

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE
PRÓ-REITORIA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE
MATERIAIS (P²CEM)

ANÁLISE ESTATÍSTICA DO DESEMPENHO EM FADIGA DE ARAMES
SOLDADOS DA ARMADURA DE TRAÇÃO DE UMBILICAIS SUBMARINOS

BRENNO LIMA NASCIMENTO

SÃO CRISTÓVÃO – SE
FEVEREIRO DE 2023

BRENNO LIMA NASCIMENTO

**ANÁLISE ESTATÍSTICA DO DESEMPENHO EM FADIGA DE ARAMES
SOLDADOS DA ARMADURA DE TRAÇÃO DE UMBILICAIS SUBMARINOS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Ciência e Engenharia de Materiais da Universidade Federal de Sergipe, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Ciência e Engenharia de Materiais.

SÃO CRISTÓVÃO – SE

FEVEREIRO DE 2023

“ANÁLISE ESTATÍSTICA DO DESEMPENHO EM FADIGA DE
ARAMES SOLDADOS DA ARMADURA DE TRAÇÃO DE
UMBILICAIS SUBMARINOS”

Brenno Lima Nascimento

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS DA UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS.

Aprovada por:



Prof. Dr. Sandro Griza



Prof. Dr. Silvando Vieira dos Santos



Prof. Dr. Nival Bezerra da Costa Júnior

SÃO CRISTÓVÃO, SE – BRASIL
Fevereiro/2023

**FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA CENTRAL
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SERGIPE**

Nascimento, Brenno Lima
N244a Análise estatística do desempenho em fadiga de arames
soldados da armadura de tração de umbilicais submarinos /
Brenno Lima Nascimento ; orientador Sandro Griza. - São
Cristóvão, 2023.
81 f.: il.

Dissertação (mestrado em Ciência e Engenharia de Materiais)
– Universidade Federal de Sergipe, 2023.

1. Ciência dos materiais. 2. Cabos submarinos. 3. Solda e
soldagem. 4. Metais - Fadiga. I. Griza, Sandro orient. II. Título.

CDU 66.017

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Lourival e Raquel, e à minha irmã Rayma pelo incentivo, educação, paciência e por sempre estarem ao meu lado.

À MFX do Brasil pelo fornecimento das amostras de arames soldados analisadas neste trabalho e pelo suporte técnico dado para o entendimento do processo de soldagem dos arames e de fabricação do umbilical submarino.

Ao Laboratório de Microestruturas e Propriedades Mecânicas (LAMP) pela infraestrutura laboratorial de ótima qualidade que possibilitou o desenvolvimento das análises e testes deste trabalho.

Ao professor Sandro Griza pela orientação deste trabalho, ensinamentos e oportunidades que contribuíram no meu desenvolvimento profissional.

Aos membros do LAMP pelo bom trabalho em equipe desenvolvido nos últimos anos e principalmente ao Matheus Mariano da Silva Reis pelo auxílio na qualificação da solda do arame.

Resumo da Dissertação apresentada ao P²CEM/UFS como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciência e Engenharia de Materiais.

ANÁLISE ESTATÍSTICA DO DESEMPENHO EM FADIGA DE ARAMES SOLDADOS DA ARMADURA DE TRAÇÃO DE UMBILICAIS SUBMARINOS

Brenno Lima Nascimento

Fevereiro/2023

Orientador: Sandro Griza

Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais

A crescente necessidade energética mundial tem impulsionado a busca por reservas de petróleo e gás em lâminas d'água cada vez mais profundas. A exploração desses recursos em ambientes tão desafiadores requer que a armadura de tração do umbilical submarino seja capaz de manter a integridade estrutural do umbilical para a vida útil que ele foi projetado, garantindo o controle operacional remoto dos sistemas submarinos de produção. Para que isso seja satisfeito, é imprescindível a execução de testes de fadiga nas uniões soldadas dos arames que compõem a armadura do umbilical, obtidas geralmente pelo processo de soldagem topo a topo por resistência, pois são comumente mais críticas que o metal base. Por conveniência, os resultados desses testes são analisados por uma metodologia padrão estabelecida por normas que nem sempre se aproximam da real distribuição dos dados para todas as condições e para compensar isso, os projetistas acabam superestimando as predições das curvas S-N. Este estudo buscou avaliar os aspectos metalúrgicos e mecânico desse tipo de solda e as predições das curvas S-N obtidas pela metodologia das normas e pelas distribuições alternativas de Weibull. Essa avaliação envolveu a caracterização química e microestrutural, microdureza, testes de tração e fadiga uniaxiais da solda do arame. As curvas S-N de Weibull apresentaram maior robustez e o conservadorismo das curvas S-N obtidas por normas foi constatado.

Palavras-chave: umbilical submarino, solda topo a topo de arames, fadiga, distribuição de Weibull, curvas S-N.

Abstract of Thesis presented to P²CEM/UFS as a partial fulfillment of the requirements for the degree of master's in Materials Science and Engineering

STATISTICAL ANALYSIS OF THE FATIGUE PERFORMANCE OF WELDED WIRES OF SUBSEA UMBILICAL TENSILE ARMOR

Brenno Lima Nascimento

February/2023

Advisor: Sandro Griza

Department: Materials Science and Engineering

The world's growing need for energy has motivated the search for oil and gas reserves in ever deeper water depths. The exploiting these resources in such challenging environments requires that the subsea umbilical's tensile armor be able to maintain the structural integrity of the umbilical for the lifetime it was designed as, ensuring remote operational control of the subsea production systems. For this to be satisfied, it is essential to perform fatigue tests on the welded joints of wires that compose the umbilical armor, obtained by upset welding process, as they are usually more critical than the base metal. For convenience, the results of these tests are analyzed by a standard methodology established by standards that do not always approximate the real distribution of the data for all conditions and to compensate for this, designers end up overestimating the predictions of the S-N curves. This study aimed to evaluate the metallurgical and mechanical aspects of this type of weld and the predictions of the S-N curves obtained by the standards methodology and the alternative Weibull distributions. This evaluation involved chemical and microstructural characterization, microhardness, tensile and fatigue uniaxial tests of the wire weld. The Weibull S-N curves showed greater robustness and the conservatism of the S-N curves obtained by standards was confirmed.

Keywords: subsea umbilical, wire upset welding, fatigue, Weibull distribution, S-N curves.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	ix
1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS.....	3
2.1 Objetivo geral	3
2.2 Objetivos específicos	3
3 REVISÃO DA LITERATURA.....	4
3.1 Umbilicais submarinos	4
3.1.1 Armadura de tração de umbilicais submarinos.....	7
3.1.2 Arames de aço carbono galvanizados da armadura de tração	8
3.2 Fadiga.....	10
3.2.1 Mecanismo de falha por fadiga	10
3.2.2 Curva S-N de fadiga	10
3.2.3 Distribuições estatísticas	13
3.3 Predição da vida em fadiga	17
4 METODOLOGIA	21
4.1 Qualificação da solda do arame	22
4.1.1 Análise química	22
4.1.2 Caracterização metalográfica	23
4.1.3 Teste de microdureza.....	23
4.1.4 Teste de tração	24
4.2 Caracterização do desempenho em fadiga do arame soldado.....	24
4.2.1 Teste de fadiga.....	24
4.2.2 Análise estatística da vida em fadiga.....	25
4.2.3 Análise das curvas S-N.....	26
5 RESULTADOS E DISCUSSÕES	27
5.1 Qualificação da solda do arame	27
5.1.1 Análise química	27
5.1.2 Caracterização metalográfica	27
5.1.3 Teste de microdureza.....	33
5.1.4 Teste de tração	34
5.2 Caracterização do desempenho em fadiga do arame soldado.....	41

5.2.1	Teste de fadiga.....	41
5.2.2	Análise estatística da vida em fadiga.....	46
5.2.3	Análise das curvas S-N.....	55
6	CONCLUSÕES.....	62
7	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	63
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	64

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Sistema submarino de produção <i>offshore</i> . Fonte: ADAPTADO DE MORAES [9]	4
Figura 2 - Exemplo de umbilical submarino. Fonte: ADAPTADO DE MFX DO BRASIL [11]	5
Figura 3 - Assentamento de armadura de tração por reunidoras planetárias. Fonte: ADAPTADO DE HERMAN [15]	7
Figura 4 - Processo de soldagem de topo por resistência elétrica de arames. Fonte: ADAPTADO DE MARQUES <i>et al.</i> [22]	9
Figura 5 - Curva S-N para diferentes probabilidades de falha. Fonte: ADAPTADO DE DIETER [19]	12
Figura 6 - Curvas de densidade característica das distribuições de 2 e 3 parâmetros (2p e 3p): N_{2p} consiste na predição da vida em fadiga da distribuição de 2 parâmetros para um valor baixo de P.	17
Figura 7 - Fluxograma metodológico de execução deste estudo.	21
Figura 8 - Amostra da solda UW de arame da armadura de umbilical submarino.	22
Figura 9 - Etapas para obtenção da face analisada na metalografia.	23
Figura 10 - Teste de fadiga por tração uniaxial nos arames soldados.	24
Figura 11 - Macrografia da seção longitudinal da solda do arame dividida em zonas de análise: zona 1 (centro da solda), zona 2 (ZTA), zona 3 (transição microestrutural da ZTA) e zona 4 (metal base).	28
Figura 12 - Micrografia da região central da solda (zona 1 da Figura 10): a) em microscópio ótico e b) em MEV.	29
Figura 13 - Micrografia da ZTA da solda (zona 2 da Figura 10): a) em microscópio ótico e b) em MEV.	30
Figura 14 - Micrografia da transição microestrutural da ZTA (zona 3 da Figura 10): refinamento microestrutural e redução de martensita ocorre da esquerda para a direita.	31
Figura 15 - Micrografia da transição microestrutural ZTA (zona 3 da Figura 10) em MEV: setas indicam a microestrutura de perlita fina.	31
Figura 16 - Micrografia do metal base do arame (zona 4 da Figura 10): a) em microscópio ótico e b) em MEV.	32
Figura 17 - Perfil de microdureza HV_1 correspondente à solda.	33

Figura 18 - Resultados de tração dos arames soldados: as indicações correspondem ao tipo de fratura obtida no teste de tração do corpo de prova.....	34
Figura 19 - Locais de ruptura dos corpos de prova testados em tração.....	35
Figura 20 - Curvas tensão por deformação de engenharia de corpos de prova testados em tração.	36
Figura 21 - Aspecto morfológico de fratura frágil na zona da interface de solda (zona 1) do CP 2 testado em tração: a) vista lateral e b) vista de topo. A fratura frágil é definida pela pequena zona de cisalhamento final em relação a zona plana.	37
Figura 22 - Aspecto morfológico de fratura dúctil na zona do metal base (zona 4) do CP 5 testado em tração: a) vista lateral e b) vista de topo. A fratura dúctil é percebida pela ampla zona de cisalhamento final (seta).....	38
Figura 23 - Aspecto morfológico de fratura dúctil na zona de transição microestrutural da ZTA (zona 3) do CP 6 testado em tração: a) vista lateral e b) vista de topo.	39
Figura 24 - Aspecto morfológico de fratura frágil na zona do metal base (zona 4) do CP 20 testado em tração: a) vista lateral e b) vista de topo.	40
Figura 25 - Quantitativo dos corpos de prova fraturados em fadiga conforme o local de ruptura.....	42
Figura 26 - Aspecto morfológico de fratura por fadiga na zona 1 da amostra que atingiu 16913 ciclos no patamar de 725 MPa: a) vista lateral e b) vista de topo. A seta branca indica o local de nucleação da trinca e as setas pretas indicam as marcas de catraca.	43
Figura 27 - Aspecto morfológico de fratura por fadiga na zona 3 da amostra que atingiu 10615 ciclos no patamar de 850 MPa: a) vista lateral e b) vista de topo. A seta branca indica o local de nucleação da trinca e as setas pretas indicam as marcas de catraca. ...	44
Figura 28 - Aspecto morfológico da fratura por fadiga na zona 4 da amostra que atingiu 6360 ciclos no patamar de 850 MPa: a) vista lateral e b) vista de topo. A seta branca indica o local de nucleação da trinca e a seta preta indica a marca de catraca.....	45
Figura 29 - Gráfico de probabilidade do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição lognormal-2p.	46
Figura 30 - Gráfico de probabilidade do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição Weibull-2p.....	47
Figura 31 - Gráfico de probabilidade do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição Weibull-3p.....	47

Figura 32 - Gráfico dos resíduos (a) e gráfico de probabilidade normal dos resíduos (b) do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição lognormal-2p.....	49
Figura 33 - Gráfico dos resíduos (a) e gráfico de probabilidade normal dos resíduos (b) do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição Weibull-2p.	49
Figura 34 - Gráfico dos resíduos (a) e gráfico de probabilidade normal dos resíduos (b) do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição Weibull-3p.	50
Figura 35 - Curva de densidade de Weibull-2p e 3p para o patamar de 850 MPa.	51
Figura 36 - Curvas da função taxa de falha para a distribuição lognormal-2p: curvas 850 MPa e 725 MPa foram plotados para o eixo $h(N)$ e as demais curvas para o eixo $h'(N)$	52
Figura 37 - Curvas da função taxa de falha para a distribuição Weibull-2p: curvas 850 MPa e 725 MPa foram plotados para o eixo $h(N)$ e as demais curvas para o eixo $h'(N)$	53
Figura 38 - Curvas da função taxa de falha para a distribuição Weibull-3p: curvas 850 MPa e 725 MPa foram plotados para o eixo $h(N)$ e as demais curvas para o eixo $h'(N)$	53
Figura 39 - Curvas S-N dos corpos de prova de arames soldados testados em fadiga obtidas para a metodologia normatizada e de Weibull-2p e 3p.....	57
Figura 40 - Curva de densidade da distribuição de Weibull-3p para o patamar de 600 MPa e predição da vida em fadiga da metodologia normatizada para P igual a 0,001%.	61

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Parâmetros do processo de soldagem UW das juntas fornecidas.....	22
Tabela 2 - Composição química do arame usado na soldagem em percentual do peso total.	27
Tabela 3 - Resultados dos testes de fadiga em amostras dos arames soldados para determinação da resistência à fadiga: a 7ª amostra do patamar de 400 MPa não contribuiu com a análise estatística da vida em fadiga e com a construção da curva S-N.	41
Tabela 4 - Resultados dos testes de fadiga em amostras dos arames soldados para determinação do limite de fadiga.....	41
Tabela 5 - Coeficientes de correlação linear dos cinco patamares de tensão para cada distribuição e valor crítico do coeficiente de correlação linear para os respectivos níveis de significância.	48
Tabela 6 - Parâmetros estimados das três distribuições estatísticas e coeficiente de assimetria (g) para os cinco patamares de tensão.	51
Tabela 7 - Resultado dos parâmetros d_{F1} e d_{F2} das distribuições para cada patamar. ..	54
Tabela 8 - Coeficientes e termos das equações das curvas S-N das três distribuições...	56
Tabela 9 - Fator de correção do desvio padrão da metodologia normatizada.	56
Tabela 10 – Predições e diferenças relativas da vida em fadiga das três metodologias aplicadas: N_0 refere-se à predição da vida em fadiga da metodologia normatizada.	59
Tabela 11 - Diferenças relativas da predição da vida em fadiga entre μ da distribuição de Weibull-3p e a metodologia normatizada: $N_{0,001\%}$ refere-se à predição da vida em fadiga da metodologia normatizada para P igual a 0,001%.	61

1 INTRODUÇÃO

O consumo mundial de energia apresenta crescimento contínuo desde a metade do século XX e o petróleo e gás natural se destacam como fontes energéticas que, segundo alguns autores, continuarão a contribuir de forma majoritária para o abastecimento energético mundial por várias décadas [1]. A importância estratégica destes recursos, o esgotamento dos reservatórios dos campos de produção de fácil acesso em terra firme (*onshore*) e em águas rasas e as descobertas sucessivas de campos com alto potencial produtivo em águas marítimas profundas e ultraprofundas vêm requisitando cada vez mais o desenvolvimento tecnológico dos sistemas de produção *offshore* para viabilizar a extração em ambientes desafiadores [2]. Adicionalmente, o difícil acesso às instalações submarinas exige que os equipamentos sejam projetados com robustez para perdurar por anos de serviço.

O sistema submarino de produção abrange desde a atividade de perfuração dos poços em solo oceânico até a operação dos campos de produção. Para assegurar a operação em águas profundas, o item denominado de umbilical submarino foi desenvolvido para interligar remotamente os equipamentos instalados no solo oceânico à plataforma de produção na superfície marítima, possibilitando a supervisão e o controle de parâmetros operacionais das unidades submarinas a longas distâncias. O transporte de fluidos de injeção, o fornecimento de energia elétrica e a aquisição de dados estão entre as suas principais atribuições.

O umbilical submarino pode ser projetado em diversas configurações e consiste em um arranjo agrupado de elementos como mangueiras, tubos e cabos envolvidos por uma armadura de tração de arames de aço que fornece resistência mecânica ao conjunto. A armadura está sujeita a variações de esforços axiais de tração impostos pelo manuseio, instalação e operação do umbilical e consequentemente está suscetível a falha por fadiga. Dessa forma, testes de fadiga nos arames de armadura de tração são fundamentais para qualificar a matéria-prima e o processo de soldagem usado, atestando a confiabilidade desse componente estrutural do umbilical.

A previsão do tempo em serviço de umbilicais submarinos é definida em projeto através de dados de desempenho, que incluem a resistência à fadiga obtida a partir de curvas S-N (tensão x número de ciclos para a ruptura em fadiga) dos arames da armadura de tração testados ao ar. A metodologia para elaboração de curvas S-N sugerida por normas adota a distribuição lognormal de 2 parâmetros (2p) para a vida em fadiga das

amostras testadas sob um dado patamar de tensão [3]. Essa distribuição de probabilidade é comumente escolhida em razão da sua simplicidade estatística e a partir do valor médio da distribuição de cada uma das tensões de interesse são determinadas a curva média de resistência à fadiga e a curva de projeto para o valor de probabilidade de falha desejado.

Embora a distribuição lognormal-2p seja preferível devido a sua conveniência, outras distribuições estatísticas estão disponíveis e são candidatas a apresentar um bom ajuste aos dados de vida em fadiga, como pode ser visto na literatura [4]–[6]. Tendo em vista a natureza da falha por fadiga de ser um mecanismo de acúmulo progressivo de danos e passível a iniciar no “elo” mais fraco, na curva S-N se faz importante atribuir uma relevância aos pontos que determinam a falha em menor número de ciclos, principalmente quando as amostras testadas sob dada tensão podem apresentar maior variância devido aos aspectos característicos da soldagem como tensões residuais, fragilização e incertezas paramétricas do processo de união. Dentre as distribuições candidatas, a distribuição de Weibull acaba se destacando neste sentido por ser adequada estatisticamente para representar a vida em fadiga com base no princípio do “elo” mais fraco [7].

A curva de densidade que traça o ajuste de uma distribuição ao conjunto de dados de vida em fadiga é descrita por uma função composta por parâmetros estimados. Quando as curvas de densidade de lognormal e de Weibull são definidas por apenas 2 parâmetros, têm-se que a cauda esquerda dessa curva decresce assintoticamente ao eixo de vida em fadiga sem interceptá-lo. Esse aspecto leva a concluir que há a probabilidade de uma amostra romper antes mesmo de ser testada, que é algo que não corresponde à realidade física e de certa forma pode prejudicar as análises de baixa probabilidade de falha exigidas em projetos estruturais da indústria *offshore*.

Alternativamente, um terceiro parâmetro pode ser estimado na função densidade destas distribuições de forma que a curva acaba tocando o eixo de vida em fadiga. Este novo parâmetro acaba estabelecendo então um limite de número de ciclos abaixo do qual não irá ocorrer a falha para um dado nível de tensão. A aplicação dessa abordagem é de grande valia, pois possibilita verificar o conservadorismo que modelos de dois parâmetros, adotados por normas de análise de dados de fadiga e por normas de recomendações práticas de projeto de fadiga de estruturas *offshore* de aço, podem ter em relação aos modelos de 3 parâmetros.

Portanto, é relevante adicionar na análise de vida em fadiga de arames soldados de umbilical submarino uma distribuição estatística alternativa como a de Weibull junto com a introdução de mais um parâmetro, visto os benefícios de obter um ajuste de dados mais robusto e a possibilidade de reduzir o conservadorismo de modelos normatizados, corroborando em previsões mais estáveis da vida em fadiga da armadura de tração e na redução do lucro cessante devido ao incremento da durabilidade dos umbilicais submarinos.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo geral

O estudo tem por objetivo analisar a predição da vida em fadiga de arames soldados da armadura de tração de umbilicais submarinos através de recursos estatísticos de avaliação do ajuste das distribuições aos dados experimentais e da elaboração de curvas S-N baseadas nas distribuições estatísticas lognormal-2p e Weibull-2p e 3p, verificando a adequação das distribuições aos dados de vida em fadiga da solda do arame e se há redução do conservadorismo nas predições das distribuições alternativas em relação à metodologia normatizada baseada na distribuição lognormal-2p.

2.2 Objetivos específicos

- Qualificar a solda do arame através da caracterização química, microestrutural e mecânica;
- Avaliar a qualidade dos ajustes das distribuições aos dados de vida em fadiga e a concordância desses ajustes com a física da fadiga;
- Estabelecer equações que descrevam o comportamento das curvas S-N probabilísticas para as distribuições de Weibull-2p e 3p e para a metodologia normatizada;
- Avaliar a robustez das curvas S-N probabilísticas das distribuições de Weibull-2p e 3p e da metodologia normatizada em relação aos pontos de fratura por fadiga dos arames soldados;

- Quantificar o nível de conservadorismo que as curvas S-N probabilísticas obtidas pela metodologia normatizada podem ter em relação às curvas S-N probabilísticas das distribuições de Weibull.

3 REVISÃO DA LITERATURA

3.1 Umbilicais submarinos

Os umbilicais são linhas submarinas que permitem o monitoramento e controle remoto de equipamentos da produção de petróleo e gás instalados no assoalho oceânico a partir da unidade de produção e armazenamento localizada em terra ou na superfície marítima, como mostrado na Figura 1. As suas principais funções em um sistema submarino de produção são listadas abaixo [8].

- Fornecimento de energia elétrica ao sistema submarino;
- Injeção de água e produtos químicos;
- Estabelecer a comunicação entre equipamentos e unidades de produção via sinais elétricos e ópticos;
- Atuar no controle e intervenção dos poços através do acionamento de válvulas hidráulicas de equipamentos como *Manifold* e árvore de natal.

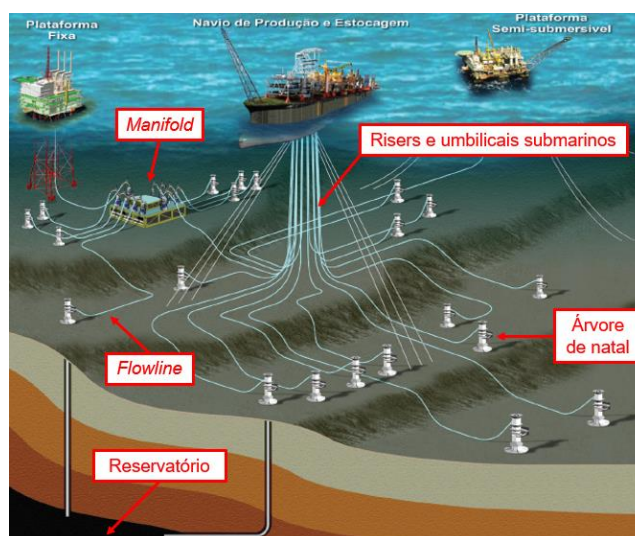


Figura 1 - Sistema submarino de produção *offshore*. Fonte: ADAPTADO DE MORAES

[9]

O umbilical submarino é composto por um agrupamento de componentes estruturais e funcionais, alguns dos quais dispostos em hélice e montados para formar uma seção transversal circular como mostrado na Figura 2. O primeiro grupo de componentes consiste em elementos que tem a finalidade de contribuir com a resistência mecânica estrutural do umbilical e inclui os tubos, armaduras de tração e enchimentos poliméricos. Já o segundo grupo consiste em elementos que cumprem funções específicas no sistema submarino e inclui os demais componentes do umbilical. Os principais componentes dos umbilicais são descritos abaixo [10].

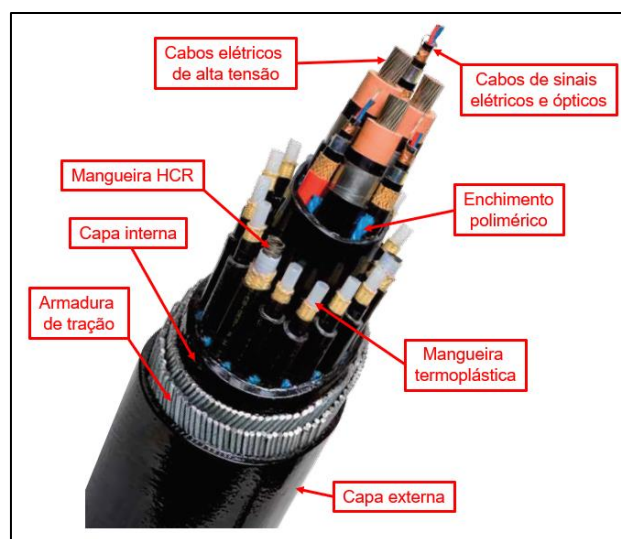


Figura 2 - Exemplo de umbilical submarino. Fonte: ADAPTADO DE MFX DO BRASIL [11]

- **Mangueira termoplástica:** responsável pela injeção hidráulica do umbilical e composta por tubo termoplástico extrudado envolvido por camadas trançadas de fibra de aramida e capa polimérica externa.
- **Mangueira HCR:** mangueira de alta resistência ao colapso por cargas radiais que se assemelha e desempenha a mesma função da mangueira termoplástica com o diferencial de possuir uma carcaça intertravada de aço inoxidável internamente que possibilita que fique vazia quando o umbilical está em operação.
- **Cabos elétricos:** responsáveis pela alimentação elétrica de equipamentos submarinos e pela transmissão de sinais elétricos de supervisão e controle do sistema submarino.

- **Cabos ópticos:** desempenham a função de transmitir quantidade robusta de dados em alta velocidade entre o sistema submarino e a unidade de produção possibilitando o monitoramento e controle praticamente simultâneo das operações submarinas.
- **Enchimentos poliméricos:** elementos de polietileno ou polipropileno que preenchem os espaços vazios existentes entre os demais componentes do umbilical contribuindo com a uniformização das cargas radiais e isolamento térmico.
- **Capas:** camada de termoplástico extrudado que reveste os componentes do umbilical a fim de evitar o desgaste por atrito entre eles, manter o isolamento térmico, isolá-los do contato com a água oceânica e proteger o umbilical de choques mecânicos.
- **Armadura de tração:** conjunto de arames de aço carbono galvanizado de seção circular ou retangular projetados para suportar os esforços mecânicos estáticos e dinâmicos, garantindo a integridade estrutural do umbilical submarino.
- **Tubos:** componente geralmente de aço inoxidável superduplex capaz de substituir as mangueiras ao transportar fluidos e ao mesmo tempo resistir aos esforços radiais e axiais com eficiência, conferindo resistência mecânica e rigidez ao umbilical submarino.

O umbilical submarino é fabricado com o comprimento único definido pela distância entre os equipamentos submarinos e a unidade de produção na superfície marítima. A quantidade, seleção e a organização dos componentes do umbilical submarino variam em função do seu projeto, que leva em conta fatores naturais como o relevo oceânico, correntes marítimas, profundidade, pressão, temperatura e composição do reservatório, além de fatores tecnológicos e comerciais como o tipo de maquinário fabril, complexidade do sistema submarino, peso e exigências normativas.

Embora os umbilicais submarinos possam ser projetados com grande versatilidade, dois tipos de configurações características podem ser comumente encontrados: umbilicais termoplásticos (TPUs) e umbilicais de tubos de aço (STUs) [12]. A diferença está atrelada ao controle hidráulico do umbilical, que nos TPUs é exercida somente por mangueiras termoplásticas e HCR, e nos STUs se dar somente por tubos de aço. Vale ressaltar que os tubos dos umbilicais STUs podem resistir integralmente aos esforços de tração e flexão, dispensando a armadura de tração no STU. No entanto, o uso

da armadura volta a ser necessário em aplicações cujas tensões no tubo deixam de ser permissíveis [13].

3.1.1 Armadura de tração de umbilicais submarinos

A armadura de tração de umbilicais submarinos está assentada em um ou mais pares de camadas de arames de aço que circundam o núcleo de elementos funcionais, preservando a integridade deles ao absorver esforços axiais de tração, torção e flexão que o umbilical pode estar sujeito. A armadura contribui de forma significativa com o peso do umbilical. Dessa forma, as suas camadas estão dispostas na sua parte externa de forma uniforme e com sentido de enrolamento helicoidal opostos em cada par. Esse arranjo da armadura provê estabilidade dinâmica e garante o balanceamento do torque e a deformação homogênea da estrutura [8].

As camadas da armadura de tração são aplicadas por reunidoras planetárias em série, alimentadas por bobinas de arames que transladam em volta do núcleo do umbilical como pode ser visto na Figura 3. Cada camada é composta por dezenas de fios de arames posicionados em um ângulo específico determinado em projeto e resultante do ponto ótimo de variáveis como peso, resistência à tração e à torção da armadura. Para garantir que a armadura se estenda por todo o comprimento do núcleo do umbilical, soldas nos arames são feitas durante a parada da reunidora para conectar os fios já assentados aos fios de novas bobinas, pois esses carretéis de arames possuem comprimento comercial inferior ao comprimento total dos umbilicais [14].



Figura 3 - Assentamento de armadura de tração por reunidoras planetárias. Fonte: ADAPTADO DE HERMAN [15]

3.1.2 Arames de aço carbono galvanizados da armadura de tração

Dentre as diversas configurações de umbilicais, o emprego de arames galvanizados de aço carbono de seção circular para compor as camadas da armadura de umbilicais submarinos predomina no cenário nacional e internacional em razão da facilidade na fabricação e no manuseio operacional [16], [17]. Esses arames são obtidos pelo processo de trefilação a partir do “fio-máquina” obtido da laminação de aços de baixo, médio ou alto carbono. Após o último passe da trefilação, os arames são submetidos a imersão a quente em zinco, formando uma camada aderente de zinco ao metal base que protege o arame da ação corrosiva do meio marinho, caso a capa externa do umbilical sofra alguma avaria [18].

Vale destacar que o processo de trefilação dos arames é combinando com tratamentos térmicos visando otimizar as suas propriedades mecânicas. Dessa forma, os arames de baixo carbono podem ser normalizados ou recozidos entre e após os passes de trefilação, sendo fornecidos conforme a resistência desejada. Já para os arames de médio e alto carbono, o tratamento térmico de patenteamento é aplicado ao aço laminado antes da trefilação, produzindo uma estrutura de perlita fina ou de bainita através do resfriamento rápido do fio-máquina austenitizado em banhos de chumbo ou sal com manutenção da temperatura entre 450 e 550 °C até a completa transformação microestrutural, de forma que a trefilação após esse tratamento térmico resulta em um arame que conjuga alta resistência à tração e elevada tenacidade [19], [20].

Para que a armadura consiga envolver o núcleo do umbilical ao longo de todo o seu comprimento contínuo correspondente à lâmina d'água, soldas de topo a topo por resistência (*Upset Welding* - UW) são comumente empregadas para unir as extremidades das bobinas desses arames em função da sua elevada produtividade na linha de produção [21]. Essa união autógena ocorre a partir do contato topo a topo das pontas dos arames mediante a geração de calor por efeito Joule na junção, ocasionado pela resistência à passagem de corrente elétrica nesta interface [22]. Antes da soldagem, as extremidades dos arames a serem unidas são decapadas mecanicamente para remoção do zinco da galvanização, evitando que este elemento de baixo ponto de fusão fragilize a solda pelo mecanismo de fragilização por metal líquido. Após a remoção e limpeza, as pontas do arame são posicionadas entre as garras (eletrodos) da máquina de soldagem e a solda é executada como mostrado na Figura 4.

A fim de revenir e aliviar as tensões na solda, tratamentos térmicos breves são realizados após a solda na própria máquina de soldagem junto com o reparo da rebarba de solda formado. Por fim, a junção é lixada para dar acabamento e a sua superfície é galvanizada a frio. É importante ressaltar que a qualidade dessa solda depende diretamente da seleção de três parâmetros: corrente elétrica, pressão de contato e tempo de soldagem, definidos para cada tipo de material a fim de otimizar as propriedades mecânicas conforme for solicitado [23].

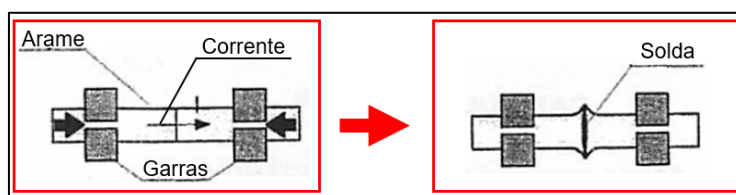


Figura 4 - Processo de soldagem de topo por resistência elétrica de arames. Fonte:
ADAPTADO DE MARQUES *et al.* [22]

As soldas UW se destacam pela ocorrência de poucos defeitos e habilidade em unir materiais de baixa soldabilidade, dado que a pressão aplicada na junta durante a soldagem resulta em uma união de estado sólido quando o fluxo do material é extrudado para fora da zona da solda [24]. Esses atributos são de grande valia para a indústria *offshore*, pois permitem que arames trefilados de aço de alto carbono sejam utilizados na armadura de umbilicais, resultando em um componente estrutural de alta resistência mecânica que viabiliza a exploração em águas cada vez mais profundas. No entanto, dispersões nas características desse tipo de solda podem ser observadas. GÓRKA *et al.* (2020) [25], por exemplo, registraram ciclos térmicos diferentes da solda UW para parâmetros de soldagem fixos e por consequência propriedades mecânicas com desvio maior.

Após a soldagem UW de arames de aço de alto carbono, a solda é revenida na máquina de soldagem através do aquecimento da junta pela passagem de corrente elétrica, ajustando as suas propriedades mecânicas conforme desejado. ALMEIDA (2014) [26] apontou que algumas faixas de temperatura de revenido resultaram em elevada dispersão da resistência mecânica da solda UW em sua busca por uma temperatura ótima de revenido para esse tipo de solda em arames de alto carbono. WANG *et al.* (2021) [27] notaram o desalinhamento da junta soldada em algumas configurações parametrizadas de

soldagem por resistência que apresentaram resistência mecânica inferior às juntas não desalinhadas. Portanto, o processo de soldagem UW e revenido dos arames acumulam incertezas na solda que se refletem no seu comportamento mecânico, incluindo a resistência à fadiga mecânica.

3.2 Fadiga

3.2.1 Mecanismo de falha por fadiga

A fadiga é um mecanismo de falha progressivo que materiais estão sujeitos quando são submetidos a cargas cíclicas que gerem tensões oscilantes positivas suportadas por um dado tempo até a ocorrência de uma fratura repentina do material. Esse tipo de falha pode ocorrer para tensões cíclicas abaixo da tensão de escoamento dos materiais, sendo assim a responsável pela maioria das falhas de componentes estruturais submetidos a cargas dinâmicas. A ação sinérgica de tensões cíclicas, tensões de tração e deformação plástica localizada é a causa raiz que leva a falha por fadiga [28].

O processo de falha por fadiga é definido por três etapas: nucleação da trinca, propagação da trinca e a ruptura catastrófica. Na primeira etapa ocorre a formação de trinca microscópica em uma região de intensa deformação localizada. A segunda etapa se caracteriza pelo crescimento dessa trinca incentivado pela alta concentração de tensão na ponta, por sua geometria pontiaguda. Por fim, a fratura súbita ocorre quando a seção transversal remanescente da peça não suporta as tensões impostas, ou seja, quando o fator de intensidade de tensões atinge o valor crítico para fratura instável.

As tensões cíclicas podem ser representadas facilmente por um padrão senoidal a partir do qual parâmetros são atribuídos para caracterizar o regime de carregamento e consequentemente a fadiga. Dentre esses parâmetros, destacam-se as tensões média, máxima e mínima, a razão de tensões ou parâmetro de carregamento, dada pela razão entre a tensão mínima e máxima, e a frequência, dada pelo número de repetições de um ciclo durante um período [29].

3.2.2 Curva S-N de fadiga

A vida em fadiga de um componente estrutural submetido a um certo regime cíclico é definida como o número de ciclos suportados até a sua fratura por fadiga. Esse

valor pode ser entendido como uma medida de resistência do componente à fadiga nas condições em que foi submetido à tensão cíclica definida. Dessa forma, a execução de testes de fadiga em exemplares do componente ou em corpos de provas extraídos do componente é fundamental para compreender o comportamento em fadiga do material do componente e consequentemente, fornecer dados para o desenvolvimento de critérios de projeto que previnam a falha por fadiga.

Uma forma básica de apresentar os dados experimentais obtidos em teste de fadiga é através da elaboração da curva S-N, que estabelece a correlação entre as tensões máximas ou variações de tensões cíclicas (S ou ΔS) e o número de ciclos até a falha (N) de corpos de prova submetidos a essas tensões cíclicas. Essa relação é descrita classicamente pela equação de Basquin (Equação 1), que é adotada pelas normas de análise de dados de fadiga ASTM E739 [30] e ISO 12107 [31].

$$S^B N = A \quad (1)$$

Onde “A” e “B” são constantes do material determinadas pelo ajuste aos dados e definem a posição da curva e sua inclinação no gráfico, respectivamente [32]. Através da aplicação de logaritmo na Equação 1, obtém-se a seguinte expressão linear (Equação 2):

$$\log N = \log A - B \cdot \log S \quad (2)$$

que em um sistema de coordenadas logarítmico descreve a curva S-N como uma linha média em rampa descendente, válida para aços até um dado valor de tensão abaixo do qual não ocorrerá mais a falha para uma vida infinita, ou seja, há um patamar horizontal de limite de resistência à fadiga médio no gráfico [7], [19].

Os corpos de prova testados em fadiga em um mesmo nível de tensão cíclica apresentam sempre uma dispersão dos números de ciclos até falha, que está relacionada a vários fatores característicos que influenciam a fadiga como diferenças microscópicas da superfície, incertezas do processo de fabricação ou soldagem e tolerâncias do regime de carregamento de máquina de testes [33]. Em função disso, distribuições estatísticas

são aplicadas para cada nível de tensão, permitindo definir a vida em fadiga como o número de ciclos que quando atingido, levará a falha de um percentual desejado de uma população do componente. Esse percentual é denominado de probabilidade de falha (P) e para diferentes valores de P é possível elaborar diferentes linhas de resistência à fadiga da curva S-N, como mostrado na Figura 5.

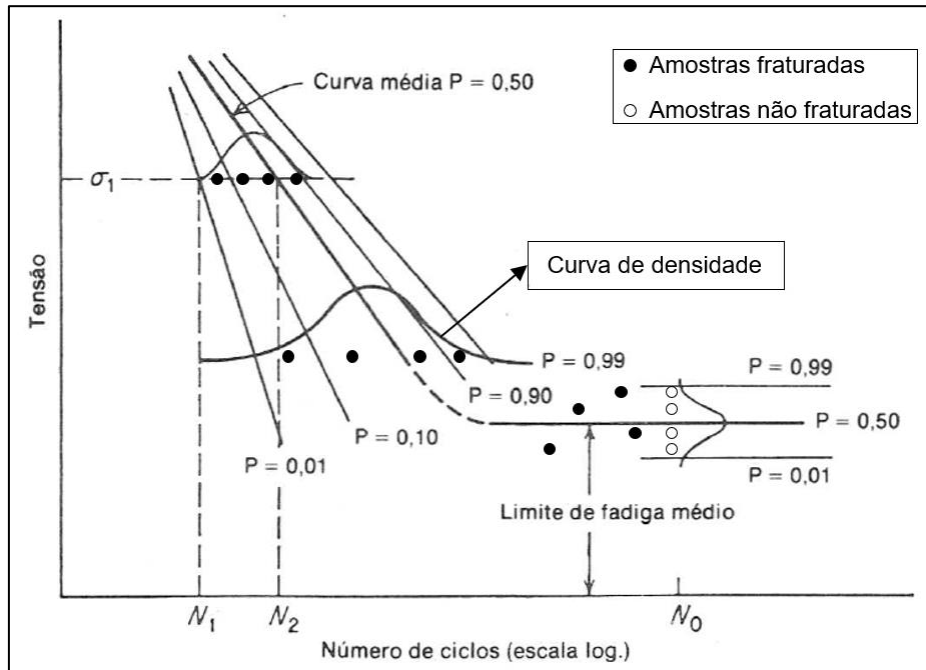


Figura 5 - Curva S-N para diferentes probabilidades de falha. Fonte: ADAPTADO DE DIETER [19]

A curva S-N padrão é baseada em valores médios dos dados experimentais de forma que corresponde a uma probabilidade de falha de 50% (P igual a 0,50). Para fins de projeto são adotadas probabilidades de falha menores, visando assim obter uma curva de projeto que, baseada na dispersão dos resultados dos corpos de provas testados, possa prever a vida em fadiga do componente de forma confiável e com baixa possibilidade de falha. A norma de projeto de fadiga de estruturas *offshore* de aço DNVGL-RP-C203 [34], por exemplo, exige um nível de confiança de pelo menos 75% para a curva média e adota a probabilidade de falha de 2,3%, resultando em uma curva de projeto deslocada para a esquerda da linha média pelo resultado do produto entre o desvio padrão (δ) e um fator k definido em função do número de corpos de prova e da condição do desvio padrão, que pode ser conhecido ou não conhecido. Já as normas ASTM E739 [30] e ISO 12107

[31] deslocam a curva de projeto pelo produto entre δ , um fator de correção (F_C) de δ e um fator k . Esses dois últimos fatores são definidos respectivamente em função do número de corpos de prova e da disposição dos patamares de tensão e em função da probabilidade de falha, nível de confiança e número de corpos de prova. O equacionamento da elaboração dessas curvas de projeto normalizadas é mostrado na Equação 3.

$$\log N = \log A - B \cdot \log S - k \cdot F_C \cdot \delta \quad (3)$$

Onde F_C é igual a 1 para curvas de projeto elaboradas conforme a norma DNVGL-RP-C203 [34]. Vale ressaltar que as normas mencionadas acima determinam o desvio padrão da resistência à fadiga para a curva S-N em função da dispersão dos resultados experimentais dos patamares de tensão analisados e o assumem como constante para os diferentes patamares de tensão, visto que o método dos quadrados mínimos é adotado. Além disso, a norma ASTM E739 [30] não recomenda que previsões de vida em fadiga para valores de P abaixo de 5% sejam feitas utilizando essa análise, embora a ISO 12107 [31] e a DNVGL-RP-C203 [34] não apresentem restrições quanto a isso.

3.2.3 Distribuições estatísticas

A curva de densidade de uma distribuição é determinada por uma função densidade de probabilidade $f(N)$ composta por parâmetros estatísticos estimados a partir de um conjunto de dados experimentais, como é exemplificado na Figura 5 para um nível de tensão. A função primitiva de $f(N)$ é denominada função distribuição acumulada $F(N)$ e corresponde à probabilidade de falha em fadiga (P) quando os dados em análise são referentes à vida em fadiga. Para determinar as estimativas desses parâmetros, a equação da $F(N)$ é rearranjada em termos de uma regressão linear e os parâmetros são estimados através do método dos quadrados mínimos, como pode ser visto na literatura [35] e [36].

A partir da transformação linear de $F(N)$ é possível verificar se o conjunto se ajusta de forma plausível à distribuição por meio da elaboração do gráfico de probabilidade. Para isso, os dados de vida em fadiga do nível de tensão em análise são ordenados crescentemente e cada um deles compõem pares de coordenadas com os valores

estimados de probabilidade em ordem crescente definidos por equações de ranqueamento, como a *mean rank* e *median rank*, sendo esta última recomendada para conjuntos de dados limitados e definida pela Equação 4 [31]. Um bom ajuste irá se refletir no gráfico em pontos próximos da linha reta da equação da transformação linear de F(N).

$$\hat{F}(N_i) = \frac{i - 0,3}{n + 0,4} \quad (4)$$

Onde i é o número ordinal correspondente ao dado experimental da vida em fadiga organizado em ordem crescente, n é a quantidade de dados do nível de tensão analisado e $\hat{F}(N_i)$ a probabilidade do ranqueamento.

Para fins de avaliação de quão bom é o ajuste das diferentes distribuições, o coeficiente de correlação linear (r) obtido para o gráfico de probabilidade pode ser usado e comparado com o coeficiente de correlação linear crítico r_c (Equação 5), que é determinado em função de n e do nível de significância (α) desejado para o t de *student*, indicando o limite mínimo deste coeficiente que satisfaz o grau de confiança requerido [37]. Quanto mais próximo o valor absoluto de r estiver de 1, maior o grau de relação linear entre as variáveis da transformação linear da F(N) analisada.

$$r_c = \frac{t}{\sqrt{t^2 + n - 2}} \quad (5)$$

De forma complementar, é conveniente que as transformações lineares satisfaçam as condições de independência dos dados, homoscedasticidade (variância constante) e normalidade dos resíduos ou erros para que apresentem um bom ajuste [38]. Os dois primeiros aspectos podem ser analisados através do gráfico de resíduos, composto pelos resíduos no eixo Y e valores experimentais observados no eixo X, e são atendidos quando os resíduos se encontram dispostos de forma aleatória e com valores absolutos semelhantes em torno do zero do eixo Y, sem compor um padrão. O último aspecto pode ser verificado por meio do gráfico de probabilidade normal dos resíduos, definido pela relação entre os resíduos padronizados conforme uma distribuição normal padrão e os

valores teóricos esperados da distribuição normal (quantis teóricos normais), e é satisfeito quando os pontos desse gráfico compõem de forma aproximada uma reta [37].

Outros recursos estatísticos como o coeficiente de assimetria (Equação 6), que informa o quanto e como um conjunto de dados se afasta da simetria, e a curva da função taxa de falha, definida pela Equação 7, podem ser aplicados para avaliar se as distribuições apresentam características consistentes com a física da fadiga [39]. Isso é atendido quando o coeficiente de assimetria é maior que zero (curva da distribuição com cauda à direita mais longa que a da sua esquerda – assimétrica à direita ou positiva) e a taxa de falha é crescente com o aumento do número de ciclos [4].

$$g = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{N_i - \bar{N}}{S_N} \right)^3 \quad (6)$$

$$h(N) = \frac{f(N)}{1 - F(N)} \quad (7)$$

Onde h , \bar{N} e S_N são respectivamente a função de taxa de falha, o valor médio e desvio padrão do conjunto de dados experimentais N_i do nível de tensão analisado.

Adicionalmente, uma vez que as análises de fadiga se concentram na região de baixa probabilidade de falha ($P < 50\%$), é importante que o ajuste de uma distribuição ao conjunto de dados na região da cauda esquerda da curva de densidade seja avaliado. Isso pode ser feito através do parâmetro de erro d_{Fi} , que consiste na diferença entre a probabilidade do ranqueamento $\hat{F}(N_i)$ e a probabilidade obtida para a distribuição com parâmetros estimados para os respectivos dois menores valores experimentais de N do nível de tensão em análise, como mostrado nas Equações 8 e 9.

$$d_{F1} = \hat{F}(N_1) - F(N_1) \quad (8)$$

$$d_{F2} = \hat{F}(N_2) - F(N_2) \quad (9)$$

Quanto menor for o valor em módulo de d_{Fi} , melhor será a qualidade do ajuste da distribuição na cauda esquerda da curva de densidade. Se $d_{Fi} < 0$, os resultados da

predição local da vida em fadiga da distribuição ajustada serão conservadores, enquanto que para $d_{Fi} > 0$ serão não conservadores. Vale destacar que essa análise tem maior relevância para o parâmetro d_{F1} , pois ele está mais próximo da região da ponta esquerda da curva. Se $d_{F1} < d_{F2}$, a tendência das predições de vida em fadiga do ajuste em direção a ponta esquerda da cauda será conservadora, já o oposto disso ($d_{F1} > d_{F2}$) implica em uma tendência não conservadora [40].

3.2.3.1 Distribuição de Lognormal-2p

A distribuição lognormal-2p é convenientemente adotada pelas normas de análise de dados de fadiga ASTM E739 [30] e a ISO 12107 [31]. A $f(N)$ que a define é dada pela Equação 10:

$$f(N) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma N} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\log N - \mu}{\sigma} \right)^2 \right] \quad (10)$$

onde μ e σ são respectivamente os parâmetros de localização e escala e definem nessa ordem a posição e o grau de dispersão da curva de densidade [39].

3.2.3.2 Distribuição de Weibull

Partindo do princípio físico de que as falhas por fadiga são iniciadas no “elo” mais fraco, a $f(N)$ que define a distribuição de Weibull para vida em fadiga é dada pela Equação 11:

$$f(N) = \frac{\lambda}{\sigma} \left(\frac{N - \mu}{\sigma} \right)^{\lambda-1} \exp \left[-\left(\frac{N - \mu}{\sigma} \right)^{\lambda} \right] \quad (11)$$

onde μ , σ e λ são respectivamente os parâmetros de localização, escala e forma e esse último define o formato da curva de densidade [36], [39]. O μ é o terceiro parâmetro desta distribuição e corresponde fisicamente ao limite máximo de ciclos abaixo do qual não irá ocorrer a falha para uma dada tensão, conforme mostrado no lado esquerdo da curva de

densidade 3p da Figura 6. Se μ for considerado como nulo, tem-se uma distribuição de Weibull de 2 parâmetros que, assim como a distribuição lognormal-2p, possui uma curva de densidade que decresce na cauda esquerda sem cruzar o eixo de vida em fadiga, como pode ser observado na curva de densidade característica de distribuições de 2 parâmetros (2p) da Figura 6. A partir desses aspectos é possível identificar o grau de conservadorismo que a predição de vida em fadiga das distribuições de 2 parâmetros para valores baixos de P possui em relação ao valor limite μ da distribuição de 3 parâmetros.

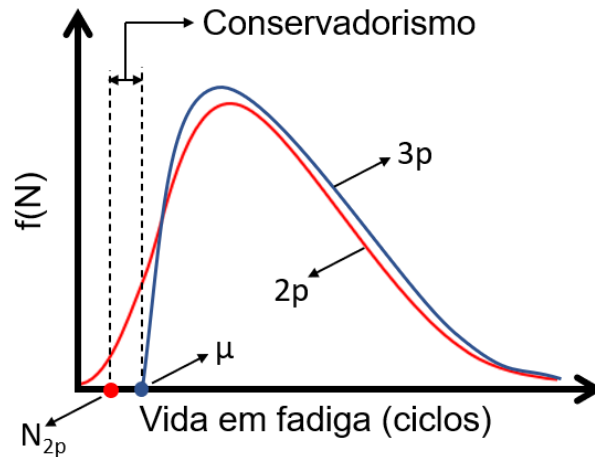


Figura 6 - Curvas de densidade característica das distribuições de 2 e 3 parâmetros (2p e 3p): N_{2p} consiste na predição da vida em fadiga da distribuição de 2 parâmetros para um valor baixo de P.

3.3 Predição da vida em fadiga

Estudos têm relatado eventos de falhas em campo relacionados aos cabos umbilicais. A partir da revisão da literatura de falhas em tubulações, risers e umbilicais do sistema submarino de produção, DRUMOND *et al.* (2018) [41] reportaram que a fadiga está entre os principais modos de falha dos umbilicais e que a ruptura na região da solda de arames da armadura está entre as principais falhas. Adicionalmente, NASCIMENTO *et al.* (2019) [42] constataram através de testes de fadiga com carregamento uniaxial de tração que arames com solda UW de umbilicais apresentaram resistência à fadiga inferior aos arames sem solda. Esses resultados evidenciam a importância de estudos voltados para predição da vida em fadiga dos arames soldados da armadura de umbilicais submarinos.

Uma vez que a fadiga se caracteriza como um fenômeno de acúmulo progressivo de danos que se manifesta no “elo” mais fraco do componente, a região da solda tem maior predisposição a esse tipo de falha em relação ao metal base devido aos efeitos do aporte térmico e tensões residuais da união, defeitos de forma e defeitos microestruturais. Dessa forma, a elaboração de curvas S-N da solda para diferentes distribuições estatísticas permite que a melhor estimativa de vida em fadiga seja selecionada perante as características e dispersão acumulada da solda.

A aplicação de distribuições estatísticas alternativas para análise de dados de testes de fadiga em materiais é uma temática que vem sendo discutida em estudos recentes a fim de obter predições que podem ser mais apropriadas em relação à distribuição tradicional lognormal-2p adotada por normas e recomendações de engenharia, visto que distribuições como a de Weibull se destacam por satisfazer a hipótese de falha no “elo” mais fraco do elemento e por serem mais adequadas para análises de baixa probabilidade de falha. TELLO *et al.* (2020) [43] por exemplo, selecionou a distribuição de Weibull para o desenvolvimento da sua metodologia de predição de vida em fadiga para juntas soldadas de aço de rebocadores.

HOOLE *et al.* (2019) [4] elaboraram uma metodologia sistemática robusta de caracterização estatística que foi aplicada aos dados obtidos em teste de fadiga por flexão rotativa reversa do aço AISI 4340. As distribuições lognormal e Weibull para 2p e 3p foram submetidas a essa análise para a vida em fadiga de 6 níveis de tensão e para cada nível as distribuições foram classificadas conforme a metodologia do estudo. As distribuições lognormal-2p e Weibull-3p se destacaram; a primeira apresentou uma caracterização estatística precisa para o conjunto de dados, enquanto a segunda forneceu o melhor ajuste para os dados de 3 níveis de tensão. Além disso, o número de ciclos para probabilidade de falha de 1% ($N_{1\%}$) foi calculado para 5 níveis de tensão e foi constatado que o $N_{1\%}$ de Weibull-3p é cerca de 20% maior que o $N_{1\%}$ de lognormal-2p para a maioria dos patamares de tensão, concluindo-se que a distribuição de Weibull-3p bem ajustada foi capaz de fornecer uma redução de 20% no conservadorismo de curvas S-N probabilísticas.

STRZELECKI (2021) [44] apresentou um modelo que descreve os resultados de teste de fadiga de alto ciclo usando as distribuições de Weibull de 2 e 3 parâmetros para o limite de fadiga e resistência à fadiga, respectivamente, em vez da distribuição normal, de forma que os diferentes resultados de dispersão puderam ser caracterizados de acordo

com o nível de tensão praticado. Através da aplicação do modelo em dados de testes de fadiga por flexão rotativa para dois tipos de aços estruturais, foi possível elaborar curvas S-N cuja dispersão aumentava com a redução da amplitude de tensão aplicada, característico da natureza da fadiga, e determinar a curva S-N para probabilidade de falha de 0%, sendo notado que os dados experimentais ficaram contidos dentro da predição dessa curva.

De maneira semelhante, em outros estudos [45] e [46] foram desenvolvidas abordagens e modelos com aplicação das distribuições Weibull de forma que estimativas dentro da faixa de dispersão dos dados experimentais foram obtidas para os melhores ajustes. Ademais, no primeiro trabalho foi observado que ligas metálicas distintas apresentaram modelos estimativos com melhor ajuste diferentes entre si.

ZHAO *et al.* (2000) [40] desenvolveram uma abordagem para determinar a distribuição apropriada a partir de quatro distribuições (Weibull-2p e 3p, lognormal-2p e maior valor extremo) aplicadas a vida em fadiga obtida por flexão de 4 pontos de placas de aço 16Mn soldadas. A análise investigou a consistência das distribuições com a física de fadiga e os efeitos de cada ajuste por meio da função taxa de falha, dos coeficientes de correlação e de assimetria e das diferenças da probabilidade de falha ranqueada e prevista para os 2 primeiros pontos de falha do grupo. Foi observado que as distribuições lognormal-2p e de maior valor extremo apresentaram um bom ajuste e maior conservadorismo no início da curva de densidade. Já a distribuição de Weibull-3p teve o melhor ajuste e foi menos conservadora, mas foi inconsistente com a física da fadiga para este conjunto de dados. A distribuição de Weibull-2p não teve um bom ajuste, dessa forma as distribuições de lognormal-2p e de maior valor extremo foram consideradas como adequadas para os grupos analisados.

A análise de dados de fadiga para diferentes distribuições também se estende para outras classes de materiais. BARBOSA *et al.* (2019) [47] fizeram a revisão da literatura acerca da construção de curvas S-N para diferentes distribuições estatísticas aplicadas para materiais metálicos e compósitos, notando que o modelo de Stüssi apresentou bom ajuste para ambos os materiais em todos os regimes de fadiga (baixo a alto ciclo), enquanto que os modelos de Sendekyj, Castillo e Fernández-Canteli e o da norma ASTM E739 [30] apresentaram bom ajuste para ambos os tipos de materiais apenas em regimes de fadiga específicos.

DJEGHADER e REDJEL (2020) [48] selecionaram em seu estudo a distribuição de Weibull-2p para analisar os resultados de vida em fadiga de compósito de resina de poliéster insaturada reforçada com fios de juta bidirecionais moldado por pressão, visto a versatilidade da função de densidade dessa distribuição em apresentar ampla variedade de formas e a importância para fins de projeto da descrição da tendência de dispersão da vida em fadiga para diferentes níveis de tensão. As curvas S-N para as probabilidades de falha de 1%, 10%, 50% e 90% foram elaboradas para caracterização do compósito e a predição da vida em fadiga para a primeira falha foi descrita pela curva de probabilidade de falha de 1% para aplicações estruturais que contenham alguma seção crítica.

MIKULSKI e LASSEN (2022) [49] desenvolveram um estudo investigativo de predição da vida em fadiga para juntas soldadas de aço carbono-mangânese submetidas a carregamento de amplitude constante através da aplicação de um modelo probabilístico alternativo capaz de assumir a distribuição lognormal ou Weibull, mediante escolha prévia. A distribuição de lognormal-2p foi selecionada por apresentar melhor ajuste aos dados experimentais em relação às distribuições de Weibull. Concluiu-se que a curva S-N do modelo não deve substituir as curvas convencionais de normas; porém, predições importantes para o regime de alto ciclo puderam ser feitas e foi notado que a curva do modelo concorda bem com os modelos do mecanismo de dano das fases de nucleação e propagação da trinca de fadiga, sendo proposto para trabalhos futuros a elaboração de modelos baseados no mecanismo de cada fase.

LIU *et al.* (2016) [50] construíram curvas S-N probabilísticas para tubos de aço de alta resistência usados na perfuração de poços de petróleo a partir da seleção otimizada de distribuições. Os modelos lognormal-2p e Weibull-2p e 3p foram analisados através da determinação do coeficiente de correlação global. Os testes de fadiga foram conduzidos por flexão rotativa e as 4 maiores amplitudes de tensão compostas por 6 fraturas cada foram usadas para avaliação das distribuições. Foi observado que a distribuição de Weibull-3p apresentou o maior coeficiente global e por consequência o melhor ajuste, sendo assim usada na elaboração de curvas S-N para as probabilidades de falha de 1%, 10% e 50%. Analogamente, WEI *et al.* (2016) [51] aplicaram as distribuições de Weibull-2p e 3p para dados de vida em fadiga de ganchos estruturais de aço inoxidável soldados usados na fixação de tubos de sistemas de exaustão veicular e concluiu que a distribuição de Weibull-3p é mais adequada para descrever a vida em fadiga do lado

esquerdo da curva de densidade, enquanto que a distribuição de Weibull-2p é preferível do ponto de vista prático para amostragem pequena.

TAGLIARI *et al.* (2017) [52] propuseram uma metodologia para testes de fadiga por tração uniaxial em arames de seção circular da armadura de umbilical submarino. A proposta foi validada com a ocorrência de rupturas por fadiga localizadas no comprimento livre do arame. Três tipos de arames de aço foram submetidos a fadiga conforme essa metodologia e os 3 maiores níveis de tensões com 4 corpos de prova cada foram usados para determinar as curvas de projeto de cada tipo de arame. As curvas foram comparadas com a curva de projeto B1 da DNVGL-RP-C203 [34] e para uma dada tensão foi constatado que a vida em fadiga das curvas foi 3 a 8 vezes menor que a da curva B1, indicando o conservadorismo nas curvas de projeto da DNVGL-RP-C203 [34] e que o emprego de curvas S-N experimentais pode levar a resultados satisfatórios a partir do modo de carregamento cíclico adequado.

4 METODOLOGIA

Este estudo abrange a caracterização metalúrgica e mecânica, ensaios cíclicos, análise estatística da vida em fadiga e elaboração de curvas S-N normatizadas, baseadas na distribuição lognormal-2p, e alternativas, baseadas nas distribuições de Weibull-2p e 3p, referentes à solda UW de arames da armadura de tração de umbilicais submarinos como mostrado no fluxograma da Figura 7. As amostras soldadas foram obtidas do processo de soldagem empregado na fabricação direta de cabos submarinos. O exemplar das juntas soldadas fornecidas para objeto deste estudo pode ser visto na Figura 8 e os parâmetros da soldagem dessas juntas são apresentados na Tabela 1.

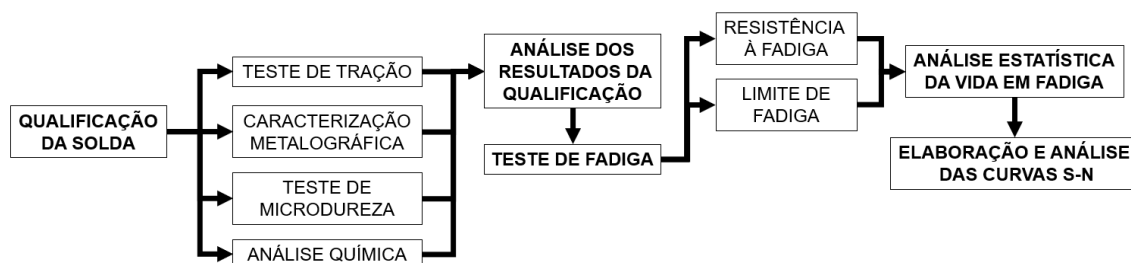


Figura 7 - Fluxograma metodológico de execução deste estudo.

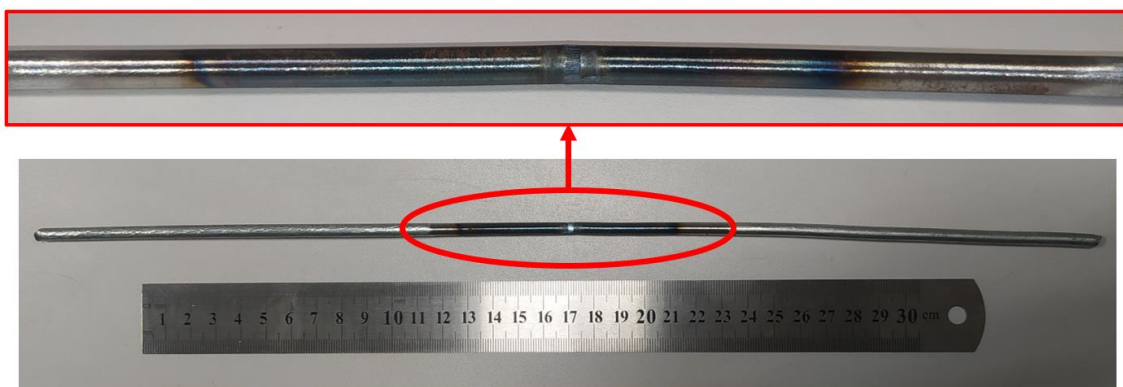


Figura 8 - Amostra da solda UW de arame da armadura de umbilical submarino.

Tabela 1 - Parâmetros do processo de soldagem UW das juntas fornecidas.

Máquina de soldagem e revenido:			Strecker 1-LNV	
Diâmetro de arame (mm):			5,2	
Comprimento submetido à decapagem mecânica na extremidade dos arames (mm):			60	
Soldagem				
Comprimento de mola de pressão de contato dos arames (mm):				56,5 ± 0,5
Distância entre eletrodos (mm)	Corrente (A)	Duração da soldagem (s)	Avanço do arame (mm)	Tensão (V)
10 ± 2	480 a 580	1,9 a 3,0	4,0	1,28
Tratamento térmico (TT) de revenido executado em 2 ciclos				
Distância entre eletrodos (mm)	Corrente do 1º TT (A)	Corrente do 2º TT (A)	Duração de cada tratamento (s)	Tensão (V)
84 ± 2	520 a 600	470 a 550	4	2,1

4.1 Qualificação da solda do arame

4.1.1 Análise química

A composição química do arame utilizado na soldagem foi obtida pela técnica de espectrometria de emissão óptica realizada em espectrômetro Oxford Foundry-Master Xpert para identificação do tipo de aço. A amostra extraída do arame para esse teste foi preparada através do lixamento mecânico até a granulometria de 600 Mesh para a completa remoção da camada galvânica do arame e de contaminantes e planificação da amostra, onde foi feita a medição. A média de três queimas foi tomada para determinação da composição de cada elemento.

4.1.2 Caracterização metalográfica

A análise metalográfica por microscopia óptica e eletrônica de varredura foi realizada para investigação microestrutural da região da solda, permitindo a identificação das zonas características da solda e de suas respectivas fases e microestruturas, além da verificação da morfologia dos grãos nesses locais.

O ensaio metalográfico foi feito na região da solda no plano de corte longitudinal do arame como ilustrado na Figura 9. A preparação da amostra consistiu no seu embutimento e lixamento da superfície de análise até a granulometria de 1200 Mesh, seguida por polimento com pasta de diamante de 1 μm e ataque com solução reveladora de Nital a 2% (2% de ácido nítrico diluído em álcool etílico). A análise micrográfica foi feita em microscópio óptico Leica DM2500 e em microscópio eletrônico de varredura (MEV) Vega LMS Tescan acompanhada por análise macrográfica da amostra em estereomicroscópio Zeiss Stemi 2000 C que permitiu a visualização dos limites de cada zona da solda.



Figura 9 - Etapas para obtenção da face analisada na metalografia.

4.1.3 Teste de microdureza

Após a caracterização metalográfica, foram feitas medições de microdureza na face da amostra utilizada na análise anterior para traçar o perfil de microdureza Vickers da solda, a fim de determinar pontualmente o aspecto de resistência mecânica de cada zona da solda. O procedimento foi realizado em microdurômetro Future Tech FM 800 com carga de 1 kgf e perfil de dente de serra com deslocamentos longitudinais e transversais sucessivos de 1 mm ao longo de toda região soldada.

4.1.4 Teste de tração

O total de 20 corpos de prova de arame soldado foram submetidos ao teste de tração até a fratura para que o comportamento mecânico da junta soldada fosse caracterizado. Os corpos de prova tinham comprimento de 300 mm com solda posicionada no centro, a distância entre garras foi de 150 mm e a velocidade do teste foi de 2,7 mm/min.

Os ensaios foram realizados em máquina universal de ensaios mecânicos Instron 3385H e conforme as recomendações da norma ASTM E8/E8M [53]. As propriedades mecânicas de tensão de escoamento a 0,2% de deformação e resistência à tração da solda foram determinadas a partir das curvas de tensão por deformação obtidas nos testes e foram tomadas como referência para os testes de fadiga do arame soldado.

4.2 Caracterização do desempenho em fadiga do arame soldado

4.2.1 Teste de fadiga

Os testes de fadiga nos arames soldados foram executados por tração uniaxial em máquina servo-hidráulica de ensaios mecânicos MTS 370.10 como pode ser visto na Figura 10. O comprimento dos corpos de prova foi de 250 mm com base de medida de 130 mm e solda posicionada no centro. O regime de carregamento cíclico de padrão senoidal com razão de tensão de 0,1 e frequência de 30 Hz foi adotado.

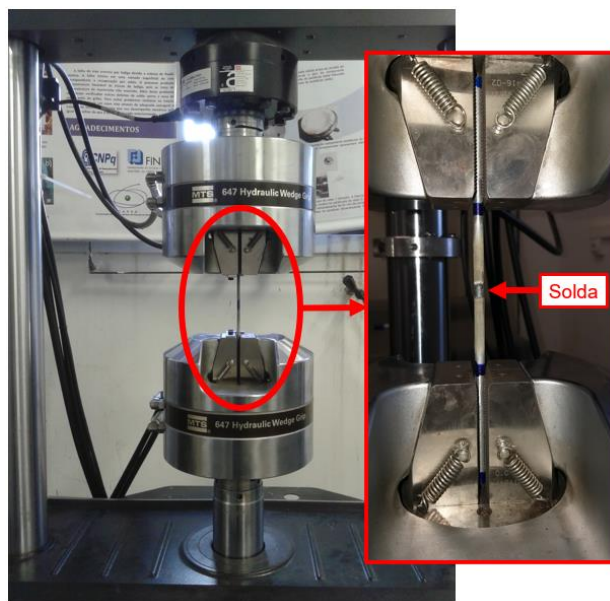


Figura 10 - Teste de fadiga por tração uniaxial nos arames soldados.

Foram ensaiados o total de 46 amostras. Inicialmente foram testados 30 corpos de provas distribuídos igualmente entre 5 patamares de tensão máxima cíclica cujos valores foram selecionados em função das tensões de operação previstas para a armadura do umbilical e abaixo do valor médio da tensão de escoamento da solda. A ciclagem dessas amostras foi realizada até a falha e resultou em locais de fratura dispersos em cada patamar, fornecendo dados sobre a resistência à fadiga dos arames soldados.

A partir da conclusão dos testes correspondentes à resistência à fadiga e observação do aumento característico da dispersão na direção de redução dos patamares de tensão, foi possível visualizar a faixa de tensão máxima cíclica na qual o corpo de prova poderia apresentar vida infinita de 2 milhões de ciclos. Dessa forma, ensaios de fadiga em 16 corpos de prova foram iniciados de forma sucessiva dentro desse intervalo de tensão adotando o método da escada modificado da norma ISO 12107 [31] com variação entre os níveis de tensões de 20 MPa e vida infinita de 2 milhões de ciclos. Por fim, os resultados desses testes em série corresponderam em locais com e sem fratura que caracterizaram o limite de resistência à fadiga dos arames soldados.

4.2.2 Análise estatística da vida em fadiga

Uma vez que os dados de vida em fadiga dos arames soldados foram obtidos, a análise estatística deles foi iniciada a partir da aplicação das distribuições estatísticas lognormal-2p e Weibull-2p e 3p para o conjunto de dados de vida em fadiga de cada um dos 5 patamares de tensão testados. Os parâmetros da $f(N)$ de cada distribuição para cada nível de tensão foram estimados a partir da linearização das suas respectivas funções $F(N)$ e da elaboração de gráficos de probabilidade, considerando a equação de ranqueamento *median rank* (Equação 4), pois a quantidade de dados é limitada. O coeficiente de correlação linear crítico e os coeficientes de correlação linear das distribuições foram calculados, os gráficos de resíduos e de probabilidade normal dos resíduos foram determinados e o ajuste estatístico de cada distribuição para um dado patamar de tensão foi avaliado. É importante destacar que o terceiro parâmetro da distribuição de Weibull-3p de cada nível de tensão foi estimado de forma a maximizar o valor do coeficiente de correlação linear.

Após a determinação dos parâmetros estimados da $f(N)$, o coeficiente de assimetria (g) para cada patamar de tensão e a curva da função taxa de falha de cada distribuição aplicada para cada patamar foram determinados para verificar a consistência

dos conjuntos de dados e das distribuições com a física da fadiga. Para o primeiro indicador foi verificado se o coeficiente é menor, igual ou maior que zero e para o segundo indicador foi observado se a curva apresenta taxa de falha crescente ou decrescente com o aumento do número de ciclos. Por fim, as diferenças d_{F1} e d_{F2} foram determinadas para avaliação do ajuste na região da cauda esquerda das curvas de densidade de cada distribuição obtidas para cada nível de tensão.

4.2.3 Análise das curvas S-N

Dado que as estimativas dos parâmetros de $f(N)$ foram determinadas para cada combinação de distribuição e nível de tensão, a vida em fadiga correspondente à probabilidade de falha (P) de 50% para cada um dos 5 níveis de tensão foi determinada para cada distribuição. Dessa forma, cinco pares de coordenadas (S,N) foram obtidos e linearizados, resultando em uma expressão linear com os mesmos termos da Equação 2 e que descreve a curva S-N com P=50% para cada uma das 3 distribuições analisadas: lognormal-2p e Weibull-2p e 3p.

A elaboração de curvas de projeto S-N para outros valores de P procedeu da mesma forma descrita no parágrafo acima para as distribuições de Weibull-2p e 3p, enquanto que para a distribuição lognormal-2p foi adotada a metodologia normatizada, em que a curva de projeto para o valor de P desejado foi obtida através do deslocamento à esquerda da curva média (P=50%) dessa distribuição a uma distância correspondente ao produto entre um fator e o desvio padrão (δ) da resistência à fadiga. Esse último calculado em função da dispersão dos resultados dos corpos de provas dos 5 patamares de tensão. Conforme a norma DNVGL-RP-C203 [34], esse fator correspondeu a 2,65 para a curva de projeto de P=2,3%, considerando que δ era desconhecido; enquanto que para outros valores de P, esse fator consistiu no produto entre o fator k para o nível de confiança de 95% e o fator de correção (F_c) de δ conforme as normas ASTM E739 [30] e ISO 12107 [31].

As curvas de projeto para as probabilidades de falha de 5% ($k=2,232$) e 2,3% foram determinadas para as 3 distribuições e foram comparadas entre si para cada valor de P analisado. A comparação dessas curvas para os níveis de tensão analisados foi quantificada pela diferença relativa da vida em fadiga. Além disso, o terceiro parâmetro (μ) da distribuição de Weibull-3p de cada patamar de tensão foi comparado da mesma

forma com a predição da vida em fadiga da curva de projeto normatizada para o mais baixo valor disponível de probabilidade de falha, que corresponde a 0,001% ($k=5,536$) considerando o nível de confiança de 95%.

As curvas S-N de resistência à fadiga são válidas até um valor de tensão máxima cíclica abaixo do qual não ocorrerá mais a falha por fadiga para o valor de ciclos tomado como vida infinita, ou seja, o limite de resistência à fadiga. Esse nível de tensão foi determinado pela média dos valores das tensões dos corpos de provas submetidos ao método da escada modificado, caracterizando o limite de resistência à fadiga médio. A diferença entre esse valor e o produto entre o desvio padrão desse limite e um fator definido em função da probabilidade de falha, nível de confiança e número de corpos de prova utilizados nesta etapa, resultou no limite de fadiga da solda do arame conforme recomendado na norma ISO 12107 [31]. Os valores de 10% e 95% foram adotados respectivamente para probabilidade de falha e nível de confiança nessa análise.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 Qualificação da solda do arame

5.1.1 Análise química

O resultado da análise química por espectrometria de emissão ótica do arame utilizado na soldagem UW é mostrado na Tabela 2. O aço do arame foi identificado como de alto carbono não ligado e apresentou composição química de aço carbono trefilado comercial de grau C72D conforme classificação da norma ISO 16120-2, expondo teores percentuais característicos de manganês e residuais de outros elementos de liga.

Tabela 2 - Composição química do arame usado na soldagem em percentual do peso total.

C	Mn	P	S	Mo	Si
0,70	0,59	0,018	0,017	0,03	0,15

5.1.2 Caracterização metalográfica

A região da solda estudada pode ser vista na macrografia da sua seção longitudinal na Figura 11, onde, assim como em outro estudo [27], foram identificadas 4 zonas características da solda: zona 1 (zona da interface de solda), zona 2 (zona termicamente

afetada - ZTA), zona 3 (transição microestrutural da ZTA) e zona 4 (metal base). A análise metalográfica de maior ampliação foi realizada em cada uma dessas zonas e pode ser vista nas Figuras de 12 a 16.

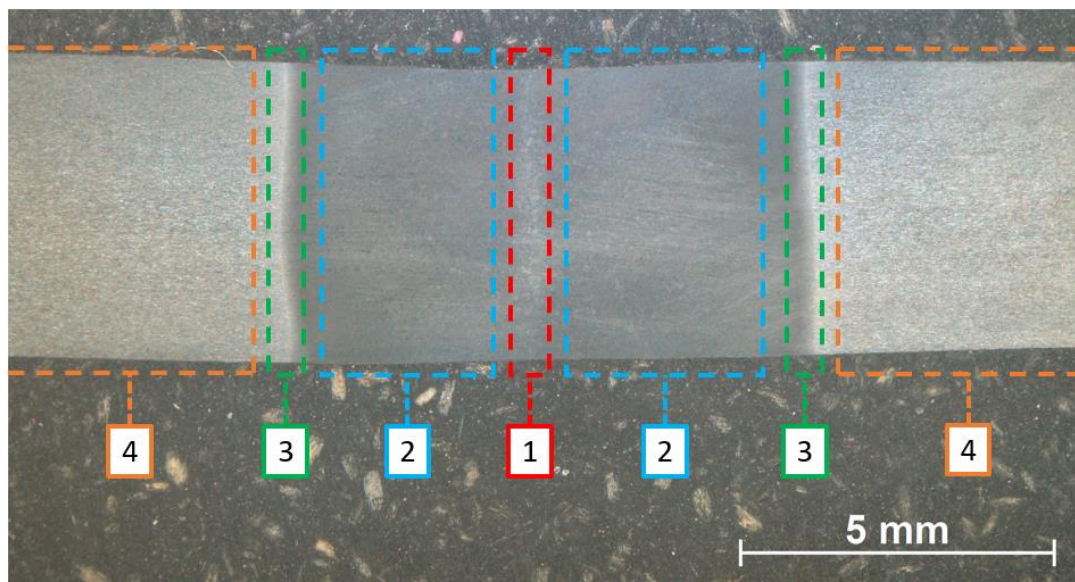


Figura 11 - Macrografia da seção longitudinal da solda do arame dividida em zonas de análise: zona 1 (centro da solda), zona 2 (ZTA), zona 3 (transição microestrutural da ZTA) e zona 4 (metal base).

A zona 1 corresponde à região central da solda onde a coalescência das interfaces ocorreu seguida pela extrusão do metal amolecido para fora da junta, consolidando a união. Essa região apresentou grãos primários grosseiros contendo microestrutura de martensita revenida (áreas escuras que compreendem as placas de martensita) e baixa quantidade de ferrita livre (placas claras) como pode ser visto na Figura 12 (a). Com a ampliação da região em MEV, a martensita com formato característico de placas é vista na Figura 12 (b) sobre matriz de martensita revenida.

A zona 2 compreende a região intermediária entre o centro da solda e início da zona 3 e apresentou microestrutura com as mesmas fases da zona 1 formada por grãos equiaxiais de ferrita livre contendo martensita, mas com redução do tamanho do grão (Figura 13). Essa área ficou sujeita ao aporte térmico durante a soldagem por ser vizinha a solda, resultando em transformações microestruturais que qualificam essa região como a zona termicamente afetada da solda, semelhante ao que foi visto na análise de estudo encontrado na literatura [25].

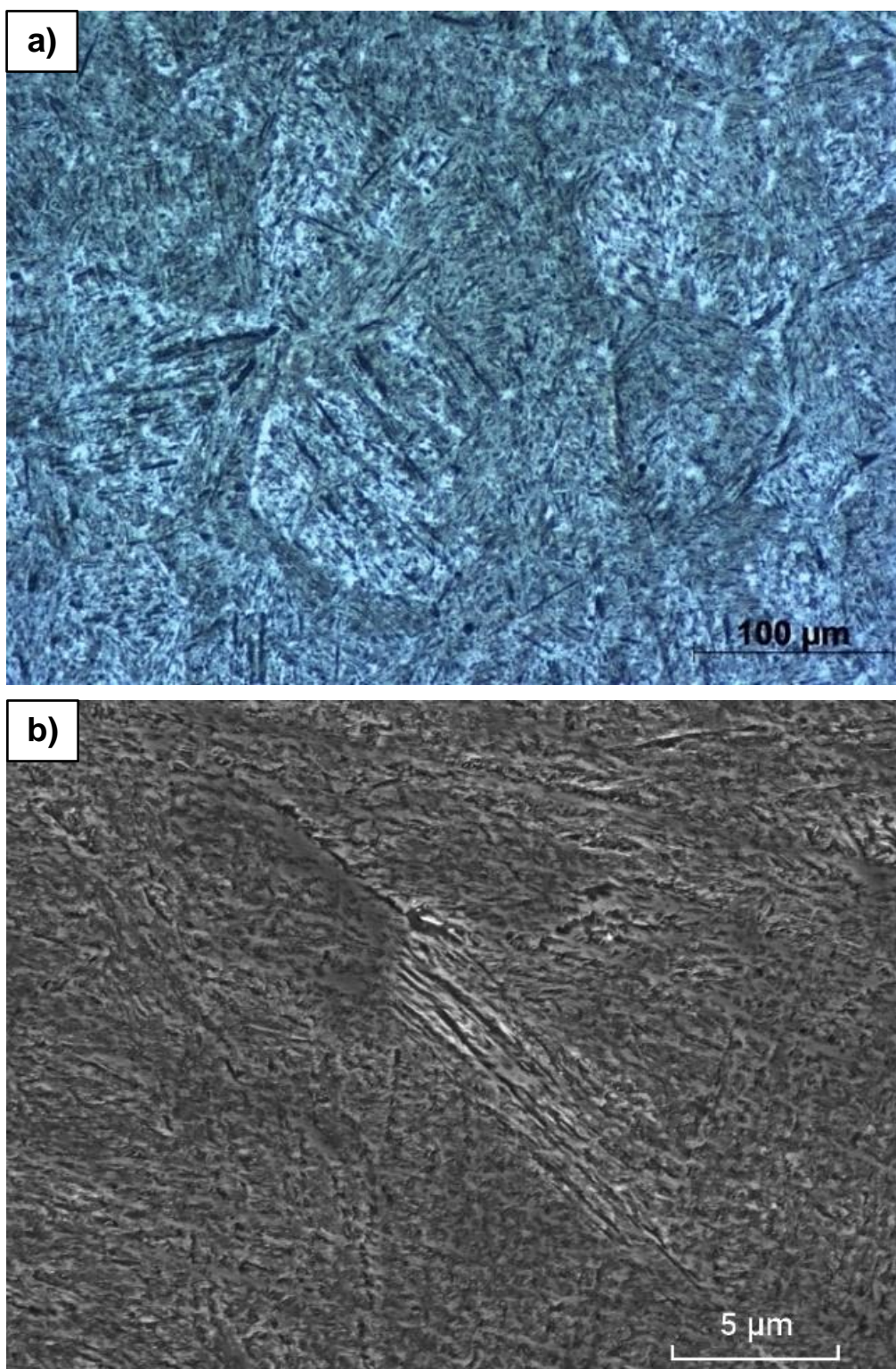


Figura 12 - Micrografia da região central da solda (zona 1 da Figura 11): a) em microscópio ótico e b) em MEV.

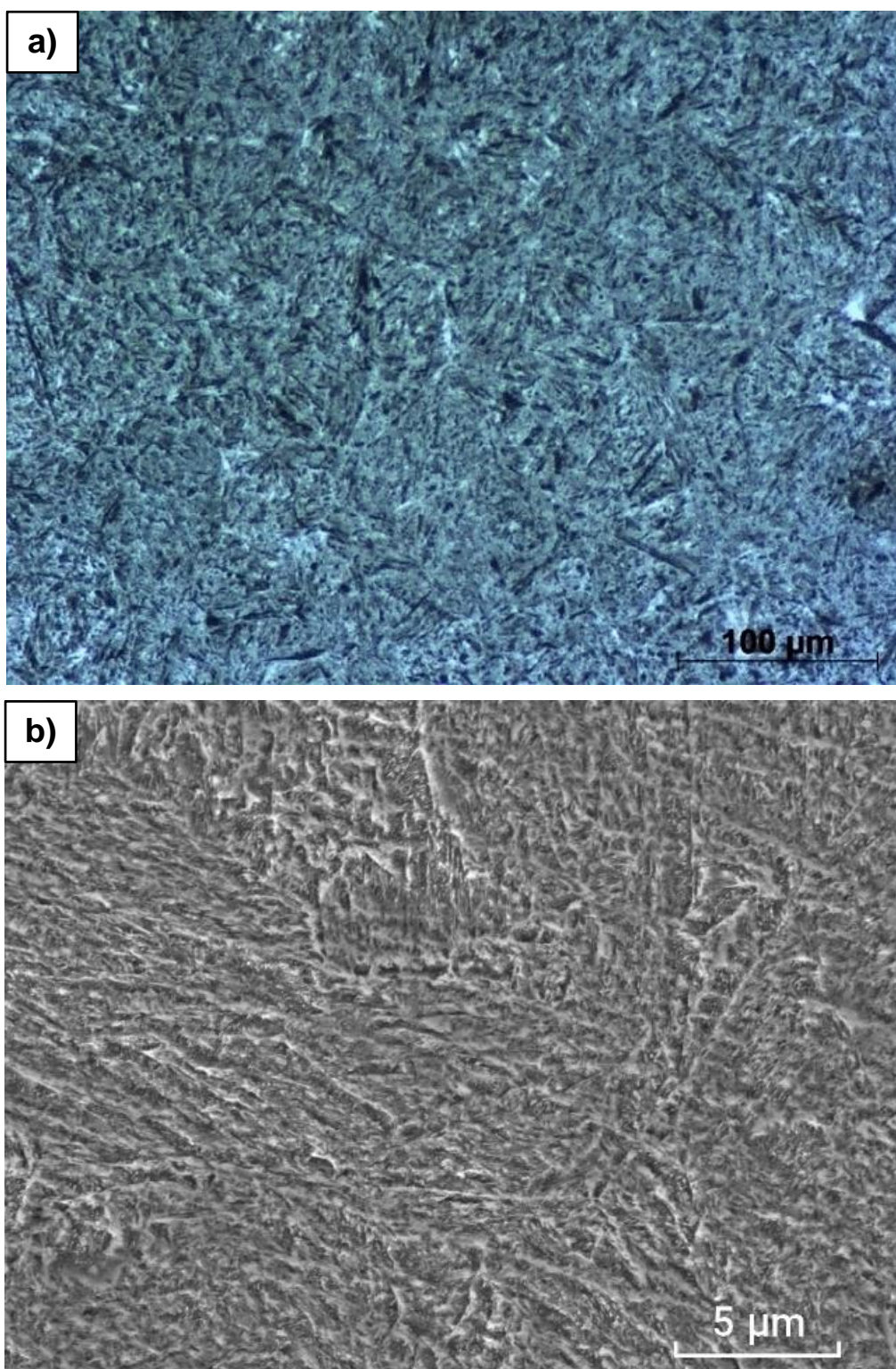


Figura 13 - Micrografia da ZTA da solda (zona 2 da Figura 11): a) em microscópio ótico e b) em MEV.

À medida que se distanciou do plano de soldagem, foi observado o refinamento da microestrutura com redução de martensita e aumento da quantidade de grãos de ferrita e de colônias de perlita, caracterizando uma zona de transição entre a ZTA e o metal base, identificada como a zona 3 na Figura 11. A Figura 14 detalha a microestrutura dessa região, composta por martensita, ferrita e perlita fina. Essa última caracterizada por áreas escuras lamelares indicadas por setas na Figura 15.

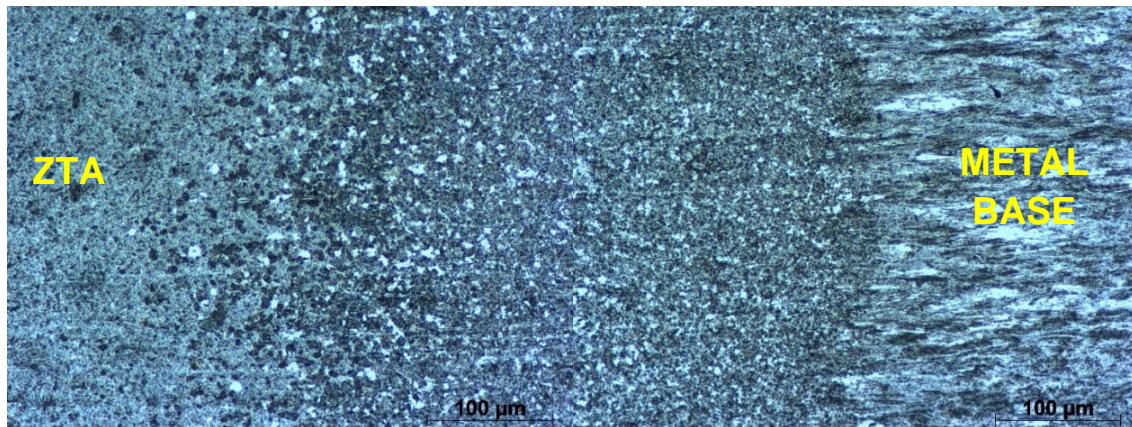


Figura 14 - Micrografia da transição microestrutural da ZTA (zona 3 da Figura 11): refinamento microestrutural e redução de martensita ocorre da esquerda para a direita.

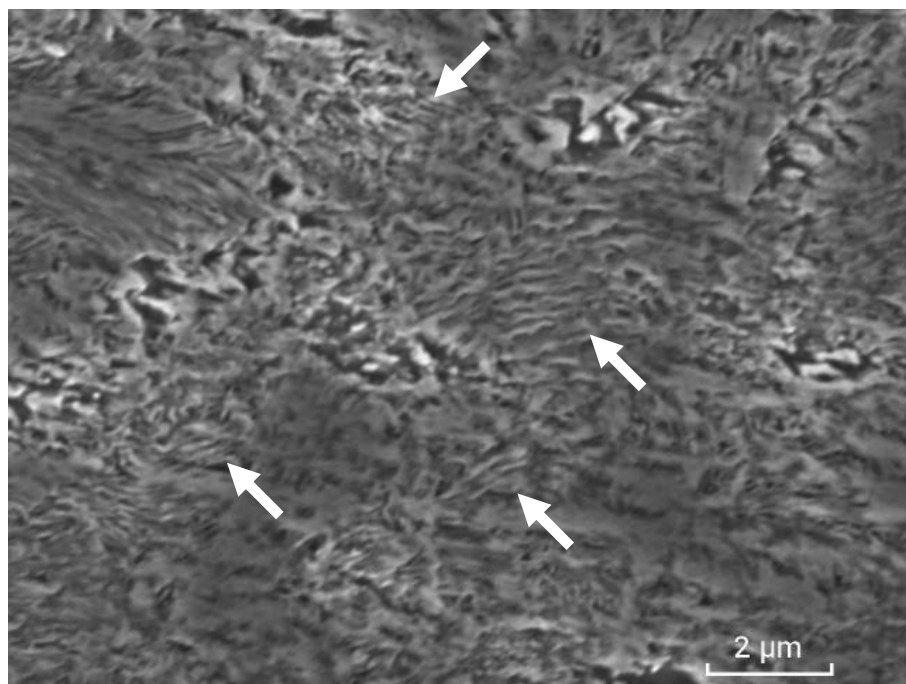


Figura 15 - Micrografia da transição microestrutural ZTA (zona 3 da Figura 11) em MEV: setas indicam a microestrutura de perlita fina.

Por fim, as colônias de perlita e os grãos de ferrita pró-eutetóide altamente deformados, característicos de aço hipoeutetóide trefilado, foram notados como microestrutura do metal base do arame na zona 4 como mostrado na Figura 16 (a). O aspecto deformado das colônias de perlita pode ser visto na Figura 16 (b).

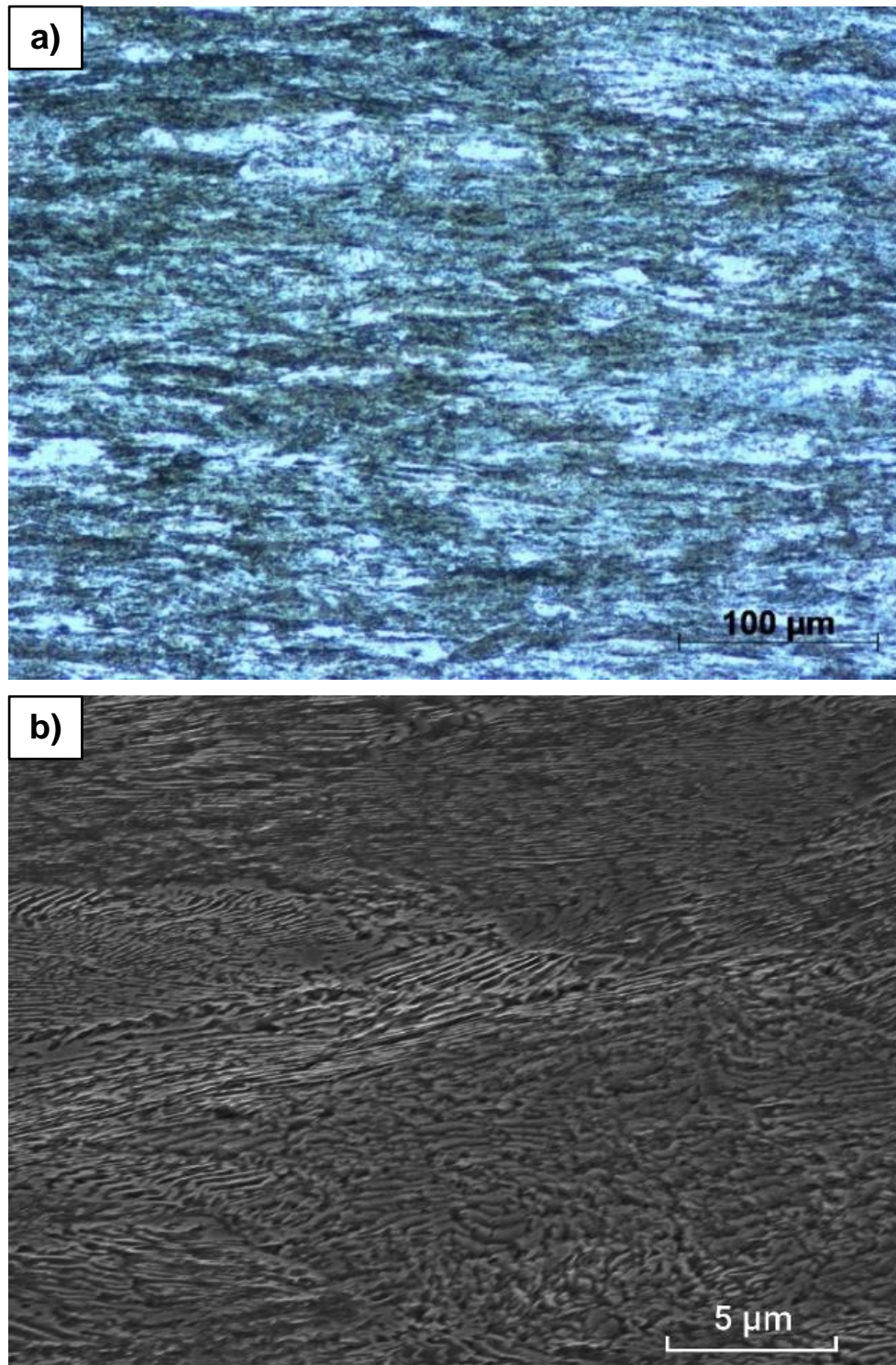


Figura 16 - Micrografia do metal base do arame (zona 4 da Figura 11): a) em microscópio ótico e b) em MEV.

5.1.3 Teste de microdureza

O perfil de microdureza Vickers (HV_1) da solda está descrito na Figura 17. A solda apresentou perfil partindo do centro com 391 HV_1 , passou pela ZTA com acréscimo de dureza devido à presença da martensita e menor tamanho de grão, e então ocorreu a redução de dureza para 302 HV_1 na transição da ZTA para o metal base em razão da mudança de microestrutura para perlita e ferrita equiaxial, atingindo finalmente a dureza média de 362 ± 10 HV_1 para o metal base do arame.

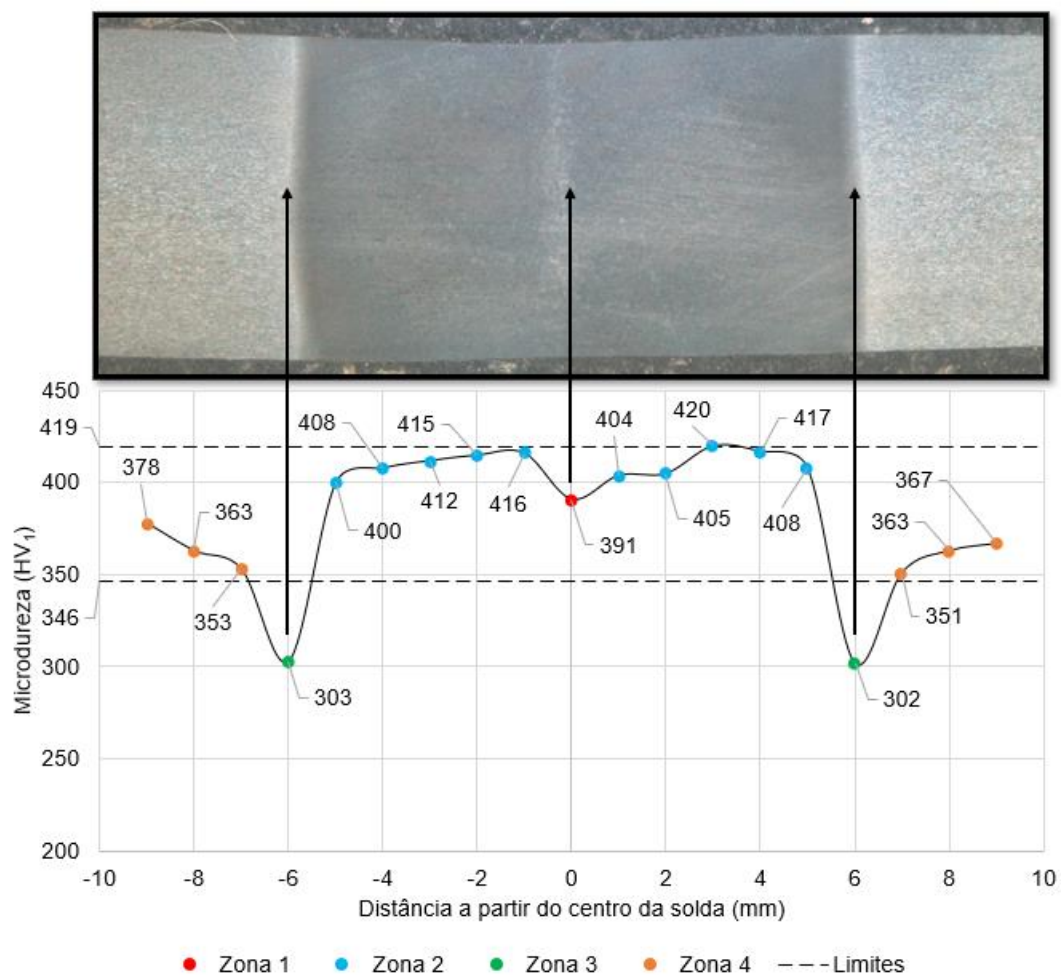


Figura 17 - Perfil de microdureza HV_1 correspondente à solda.

A dureza média de todo o perfil foi de 383 ± 36 HV_1 e a partir desse resultado foram traçados os limites inferior e superior da dureza para variação de uma unidade do desvio padrão em torno do valor médio, a fim de verificar a abrangência dos pontos

obtidos no perfil como mostrado na Figura 17. Esses valores foram de 346 e 419 HV₁ e foi observado que apenas a zona de transição microestrutural da ZTA (zona 3) apresentou valor abaixo do limite inferior, indicando que as alterações microestruturais resultantes da energia de soldagem nessa região foram responsáveis pela redução da resistência mecânica e consequentemente é possível prever a redução na resistência à fadiga nesse local.

Vale ressaltar que esse aspecto contribui com as incertezas das propriedades mecânicas da solda, justificando o uso de distribuições alternativas na tentativa de obter estimativas da vida em fadiga que melhor se adequem aos resultados obtidos nessas condições.

5.1.4 Teste de tração

O teste de tração em 20 amostras de arame soldado resultou em valores médios de tensão de escoamento e resistência à tração de 1033 ± 70 MPa e 1209 ± 137 MPa, típicos para aços de alto carbono [26]. Os resultados individuais são mostrados na Figura 18, onde foi observada a ocorrência de fraturas frágeis em 30% dos corpos de provas junto com a redução da diferença entre a tensão de escoamento e a resistência à tração para essas amostras.

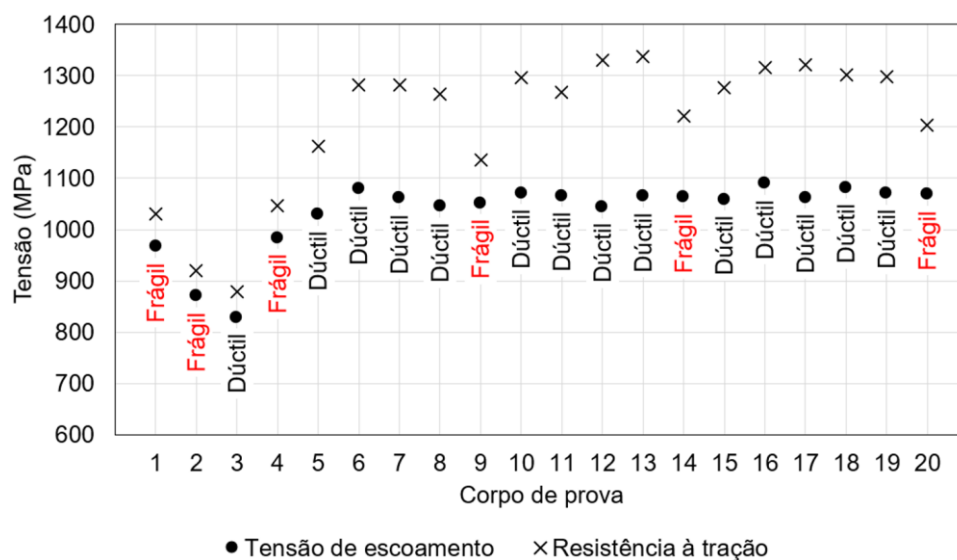


Figura 18 - Resultados de tração dos arames soldados: as indicações correspondem ao tipo de fratura obtida no teste de tração do corpo de prova.

Os locais da fratura dos testes de tração foram registrados conforme pode ser visto na Figura 19 e foi notado que 55% das fraturas ocorreram dentro da zona 3 ou no fim da ZTA. Esses resultados coincidem com o que foi constatado no perfil de microdureza, evidenciando a criticidade da zona de transição microestrutural. Adicionalmente, as rupturas frágeis se alternaram entre a zona da interface da solda, que pode estar relacionada aos grãos primários grosseiros vistos na Figura 12, e o metal base, que pode estar relacionada a presença de um fator mais crítico proveniente da preparação para a solda, como a decapagem mecânica para retirada da camada galvânica.

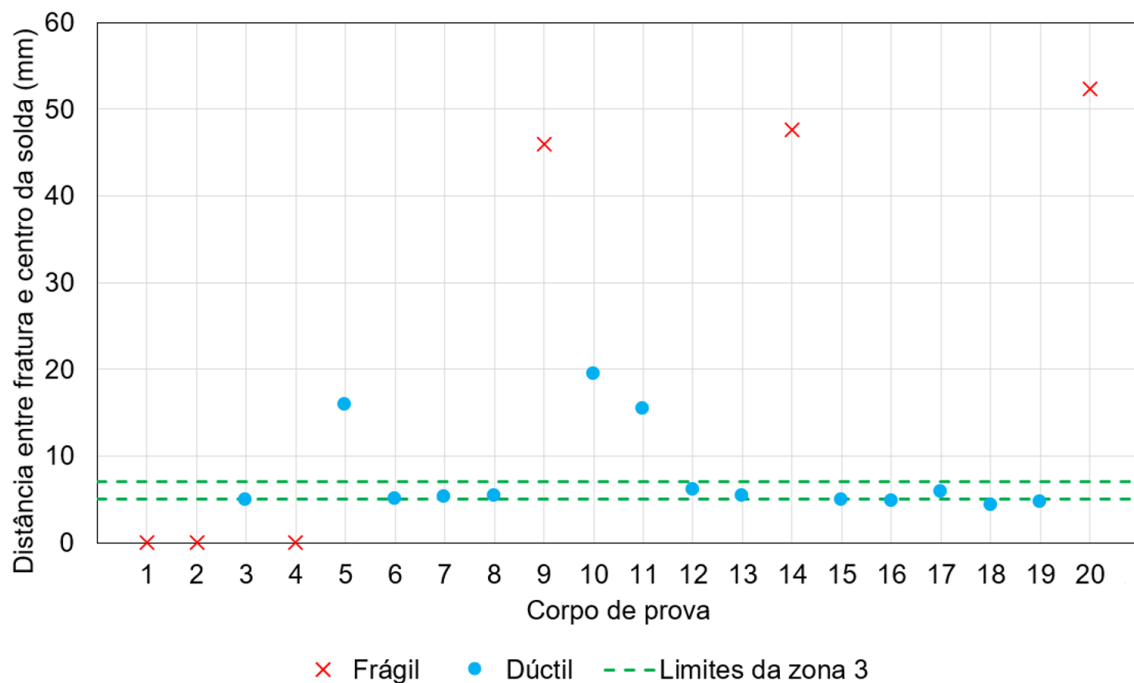


Figura 19 - Locais de ruptura dos corpos de prova testados em tração.

Por fim, a Figura 20 mostra as curvas de tensão por deformação representativas dentre as que foram obtidas nos testes de tração, onde foi verificado que os corpos de prova em sua maioria não apresentam ductilidade elevada. As imagens dos tipos de fraturas obtidas nesse teste podem ser vistas nas Figuras 21 a 24.

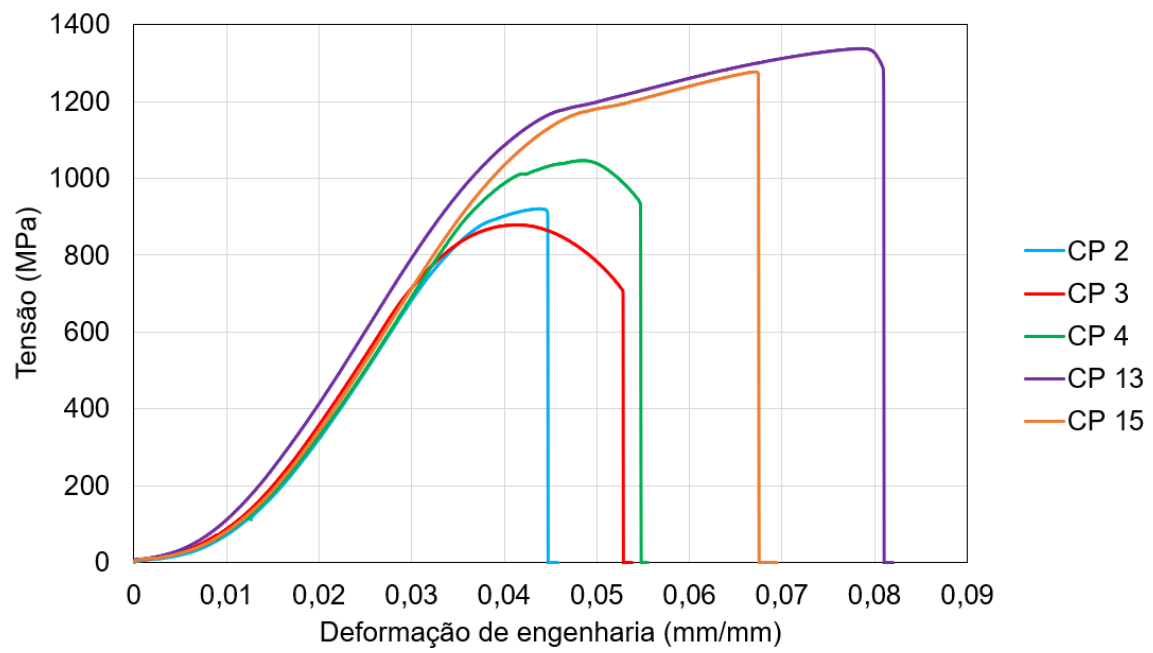


Figura 20 - Curvas tensão por deformação de engenharia de corpos de prova testados em tração.

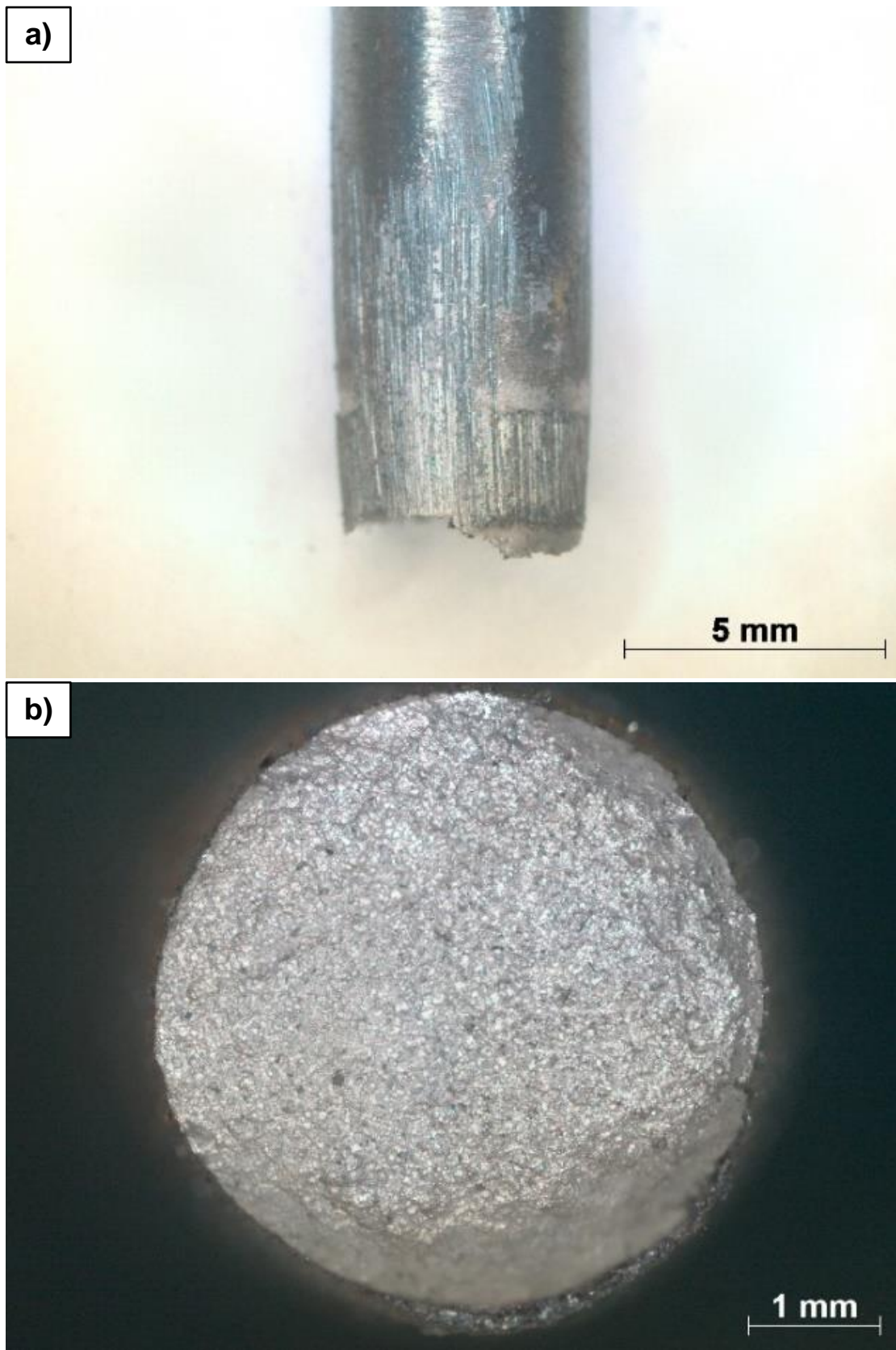


Figura 21 - Aspecto morfológico de fratura frágil na zona da interface de solda (zona 1) do CP 2 testado em tração: a) vista lateral e b) vista de topo. A fratura frágil é definida pela pequena zona de cisalhamento final em relação a zona plana.

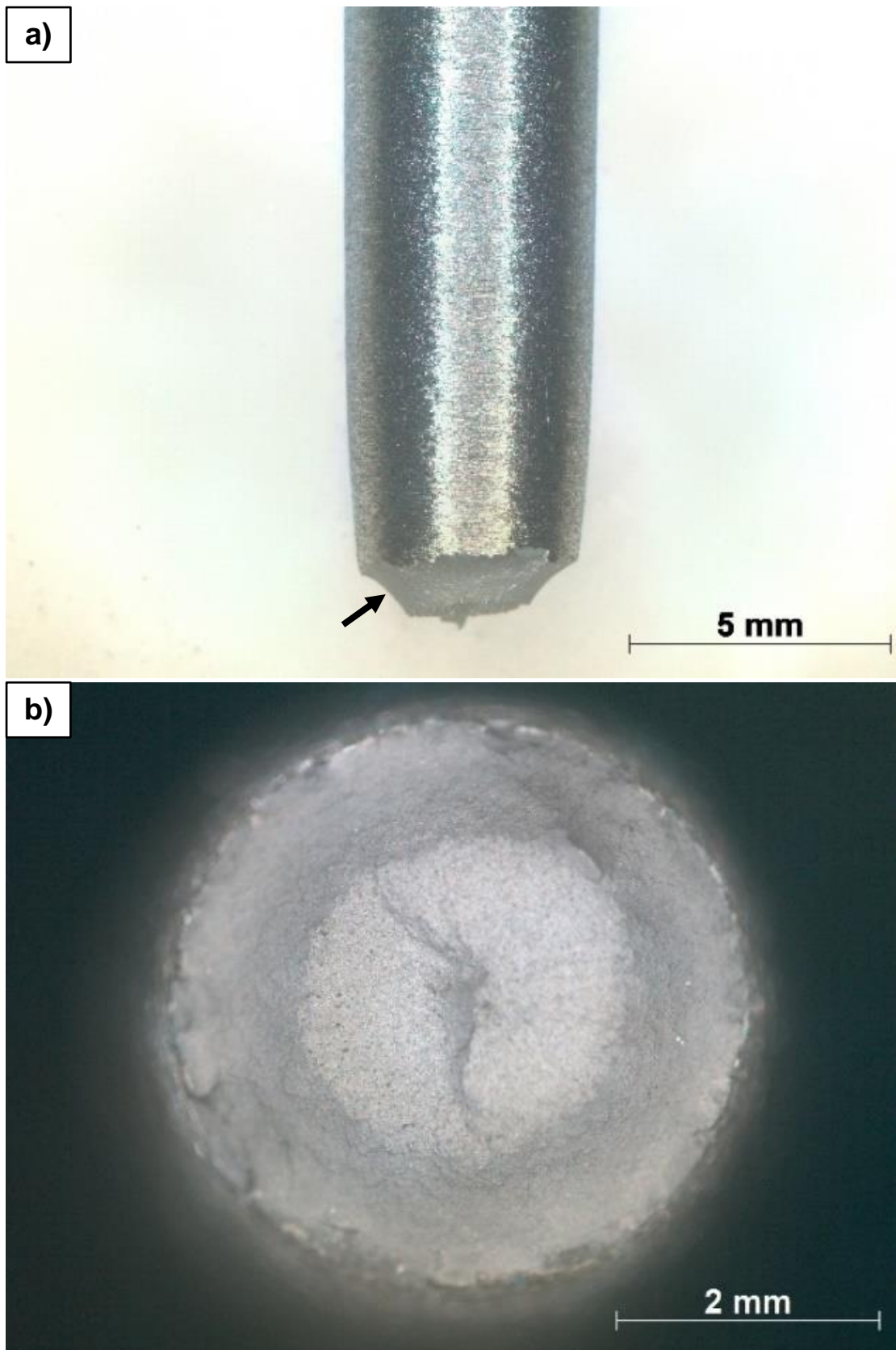


Figura 22 - Aspecto morfológico de fratura dúctil na zona do metal base (zona 4) do CP 5 testado em tração: a) vista lateral e b) vista de topo. A fratura dúctil é percebida pela ampla zona de cisalhamento final (seta).

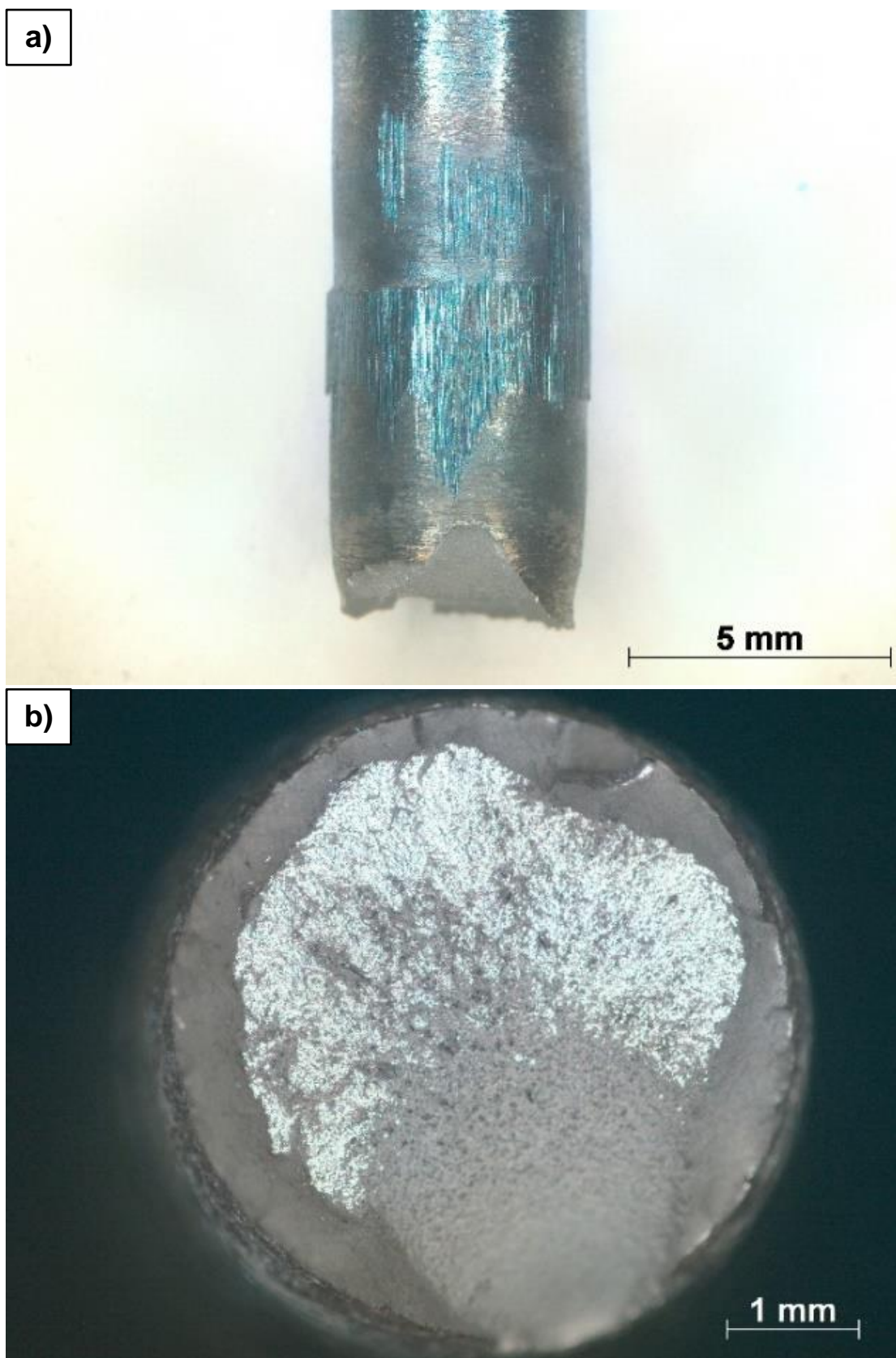


Figura 23 - Aspecto morfológico de fratura dúctil na zona de transição microestrutural da ZTA (zona 3) do CP 6 testado em tração: a) vista lateral e b) vista de topo.

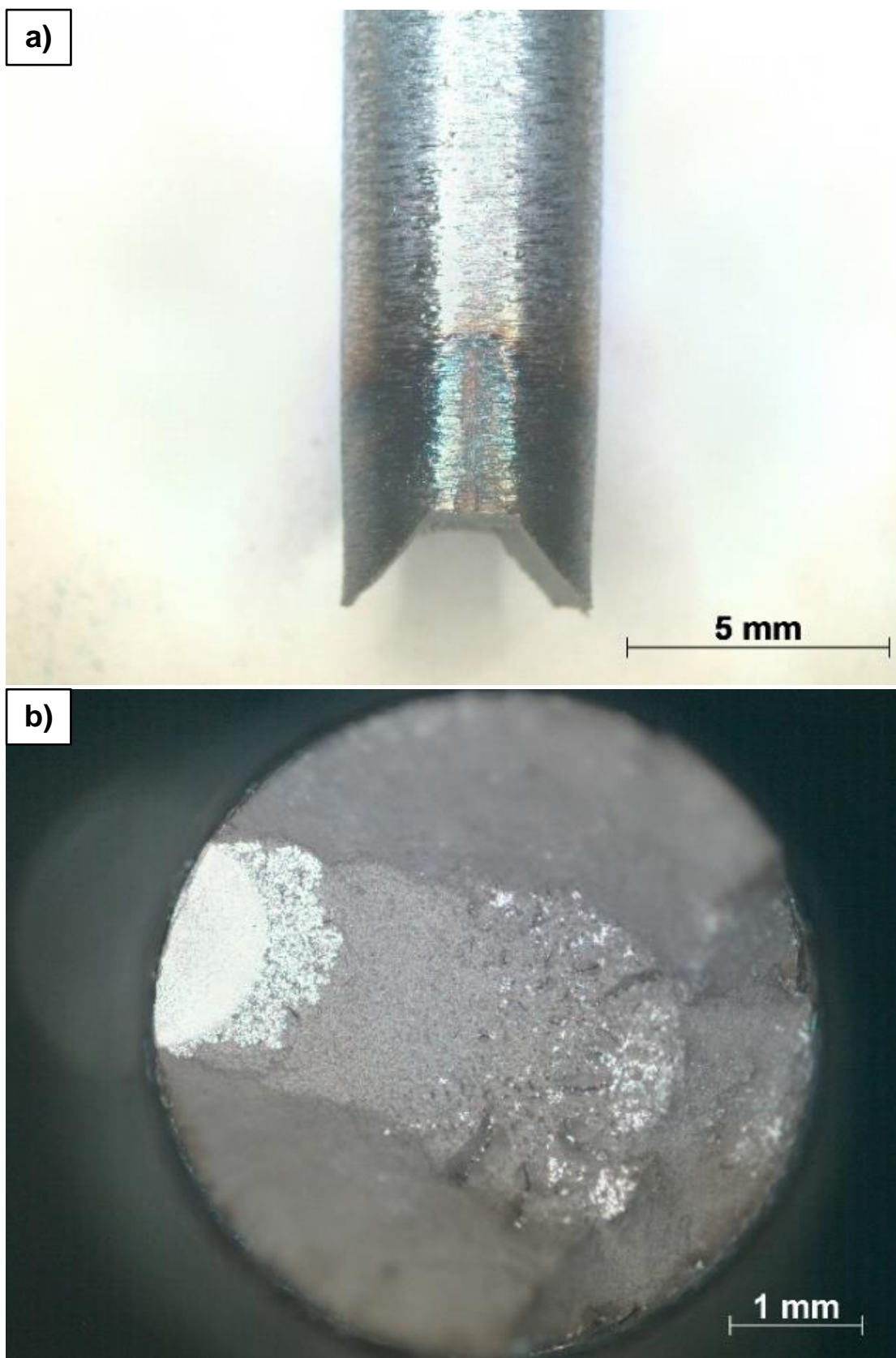


Figura 24 - Aspecto morfológico de fratura frágil na zona do metal base (zona 4) do CP 20 testado em tração: a) vista lateral e b) vista de topo.

5.2 Caracterização do desempenho em fadiga do arame soldado

5.2.1 Teste de fadiga

Os resultados obtidos nos testes de fadiga são mostrados nas Tabelas 3 e 4. Os corpos de prova que alcançaram 2 milhões de ciclos não apresentaram ruptura, ou seja, atingiram a vida infinita. Nove corpos de prova atingiram a vida infinita e o 7º corpo de prova do patamar de tensão máxima de 400 MPa da Tabela 3 foi obtido de forma ocasional conforme será discutido mais adiante, não contribuindo com a análise estatística da vida em fadiga e com a elaboração da curva S-N.

Tabela 3 - Resultados dos testes de fadiga em amostras dos arames soldados para determinação da resistência à fadiga: a 7ª amostra do patamar de 400 MPa não contribuiu com a análise estatística da vida em fadiga e com a construção da curva S-N.

Tensão máxima (MPa)	N _i (ciclos)						
	1º	2º	3º	4º	5º	6º	7º
850	6360	8547	8852	9163	10615	11771	-
725	8979	11954	16913	18131	19095	25620	-
600	17019	24134	29301	32358	49384	56742	-
475	44162	88967	91462	92078	92302	146295	-
400	43890	95399	144590	152564	161286	382582	2000000

Tabela 4 - Resultados dos testes de fadiga em amostras dos arames soldados para determinação do limite de fadiga.

Ordem dos testes	Tensão máxima (MPa)	Número de ciclos
1	350	2000000
2	370	2000000
3	390	66023
4	370	94207
5	350	2000000
6	370	490243
7	350	258329
8	330	2000000
9	350	2000000
10	370	2000000
11	390	89174
12	370	77851
13	350	2000000
14	370	312925
15	350	2000000
16	370	260947

O registro dos locais de ruptura foi feito para os corpos de prova que fraturaram nos testes de fadiga, de forma que cerca de 84% das fraturas ocorreram nas zonas de 1 a 3 e desse total cerca de 78% ocorreram na zona 2 (Figura 25), ou seja, na região da solda, confirmando que a região da solda do arame tem maior suscetibilidade para que o fator de intensidade de tensões atinja o valor crítico para fratura instável. As mudanças microestruturais, defeitos de solda como microrrechupes, poros, inclusões de partículas de segundas fases (óxidos e outras), mudanças de forma por causa do esmerilhamento favorecem a fratura na solda em relação ao metal base. As imagens dos tipos de fraturas obtidas no teste de fadiga podem ser vistas nas Figuras de 26 a 28, onde foi possível notar o local de nucleação da trinca (setas brancas) e a existência de marcas de catracas (setas pretas) que indicam múltiplos pontos de nucleação de trinca que ocasionalmente se uniram e constituíram um única frente de trinca até a fratura.

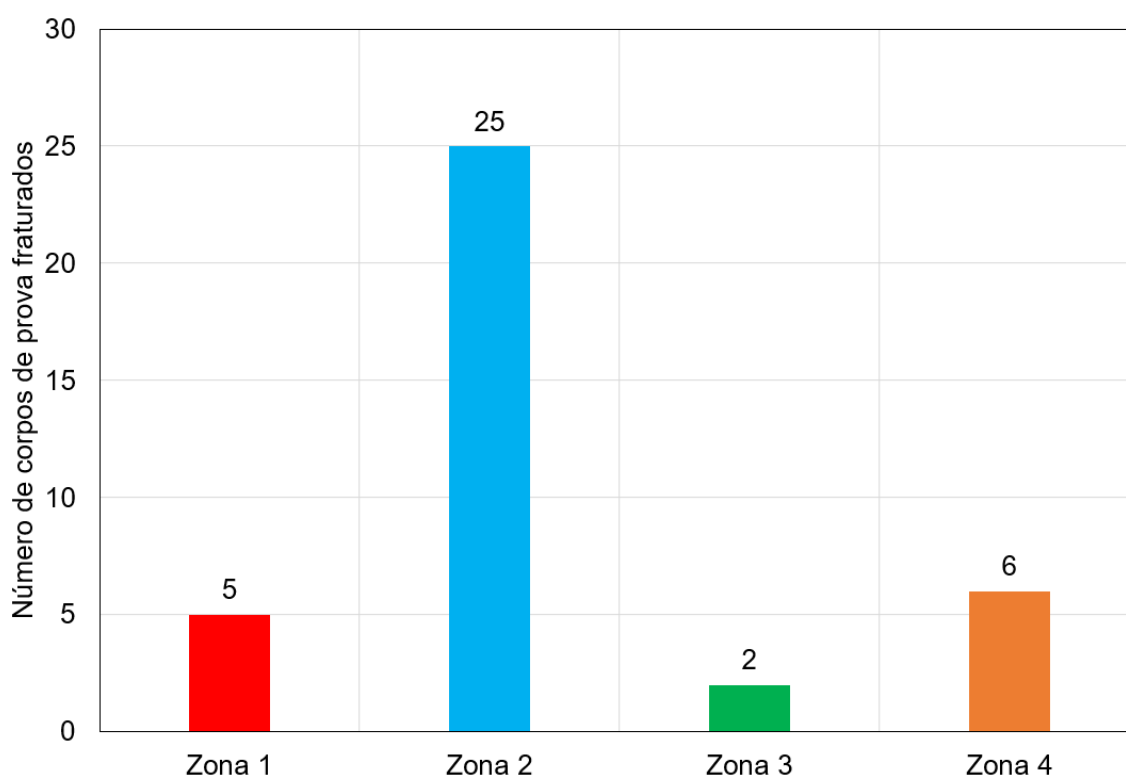


Figura 25 - Quantitativo dos corpos de prova fraturados em fadiga conforme o local de ruptura.

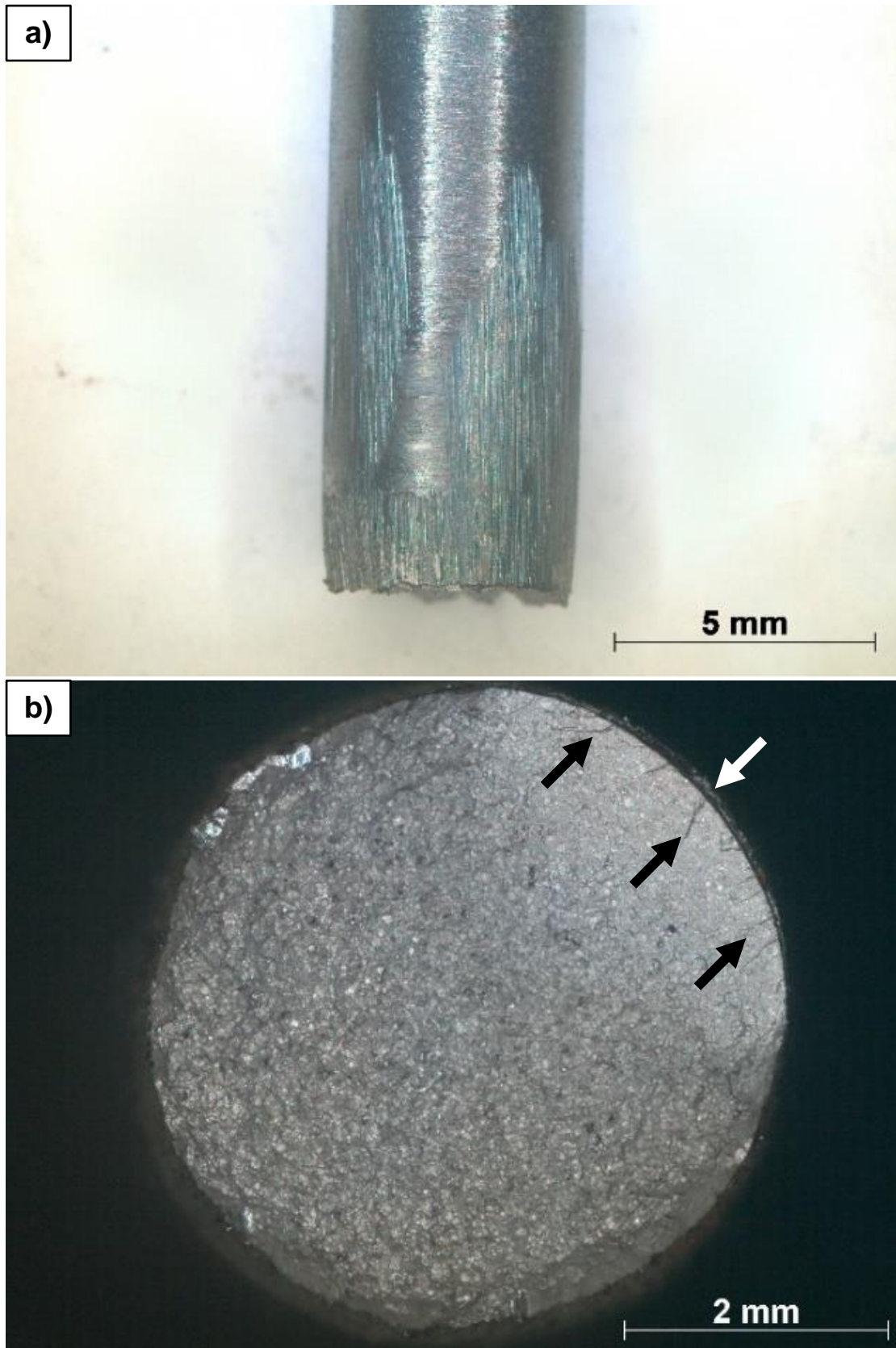


Figura 26 - Aspecto morfológico de fratura por fadiga na zona 1 da amostra que atingiu 16913 ciclos no patamar de 725 MPa: a) vista lateral e b) vista de topo. A seta branca indica o local de nucleação da trinca e as setas pretas indicam as marcas de catraca.

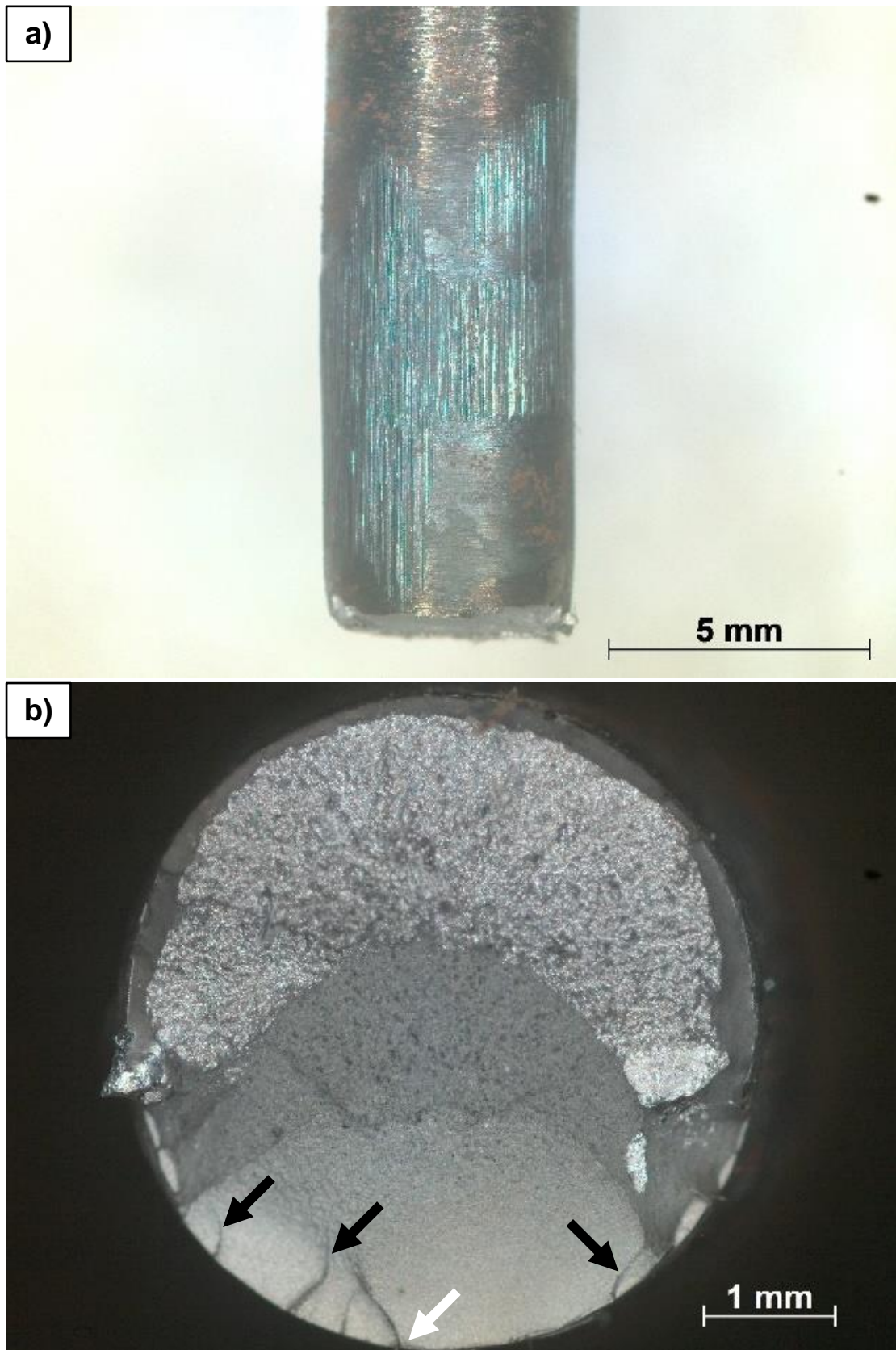


Figura 27 - Aspecto morfológico de fratura por fadiga na zona 3 da amostra que atingiu 10615 ciclos no patamar de 850 MPa: a) vista lateral e b) vista de topo. A seta branca indica o local de nucleação da trinca e as setas pretas indicam as marcas de catraca.

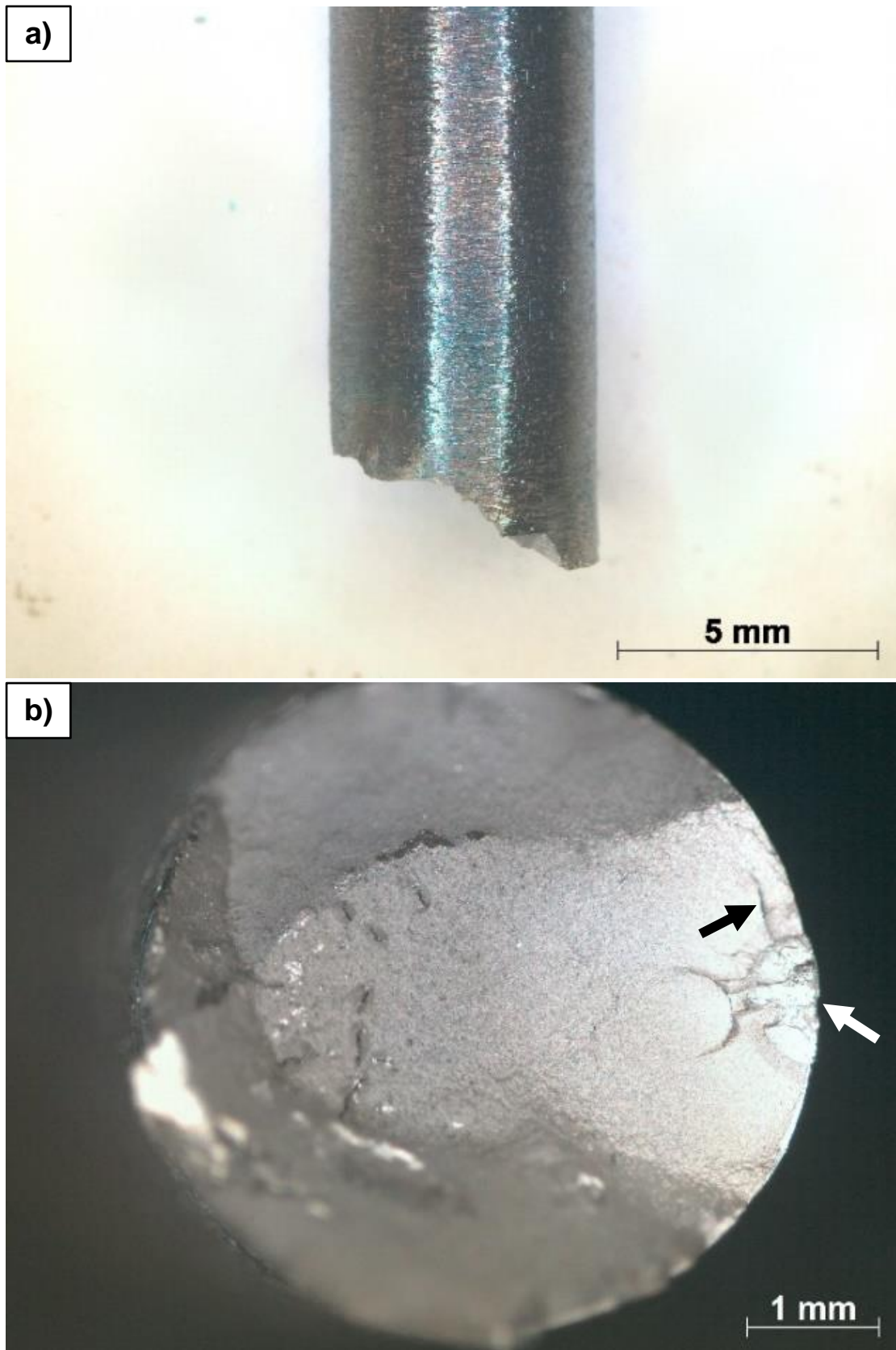


Figura 28 - Aspecto morfológico da fratura por fadiga na zona 4 da amostra que atingiu 6360 ciclos no patamar de 850 MPa: a) vista lateral e b) vista de topo. A seta branca indica o local de nucleação da trinca e a seta preta indica a marca de catraca.

5.2.2 Análise estatística da vida em fadiga

O conjunto de dados de vida em fadiga em ordem crescente de cada patamar de tensão da Tabela 3 e os respectivos valores de $\hat{F}(N_i)$ em ordem crescente formaram pares de coordenadas que foram aplicados nas transformações lineares de $F(N)$ de cada uma das três distribuições para obtenção dos gráficos de probabilidade e de seus respectivos coeficientes de correlação linear. Os gráficos de probabilidade representativos dessa análise para cada uma das distribuições podem ser vistos nas Figuras de 29 a 31 e são referentes ao patamar de tensão máxima de 600 MPa.

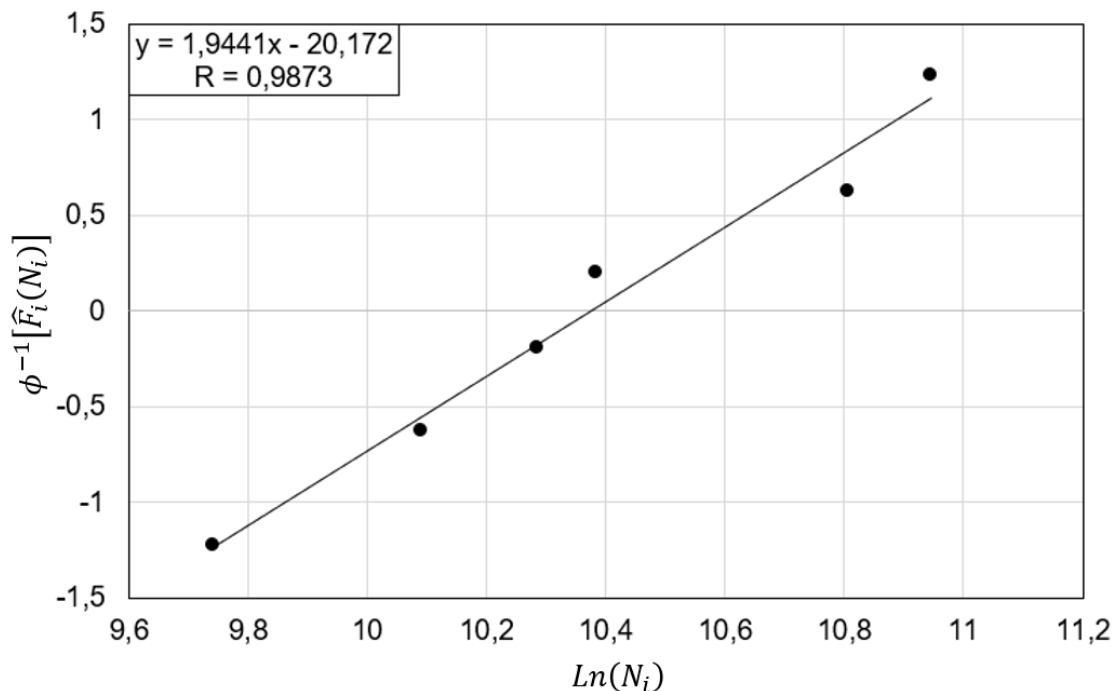


Figura 29 - Gráfico de probabilidade do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição lognormal-2p.

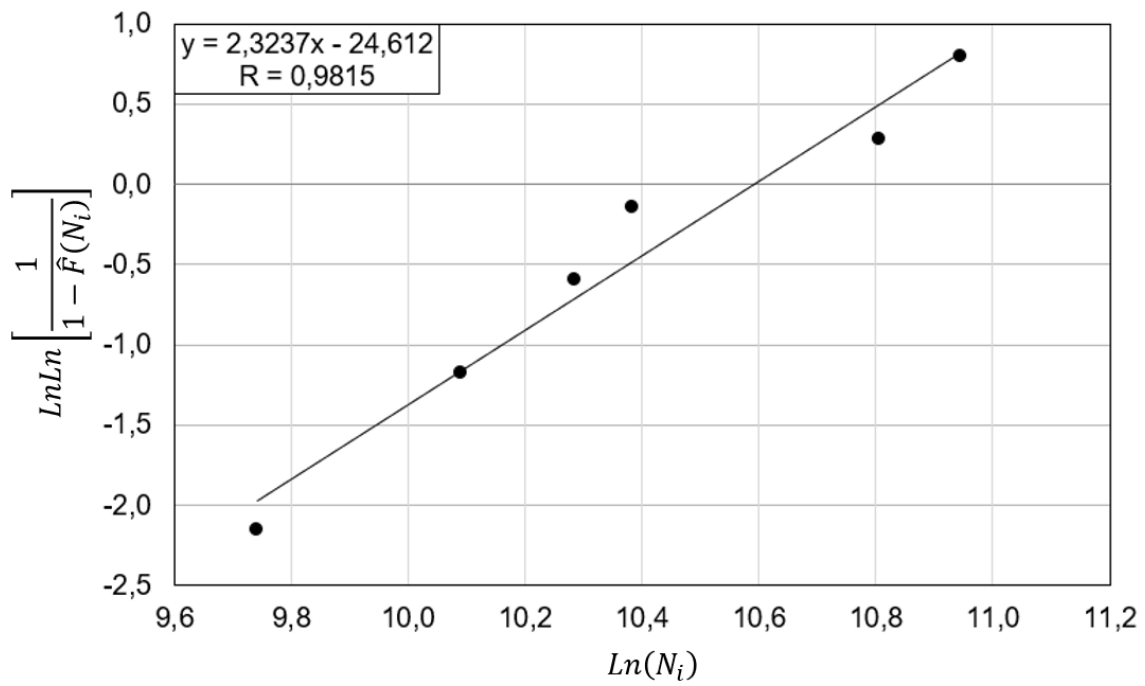


Figura 30 - Gráfico de probabilidade do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição Weibull-2p.

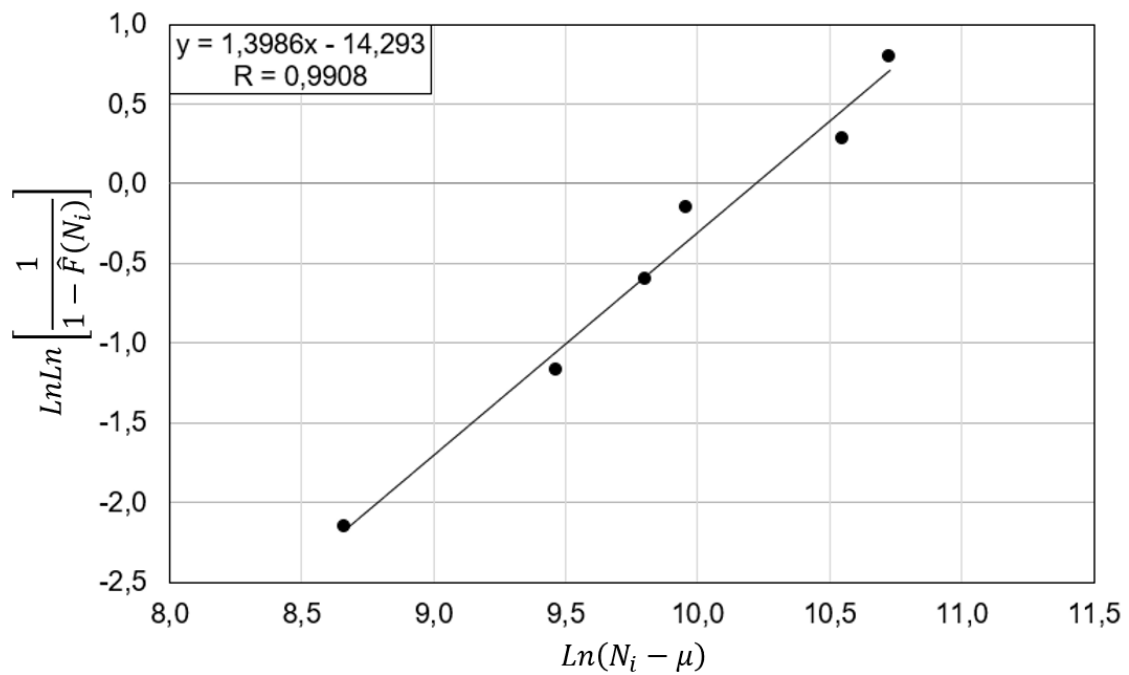


Figura 31 - Gráfico de probabilidade do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição Weibull-3p.

Os coeficientes de correlação linear obtidos nessa análise são mostrados na Tabela 5. Todos os valores absolutos de r foram superiores ao r_c para o respectivo nível de significância adotado, indicando que as variáveis das transformações lineares das três distribuições apresentam forte correlação em todos os patamares de tensão para o nível de confiança máximo de 98%. Além disso, ao comparar os valores absolutos de r em cada patamar quanto a proximidade de 1, observa-se que a distribuição de Weibull-3p é a que melhor se adequou aos dados, seguida pela distribuição de Weibull-2p e depois pela lognormal-2p.

Tabela 5 - Coeficientes de correlação linear dos cinco patamares de tensão para cada distribuição e valor crítico do coeficiente de correlação linear para os respectivos níveis de significância.

Tensão máxima (MPa)	$r_{lognormal-2p}$	$r_{Weibull-2p}$	$r_{Weibull-3p}$	α	r_c
850	0,9665	0,9778	0,9778	1%	0,9172
725	0,9748	0,9849	0,9851	1%	0,9172
600	0,9873	0,9815	0,9908	1%	0,9172
475	0,8833	0,9034	0,9034	2%	0,8822
400	0,9595	0,9618	0,9647	1%	0,9172

Adicionalmente, os gráficos dos resíduos e de probabilidade normal dos resíduos foram elaborados para cada uma das três distribuições a fim de verificar as condições de ajuste dessas regressões lineares. Os gráficos representativos dessa avaliação podem ser vistos nas Figuras de 32 a 34 e correspondem ao patamar de tensão máxima de 600 MPa. Os gráficos de resíduos dos cinco patamares de tensão para cada distribuição apresentaram resíduos distribuídos de forma aleatória e com valores absolutos próximos em torno do zero do eixo Y de forma majoritária, mostrando que os resíduos das regressões são aproximadamente independentes e homocedásticos.

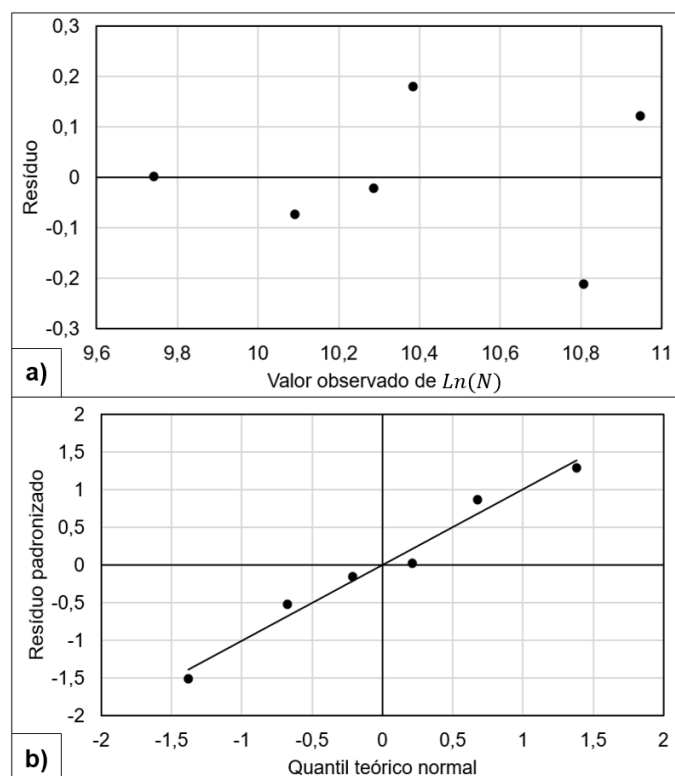


Figura 32 - Gráfico dos resíduos (a) e gráfico de probabilidade normal dos resíduos (b) do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição lognormal-2p.

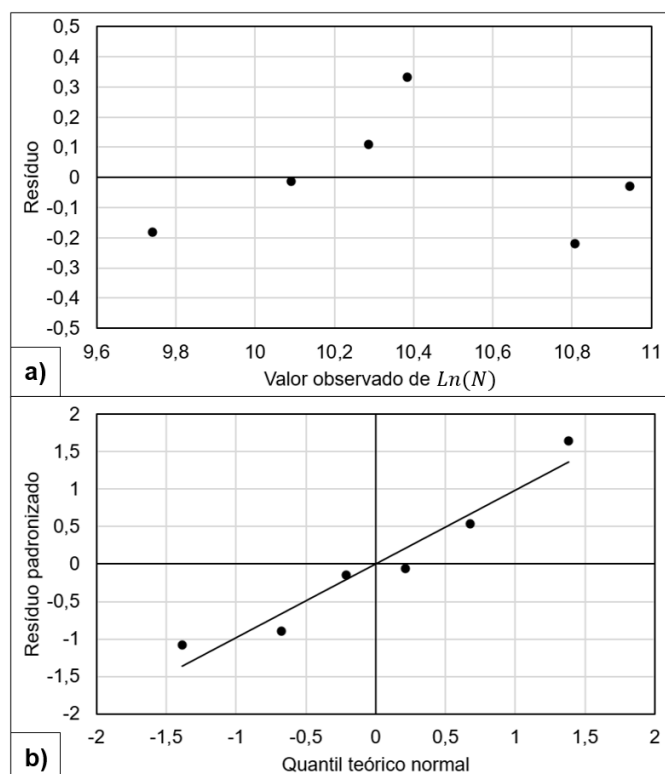


Figura 33 - Gráfico dos resíduos (a) e gráfico de probabilidade normal dos resíduos (b) do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição Weibull-2p.

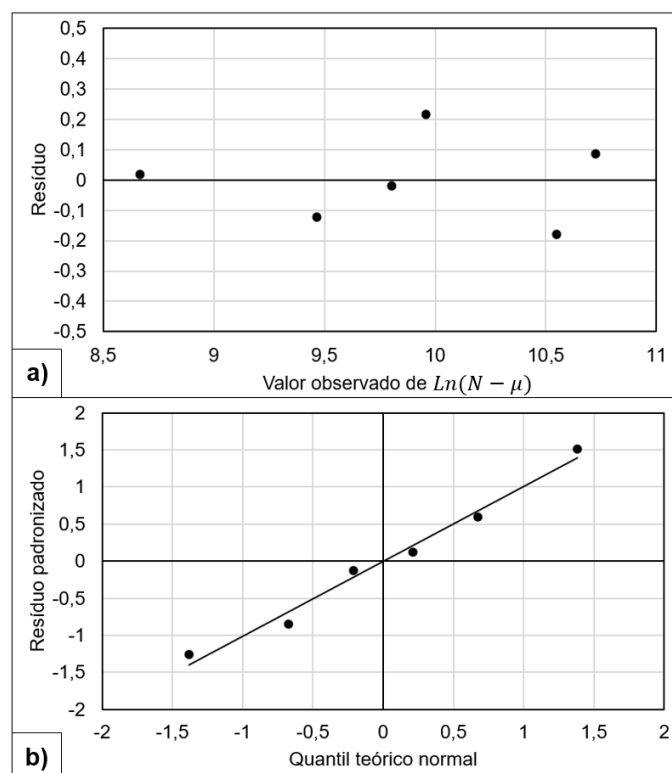


Figura 34 - Gráfico dos resíduos (a) e gráfico de probabilidade normal dos resíduos (b) do patamar de tensão de 600 MPa para a distribuição Weibull-3p.

Por fim, foi observado que o par de coordenadas formado pelos resíduos padronizados e seus valores teóricos esperados para uma distribuição normal (quantis teóricos normais) compuseram de forma razoável uma linha reta nos gráficos de probabilidade normal dos resíduos, apontando que a condição de normalidade dos resíduos é satisfeita para as regressões lineares.

As estimativas dos parâmetros das distribuições e o coeficiente de assimetria para o conjunto de dados de cada nível de tensão são mostrados na Tabela 6. Os parâmetros estimados da distribuição de Weibull-3p para os patamares de tensão de 475 e 850 MPa foram equivalentes aos parâmetros da distribuição de Weibull-2p, pois o máximo valor de r foi obtido para o parâmetro μ igual a zero no conjunto de dados desses dois níveis de tensão.

Tabela 6 - Parâmetros estimados das três distribuições estatísticas e coeficiente de assimetria (g) para os cinco patamares de tensão.

Tensão máxima (MPa)	Lognormal-2p		Weibull-2p		Weibull-3p			g
	μ	σ	λ	σ	λ	σ	μ	
850	9,1110	0,2314	4,9094	10026	4,9094	10026	0	-0,1129
725	9,6735	0,4107	2,8104	18989	2,5231	17486	1452	0,0992
600	10,3762	0,5014	2,3237	39799	1,3986	27432	11218	0,3098
475	11,3787	0,3853	2,4903	106901	2,4903	106901	0	0,2060
400	11,8030	0,7724	1,4365	189370	1,2031	170508	16312	0,9051

Os coeficientes de assimetria foram maiores que zero para todos os patamares de tensão com exceção do coeficiente de assimetria do patamar de 850 MPa. Isso indica que as curvas da distribuição real dos dados de vida em fadiga são majoritariamente assimétricas à direita, satisfazendo umas das características estatísticas da física da fadiga. Como as três distribuições analisadas apresentaram forte correlação para com os dados de vida em fadiga, as suas curvas de densidade têm maior predisposição de apresentarem um ajuste assimétrico positivo motivada pela forte correlação apresentada para com os dados de vida. Dessa forma, as curvas de densidade de cada grupo de dados foram plotadas para verificação da assimetria e apenas a curva de distribuição de Weibull-2p e 3p do patamar de 850 MPa apresentou ajuste assimétrico negativo com leve obliquidade como mostrado na Figura 35.

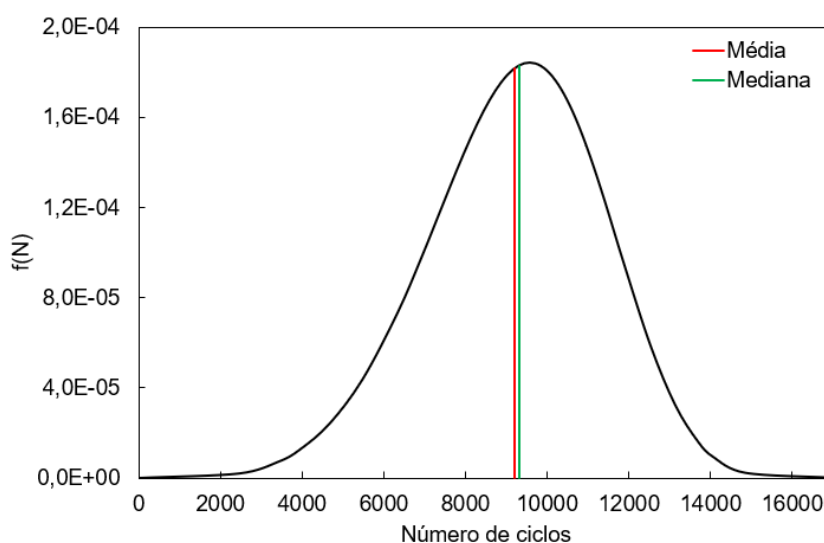


Figura 35 - Curva de densidade de Weibull-2p e 3p para o patamar de 850 MPa.

As curvas da função taxa de falha de cada distribuição para os cinco patamares de tensão foram plotadas e são mostradas nas Figuras de 36 a 38. Apesar de inicialmente apresentarem a taxa de falha crescente, as curvas da distribuição lognormal-2p sofreram mudança da inclinação da curva à medida que o número de ciclos aumentou e consequentemente a taxa de falha se tornou decrescente, não sendo consistentes com a física da fadiga. Por outro lado, todas as curvas das distribuições de Weibull-2p e 3p apresentaram a taxa de falha crescente para todo o intervalo de ciclos, satisfazendo a segunda característica estatística da física da fadiga.

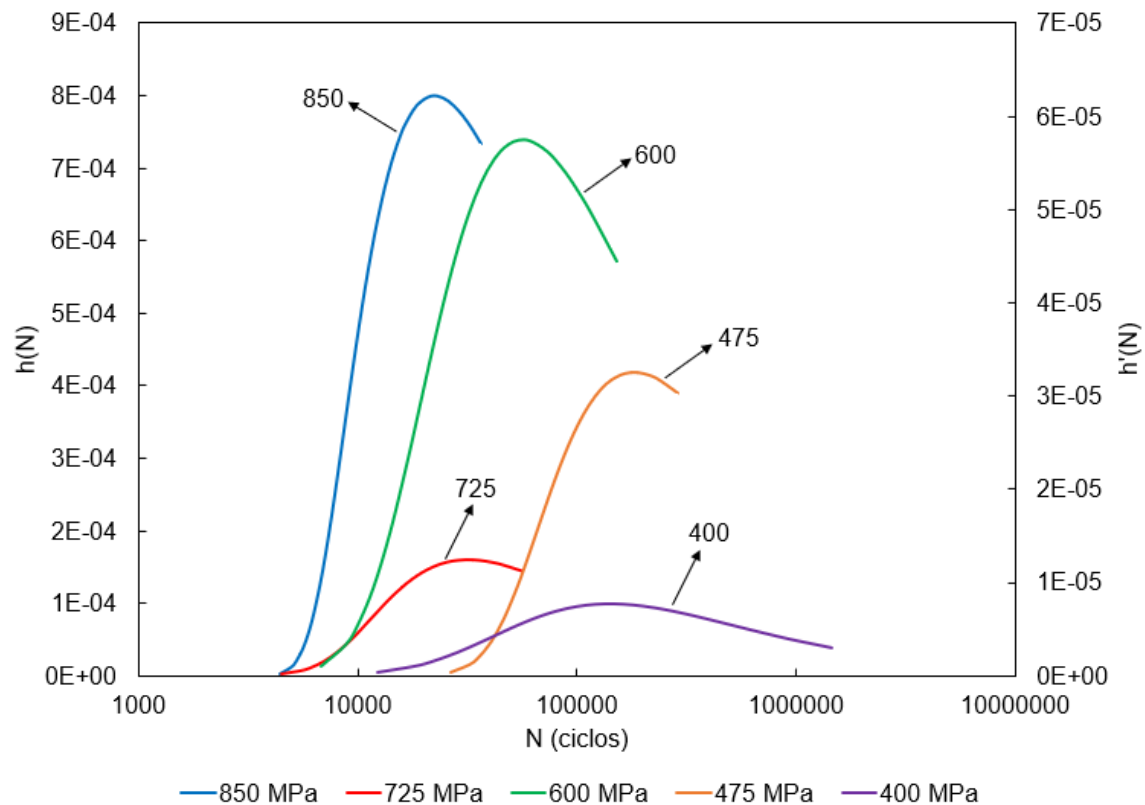


Figura 36 - Curvas da função taxa de falha para a distribuição lognormal-2p: curvas 850 MPa e 725 MPa foram plotados para o eixo $h(N)$ e as demais curvas para o eixo $h'(N)$.

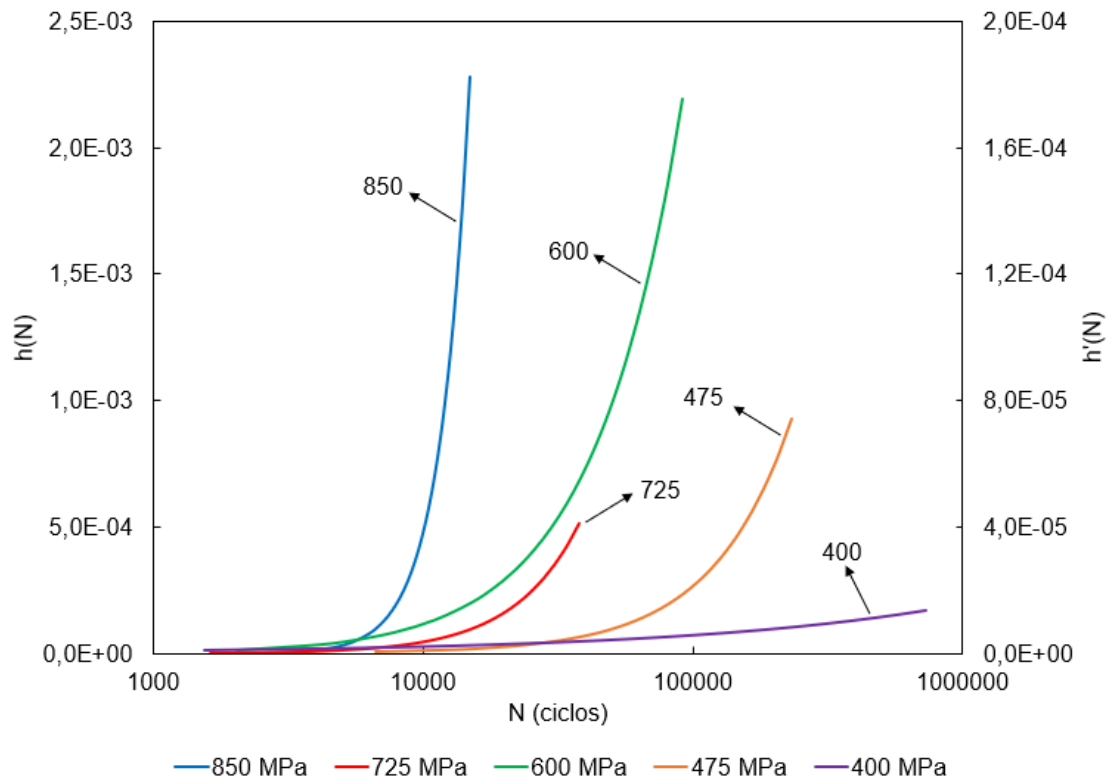


Figura 37 - Curvas da função taxa de falha para a distribuição Weibull-2p: curvas 850 MPa e 725 MPa foram plotados para o eixo $h(N)$ e as demais curvas para o eixo $h'(N)$.

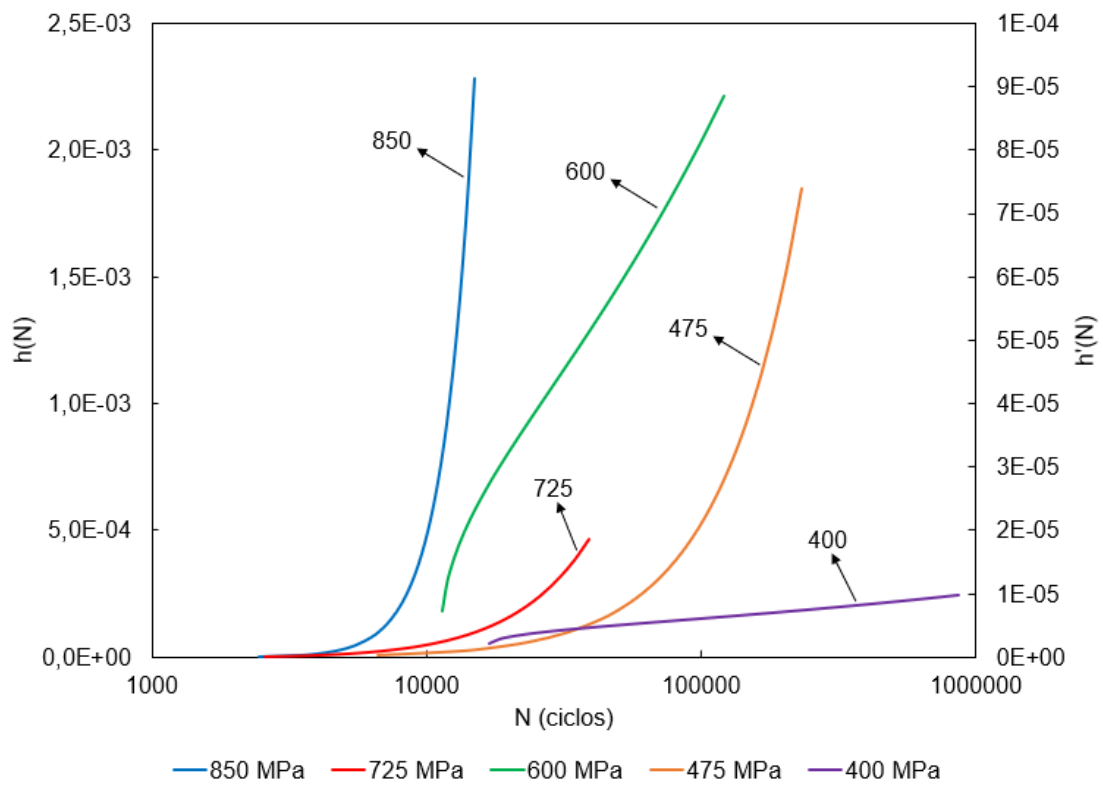


Figura 38 - Curvas da função taxa de falha para a distribuição Weibull-3p: curvas 850 MPa e 725 MPa foram plotados para o eixo $h(N)$ e as demais curvas para o eixo $h'(N)$.

Os parâmetros de erro referentes ao ajuste na região da cauda esquerda das curvas de densidade das distribuições para cada nível de tensão são mostrados na Tabela 7. Ao comparar os valores absolutos desses parâmetros entre si, a distribuição de Weibull-3p foi a que teve melhor qualidade do ajuste nessa região, uma vez que apresentou os menores valores de d_{F1} para todos os patamares, além de apresentar a maior quantidade de valores mínimos para os dois parâmetros (d_{F1} e d_{F2}). A distribuição de Weibull-2p ficou em segundo lugar seguida pela de lognormal-2p nessa análise.

A partir da comparação dos valores de d_{F1} e d_{F2} de cada distribuição em cada patamar de tensão da Tabela 7, foi observado que apenas os patamares de 725 MPa das distribuições de Weibull-2p e 3p e de 600 MPa da distribuição de Weibull-2p apresentaram $d_{F1} < d_{F2}$, enquanto que os demais apresentaram $d_{F1} > d_{F2}$, incluindo todos os patamares da distribuição lognormal-2p. Isso implica que todos os ajustes da distribuição de lognormal-2p e a maioria dos ajustes da distribuição de Weibull-2p e 3p possuem tendência não conservadora quanto as previsões de vida em fadiga na região da cauda esquerda da curva de densidade.

Por fim, foi observado que os valores de d_{F1} da distribuição de lognormal-2p são significativos em relação aos das outras distribuições e maiores que zero para todos os patamares de tensão, confirmando localmente a previsão anterior de tendência não conservadora. Isso significa que a predição do valor de vida em fadiga dessa distribuição para a probabilidade de falha $\hat{F}(N_1)$ será superior a N_1 . Vale ressaltar que apenas um patamar apresentou $d_{F1} < 0$ para a distribuição de Weibull-3p e que a maioria dos patamares da distribuição de Weibull-2p apresentaram $d_{F1} < 0$, ou seja, possuem previsões locais da vida em fadiga conservadoras.

Tabela 7 - Resultado dos parâmetros d_{F1} e d_{F2} das distribuições para cada patamar.

Tensão máxima (MPa)	Lognormal-2p		Weibull-2p		Weibull-3p	
	d_{F1}	d_{F2}	d_{F1}	d_{F2}	d_{F1}	d_{F2}
850	0,0459	-0,1360	0,0079	-0,1011	0,0079	-0,1011
725	0,0271	0,0215	-0,0053	0,0272	-0,0030	0,0242
600	0,0064	-0,0194	-0,0203	-0,0029	0,0018	-0,0288
475	0,0713	-0,2524	0,0046	-0,2034	0,0046	-0,2034
400	0,0347	-0,0656	-0,0059	-0,0460	0,0037	-0,0619

Em resumo, a análise estatística dos cinco patamares de tensão máxima para cada uma das três distribuições mostrou que:

- A distribuição de Weibull-3p foi a que apresentou o melhor ajuste tanto do ponto de vista total das curvas de densidades como para a região da cauda esquerda das curvas e leve tendência não conservadora nessa região;
- As distribuições de Weibull-2p e 3p e a maioria dos conjuntos de dados de vida em fadiga apresentaram características consistentes com a física da fadiga;
- Embora tenha ficado em último na comparação do ajuste total das distribuições, a distribuição lognormal-2p apresentou um bom ajuste total, no entanto não apresentou características consistentes com a física da fadiga e exibiu tendência não conservadora significativa para todos os patamares, não sendo recomendado utilizá-la para baixas probabilidades de falha. Isso pode justificar o fato das normas de análise de dados de fadiga e de projeto utilizarem apenas a curva média ($P=50\%$) dessa distribuição e deslocarem a imagem dessa curva para a esquerda pela diferença entre a vida em fadiga média e o produto entre um fator e o desvio padrão para a elaboração de curvas de projeto;
- A distribuição de Weibull-2p se apresenta como segunda opção em relação à distribuição de Weibull-3p, caso exista a preferência por previsões mais conservadoras;
- Os ajustes da distribuição de Weibull-3p para os patamares de 475 e 850 MPa possuem o parâmetro de localização nulo, logo não possuem um limite de número de ciclos abaixo do qual é previsto que não irá ocorrer a falha.

5.2.3 Análise das curvas S-N

A partir dos parâmetros da Tabela 6, as equações das curvas S-N para P igual a 50%, 5% e 2,3% foram obtidas para cada distribuição conforme as suas respectivas metodologias e estruturas das equações 2 e 3. Os coeficientes e termos dessas equações são sumarizados na Tabela 8.

Tabela 8 - Coeficientes e termos das equações das curvas S-N das três distribuições.

Metodologia	P	$\log(A)$	B	δ	k
Normalizada (lognormal-2p)	50%	14,741	3,681	0,1892	-
	5%				2,232
	2,3%				2,65
Weibull-2p	50%	14,960	3,751	-	-
	5%	10,721	2,391		
	2,3%	9,434	1,978		
Weibull-3p	50%	14,876	3,724	-	-
	5%	11,386	2,614		
	2,3%	10,884	2,467		

Vale lembrar que o fator de correção F_c da metodologia normalizada também foi determinado e por variar em função do nível de tensão analisada, os seus valores são mostrados na Tabela 9 para os correspondentes patamares de tensão analisados.

Tabela 9 - Fator de correção do desvio padrão da metodologia normalizada.

Tensão máxima (MPa)	850	725	600	475	400
F_c	1,0470	1,0273	1,0178	1,0276	1,0497

As curvas S-N das três metodologias para os valores de P igual a 50%, 5% e 2,3%, os pontos correspondentes às amostras das Tabelas 3 e 4 e os limites de fadiga foram plotados juntos para serem avaliados como pode ser visto na Figura 39. O limite médio de fadiga foi de 363 MPa e o limite de fadiga foi de 322 MPa.

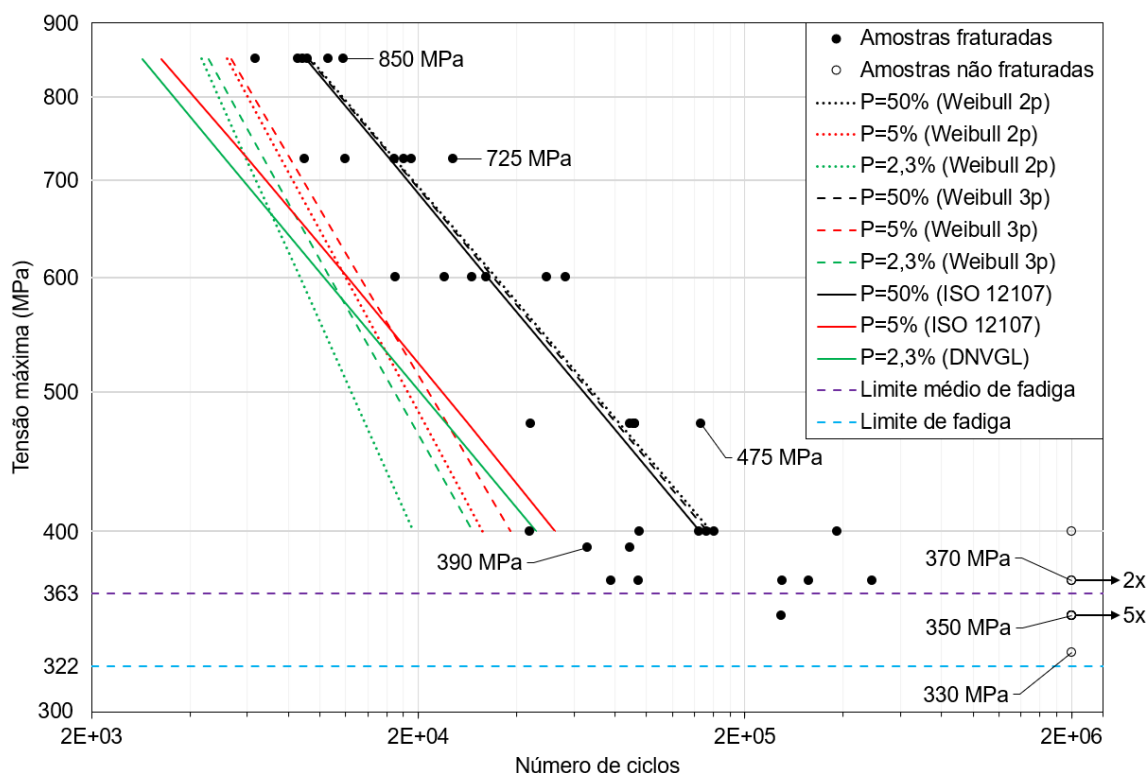


Figura 39 - Curvas S-N dos corpos de prova de arames soldados testados em fadiga obtidas para a metodologia normalizada e de Weibull-2p e 3p.

Em relação às curvas de projeto da metodologia normalizada, foi notado que os pontos de fratura dos 4 maiores níveis de tensão foram abrangidos por essas curvas com o patamar de 850 MPa apresentando significativa diferença entre a vida em fadiga estimada das curvas e o ponto mais à esquerda desse patamar, expondo significativo conservadorismo nessa predição que reduz à medida que a tensão diminui, uma vez que as distâncias entre os pontos de fratura mais à esquerda dos demais patamares e as curvas de projeto diminuem gradualmente nesse sentido. No menor patamar (400 MPa), houve um ponto de fratura que não foi abrangido por essas curvas, ao ficar posicionado à esquerda delas. Isso pode ser justificado pela proximidade desse nível de tensão com a região do limite em fadiga da junta soldada, indicada na Figura 39 pelas linhas horizontais tracejadas e que para os aços é conhecida por apresentar maior dispersão. Ainda neste patamar, foi obtida uma amostra com vida infinita de 2 milhões de ciclos (7ª amostra da Tabela 3) no final da primeira etapa de testes de fadiga, que apesar de não ter contribuído para construção das curvas e determinação do limite, comprovou a dispersão característica da fadiga para as tensões praticadas próximas do limite de fadiga.

As curvas de projeto de Weibull-2p e 3p apresentaram abrangência de todos os pontos de fratura dos 5 patamares de tensão e de forma oposta às curvas de projeto da metodologia normatizada, elas exibiram maior proximidade em relação ao ponto mais à esquerda do patamar de 850 MPa e aumento razoável da distância entre a curva e o ponto mais à esquerda dos demais patamares à medida que a tensão diminuía, ao ponto de conseguirem abranger o ponto de fratura de maior dispersão da análise, contido no patamar de 400 MPa. Essas características concordam com o aspecto empírico da falha por fadiga de ter a dispersão dos pontos inversamente proporcional ao nível de tensão praticado conforme é destacado na literatura [54] e que pode ser facilmente visto na Figura 39 pelo crescimento do afastamento dos pontos fraturados entre si nos patamares de tensão conforme a tensão reduz.

Vale destacar que as curvas de projeto de Weibull-3p estão mais próximas dos pontos de fratura do que as curvas de projeto de Weibull-2p para todos os patamares e, por consequência, mais à direita em relação as curvas de Weibull-2p, indicando que as predições de vida em fadiga de Weibull-3p para P igual a 2,3% e 5% são menos conservadoras que as predições de Weibull-2p. Isso concorda com o resultado anterior da análise estatística da vida em fadiga feita na região da cauda esquerda das curvas densidade das distribuições de Weibull-2p e 3p, confirmando que as predições do ajuste de Weibull-3p são menos conservadores que as predições do ajuste de Weibull-2p para baixos valores de probabilidades de falha.

As curvas de projeto da metodologia normatizada cruzam as curvas de projeto das distribuições de Weibull-2p e 3p de mesma probabilidade de falha, de modo que o valor de tensão correspondente a interseção dessas curvas define os intervalos de valores de tensão de máxima para os quais a predição de vida em fadiga de uma das curvas é ou não conservadora em relação à predição da outra. As curvas de Weibull-2p e 3p com P igual a 2,3% cruzam as curvas de mesmo P da metodologia normatizada em 664 e 579 MPa respectivamente, de maneira que as predições das curvas de Weibull-2p e 3p são não conservadoras em relação à metodologia normatizada para o intervalo entre cada um desses valores de tensão e 850 MPa nessa ordem, enquanto que as predições dessas duas distribuições são conservadoras para o intervalo de 400 MPa até cada um desses valores para a mesma ordem. A análise para o valor de P igual a 5% é análoga a anterior, considerando os valores de 608 e 550 MPa no lugar de 664 e 579 MPa respectivamente.

Por fim, as curvas de Weibull-2p e 3p de P igual a 50% não se cruzam entre si, não cruzam a curva média da metodologia normatizada e são não conservadoras em relação à essa curva por estarem um pouco à direita dela; além disso, a curva de Weibull-3p é ligeiramente conservadora em relação à curva de Weibull-2p.

A fim de quantificar as diferenças entre as predições das curvas das três metodologias discutidas acima, as predições de cada patamar de tensão e as diferenças relativas da vida em fadiga das três metodologias abordadas foram determinadas como pode ser visto na Tabela 10.

Tabela 10 – Predições e diferenças relativas da vida em fadiga das três metodologias aplicadas: N_0 refere-se à predição da vida em fadiga da metodologia normatizada.

Predições de vida em fadiga					Diferença relativa		
P	Tensão máxima (MPa)	N _{W3p}	N _{W2p}	N ₀	W _{2p} e N ₀	W _{3p} e N ₀	W _{3p} e W _{2p}
50%	850	9266	9336	9059	3,1%	2,3%	-0,7%
	725	16755	16955	16269	4,2%	3,0%	-1,2%
	600	33899	34484	32653	5,6%	3,8%	-1,7%
	475	80911	82837	77167	7,3%	4,9%	-2,3%
	400	153438	157836	145272	8,6%	5,6%	-2,8%
5%	850	5349	5197	3273	58,8%	63,4%	2,9%
	725	8107	7603	5992	26,9%	35,3%	6,6%
	600	13295	11954	12137	-1,5%	9,5%	11,2%
	475	24484	20899	28410	-26,4%	-13,8%	17,2%
	400	38368	31520	52349	-39,8%	-26,7%	21,7%
2,3%	850	4554	4351	2855	52,4%	59,5%	4,7%
	725	6743	5960	5128	16,2%	31,5%	13,1%
	600	10753	8666	10293	-15,8%	4,5%	24,1%
	475	19134	13757	24325	-43,4%	-21,3%	39,1%
	400	29234	19328	45793	-57,8%	-36,2%	51,3%

As diferenças relativas para P igual a 50% não foram significativas, visto que os valores absolutos da maioria das análises foram abaixo de 5%, permitindo concluir que essas curvas apresentam predições de vida em fadiga similares para as três metodologias. Na comparação das predições das distribuições de Weibull-2p e 3p em relação à metodologia normatizada para P igual a 2,3% e 5%, foram notadas diferenças relativas

significativas principalmente para os patamares de tensão mais distantes dos níveis de tensão correspondentes aos cruzamentos das curvas, valendo destacar o conservadorismo de cerca de 16% a 63% das curvas da metodologia normatizada para os dois maiores patamares de tensão e o aumento do conservadorismo de cerca de 14% a 58% das curvas das distribuições de Weibull-2p e 3p para os dois menores patamares de tensão. Esse último aspecto proporcionando previsões mais estáveis para os níveis de tensão máxima inferiores.

Ao comparar as previsões das distribuições de Weibull-2p e 3p entre si para P igual a 2,3% e 5%, foi observado o aumento do conservadorismo da distribuição de Weibull-2p em relação a de Weibull-3p de forma gradativa e no sentido decrescente do valor de tensão máxima dos patamares, de forma que o incremento máximo de conservadorismo foi em torno de 51%, atribuído ao patamar de 400 MPa. Adicionalmente, as previsões de vida em fadiga das distribuições de Weibull-2p e 3p para o patamar de 850MPa podem ser consideradas equivalentes, dado que os valores absolutos das diferenças relativas desse nível de tensão foram menores que 5%.

Os valores dos parâmetros de localização μ da distribuição de Weibull-3p que foram estimados na Tabela 6 e que são diferentes de zero correspondem ao limite máximo de ciclos abaixo do qual não irá ocorrer a falha para o respectivo patamar de tensão. De forma semelhante à análise anterior, as diferenças relativas entre os valores estimados de μ da distribuição de Weibull-3p e as previsões da vida em fadiga para o menor valor disponível de probabilidade de falha ($P=0,001\%$) pelo método normatizado foram calculadas em relação ao parâmetro μ como é mostrado na Tabela 11. Os valores negativos desses resultados indicam que a metodologia normatizada é conservadora em relação à distribuição de Weibull-3p para valores mínimos extremos de P , de modo que a análise da previsão da vida em fadiga considerando o terceiro parâmetro na distribuição de Weibull representa uma redução do conservadorismo de cerca de 6% a 75% nas previsões de vida em fadiga em comparação com a metodologia normatizada.

Tabela 11 - Diferenças relativas da predição da vida em fadiga entre μ da distribuição de Weibull-3p e a metodologia normalizada: $N_{0,001\%}$ refere-se à predição da vida em fadiga da metodologia normalizada para P igual a 0,001%.

Tensão máxima (MPa)	$N_{0,001\%}$	μ	Diferença relativa
725	1366	1452	-5,9%
600	2805	11218	-75%
400	11554	16312	-29,2%

A visualização gráfica dessa diferença de predição da vida em fadiga pode ser observada de forma representativa na Figura 40, onde a linha tracejada indica no eixo X a predição da metodologia normalizada para P igual a 0,001% e a interseção da curva de densidade do patamar de 600 MPa com o eixo X indica o valor de μ que corresponde à predição do valor limite da distribuição de Weibull-3p.

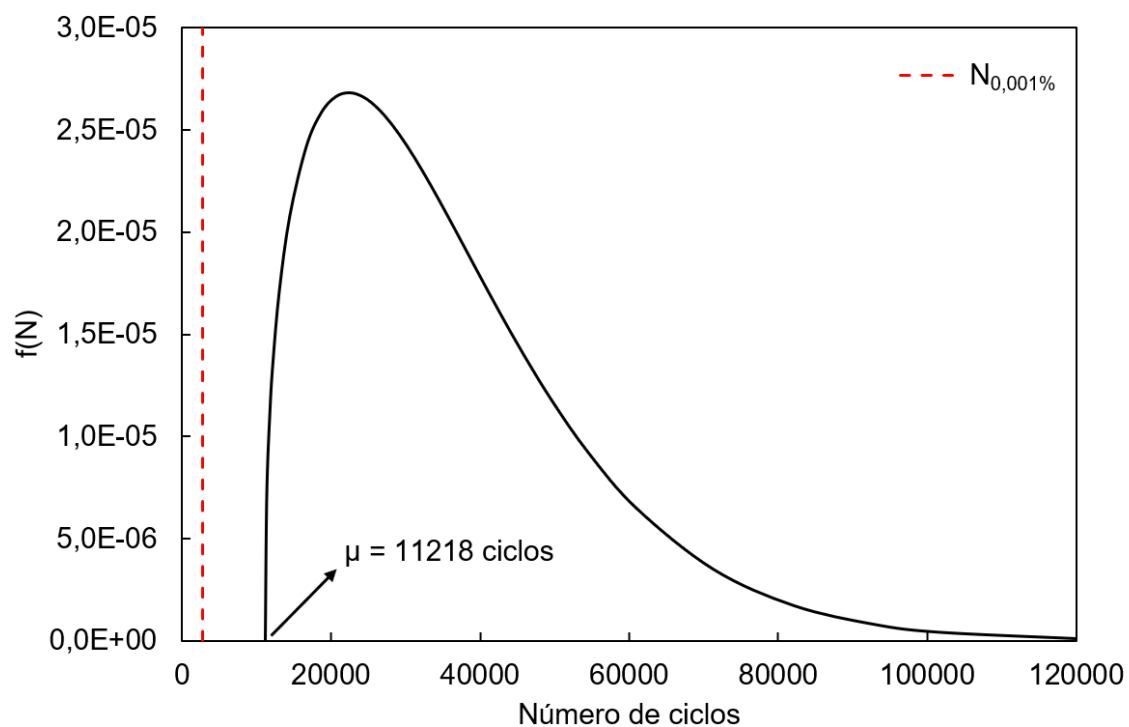


Figura 40 - Curva de densidade da distribuição de Weibull-3p para o patamar de 600 MPa e predição da vida em fadiga da metodologia normalizada para P igual a 0,001%.

6 CONCLUSÕES

- A região da solda composta pelo seu centro, ZTA e transição da ZTA são críticas do ponto de vista mecânico, de forma que essa região tem maior suscetibilidade à falha por fadiga, seja pela existência de grãos primários grosseiros de martensita com pouca ferrita livre no centro da solda, seja pela possibilidade de formação de defeitos metalúrgicos e de forma, seja pela microestrutura de transição formada por martensita, ferrita e perlita fina.
- Os ajustes da distribuição lognormal-2p não foram adequados para baixas probabilidades de falha por não satisfazerem os requisitos da física da fadiga e por apresentarem tendências não conservadoras na cauda esquerda das curvas de densidade.
- Os ajustes das distribuições de Weibull-2p e 3p para as previsões da vida em fadiga se mostraram adequados, visto que apresentaram consonância com a física da fadiga e bom desempenho no processo de avaliação do ajuste, com destaque para o desempenho de Weibull-3p.
- As curvas S-N de Weibull-2p e 3p foram mais robustas que as curvas S-N da metodologia normatizada para baixas probabilidades de falha por apresentarem abrangência total dos pontos de fratura.
- As curvas S-N da metodologia normatizada para baixas probabilidades foram conservadoras em relação às respectivas curvas S-N de Weibull-2p e 3p para níveis de tensão superiores ao patamar intermediário de 600 MPa e não conservadoras para níveis de tensão inferiores a esse patamar com níveis de conservadorismo e de redução do mesmo de até 63% e 58% para as respectivas comparações.
- As curvas S-N de Weibull-2p para baixas probabilidades de falha são mais conservadoras que as respectivas curvas S-N de Weibull-3p para previsões próximas do limite de fadiga e as curvas de projeto dessas duas distribuições tendem a apresentar previsões equivalentes quanto maior for a tensão máxima.
- A introdução do terceiro parâmetro contribuiu para redução do conservadorismo em relação às curvas de projeto de dois parâmetros e para alguns patamares resultou em um limite de ciclos bem definido capaz de prever a vida em fadiga para P nulo com redução do conservadorismo de 6 a 75% em relação à metodologia normatizada para P igual a 0,001%.

7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Avaliar as possibilidades de aumentar a ductilidade da solda UW dos arames a fim de reduzir ou eliminar a ocorrência de rupturas frágeis nos testes de tração.
- Avaliar a predição de vida em fadiga da solda UW para outras distribuições estatísticas e para outros modelos de equações propostos na literatura no lugar da equação de Basquin.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] SPEIGHT, J. G., *Handbook of Offshore Oil and Gas Operations*. 1º ed. Oxford, Elsevier, 2015.
- [2] CHAKRABARTI, S., HALKYARD, J., CAPANOGLU, C., "Historical Development of Offshore Structures". In: Chakrabarti, S. (Ed.), *Handbook of Offshore Engineering*, 1º ed., chapter 1, Oxford, Elsevier, 2005.
- [3] JOHNSTON, C., "Statistical Analysis of Fatigue Test Data", In: *Proceedings of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. 1–7, Trondheim, Norway, June, 2017.
- [4] HOOLE, J., SARTOR, P., BOOKER, et al., "Systematic statistical characterisation of stress-life datasets using 3-Parameter distributions", *International Journal of Fatigue*, vol. 129, n. 105216, pp. 1–15, 2019.
- [5] FERNÁNDEZ CANTELI, A., CASTILLO, E., BLASÓN, et al., "Generalization of the Weibull probabilistic compatible model to assess fatigue data into three domains: LCF, HCF and VHCF", *International Journal of Fatigue*, vol. 159, n. 106771, 2022.
- [6] STRZELECKI, P., "Accuracy of determined S-N curve for constructional steel by selected models", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* vol. 43, nº 3, pp. 550–557, 2020.
- [7] CASTILLO, E. E FERNANDEZ-CANTELI, A., *A Unified Statistical Methodology for Modeling Fatigue Damage*. 1º ed. Dordrecht, Springer Netherlands, 2009.
- [8] BAI, Y., BAI, Q., *Subsea Engineering Handbook*. 1º ed. Oxford, Elsevier, 2012.
- [9] MORAIS, J. M. DE, *Uma história tecnológica da PETROBRAS*. Brasília, IPEA, 2013.
- [10] INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, *ISO 13628-5 Petroleum and natural gas industries - Design and operation of subsea production systems Part 5: Subsea structures and manifolds*. London, BSI, 2011.
- [11] MFX DO BRASIL, *Sistemas de Umbilicais*. 1º ed, Salvador, MFX do Brasil, 2008.
- [12] REBOH, Y., *Efeito do dano causado por fadiga de baixo ciclo sobre o desempenho a fadiga de alto ciclo em tubos de aço superduplex UNS 32750 aplicados em umbilicais submarinos*. Dissertação de M.Sc., Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, RS, Brasil, 2014.

- [13] BAI, Y., BAI, Q., *Subsea Pipelines and Risers*. 1º ed. Oxford, Elsevier, 2005.
- [14] AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, *Recommended practice for flexible pipe*. 3º ed. Washington D.C, API Publishing Services, 2002.
- [15] HERRMAN, *Herrman Machinery Catalogue*. 1º ed. Anhui, Herrman, 2014.
- [16] LI, X., VAZ, M. A., “Analytical model for lateral instability of quasi-rectangular or circular armor wires in flexible pipes and umbilicals”, *Ocean Engineering*, vol. 190, Oct. 2019.
- [17] RABELO, A. S., *Estudo do comportamento de mangueiras termoplásticas de umbilicais submarinos submetidas a carregamentos mecânicos*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2013.
- [18] CHIAVERINI, V., *Tecnologia Mecânica - Processos de Fabricação e tratamento Vol. II*. 2º ed. São Paulo, McGraw-Hill, 1986.
- [19] DIETER, G. E., *Metalurgia Mecânica*. 2º ed. GUANABARA DOIS, 1981.
- [20] CHIAVERINI, V., *Aços e Ferros Fundidos*. 6º ed. São Paulo, ABM, 1988.
- [21] ZHOU, L., ZHANG, T., ZHANG, Z., et al., “A new online quality monitoring method of chain resistance upset butt welding based on Isolation Forest and Local Outlier Factor”, *Journal of Manufacturing Process*, vol. 68, pp. 843–851, Aug. 2021.
- [22] MARQUES, P. V., MODENESI, P. J., BRACARENSE, A. Q., *Soldagem: fundamentos e tecnologia*, 3º ed. Belo Horizonte, UFMG, 2009.
- [23] HAMED, M., EISAZADEH, H., E ESMAILZADEH, M., “Numerical simulation of tensile strength of upset welded joints with experimental verification”, *Materials and Design*, vol. 31, nº 5, p. 2296–2304, May, 2010.
- [24] MOLLAZADEH, H., NORUZI, R., E ESKANDARZADE, M., “A study of fatigue properties of steel AISI4130 (30KhMF) after upset welding”, *Metal Science and Heat Treatment*, vol. 57, pp. 52-56, May, 2015.
- [25] GÓRKA, J., JAMROZIK, W., WYGLDACZ, B., “Influence of resistance butt welding thermal cycle on structure and properties of thermomechanically rolled steel”, In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 916, pp. 1-10, Sept. 2020.
- [26] ALMEIDA, L. S., *Caracterização microestrutural e mecânica de juntas de topo de aço AISI 1060 soldadas por resistência e tratadas termicamente*. Dissertação de M.Sc, UFF, Niterói, RJ, Brasil, 2014.

- [27] WANG, J., MA, C., HAN, J., et al., “Acquisition of HSLA steel weld joints with excellent mechanical performance through flash butt welding physical simulation”, *Materials Letters*, vol. 303, n. 130511, Nov. 2021.
- [28] BOYER, H. E., *Atlas of Fatigue Curves*, 1º ed. Ohio, ASM International, 1986.
- [29] BUDYNAS, R. G., NISBETT, K. J., *Elementos de máquinas de Shigley: projeto de engenharia mecânica*, 8º ed. Porto Alegre, AMGH, 2011.
- [30] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, *ASTM E739-23 – Standard Guide for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data*, West Conshohocken-PA, ASTM International, 2023.
- [31] INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, *ISO 12107 Metallic materials — Fatigue testing — Statistical planning and analysis of data*, 1º ed. London, BSI, 2003.
- [32] BASQUIN, O. H., “The exponential law of endurance tests”, In: *Proceedings of the American Society for Testing and Materials*, vol. 10, pp. 625-630, Atlantic City, June, 1910.
- [33] ZAHAVI, E., *Fatigue Design: Life Expectancy of Machine Parts*, 1º ed. Boca Raton, CRC Press, 1996.
- [34] DET NORSKE VERITAS, *Recommended Practice DNV-RP-C203 – Fatigue Design of Offshore Steel Structures*. Norway, DNV GL, 2014.
- [35] ZHAO, Y.-X., GAO, Q., X.-F., SUN, “A statistical investigation of the fatigue lives of q235 steel-welded joints”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 21, nº 7, pp. 781–790, 2002.
- [36] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, *A Guide for Fatigue Testing and the Statistical Analysis of Fatigue Data*, 2º ed. West Conshohocken-PA, ASTM International, 1963.
- [37] DEVORE, J. L., *Probabilidade Estatística para Engenharia e Ciências*, 1º ed. São Paulo, Cengage Learning, 2006.
- [38] BARROS NETO, B. de, SCARMINIO, I. S., BRUNS, R. E., *Como fazer experimentos: pesquisa e desenvolvimento na ciência e na indústria*. Campinas: UNICAMP, 2001.
- [39] BURY, K., *Statistical Distributions in Engineering*, 1º ed. Vancouver, Cambridge University Press, 1999.

- [40] ZHAO, Y. X., GAO, Q., E WANG, J. N., “An approach for determining an appropriate assumed distribution of fatigue life under limited data”, *Reliability Engineering and System Safety*, vol. 67, n° 1, pp. 1–7, 2000.
- [41] DRUMOND, G. P., PASQUALINO, I. P., PINHEIRO, B. C., et al., “Pipelines, risers and umbilicals failures: A literature review”, *Ocean Engineering*, vol. 148, pp. 412–425, Jan. 2018.
- [42] NASCIMENTO, B. L., TRINDADE, M. P., REIS, M. M. S. et al., “Proposta de metodologia simplificada para testes de fadiga em arames de armadura de umbilicais submarinos”, In: *Anais do Congresso Anual da ABM*, vol. 74, pp. 1269-1278, São Paulo, Out. 2019.
- [43] TELLO, L., CASTEJON, L., MALON, H. et al., “Development of a fatigue life prediction methodology for welded steel semi-trailer components based on a new criterion”, *Engineering Failure Analysis*, vol. 108, n. 104268, pp. 1-26, Jan. 2020.
- [44] STRZELECKI, P., “Determination of fatigue life for low probability of failure for different stress levels using 3-parameter Weibull distribution”, *International Journal of Fatigue*, vol. 145, n. 106080, pp. 1-7, Apr. 2021.
- [45] TOMASZEWSKI, T., STRZELECKI, P., MAZURKIEWICZ, A., et al., “Probabilistic estimation of fatigue strength for axial and bending loading in high-cycle fatigue”, *Materials*, vol. 13, n° 5, pp. 1-14, 2020.
- [46] STRZELECKI, P., TOMASZEWSKI, T., “Application of Weibull distribution to describe S-N curve with using small number specimens”, In: *AIP Conference Proceedings*, vol. 1780, pp. 1–8, Oct. 2016.
- [47] BARBOSA, J. F., CORREIA, J. A. F. O., FREIRE JÚNIOR, R. C. S., et al. “Probabilistic S-N fields based on statistical distributions applied to metallic and composite materials: State of the art”, *Advances in Mechanical Engineering*, vol. 11, n° 8, pp. 1-22, SAGE Publications Inc., 2019.
- [48] DJEGHADER, D., REDJEL, B., “Weibull analysis of fatigue test in jute reinforced polyester composite material”, *Composites Communications*, vol. 17, pp. 123–128, 2020.
- [49] MIKULSKI, Z., LASSEN, T., “Probabilistic models for the fatigue resistance of welded steel joints subjected to constant amplitude loading”, *International Journal of Fatigue*, vol. 155, n. 106626, pp. 1-14, 2022.

- [50] LIU, F., ZHOU, S., XIA, C., et al., “Optimization of fatigue life distribution model and establishment of probabilistic S–N curves for a 165ksi grade super high strength drill pipe steel”, *Journal of Petroleum Science and Engineering*, vol. 145, pp. 527–532, 2016.
- [51] WEI, Z., LUO, L., GAO, L., et al., “Statistical and probabilistic analysis of fatigue life data with two- and three-parameter weibull distribution functions”, In: *Proceedings of the ASME 2016 Pressure Vessels and Piping Conference*, pp. 1–9, Vancouver, British Columbia, Canada, June, 2016.
- [52] TAGLIARI, M. R., COSER, T. B., CAMPELLO, G., et al., “Proposed methodology for fatigue testing on umbilical round armor wires”, In: *Proceedings of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. 1–6, Trondheim, Norway, June, 2017.
- [53] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, *ASTM E8/E8M-22 – Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*, West Conshohocken-PA, ASTM International, 2022.
- [54] GAO, J., AN, Z., LIU, B., “A new method for obtaining P-S-N curves under the condition of small sample”, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part O: Journal of Risk and Reliability*, vol. 231, n° 2, pp. 130–137, 2017.