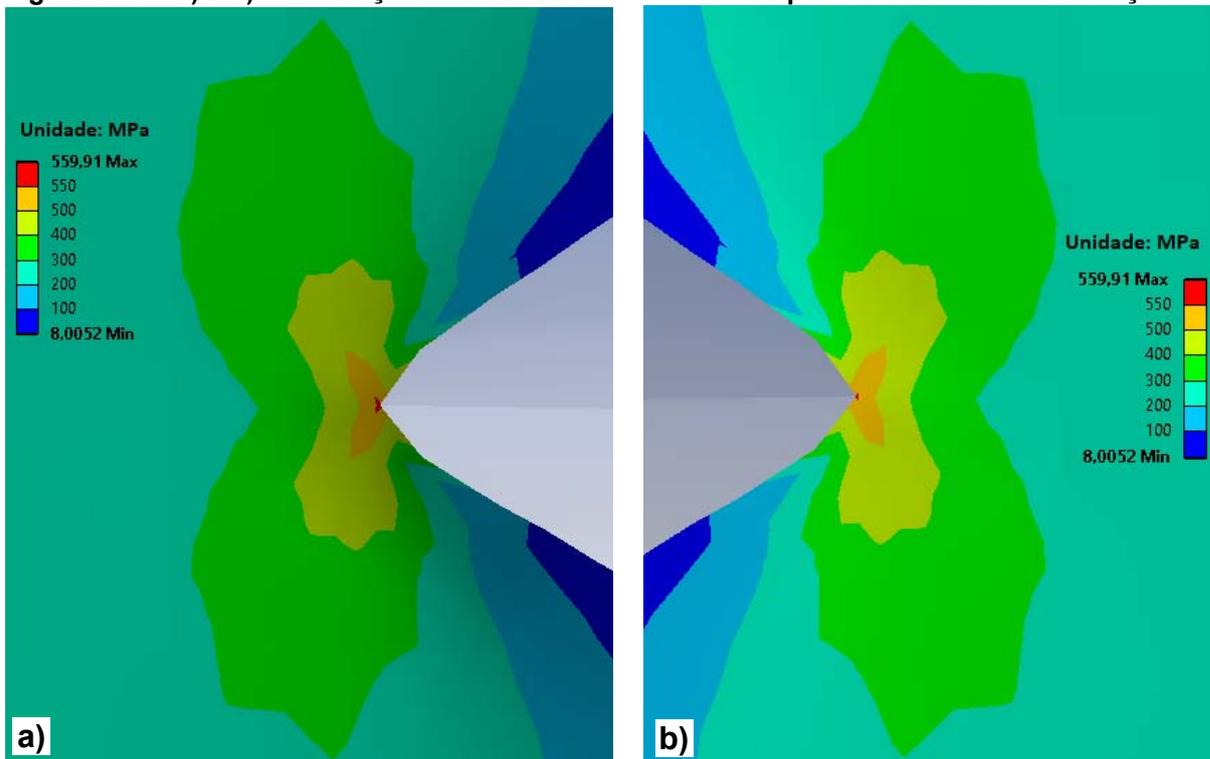
Na Figura 5.24 e Figura 5.25 são apresentadas a distribuição da tensão de von Mises na trinca e na ponta da trinca, respectivamente. Estes resultados se referem à simulação #1 da Tabela 5.5.

Figura 5.24 – Distribuição da tensão de von Mises ao longo da trinca da simulação #1.



Fonte: CrackInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

Figura 5.25 – a) e b) Distribuição da tensão de von Mises nas pontas da trinca da simulação #1.



Fonte: CrackInTheNotch.wbpj (ANSYS R18.1).

Tabela 5.5 - Resultados das simulações das trincas.

Simulação	Tamanho da Trinca (mm)	Profundidade da Trinca (mm)	Tensão de von Mises Máxima (MPa)	Fator de Intensidade de Tensão Máximo (MPa \sqrt{mm})	Integral J Máxima (mJ/mm ²)
#1	14,00	1,25	559,91	428,58	0,84
#2	75,00	30,00	4.048,80	1.407,60	9,85
#3	90,00	25,00	3.872,60	1.411,80	9,71
#4	100,00	20,00	3.657,60	1.399,80	9,25
#5	107,00	17,50	3.511,90	1.394,30	9,01

Fonte: Moreira *et al.* (2017, p. 18).

Os resultados da simulação #1 (Tabela 5.5) mostram que trincas de aproximadamente 14,00 mm de comprimento e 1,25 mm de profundidade criam zona de plastificação na região próxima à ponta da trinca (Figura 5.25).

Através dos resultados das simulações #2 à #5 (Tabela 5.5), verifica-se que o tamanho e a profundidade da trinca semi-elíptica são características geométricas que determinam se haverá ruptura na haste, pois ultrapassam o valor de tenacidade à fratura (K_{Ic} e J_{Ic}). Observa-se que, com o aumento no tamanho da trinca a profundidade que causa a ruptura da haste diminui. Pelos resultados da Tabela 5.5 (simulações #2 à #5), pode-se dizer que a haste se rompe quando a trinca atinge cerca de 17-30 mm de profundidade.

5.2.4 PROPOSTA DE PROJETO CONSTRUTIVO DE HASTE

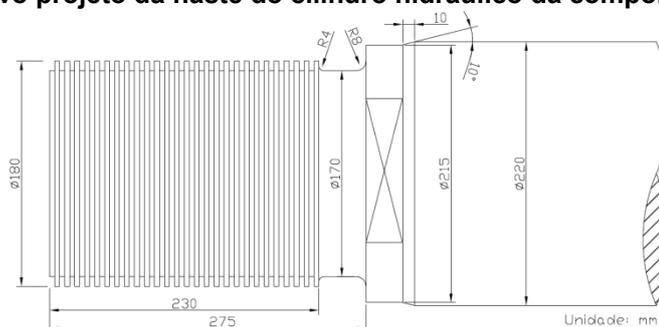
Nesta dissertação é apresentada uma proposta de projeto construtivo da haste do cilindro hidráulico que atende a norma NBR 6122/96 referente ao fator de segurança (maior 2,0) para a capacidade de carga de tubulões sem prova de carga.

Foram realizadas análises numéricas (analítica e computacional) da concentração de tensão no entalhe da extremidade rosqueada da haste. Foi proposto um novo raio de concordância para o entalhe da região de transição das secções de diferentes diâmetros, e ainda, a inclusão de um raio de concordância no entalhe do primeiro filete da rosca, os demais detalhes construtivos permaneceram iguais ao projeto original. O novo projeto da haste do cilindro hidráulico é mostrado na Figura 5.26.

Na análise numérica analítica, foi considerado o diâmetro maior da haste (D) de 220 mm, o tamanho do entalhe (h) de 25 mm, o raio do entalhe (r) de 8 mm e uma tensão de tração na secção de menor diâmetro da haste (σ_t) de 133,4 MPa (Equação 11). Utilizando estes dados nas Equações 14 à 18, tem-se um fator de

concentração de tensão (K_t) de 2,21, ou seja, uma tensão máxima no entalhe ($K_t \times \sigma_t$) de 294,81 MPa.

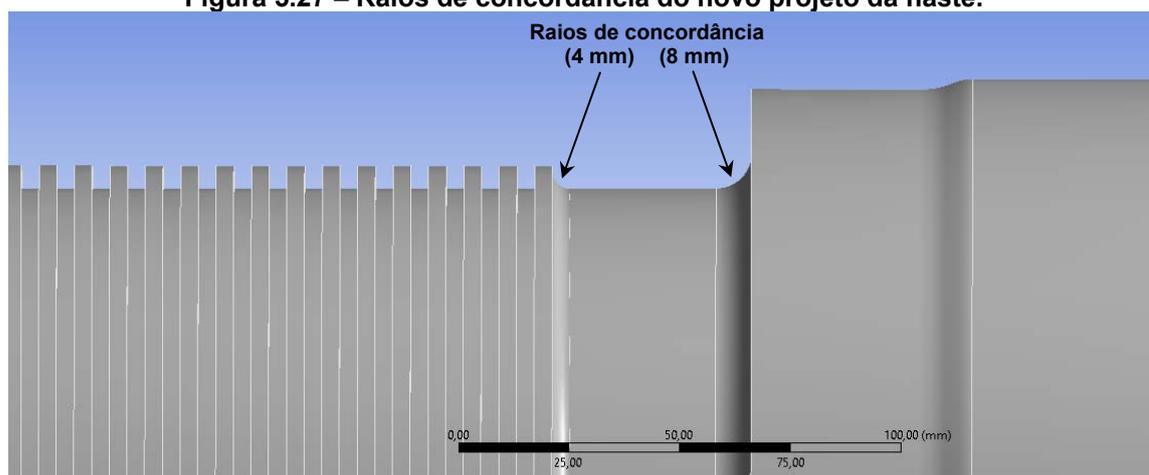
Figura 5.26 – Novo projeto da haste do cilindro hidráulico da comporta do vertedouro.



Fonte: Próprio autor.

Na análise numérica computacional, foi verificada as tensões apenas na região onde ocorre as trincas e rupturas na haste. Na Figura 5.27 é mostrada as diferenças geométricas (raios de concordância) do novo projeto da haste.

Figura 5.27 – Raios de concordância do novo projeto da haste.



Fonte: StressInTheNotchNewProject.wbpj (ANSYS R18.1).

Foi inserido um controle global de malha, com elementos finitos do tipo tetraédricos, idêntico ao apresentado na Tabela 5.1 e um controle local de malha nos dois entalhes conforme Tabela 5.6. Detalhes da malha de elementos finitos nos entalhes da extremidade rosqueada da haste é mostrada na Figura 5.28

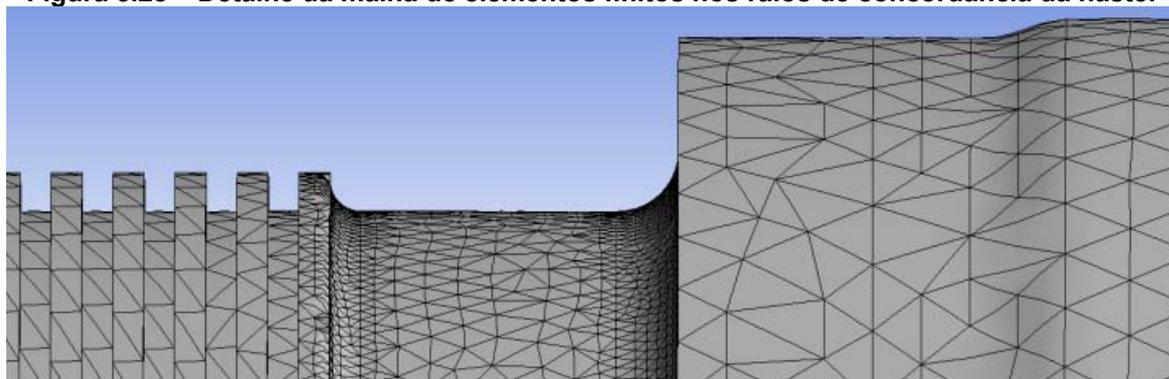
Tabela 5.6 – Parâmetros de controle local da malha.

Parâmetro	Unidade	Valor
Element Size	mm	2,0

Fonte: StressInTheNotchNewProject.wbpj (ANSYS R18.1).

As condições de contorno utilizada na simulação foi a mesma da Figura 5.9 e Figura 5.10 para restrição ao deslocamento e aplicação da força, respectivamente.

Figura 5.28 – Detalhe da malha de elementos finitos nos raios de concordância da haste.



Fonte: StressInTheNotchNewProject.wbpj (ANSYS R18.1).

Foi realizado um estudo de convergência da malha de elementos finitos (Tabela 5.7) com a força de tração (2.550 kN). Foi inserido um valor de 5% para o erro máximo entre a tensão máxima das soluções, sem refinamento e com refinamento.

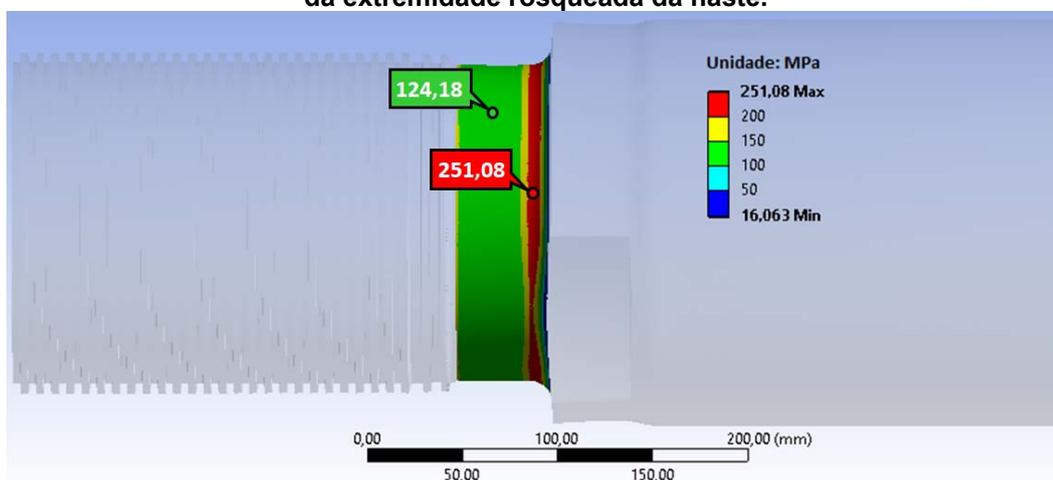
Tabela 5.7 – Estudo de convergência da malha de elementos finitos (novo projeto da haste).

Solução	Tensão Máxima (MPa)	Erro (%)	Número de Nós	Número de Elementos
Sem Refinamento	249,39	-	216.656	139.439
Com Refinamento	251,08	0,67	455.385	307.297

Fonte: StressInTheNotchNewProject.wbpj (ANSYS R18.1).

Observa-se na Figura 5.29 a distribuição da tensão equivalente de von Mises na secção de menor diâmetro da extremidade rosqueada da haste. É destacado na Figura 5.29 o valor da maior tensão (251,08 MPa) localizado no entalhe da haste e a tensão na região de menor diâmetro (124,18 MPa) longe do entalhe da haste.

Figura 5.29 – Distribuição da tensão equivalente de von Mises na secção de menor diâmetro da extremidade rosqueada da haste.



Fonte: StressInTheNotchNewProject.wbpj (ANSYS R18.1).

O novo projeto construtivo de haste (Figura 5.26), proposto nesta dissertação, reduz em 39% a maior tensão na extremidade rosqueada (comparado ao projeto original) e produz um fator de segurança(em relação a tensão de ruptura) de 2,75 considerando a concentração de tensão no entalhe da haste.

5.2.5 SÍNTESE DOS RESULTADOS

Os resultados da análise numérica permitiram:

- Validar os cálculos dos coeficientes de segurança para tensão de ruptura e escoamento, realizados no memorial de cálculo;
- Confirmar a hipótese que os coeficientes de segurança (ruptura e escoamento) estão reduzidos quando considerada a concentração de tensão no entalhe da haste;
- Descartar a hipótese de iniciação de trinca na haste devida exclusivamente aos efeitos da fadiga (esforços cíclicos). Foi possível concluir que o tempo para iniciação de trinca na haste, considerando apenas o efeito da fadiga, é maior que vida útil da estrutura de concreto da barragem.
- Os esforços cíclicos presentes na haste contribuíram para propagação da trinca até a ruptura total.

6 DISCUSSÕES

O histórico considerável de trincas e rupturas nas hastes dos cilindros hidráulicos de movimentação do vertedouro da UHE Tucuruí, acompanhado do estudo de fadiga apontando “vida infinita” para as hastes e as medições dos esforços nas hastes estando dentro do previsto em projeto, pode-se afirmar que existe contribuição de um ou mais fatores fragilizantes ao material para as falhas ocorridas.

Vale mencionar que avarias nas hastes dos servomotores ocorridas no comissionamento do vertedouro podem ter contribuído para o aparecimento das trincas, mas não foi o fator principal que ocasionaram as falhas. Algumas avarias estão registradas no “Relatório de Ocorrências dos Servomotores das Comportas do Vertedouro” de elaborado por Gomes (1985).

Segundo Gomes (1985, p. 2) devido os serviços de acabamento na estrutura de concreto do vertedouro da barragem de Tucuruí, as hastes dos servomotores sofreram banhos de argamassa e areia, impactos de materiais sólidos, depósito de areia, ataques de agentes agressivos (inclusive urina) e depósito de piche. Mesmo após a limpeza das hastes com jato de água, lavagem com querosene, retirada da argamassa com espátula de madeira, polimento com lixa fina (800) e retirada de irregularidades com pedra carburundum (granulometria fina), ainda permaneceram resquícios das avarias, como pode ser observado na Foto 6.1 em que agente altamente agressivo respingou na haste e na Foto 6.2 onde se verifica corrosão acentuada no corpo da haste. Neste relatório não foi relatada as condições da extremidade rosqueada das hastes, pois não foi desconectada a haste do olhal inferior. Ressalta-se que a posição (inclinada) da haste propicia condições para acúmulo de líquidos no interior do olhal inferior (extremidade rosqueada) e que mesmo o acúmulo de água acarreta fragilização do material através do processo de corrosão.

Foto 6.1 – Corrosão acentuada na haste N° 14 da comporta N° 07 (após limpeza e polimento).



Fonte: Gomes (1985, p. 23).

Foto 6.2 – Respingo de produto altamente agressivo na haste N° 14 da comporta N° 07 (após limpeza e polimento).



Fonte: Gomes (1985, p. 22).

No relatório elaborado por Soares e Amado (1996, p. 4), foi verificado manchas de corrosão na superfície da extremidade rosqueada da haste N° 30 da comporta N° 15 do vertedouro da barragem de Tucuruí, que rompeu em 1995 (Foto 6.3), indicando que no interior do olhal inferior é um ambiente propício a corrosão. Também se observa manchas de corrosão na peça fratura deste estudo (Foto 6.4). Ressalta-se que na Foto 4.10 não foi observada manchas de corrosão devido a limpeza realizada pela equipe de manutenção da ELETRONORTE, antes do envio para o CEPEL.

Foto 6.3 – Manchas de corrosão da haste N° 30, fraturada em 1995.



Fonte: Soares e Amado (1996, p. 12).

Foto 6.4 – Manchas de corrosão da haste N° 37, fraturada em 2015.



Fonte: Próprio autor.

No caso específico das hastes das comportas do vertedouro da barragem de Tucuruí, a corrosividade do meio exerce um efeito maior que o normal devido ao tratamento térmico inadequado que foi aplicado ao aço. As regiões das hastes onde se têm observado rupturas e trincas são as mais críticas, não só por terem menor diâmetro e terem concentradores de tensões, mas também do ponto de vista da corrosão, por serem regiões internas do olhal inferior, onde há retenção de umidade em condições de pouca aeração.

Uma evidência de que corrosão foi um dos fatores que propiciaram as falhas, é que na extremidade rosqueada da haste, conectada ao êmbolo do cilindro hidráulico, não foram observadas trincas e fraturas. Nesta extremidade rosqueada, de mesmo material e mesmo tratamento térmico, também possui concentração de tensão ocasionada pela redução da secção transversal, inclusive é o local onde ocorre a maior tensão resultante da haste, porém esta região é protegida de ambiente corrosivo. Uma maneira adequada para proteção contra umidade na região crítica da haste é aplicação de graxa durável e baixa fluidez.

Outro fator que contribuiu para as ocorrências de trincas e rupturas foi a elevada concentração de tensão no entalhe da haste conectada ao olhal inferior. Detalhes geométricos nesta extremidade rosqueada, como principalmente, o aumento do raio de concordância da transição entre as duas secções de diferentes diâmetros, mas também com certa relevância, o aumento do ângulo do chanfro, a

inclusão de um raio de concordância no primeiro filete de rosca e a substituição de rosca trapezoidal por rosca métrica fina, reduz significativamente a tensão máxima no seu entalhe, como sugerido neste trabalho.

O principal fator que contribuiu para as falhas nas hastes foi o tratamento térmico inadequado, promovendo uma tenacidade ao impacto anormalmente baixa (600% inferior ao normal) e uma sensibilidade à CST (fratura e corrosão intergranular). Esta condição do material, associada a concentração de tensão e à corrosividade normal da água, pode levar a nucleação de trincas por CST, propagação das trincas por fadiga e uma ruptura frágil.

Considerando que a análise metalográfica na superfície da haste fraturada revelou trincas intergranulares com evidências de corrosão intergranular, a propagação de trinca por fadiga até a ruptura final se justifica, tendo em vista que o efeito corrosivo degrada as propriedades de fadiga e acelera a propagação da trinca. A baixa tenacidade ao impacto do material fez com que a ruptura fosse frágil, não existindo inclusive a indicação clara, na análise fractográfica da superfície fraturada, de linhas de avanço das trincas. Este fato é característico de materiais frágeis, onde não ocorre plastificação quase que nenhuma a frente da trinca, mesmo no nível microscópio.

Por fim, o estudo realizado para investigar a causa da falha na haste de cilindro hidráulico N°37 da comporta ° 19 do vertedouro da UHE Tucuruí, recomenda:

- Inspeccionar por líquido penetrante todas as extremidades rosqueadas das hastes que estão em operação no vertedouro e substituir as hastes com trincas;
- Lubrificar, com graxa resistente a água, o tirante de conexão da comporta com o olhal inferior, no intuito de reduzir a resistência ao movimento (atrito).
- Proteger a extremidade rosqueada da haste contra umidade por adição de graxa durável, de baixa fluidez e resistente a água, podendo a ser LUMOMOLY TF-92 da LUMObras ou a EXBS 64/12 da Mobil Oil, no intuito de evitar ocorrências de corrosão na superfície da haste.
- Que em futuras aquisições de hastes de cilindro hidráulico da comporta do vertedouro, é importante que haja: (i) inspeção

dimensional com batimento; (ii) ensaio de líquido penetrante; (iii) ensaio de ultrassom e partícula magnética; (iv) ensaio de raio x na extremidade rosqueada da haste (região de transição das secções de diferentes diâmetros e roscas trapezoidais); (v) ensaio de réplica metalográfica; (vi) ensaio de dureza; (vii) ensaio de tração; (viii) ensaio de impacto Charpy.

- Especificar material da haste em aço AISI 410 ou AISI 420 ou em aço inoxidável martensítico do tipo 15%Cr-5%Ni, de alta tenacidade ao impacto.
- Especificar um valor mínimo 36 J para tenacidade ao impacto para o material da haste.
- Elaborar novo projeto construtivo de haste que reduza a concentração de tensão na secção de transição de diferentes diâmetros. Pode ser utilizado projeto proposto nesta dissertação (Figura 5.26).

7 CONCLUSÕES

As investigações em campo, em laboratório e numérica confirmaram as hipóteses para as causas das trincas e fraturas nas hastes de movimentação das comportas do vertedouro. Um resumo das constatações de cada hipótese é apresentado na Tabela 7.1.

Tabela 7.1 – Verificações das hipóteses da falha na haste da comporta.

Hipótese	Constatação
Esforços adicionais não previstos no projeto da haste.	Existe esforço adicional não considerado no projeto da haste, relacionada a tensão devido a flexão na extremidade rosqueada da haste.
Falhas no processo de fabricação da haste.	Houve falha no processo de fabricação da haste, relacionada ao tratamento térmico (revenimento).
Propriedades mecânicas do material da haste não adequadas.	Verificou-se propriedade do material da haste não adequada, relacionada a tenacidade ao impacto.
Ataque de corrosão na haste.	Houve ataque de corrosão superficial e intergranular na peça fraturada.
Coeficientes de segurança para tensão de ruptura e escoamento reduzidos.	Estão reduzidos os coeficientes de segurança para tensão de ruptura e escoamento quando considerada a concentração de tensão existente no entalhe da haste.
Efeitos da fadiga devido aos esforços cíclicos presentes na haste.	Os esforços cíclicos presentes na haste contribuíram para propagação da trinca até a ruptura total. A iniciação da trinca não foi ocasionada exclusivamente pelos efeitos da fadiga.

Fonte: Próprio autor.

A partir dos resultados apresentados, analisados e discutidos nesta dissertação, pode-se concluir a respeito da fratura na haste do cilindro hidráulico N° 37 da comporta N° 19 do vertedouro da UHE Tucuruí que:

- A haste rompeu devido à baixa tenacidade ao impacto e a uma resistência à corrosão moderada, associada a elevada concentração de tensão na região de transição das secções de diferentes diâmetros (215 e 170 mm). Estas condições, juntamente com efeito corrosivo da água, propiciaram a nucleação de trincas por corrosão sob tensão e sua propagação por fadiga, até a ruptura total.
- O desempenho do aço inoxidável martensítico utilizado na confecção da haste decorre do tratamento térmico inadequado durante seu processo de fabricação, que resultou em elevado teor

de ferrita- δ , fragilização ao revenido, baixa tenacidade ao impacto e susceptibilidade à corrosão sob tensão.

Os resultados do estudo de fadiga apresentado neste trabalho podem ser confirmados com estudos de fadiga LCF+VHCF utilizando os dados reais de carregamento (medidos no ensaio em campo) e acrescentando alguma metodologia de acúmulo de dano linear, Palmgren (1924) junto com Miner (1945), ou acúmulo de dano não linear, Chaboche e Lesne (1988).

As recomendações apresentadas no Capítulo 6 podem evitar as trincas e rupturas das hastes dos cilindros dos vertedouros e o aço inoxidável martensítico AISI 410 condição T pode ser aplicado para hastes de cilindros hidráulicos de comportas de vertedouros, desde que, além de atender a norma ASTM A276-06 também possua uma tenacidade ao impacto apropriada (mínimo 36 J).

REFERÊNCIAS

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API RP 571**: Damage Mechanisms Affecting Fixed Equipment in the Refining Industry. 2^a. ed. Washington: API Publishing Services, 2011. 257 p.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Fractography and Atlas of Fractographs. In: FELLOWS, J. A.; HOWARD, E. B. **Metals Handbook**. 8^a. ed. Ohio: ASM International, v. 9, 1974. p. 1-499.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Metallography and Microstructure. In: MILLS, K., et al. **Metals Handbook**. 9^a. ed. Ohio: ASM International, v. 9, 1985. p. 1-1627. ISBN 978-0-87170-706-2.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Failure Analysis and Prevention. In: POWELL, G. W.; MAHMOUD, S. E. **Metals Handbook**. 9^a. ed. Ohio: ASM International, v. 11, 1986. p. 1-843.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys. In: ABEL, L. A., et al. **Metals Handbook**. 10^a. ed. Ohio: Metals Park, v. 1, 1990. p. 1-2521. ISBN 978-0-87170-377-4.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Heat Treating. In: KIEPURA, R. T., et al. **Metals Handbook**. 1^a. ed. Ohio: Metals Park, v. 4, 1991. p. 1-2173. ISBN 0-87170-379-3.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E92-82 (Reapproved 1997)e1**: Standard Test Methods for Vickers Hardness and Knoop Hardness of Metallic Materials. West Conshohocken: ASTM International, 1982. 10 p. <https://dx.doi.org/10.1520/E0092-17>.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A370-97a**: Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products. West Conshohocken: ASTM International, 1997. 53 p. <https://dx.doi.org/10.1520/A0370-17A>.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E606/E606M-04e1**: Standard Test Method for Strain-Controlled Fatigue Testing. West Conshohocken: ASTM International, 2004. 16 p. https://dx.doi.org/10.1520/E0606_E0606M-12.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A276-06**: Standard Specification for Stainless Steel Bars and Shapes. West Conshohocken: ASTM International, 2006. 7 p. https://dx.doi.org/10.1520/A0276_A0276M-17.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E23-07e1**: Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials. West Conshohocken: ASTM International, 2007. 28 p. <https://dx.doi.org/10.1520/E0023-16B>.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E1823-13**: Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing. West

Conshohocken: ASTM International, 2013. 25 p. <https://dx.doi.org/10.1520/E1823-13>.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E8/E8M-13**: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. West Conshohocken: ASTM International, 2013. 30 p. https://dx.doi.org/10.1520/E0008_E0008M-16A.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E18-15**: Standard Test Methods for Rockwell Hardness of Metallic Materials. West Conshohocken: ASTM International, 2015. 38 p. <https://dx.doi.org/10.1520/E0018-17E01>.

ARAÚJO, Á. L. D.; LOPES, M. L.; PEREIRA, G. M. **Trinta Anos de Operação das 23 Comportas do Vertedouro da UHE Tucuruí**. Anais do XXX Seminário Nacional de Grandes Barragens. Foz do Iguaçu: Comitê Brasileiro de Barragens. 2015. p. 1-13.

ARGYRIS, J. H. Energy Theorems and Structural Analysis. **Aircraft Engineering**, 1954-55.

ARTEAGA, C. C. et al. Estimation of Useful Life in Turbines Blades with Cracks in Corrosive Environment. **Engineering Failure Analysis**, 35, 2013. 576–589. <https://dx.doi.org/10.1016/j.engfailanal.2013.05.013>.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6122**: Projeto e execução de fundações. Rio de Janeiro: ABNT, 1996. 33 p.

AZEVEDO, C. R. F. et al. Bending Fatigue of Stainless Steel Shear Pins Belonging to a Hydroelectric Plant. **Engineering Failure Analysis**, 16, 2009. 1126–1140. <https://dx.doi.org/10.1016/j.engfailanal.2008.07.009>.

BADONI-ATB. **Memorial de Cálculo: Comporta de Segmento**. Departamento de Engenharia Eletromecânica. Brasília, p. 1-59. 1980. TUF-15-054-243 R2.

BASQUIN, O. H. The Exponential Law of Endurance Test. **Proceedings of the American Society for Testing and Materials**, 10, 1910. 625–630.

BEER, F. P.; JOHNSTON JR, E. R. Tensão e Deformação - Carregamento Axial. In: BEER, F. P.; JR., E. R. J. **Resistência dos Materiais**. 3ª. ed. São Paulo: MAKRON Books, 2006. Cap. 2, p. 64-194.

BLOOM, F. K. Stress Corrosion Cracking of Hardenable Stainless Steels. **Corrosion**, 11, n. 8, 1955. 39-49. <https://doi.org/10.5006/0010-9312-11.8.39>.

BRENNER, S. C.; SCOTT, L. R. Basic Concepts. In: BRENNER, S. C.; SCOTT, L. R. **The Mathematical Theory of Finite Element Methods**. 3ª. ed. New York: Springer, 2007. Cap. 0, p. 1-22. ISBN 978-0-387-75934-0.

BROWNS FERRY NUCLEAR PLANT. **Browns Ferry Unit 3: Residual Heat Removal Valve (3 FCV-74-67) Stem Broke**. Browns Ferry Nuclear Plant. Athens, p. 1-5. 1984. Licensing Event Report 84-04/01.

BRUNSWICK STEAM ELECTRIC PLANT. **Brunswick Unit 2: Update on Defective Valve Stems**. Brunswick Steam Electric Plant. Southport, p. 1-2. 1982. Licensing Event Report 82-088/3L-3.

BUDYNAS, R. G.; NISBETH, J. K. Fatigue Failure Resulting from Variable Loading. In: BUDYNAS, R. G.; NISBETH, J. K. **Shigley's Mechanical Engineering Design**. 9ª. ed. New York: McGraw-Hill, 2016. Cap. 6, p. 265-356. ISBN 978-0-07-352928-8.

CALLISTER JR, W. D. Ligas Metálicas. In: CALLISTER JR, W. D. **Ciência e Engenharia de Materiais uma Introdução**. 5ª. ed. Rio de Janeiro: Técnicos e Científicos Editora S.A., 2007. p. 1-589.

CARVALHO, F. L. **Influência do Tamanho de Grão Austenítico na Resistência à Corrosão Sob Tensão de Aços para Aplicação Sour Service**. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, p. 1-113. 2007.

CHABOCHE, J. L.; LESNE, P. M. A Non-Linear Continuous Fatigue Damage Model. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, 11, n. 1, 1988. 1-17. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1988.tb01216.x>.

CHANDRA, K. et al. Temper Embrittlement and Corrosion Behaviour of Martensitic Stainless Steel 420. **Advanced Materials Research**, 794, 2013. 757-765. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.794.757>.

CHIMBLI, S. K. Failure Analysis on 410 Stainless Square-Head Bolts Failing Wedge Tensile Test. **Materials Performance and Characterization**, 2, n. 1, 2013. 440–453. <https://doi.org/10.1520/MPC20130008>.

CHIODO, M. S. G. **Procedimento de Avaliação da Integral J e CTOD para Dutos com Tincas Circunferenciais Submetidos à Flexão e Aplicações à Instalação de Risers pelo Método Carretel**. Universidade de São Paulo. São Paulo, p. 1-112. 2009.

CHO, J. R. et al. Fatigue Life Prediction and Optimum Topology Design of EPDM Weather Strip. **Finite Elements in Analysis and Design**, 60, 2012. 57–63. <https://dx.doi.org/10.1016/j.finel.2012.06.001>.

CLOUGH, R. W. **The Finite Element Method in Plane Stress Analysis**. Proceedings 2nd Conference on Electronic Computation. Pittsburgh: American Society of Civil Engineers. 1960. p. 345-378.

CLOUGH, R. W. The Finite Element Method After Twenty-Five Years: A Personal View. **Computers & Structures**, 12, 1980. 361-370. [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(80\)90113-3](https://doi.org/10.1016/0045-7949(80)90113-3).

CLOUGH, R. W. Original Formulation of the Finite Element Method. **Finite Elements in Analysis and Design**, 7, n. 2, 1990. 89-101. [https://doi.org/10.1016/0168-874X\(90\)90001-U](https://doi.org/10.1016/0168-874X(90)90001-U).

COFFIN, L. F. A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal. **Transactions of the ASME**, 76, 1954. 931–950.

COLAÇO, R. A. C. Materiais de Construção – Guia de Utilização. In: GONÇALVES, M. C. H. B.; MARGARIDO, F. M. R. D. C.; COLAÇO, R. A. C. **Aços**. Lisboa: Loja da Imagem – Mkt, 2005. Cap. 3, p. 52-75. ISBN 972-98882-3-X.

CZAJKOWSKI, C. J. **Investigation of Failed Type 410 Stainless Steel Shafts from Main Steam Isolation Valves at Two Operating Plants**. Corrosion '87. San Francisco: NACE. 1987. Paper N° 97.

DAS, G. et al. Turbine Blade Failure in a Thermal Power Plant. **Engineering Failure Analysis**, 10, 2003. 85-91. [https://doi.org/10.1016/S1350-6307\(02\)00022-5](https://doi.org/10.1016/S1350-6307(02)00022-5).

DOWLING, N. E. **Mean Stress Effects in Stress-Life and Strain-Life Fatigue**. Proceedings Second SAE Brasil International Conference on Fatigue. São Paulo: SAE International. 2004. p. 1-14. <https://doi.org/10.4271/2004-01-2227>.

ELETRONORTE. **Memória Técnica: Usina Hidrelétrica de Tucuruí**. Brasília: Coordenadoria Técnica do Projeto Memória Eletronorte, 1989. 579 p. ISBN 85-85212-10-1.

ELETRONORTE. **Ocorrência no Servomotor N° 30 da Comporta N° 15 da Calha Central do Vertedouro**. Departamento Regional de Operação de Tucuruí. Tucuruí, p. 1-2. 1995.

EZECHIDELU, J. C. et al. Effect of Heat Treatment on the Microstructure and Mechanical Properties of a Welded AISI 410 Martensitic Stainless Steel. **International Advanced Research Journal in Science, Engineering and Technology**, 3, n. 4, 2016. 6-12. <http://dx.doi.org/10.17148/IARJSET.2016.3402>.

FALKENHEIMER, H. Systematic Calculation of the Elastic Characteristics of Hyperstatic Systems. **La Recherche Aeronautique**, v. 17 & v. 23, 1950-51.

FISK, M. et al. Modelling of Induction Hardening in Low Alloy Steels. **Finite Elements in Analysis and Design**, 144, 2018. 61–75. <https://doi.org/10.1016/j.finel.2018.03.002>.

FURTADO, H. C. et al. **Análise de falha da haste do servomotor da comporta do vertedouro da Usina Hidrelétrica de Tucuruí**. Centro de Pesquisas de Energia Elétrica. Rio de Janeiro, p. 1-54. 2018. CEPEL N° 526/2018 Rev.01.

GAGNON, M. et al. A Probabilistic Model for the Onset of High Cycle Fatigue (HCF) Crack Propagation: Application to Hydroelectric Turbine Runner. **International Journal of Fatigue**, 47, 2013. 300-307. <https://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.09.011>.

GOMES, E. R. **Relatório de Ocorrências dos Servomotores das Comportas do Vertedouro**. Centrais Elétricas do Norte do Brasil S/A. Tucuruí, p. 1-26. 1985.

GRIFFITH, A. A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. **Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, 221, 1921. 163-198. <https://dx.doi.org/10.1098/rsta.1921.0006>.

HARE, J. M. Fatigue Failure of a Circulating Water Pump Shaft. In: ESAKLUL, K. A. **Handbook of Case Histories in Failure Analysis**. Novelty: ASM International, v. 2, 1992. p. 348-353.

HATORI, N.; YAMAMOTO, S.; YOSHINO, F. Temper Embrittlement of Cr-Mo Weld Metals. **Journal of High Pressure Institute**, 17, n. 6, 1979. 302-312. <https://doi.org/10.11181/hpi1972.17.302>.

HINES, J. G. Stress-Corrosion Cracking of Stainless Steels. In: SHREIR, L. L. **Corrosion**. 2^a. ed. London: Newnes-Butterworths, v. 1, 1976.

HISER, A. L. **Fracture Toughness Characterization of Type 410 Stainless Steel: Final Report**. Electric Power Research Institute. Lanham, p. 1-22. 1989. EPRI NP-5511 / OSTI ID: 5747016.

HRENNIKOFF, A. Solution of Problems in Elasticity by the Framework Method. **Journal of Applied Mechanics**, 8, n. A, 1941. 169-175.

IRWIN, G. R. Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. **Journal of Applied Mechanics**, 24, 1957. 361-364.

ISHIGURO, T. et al. A 2.25Cr-1Mo Pressure Vessel Steel with Improved Creep Rupture Strength. In: SANGDAHL, G. S.; SEMCHYSHEN, M. **Applications of 2.25%Cr-1%Mo Steel for Thick-wall Pressure Vessels**. 1^a. ed. Philadelphia: ASTM International, 1982. p. 129-147.

ISHIZAWA, Y.; SHIMADA, T.; TANIMURA, A. M. **Effect of Microstructure on the Sulphide Stress Corrosion Cracking Resistance of AISI 410 and 420 Steels**. CORROSION '82. Houston: NACE. 1982. Paper N^o 124.

ITAIPU BINACIONAL. **Relatório de Ocorrência do Sinistro**. Superintendência de Manutenção. Foz do Iguaçu, p. 1-13. 1994.

JUNIOR, G. C. B. **Ensaio Mecânico no Servomotor 02 da Comporta Número 06 do Vertedouro**. ITAIPU BINACIONAL. Foz do Iguaçu, p. 1-10. 1995. S-50-0287-RO.

KALYANKAR, V. D.; DESHMUKH, D. D. **Failure Investigations of Failed Valve Plug SS410 Steel due to Cracking**. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Busan: IOP Publishing. 2017. p. 1-6. <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/282/1/012007>.

KAZYMYROVYCH, V. **Very High Cycle Fatigue of Engineering Materials - A Literature Review**. Karlstad: Karlstad University Studies, 2009. 33 p. ISBN 978-91-7063-246-4.

KRISHNAMACHARI, S. I. Finite Element Method: An Introduction. In: KRISHNAMACHARI, S. I.; BROUTMAN, L. J. **Applied Stress Analysis of Plastics: A Mechanical Engineering Approach**. 1^a. ed. Boston: Springer, 1993. Cap. 8. ISBN 978-1-4615-3110-4.

LABORATÓRIO NACIONAL DE ENGENHARIA CIVIL. **LNEC E464: Betões. Metodologia Prescritiva para uma Vida Útil de Projecto de 50 e de 100 Anos Face às Acções Ambientais.** Lisboa: LNEC, 2007. 1-11 p. ISSN 0870-8592.

LACERDA, S. S.; FERNANDES, F. E. **Instalação de Viga de Vedação no Vertedouro da UHE Tucuruí.** Anais do XXVII Seminário Nacional de Grandes Barragens. Belém: Comitê Brasileiro de Barragens. 2007. p. 1-21.

LANCHA, A. M. et al. Failure Analysis of a River Water Circulating Pump Shaft from a NPP. **Engineering Failure Analysis**, 8, 2001. 271-291. [https://doi.org/10.1016/S1350-6307\(00\)00005-4](https://doi.org/10.1016/S1350-6307(00)00005-4).

LANGFORS, B. Analysis of Elastic Structures by Matrix Transformation, With Special Regard to Semi-Monocoque Structures. **Journal Aeronautical Sciences**, 19, n. 7, 1952.

LILLYS, P.; NEHRENBERG, A. E. Effect of Tempering Temperature on Stress Corrosion Cracking and Hydrogen Embrittlement of Martensitic Stainless Steels. **Transactions of the ASM**, 48, 1956. 327-345.

LULA, R. A. **Stainless Steel.** Ohio: ASM International, 1987. ISBN 978-0871702081.

MANSON, S. S. Behavior of Materials Under Conditions of Thermal Stress. **National Advisory Committee for Aeronautics**, 1953. NACA TN-2933.

MARTINS, S. **Efeito da Temperatura e de Adições de Alumínio nas Propriedades Mecânicas de Aços Inoxidáveis Ferríticos com 13% de Crómio.** Laboratório de Física e Engenharia Nucleares. Sacavém, p. 1-82. 1975. LFEN-B-Nº8.

MAZUR, Z.; HERNÁNDEZ-ROSSETTE, A.; GARCÍA-ILLESCAS, R. Investigation of the Failure of the L-0 Blades. **Engineering Failure Analysis**, 13, 2006. 1338–1350. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2005.10.018>.

MCHENRY, D. A Lattice Analogy for the Solution of Plane Stress Problems. **Journal Institute Civil Engineers**, 21, n. 2, 1943-44.

MEGGIOLARO, M. A.; CASTRO, J. T. P. D. **Avaliação das Estimativas dos Parâmetros SN e ϵN no Projeto à Fadiga.** Anais do II Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. João Pessoa: Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas. 2002. p. 1-10.

MILAN, M. T. **Propriedades Mecânicas de Tração e Fadiga de Chapa Fina de um Aço Livre de Interciais.** Universidade de São Paulo. São Carlos, p. 1-104. 1999.

MINER, M. A. Cumulative Damage in Fatigue. **Journal Applied Mechanics**, 12, n. 3, 1945. A159-A164.

MOREIRA, D. C. et al. **Analysis of the Cause of the Fracture of the Piston Rod of the Spillway Floodgate of Tucuruí Hydroelectric Power Plant.** Proceedings of the XXXVIII Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering.

Florianópolis: Associação Brasileira de Métodos Computacionais em Engenharia. 2017. p. 1-20. <https://dx.doi.org/10.20906/CPS/CILAMCE2017-0858>.

MOREIRA, D. C.; MERLIN, B.; MOREIRA, D. D. C. **Main Challenges of Project and Operation of the Spillway of Tucuruí, Brazil**. Proceedings of the Third International Dam World Conference. Foz do Iguaçu: International Commission on Large Dams. 2018. p. 1-7.

NUCLEAR REGULATORY COMMISSION. **Information Notice No. 93-68: Failure of Pump Shaft Coupling Caused by Temper Embrittlement During Manufacture**. Nuclear Reactor Regulation. Washington, p. 1-3. 1993. IN 93-68.

PACHECK, A. et al. Tongue Electrical Impedance in Amyotrophic Lateral Sclerosis Modeled using the Finite Element Method. **Clinical Neurophysiology**, 127, 2016. 1886–1890. <https://dx.doi.org/10.1016/j.clinph.2015.11.046>.

PALMGREN, A. Die lebensdauer von kugellagern. **Zeitschrift des Vereines Duetsher Ingenieure**, 68, n. 4, 1924. 339-341.

POBLANO-SALAS, C. A.; BARCEINAS-SANCHEZ, J. D. O.; SANCHEZ-JIMENEZ, J. C. Failure Analysis of an AISI 410 Stainless Steel Airfoil in a Steam Turbine. **Engineering Failure Analysis**, 18, 2011. 68-74. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2010.08.006>.

RAJASEKHAR, A. Corrosion Behavior of Martensitic Stainless Steels – Role of Composition and Heat Treatment Procedures. **International Journal of Science and Research**, v. 4, n. 4, 2015. 2795-2798. Paper ID: SUB153805.

ROSA, E. D. **Análise de Resistência Mecânica (Mecânica da Fratura e Fadiga)**. Santa Catarina: Universidade Federal de Santa Catarina, 2002. 407 p.

SAGALEVICH, Y. A.; POTAK, Y. M.; SACHKOV, A. V. V. **The Effect of Delta Ferrite on the Properties of Low-Carbon Martensite Stainless Steels**. Foreign Technology Division Wright-Patterson AFB. Dayton, p. 1-7. 1970. FTD-MT-24-385-69.

SAXENA, S. et al. Coupled Mechanical, Metallurgical and FEM Based Failure Investigation of Steam Turbine Blade. **Engineering Failure Analysis**, 52, 2015. 35-44. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.02.012>.

SCHREIBER, J. M. et al. Prediction of Fragmentation and Experimentally Inaccessible Material Properties of Steel using Finite Element Analysis. **Finite Elements in Analysis and Design**, 104, n. 15, 2015. 72-79. <https://doi.org/10.1016/j.finel.2015.06.001>.

SOARES, G. F. W. **Inspeção em Haste de Servo-Motores em UHE Tucuruí**. Centro de Pesquisa de Energia Elétrica. Rio de Janeiro, p. 1-7. 1996. Nº 915/96.

SOARES, G. F. W.; AMADO, L. A. S. **Análise de Fraura em Haste de Servo-Motor de uma Comporta**. Centro de Pesquisa de Energia Elétrica. Rio de Janeiro, p. 1-12. 1996. Nº 061/96.

SPEIDEL, M. O.; DENK, J.; SCARLIN, B. **Stress Corrosion Cracking and Corrosion Fatigue of Steam-Turbine Rotor and Blade Materials**. Commission of the European Communities. Luxembourg, p. 1-65. 1991. (92-826-2017-4). EUR 13186 EN.

TREASE, P. S.; MCCARTNEY, R. F. Relationship of Microstructure and Stress Corrosion Cracking of Type 410 Stainless Steel. **Corrosion**, 1960. 26-28. <https://doi.org/10.5006/0010-9312-16.3.26>.

TURNER, M. J. et al. Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures. **Journal Aeronautical Sciences**, 23, n. 9, 1956. 805-823.

WÖHLER, A. Bericht über die Versuche, welche auf der Könige. **Zeitschrift für Bauwesen**, Niederschlesisch, 7, 1858. 641-652.

YANG, Y. et al. Simulation and Evaluation of Rupturable Coated Capsules by Finite Element Method. **International Journal of Pharmaceutics**, 519, n. 1-2, 2017. 220-229. <https://doi.org/10.1016/j.ijpharm.2017.01.027>.

YOUNG, W. C.; BUDYNAS, R. G. Stress Concentration Factors. In: YOUNG, W. C.; BUDYNAS, R. G. **Roark's Formulas for Stress and Strain**. 7^a. ed. New York: McGraw-Hill, 2002. Cap. 17, p. 1-852. ISBN 0-07-072542-X.

ZHOU, L. et al. Fatigue Analysis of Tympanic Membrane After Ossiculoplasty. **Acta Oto-Laryngologica**, 137, n. 7, 2017. 679-685. <https://doi.org/10.1080/00016489.2016.1277264>.

APÊNDICE A - Verificação dos Esforços na Haste e no Cilindro Hidráulico com Mecanismo Oleodinâmico em Repouso

Para complementar a verificação do memorial de cálculo realizada na dissertação, é apresentada como apêndice as verificações analítica e computacional dos esforços na haste e no cilindro hidráulico com mecanismo oleodinâmico em repouso.

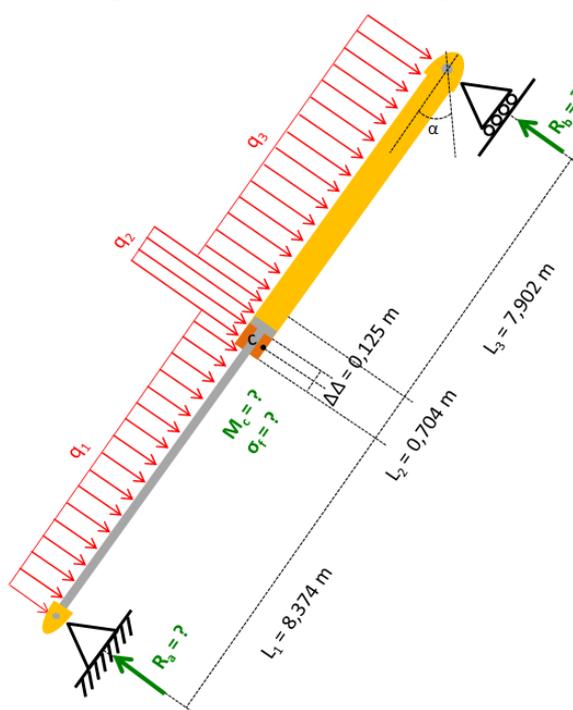
MEMORIAL DE CÁLCULO

No memorial de cálculo a verificação dos esforços na haste e no cilindro hidráulico com o mecanismo oleodinâmico em repouso é representada por uma estrutura isoestática de viga biapoçada, conforme pode ser observado na Figura 1.

O principal interesse dessa verificação é a identificação, no ponto “c”, da tensão devido à flexão (σ_f).

A escolha do ponto “c”, para cálculo da tensão devido à flexão, foi devido à simplificação dos cálculos, pois se sabe que a máxima tensão devido à flexão na haste tem localização e valor muito próximo deste ponto.

Figura 1 – Viga biapoçada com três cargas distribuídas.

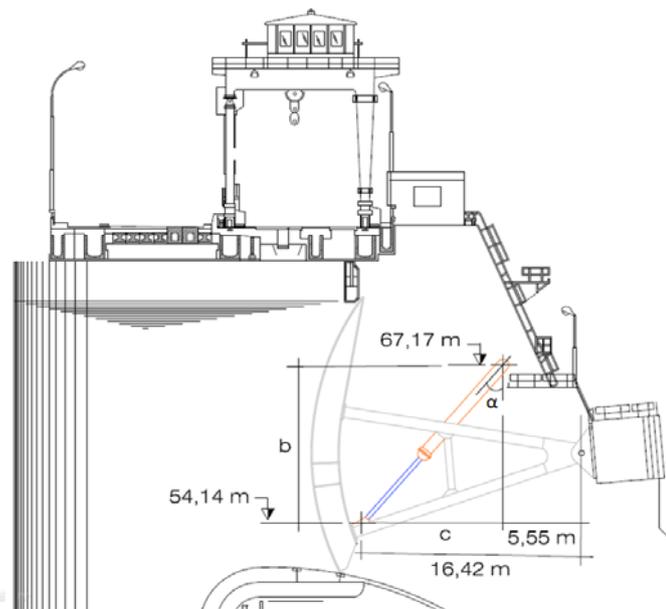


Fonte: Próprio autor.

Inicialmente, foi calculado o ângulo de inclinação (α) do mecanismo oleodinâmico. Na Figura 2 são apresentados os parâmetros necessários para o cálculo.

$$\alpha = \arctg\left(\frac{c}{b}\right) = \arctg\left(\frac{16,42 - 5,55}{67,17 - 54,14}\right) = 39,84^\circ \quad (1)$$

Figura 2 – Distância do mecanismo de movimentação da comporta.



Fonte: Adaptado do Arranjo Geral TUC-14-2040-R8.

Com o mecanismo oleodinâmico em repouso, as forças atuantes consideradas nessa verificação, são apenas os pesos das peças apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 - Pesos do mecanismo oleodinâmico.

Componente	Peso [N] (kg)
Cabeçote Superior (P_{CS})	[5.135] (524)
Cabeçote Inferior (P_{CI})	[4.116] (420)
Êmbolo (P_E)	[3.107] (317)
Haste (P_H)	[23.922] (2.441)
Cilindro (P_C)	[39.308] (4.011)
Olhal Inferior (P_{OI})	[3.812] (389)
Tampa / Pinos / Parafusos ($P_{T/P/P}$)	[7.370] (752)
Óleo no Cilindro (P_{OC})	[16.944] (1.729)
Total (P_T)	[103.713] (10.583)

Fonte: Memorial de Cálculo: Comporta de Segmento (TUF-15-054-243 R2).

O mecanismo oleodinâmico foi dividido em três partes, conforme visualizado na Figura 1, seus pesos foram estimados conforme abaixo:

Parte Inferior do Mecanismo Oleodinâmico

Componente Vertical

$$P_1 = 0,90 * (P_{OI} + P_H) + 0,10 * P_{T/P/P} = \quad (2)$$

$$= 0,90 * (3.812 + 23.922) + 0,10 * 7.370 = 25.698 \text{ N}$$

Componente Normal

$$Q_1 = P_1 * \sin(\alpha) = 25.698 * \sin(39,84^\circ) = 16.463 \text{ N} \quad (3)$$

Carga Distribuída

$$q_1 = \frac{Q_1}{L_1} = \frac{16.463}{8,374} = 1.966 \frac{\text{N}}{\text{m}} \quad (4)$$

Parte Intermediária do Mecanismo Oleodinâmico

Componente Vertical

$$P_2 = P_{CI} + P_E + 0,10 * (P_H + P_C + P_{OC}) + 0,50 * P_{T/P/P} = \quad (5)$$

$$= 4.116 + 3.107 + 0,10 * (23.922 + 39.308 + 16.944) + 0,50 * 7.370 =$$

$$= 18.925 \text{ N}$$

Componente Normal

$$Q_2 = P_2 * \sin(\alpha) = 18.925 * \sin(39,84^\circ) = 12.124 \text{ N} \quad (6)$$

Carga Distribuída

$$q_2 = \frac{Q_2}{L_2} = \frac{12.124}{0,704} = 17.222 \frac{\text{N}}{\text{m}} \quad (7)$$

Parte Superior do Mecanismo Oleodinâmico

Componente Vertical

$$P_3 = P_T - P_1 + P_2 = 103.713 - 25.698 - 18.925 = 59.090 \text{ N} \quad (8)$$

Componente Normal

$$Q_3 = P_3 * \sin(\alpha) = 59.090 * \sin(39,84^\circ) = 37.856 \text{ N} \quad (9)$$

Carga Distribuída

$$q_3 = \frac{Q_3}{L_3} = \frac{37.856}{7,902} = 4.791 \frac{\text{N}}{\text{m}} \quad (10)$$

Sabendo-se que existe um equilíbrio estático no sistema de acionamento da comporta, o momento resultante da estrutura é nulo, dessa forma podemos calcular a reação no olhal inferior (R_a), conforme abaixo.

$$R_a * (L_1 + L_2 + L_3) = Q_1 * \left(\frac{L_1}{2} + L_2 + L_3\right) + Q_2 * \left(\frac{L_2}{2} + L_3\right) + Q_3 * \left(\frac{L_3}{2}\right) \quad (11)$$

$$R_a = \frac{16.463 * \left(\frac{8,374}{2} + 0,704 + 7,902\right) + 12.124 * \left(\frac{0,704}{2} + 7,902\right) + 37.856 * \left(\frac{7,902}{2}\right)}{(8,374 + 0,704 + 7,902)}$$

$$R_a = 27.106 \text{ N}$$

Sabendo-se também que a resultante das forças é nula, podemos calcular a reação no olhal superior (R_b), conforme abaixo.

$$R_b = Q_1 + Q_2 + Q_3 - R_a \quad (12)$$

$$R_b = 16.463 + 12.124 + 37.856 - 27.106$$

$$R_b = 39.337 \text{ N}$$

O momento fletor relativo ao ponto "c", foi calculado da seguinte forma:

$$M_c = R_a * (L_1 + \Delta) - Q_1 * \left(\frac{L_1}{2} + \Delta\right) - \frac{Q_2}{L_2} * \frac{\Delta^2}{2} \quad (13)$$

$$M_c = 27.106 * (8,374 + 0,125) - 16.463 * \left(\frac{8,374}{2} + 0,125\right) - \frac{12.124}{0,704} * \frac{0,125^2}{2}$$

$$M_c = 159.251 \text{ N.m}$$

Para obtenção da tensão devido a flexão na haste, deve-se o módulo de resistência elástico de uma secção circular (Equação 14), obtido através do momento de inércia de uma secção circular (I) e a distância à linha neutra no centro da haste (y). Para esta verificação é considerado apenas o corpo da haste que possui um diâmetro de 22 cm, dessa forma temos:

$$W_f = \frac{I}{y} = \frac{\frac{\pi d^4}{64}}{\frac{d}{2}} = \frac{\frac{\pi(0,22)^4}{64}}{\frac{0,22}{2}} = 1045 * 10^{-6} \text{ m}^3 \quad (14)$$

Portanto, a tensão devido a flexão no ponto "c" da haste é:

$$\sigma_f = \frac{M_c}{W_f} = \frac{159.251}{1045 * 10^{-6}} = 152,340 \text{ MPa} \quad (15)$$

SOLUÇÃO ANALÍTICA

A solução analítica tem sua relevância nessa verificação, pois além de ser possível a comparação com os resultados de simulação computacional, também possibilita a visualização gráfica do Diagrama de Esforço Cortante (DEC), Diagrama de Momento Fletor (DMF) e a maior tensão de flexão (Figura 3).

A solução para o problema de viga biapoada com três cargas distribuídas, conforme apresentado na Figura 1, são apresentadas nas Equações 18 a 23. Neste apêndice foi omitido o desenvolvimento destas equações.

Para $0 < l < L_1$, tem-se:

$$V(l) = R_a - q_1 * l \quad (18)$$

$$M(l) = R_a * l - \frac{q_1}{2} * l^2 \quad (19)$$

Para $L_1 < l < (L_1 + L_2)$, tem-se:

$$V(l) = R_a - q_1 * L_1 - q_2 * (l - L_1) \quad (20)$$

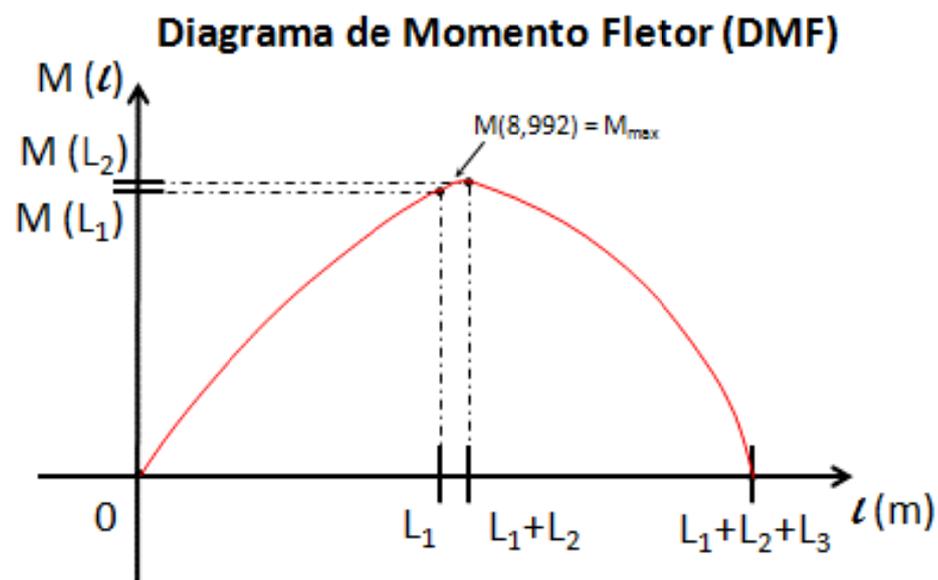
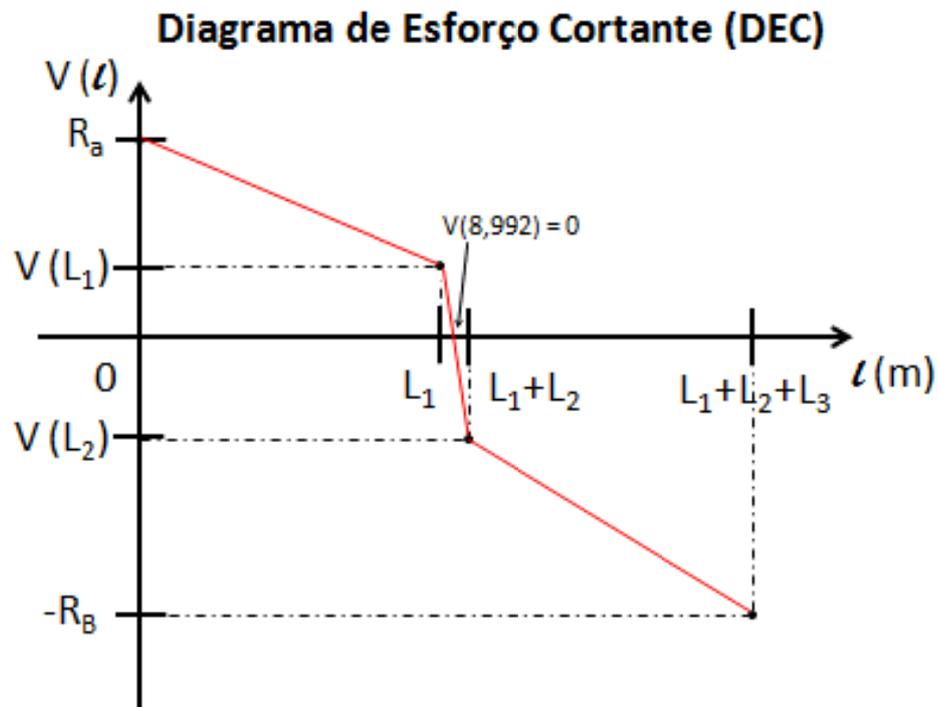
$$M(l) = R_a * l - q_1 * L_1 * \left(l - \frac{L_1}{2} \right) - \frac{q_2}{2} * (l - L_1)^2 \quad (21)$$

Para $(L_1 + L_2) < l < (L_1 + L_2 + L_3)$, tem-se:

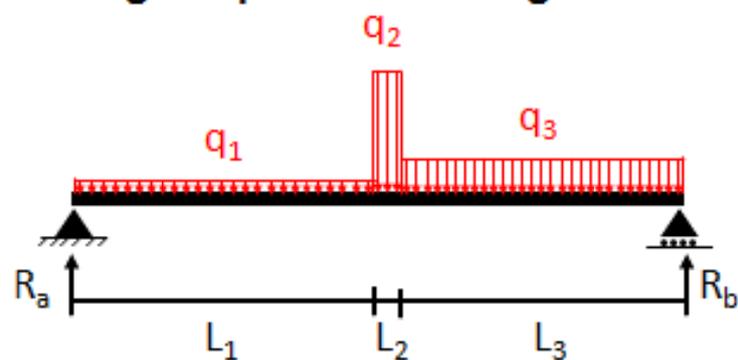
$$V(l) = R_a - q_1 * L_1 - q_2 * L_2 - q_3 * [l - (L_1 + L_2)] \quad (22)$$

$$M(l) = R_a * l - q_1 * L_1 * \left(l - \frac{L_1}{2} \right) - q_2 * L_2 * \left[l - \left(\frac{L_2}{2} + L_1 \right) \right] - \frac{q_3}{2} * [l - (L_1 + L_2)]^2 \quad (23)$$

Figura 3 – Diagramas de esforço cortante e momento fletor.



Viga Biapoiada com Cargas Distribuídas



Fonte: Próprio autor.

SOLUÇÃO COMPUTACIONAL

Foi utilizado um software comercial, ANSYS R18.1, para criação da geometria 3D, geração de malha de elementos finitos, estudo de convergência da malha de elementos finitos e as soluções numéricas da verificação dos esforços na haste com o mecanismo oleodinâmico em repouso. Ressalta-se que a modelagem do problema em três dimensões foi realizada de forma a solução represente a verificações realizadas no memorial de cálculo e na solução analítica.

Foi inserido um controle global de malha, em todo o objeto, com elementos finitos do tipo tetraédricos. Os principais parâmetros do controle global da malha estão apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 – Parâmetros de controle global da malha.

Parâmetro	Unidade	Valor
Min. Size	mm	50,00
Max. Face Size	mm	50,00
Max. Tet Size	mm	50,00
Growth Rate	-	1,20

Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

Foi necessário incluir um controle local de malha nas áreas (secção de arco) que são aplicadas as forças, devido a dimensão do segmento de arco ser menor que o tamanho mínimo do controle global da malha e ainda ser o local de interesse da análise. Os elementos finitos dos segmentos de arco também foram do tipo tetraédrico e os principais parâmetros do controle local da malha estão apresentados na Tabela 3.

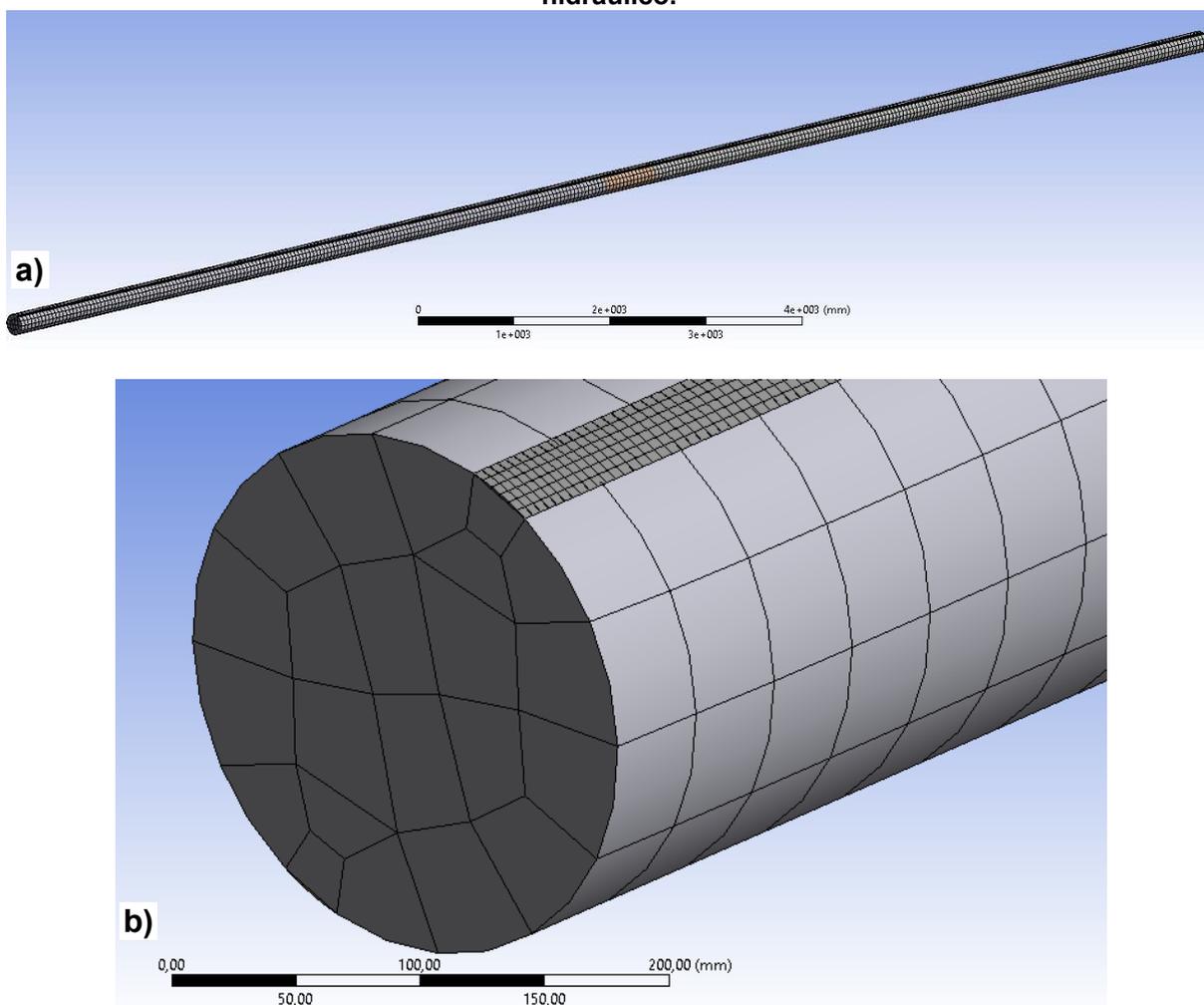
Tabela 3 – Parâmetros de controle local da malha.

Parâmetro	Unidade	Valor
Element Size	mm	5,00

Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

Para o objeto da Figura 1 (haste+êmbolo+cilindro hidráulico) foi gerada uma malha (sem refinamento) com 276.071 nós e 44.584 elementos hexaédricos, apresentada na Figura 4.

Figura 4 – a) e b) Malha de elementos finitos da representação haste+êmbolo+cilindro hidráulico.

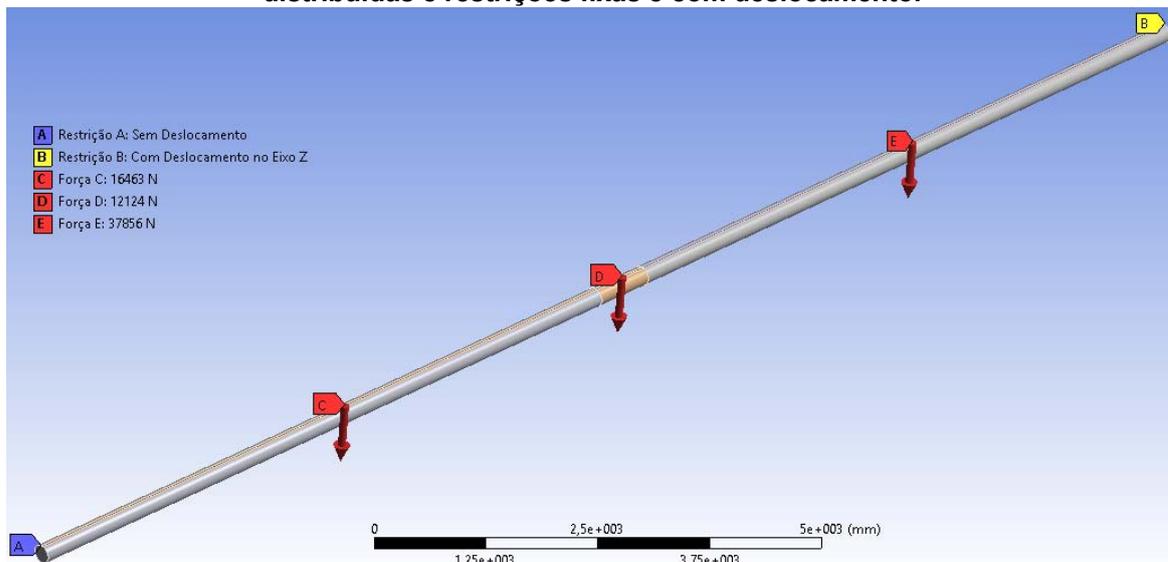


Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

Na Figura 5, observa-se a barra de secção circular representando todo o conjunto haste, êmbolo e cilindro hidráulico. Observa-se ainda, a aplicação de uma força distribuída em cada uma das secções da barra circular (Força C: Equação 3; Força D: Equação 6; Força E: Equação 9) e a aplicação de uma restrição ao movimento em cada uma das extremidades da barra circular (Restrição A: Sem deslocamento; Restrição B: Com deslocamento no eixo Z).

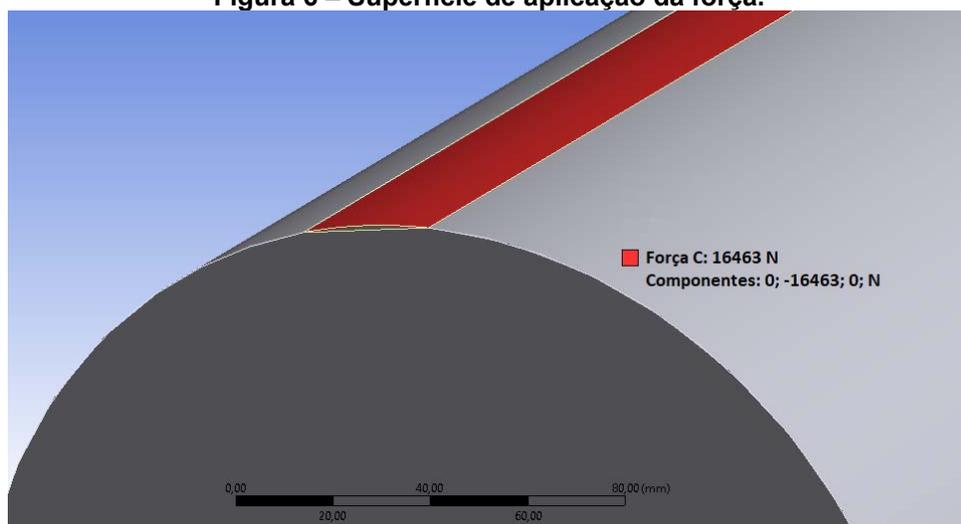
Na Figura 6, observa-se a aplicação da força distribuída na superfície do segmento de arco. Na Figura 7, é mostrada a fixação da barra realizada na área do segmento de arco.

Figura 5 – Barra circular (haste, êmbolo e cilindro hidráulico) com aplicação das forças distribuídas e restrições fixas e com deslocamento.



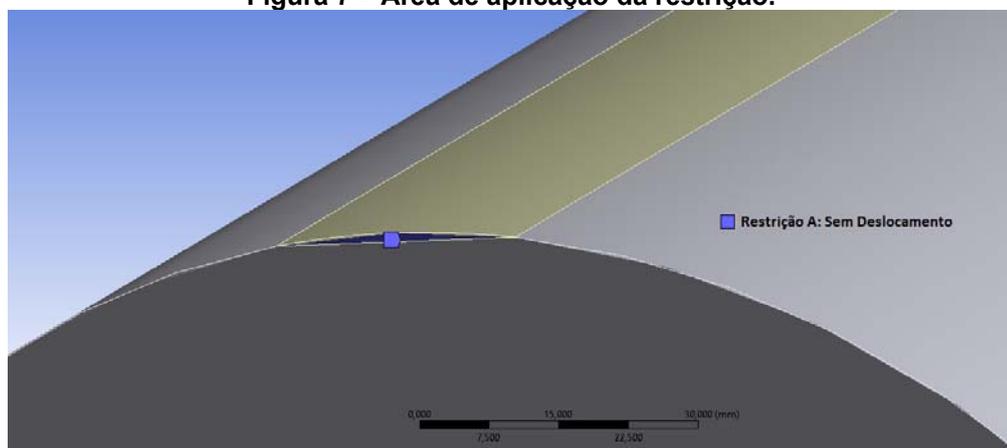
Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

Figura 6 – Superfície de aplicação da força.



Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

Figura 7 – Área de aplicação da restrição.



Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

Foi usado como estratégia, a aplicação das forças e restrições na parte superior da barra e as verificações de tensões e deformações na parte inferior, dessa forma, os gráficos gerados não apresentam as concentrações de tensões localizadas nas regiões próximas aos apoios, essas concentrações de tensões não são desejadas para análise, pois não são reais.

Foi realizado um estudo de convergência da malha de elementos finitos (Tabela 4) com as forças e restrições apresentadas na Figura 4. Foi inserido um valor de 5% para o erro máximo entre a tensão normal máxima das soluções, sem refinamento e com refinamento.

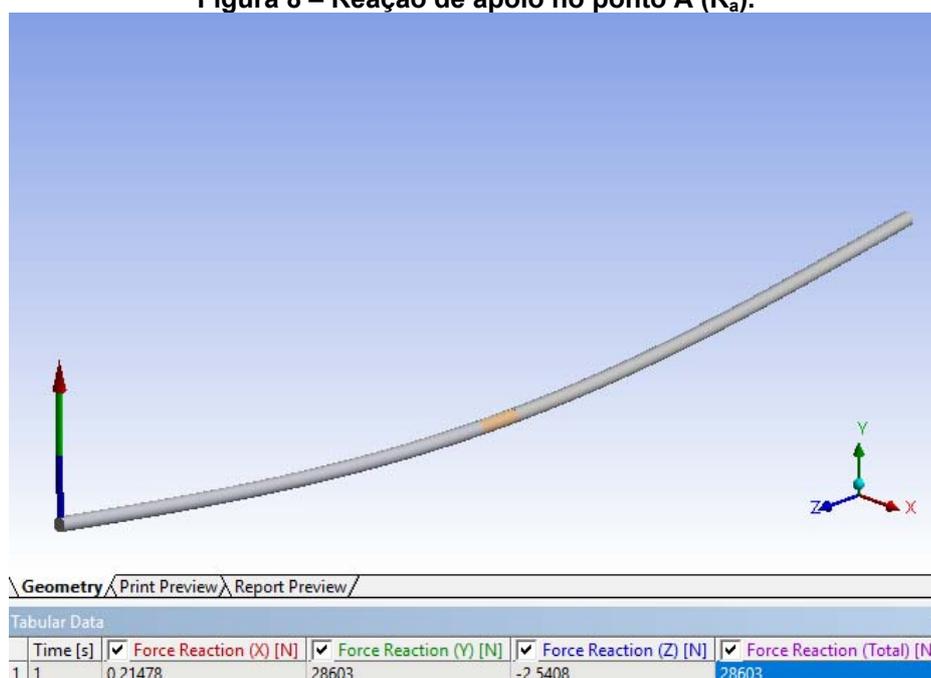
Tabela 4 – Estudo de convergência da malha de elementos finitos (projeto original da haste).

Solução	Tensão Normal Máxima (MPa)	Erro (%)	Número de Nós	Número de Elementos
Sem Refinamento	160,87	-	276.071	44.584
Com Refinamento	163,79	1,78	985.214	180.578

Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

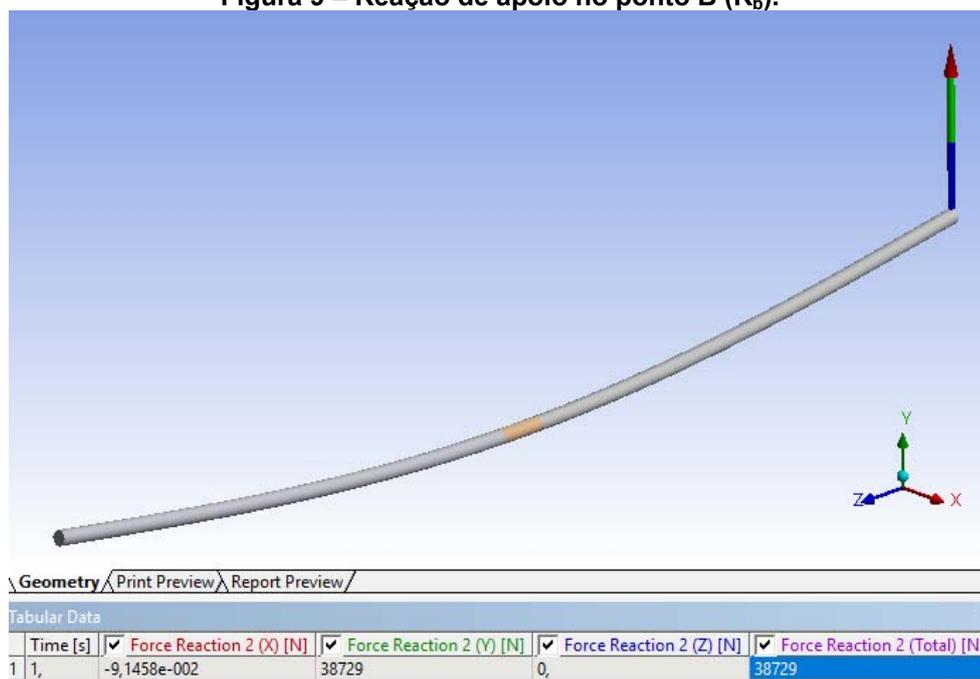
Nas Figuras 8 e 9, são apresentadas as reações no ponto A (R_a) e no ponto B (R_b), respectivamente. As forças de reações nas direções dos eixos x e z devem ser desconsideradas, pois são resultados numéricos obtidos do modelo matemático onde as forças distribuídas direção do eixo y são aplicadas em uma superfície de segmento de arco.

Figura 8 – Reação de apoio no ponto A (R_a).



Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

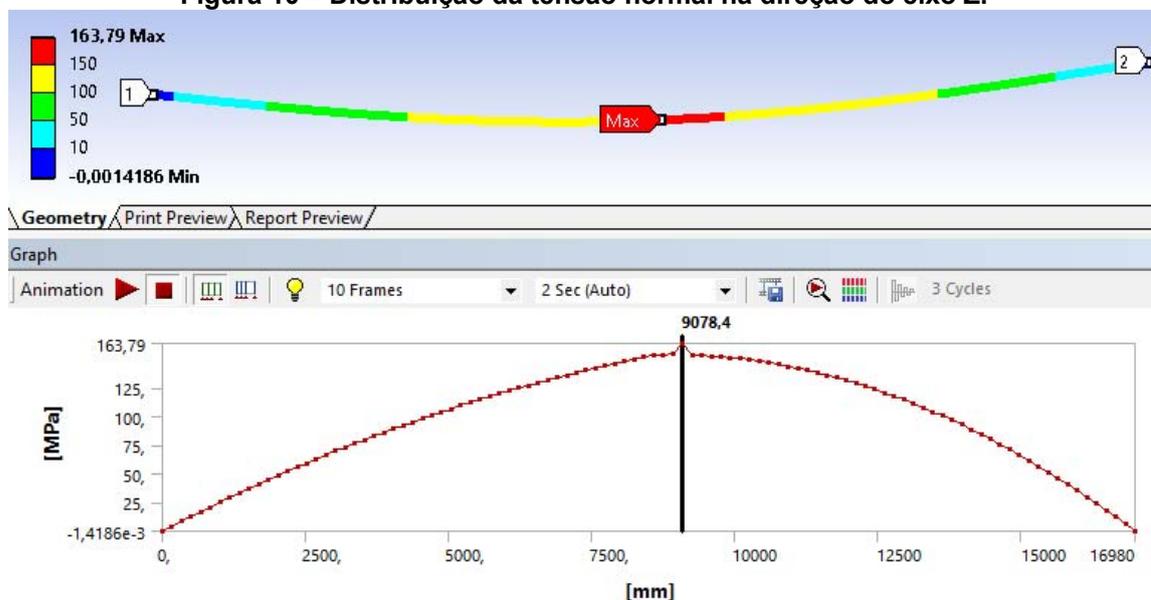
Figura 9 – Reação de apoio no ponto B (R_b).



Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

Na Figura 10, é apresentada a distribuição da tensão normal na direção do eixo z, no decorrer de uma linha da parte inferior da barra, observa-se que a tensão máxima (163,79 MPa mm) ocorre a uma distância de 9078,4 mm do ponto A.

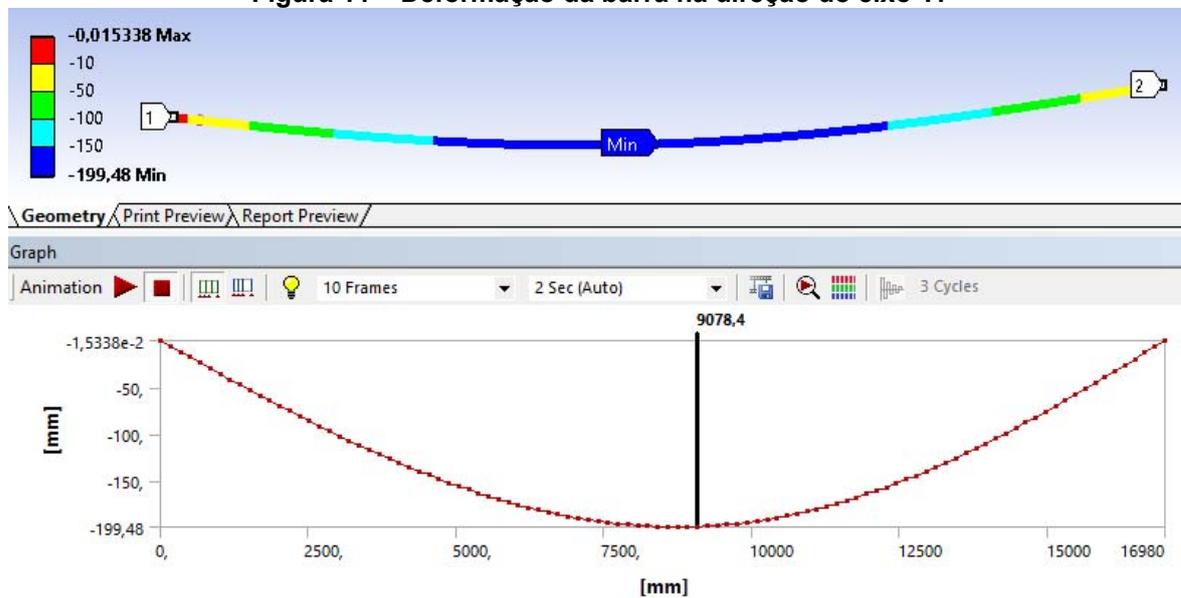
Figura 10 – Distribuição da tensão normal na direção do eixo Z.



Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).

Na figura 11, é apresentada a deformação da barra na direção do eixo y. Observa-se que a deformação máxima (199,48 mm) ocorre na mesma distância da tensão normal máxima (9078,4 mm do ponto A).

Figura 11 – Deformação da barra na direção do eixo Y.



Fonte: BiSupportedBeam.wbpj (ANSYS R18.1).