CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE AÇOS DE ALTA RESISTÊNCIA PARA A INDÚSTRIA OFFSHORE UTILIZANDO ENSAIOS DE FADIGA NÃO TRADICIONAIS COM AUXÍLIO DA TERMOGRAFIA

Jorge Luiz Coutinho Diniz

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Orientadores:
Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.
Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc.

Rio de Janeiro
Dezembro de 2023

ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE AÇOS DE ALTA RESISTÊNCIA PARA A INDÚSTRIA OFFSHORE UTILIZANDO ENSAIOS DE FADIGA NÃO TRADICIONAIS COM AUXÍLIO DA TERMOGRAFIA

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Jorge Luiz Coutinho Diniz

Aprovada por:

Presidente / Prof. Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc. (Orientador)

Prof. Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc. (Orientador)

Prof. Luís Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

Prof. Matheus Campolina Mendes, D.Sc.

Prof. José Luiz de França Freire, Ph.D (PUC-RIO)

Prof. Renato Bichara Vieira, Ph.D (PUC-RIO)

Prof. Leonardo Sales Araujo, D.Sc. (UFRJ)

Rio de Janeiro

Dezembro de 2023

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

D585 Diniz, Jorge Luiz Coutinho
Análise do comportamento de aços de alta resistência para a indústria offshore utilizando ensaios de fadiga não tradicionais com auxílio da termografia / Jorge Luiz Coutinho Diniz. — 2023.
105f. : il. color. , enc.

Tese (Doutorado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, 2023.
Bibliografia : f. 97-105
Orientador: Jorge Carlos Ferreira Jorge
Coorientador: Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

1. Termografia. 2. Aço de alta resistência. 3. Solda e soldagem. 4. Metais - Propriedades mecânicas. 5. Materiais – Fadiga. I. Jorge, Jorge Carlos Ferreira. (Orient.). II. Pacheco, Pedro Manuel Calas Lopes (Coorient.) III. Título.

CDD 621.36

Elaborada pela bibliotecária Tania Mello – CRB/7 nº 5507/04

Dedico esse trabalho a minha mãe Angela, minha esposa Denise e minha filha Manuela.

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador, Prof. Jorge Jorge, por ter me aceito como seu orientado e pelas incansáveis horas dedicadas a mim e a esse trabalho.

Agradeço ao meu orientador, Prof. Pedro Manuel, pelas contribuições na elaboração deste trabalho.

Agradeço ao prof. José Freire e ao Prof. Ronaldo Vieira pelas contribuições neste trabalho e pela total disponibilização da infraestrutura para realização dos ensaios.

Agradeço ao CEFET/RJ por me permitir a oportunidade de desenvolver esse trabalho e obter o título de Doutor em Engenharia.

Agradeço à PUC-Rio pela disponibilização das instalações para realização dos ensaios desta tese e aos colegas Vitor Eboli, Giancarlo Gonzáles e Adrian Giassoni pelas contribuições à realização dos ensaios.

Agradeço à empresa Integral Ferramentaria pela contribuição na usinagem dos corpos de prova utilizados neste trabalho.

Agradeço aos membros da banca examinadora pela presença e contribuições a esse trabalho.

Por fim agradeço ao amigo Olavo, *in memoriam*, que me fez o convite a ingressar no curso de Doutorado.

RESUMO

ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE AÇOS DE ALTA RESISTÊNCIA PARA A INDÚSTRIA OFFSHORE UTILIZANDO ENSAIOS DE FADIGA NÃO TRADICIONAIS COM AUXÍLIO DA TERMOGRAFIA

Jorge Luiz Coutinho Diniz

A procura por novas fontes de energia para atender a crescente demanda mundial tornou necessária a prospecção de petróleo em águas profundas, onde plataformas semi-submersíveis são sustentadas localmente por sistemas de ancoragem compostos por diversos componentes. Como sofrem solicitações dinâmicas devido à ação do tempo, vento e marés, o estudo do comportamento em fadiga dos materiais aplicados nestes componentes é de vital importância.

Embora a soldagem seja um processo de fabricação extensamente utilizado em diversos segmentos para viabilizar a implementação de projetos complexos com custos adequados, este fato não se verifica na área de ancoragem, onde existe uma forte resistência para a aplicação da soldagem como solução industrial devido à falta de conhecimento técnico do comportamento em fadiga de juntas soldadas, em componentes de ancoragem. Assim, maiores custos de produção e manutenção são adicionados à operação de ancoragem pelo sucateamento desnecessário de componentes. Para superar o problema da obtenção de dados com prazos adequados, técnicas alternativas têm sido implementadas na avaliação do comportamento em fadiga de materiais e, particularmente, de juntas soldadas.

Neste cenário, a presente tese tem por objetivo estudar o comportamento em fadiga de materiais de alta resistência utilizando técnicas não tradicionais com auxílio da termografia, de forma a permitir a obtenção de dados adequados com tempos reduzidos. Essas técnicas são baseadas no efeito do acoplamento termo-elasto-plástico e utilizam equipamentos de medição da temperatura superficial sem contato por emissão de radiação infravermelha. Foram realizados ensaios de tração convencional, ensaios estáticos e cíclicos de fadiga monitorados por termografia, utilizando um metal base e um metal de solda de alta resistência, para estudar o desempenho de materiais com diferenças de homogeneidade microestrutural que podem interferir nas propriedades. O metal de solda foi selecionado para atendimento das propriedades requeridas para componentes de ancoragem grau R4.

Os resultados mostraram que a técnica termográfica utilizada permite obter o limite de fadiga e estimar curvas S-N com valores equivalentes aos gerados por técnicas convencionais com redução significativa de tempo e material empregado.

Adicionalmente, o comportamento mecânico e de fadiga do metal de solda estudado foi similar ao de metais de base utilizados em componentes de ancoragem, caracterizando que a junta soldada pode ser indicada como uma possibilidade de aplicação no segmento de ancoragem.

Palavras-chave: Termografia; Aço de Alta Resistência, Metal de Solda, Propriedades Mecânicas, Fadiga; Ancoragem.

ABSTRACT

BEHAVIOR´S ANALYSIS OF HIGH STRENGTH FOR THE OFFSHORE INDUSTRY USING NON TRADITIONAL FATIGUE TESTS WITH THE AID OF THERMOGRAPHY

Jorge Luiz Coutinho Diniz

The search for new energy sources to meet growing global demand has made it necessary to prospect oil in deep waters, where semi-submersible platforms are supported locally by anchoring systems made up of several components. As they undergo to dynamic loads due to the weather, wind and waves, the study of fatigue behavior of materials used in these components is very important.

Although welding is a manufacturing process widely used in several segments to enable the implementation of complex projects with reasonable costs, this does not happen in the anchoring systems, where there is strong resistance to the application of welding as an industrial solution, due to the lack of technical knowledge of the fatigue behavior of welded joints, on anchoring components. Thus higher production and maintenance costs are added to the anchoring operation by unnecessary scrapping of components. To overcome the problem of obtaining data with reasonable deadlines, alternative techniques have been implemented to evaluate the fatigue behavior of materials, specially welded joints.

In this scenario, the present thesis aims to study the fatigue behavior of high-strength materials using non-traditional techniques with the aid of thermography, in order to allow adequate data to be obtained in reduced times. These techniques are based on the effect of thermo-elasto-plastic coupling and use non-contact surface temperature measurement equipment based on infrared radiation emission measurement. Conventional tensile tests, static and cyclic fatigue tests monitored by thermography were carried out, on a base metal and a high-strength weld metal, to study the performance of materials with differences in microstructural homogeneity that may interfere with fatigue properties. The weld metal was selected to meet the properties required for anchoring grade R4 components.

The results showed that the thermographic technique used allows obtaining the fatigue limit and estimating S-N curves with values equivalent to those generated by conventional techniques with a significant reduction in time and material.

Additionally, the mechanical and fatigue behavior of the weld metal studied was similar to same grade base metals used in anchoring components, characterizing that the welded joint can be indicated as a possibility for application in the anchoring segment.

Keywords: Infrared Thermography; High Strength Steel, Weld Metal, Mechanical Properties, Fatigue; Anchoring.

SUMÁRIO

Pág

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO **1**

CAPÍTULO II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA **8**

II.1 Comportamento de juntas soldadas de componentes de ancoragem **8**

II.2 Metodologias tradicionais aplicadas na análise de fadiga de componentes de ancoragem **14**

II.3 Avaliação do limite de fadiga, por técnicas não tradicionais, com auxílio da termografia infravermelha **20**

II.3.1 Fundamentos 20

II.3.1.1 Dano em fadiga 21

II.3.1.2 Termografia por radiação infravermelha 23

II.3.1.3 Efeito termo elástico 25

II.3.2 Técnicas não tradicionais para avaliação do limite de fadiga, por termografia infravermelha 27

II.3.2.1 Técnica termográfica aplicada a ensaios uniaxiais de tração – Método Quasi Estático de Risitano. 29

II.3.2.2 Técnica termográfica aplicada a ensaios cíclicos – Método Rápido de Risitano. 31

II.4 Método de energia de deformação, derivado do método termográfico cíclico – Método de Energia **35**

II.5 Avaliação comparativa entre as técnicas termográficas não tradicionais em relação à técnica tradicional S-N. **38**

II.6 Técnicas complementares **38**

II.6.1 Correlação digital de imagem (DIC) 38

II.6.2 Análise termoelástica de tensões (TSA) 41

CAPÍTULO III – MATERIAIS E MÉTODOS **45**

III.1 Materiais **45**

III.2 Obtenção do metal de solda grau R4 **46**

III.3 Ensaio de tração **46**

III.4 Comportamento mecânico e microestrutural do metal de solda **47**

III.5 Comportamento em fadiga dos materiais utilizados **48**

III.5.1 Preparação dos corpos de prova 49

III.5.2 Protocolo de ensaios 50

III.5.2.1 Ensaios de tração, monitorados por termografia, em corpos de prova de HY 80 50

III.5.2.2 Ensaios quasi estáticos utilizando a técnica termográfica 51

III.5.2.3 Ensaios cíclicos utilizando a técnica termográfica 53
III.5.2.4 Ensaios equivalentes ao método S-N. 54
III.6 Determinação do intensificador de tensões a fadiga 55
CAPÍTULO IV – RESULTADOS 59
IV.1 Comportamento mecânico dos materiais 59
IV.2 Comportamento em fadiga dos materiais 60
IV.2.1 Resultados obtidos pelo método estático 60
IV.2.2 Resultados obtidos pelo método cíclico 62
IV.2.3 Resultados calculados pelo método de Energia de deformação 64
IV.2.4 Ensaios equivalentes aos do método S-N 66
IV.2.5 Intensificador de tensões a fadiga (k_f) 69
IV.3 Nivelamento dos dados obtidos 71
IV.3.1 Curva S-N tradicional corrigida para as condições dos ensaios 71
IV.3.2 Correção do limite de fadiga obtido pelo método estático 72
IV.3.3 Correção do limite de fadiga obtido pelo método cíclico 72
IV.3.4 Correção da curva S-N estimada pelo método de energia 73
IV.3.5 Correção dos ensaios equivalentes ao S-N 76
IV.3.6 Apresentação dos dados em conjunto 77
CAPÍTULO V – DISCUSSÃO DOS RESULTADOS 80
V.1 Comportamento mecânico do metal de solda 80
V.2 Comportamento em fadiga dos materiais 82
V.2.1 Metodologia para definição do desenho dos corpos de prova de fadiga 82
V.2.2 Comportamento em fadiga do metal de solda grau R4 87
V.2.3 Comportamento em fadiga do aço HY 80 91
V.3 Uma abordagem geral dos resultados obtidos 93
CAPÍTULO VI – CONCLUSÕES E SUGESTÕES 95
CAPÍTULO VII – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 97

LISTA DE FIGURAS

	Pág
Figura I.1 – Exemplos de componentes de ancoragem (Jorge et al., 2022). (a) âncora fundida para navios; (b) âncora de chapa para plataforma; (c) torpedo de ancoragem; (d) soquetes para cabo de aço; (e) elo de amarra; (f) manilha.	2
Figura I.2 - Visão esquemática de elos de amarra (a) com indicação de sues pontos críticos para a falha (b), quais sejam: HS 1 – Coroa; HS 2- Início da parte curva, HS 3 – Solda original de fabricação (Aursand et al., 2023).	3
Figura I.3 – Principais tipos de falhas encontrados em amarras de ancoragem [Fontaine et al., 2014].	4
Figura I.4 – Percentual de falhas por tipo de componente para ancoragem permanente [Ma et al., 2013].	5
Figura I.5 – Defeitos observados em elos de amarra durante a operação da linha de ancoragem [Verma et al., 2019]. (a) corrosão generalizada; (b) desgaste entre os elos; (c) corrosão por pite; (d) abrasão.	5
Figura II.1 – Análise comparativa da resistência mecânica (a) e da tenacidade ao impacto (b) das regiões de elo de amarra soldado [Diniz et al., 2023]. Onde: AT – Arame tubular; (b) ER – Eletrodo revestido.	11
Figura II.2 – Posição da fratura dos corpos de prova utilizados em ensaios de tração transversais. (a) região da soldagem por eletrodos revestidos; (c) região da solda original de fabricação por centelhamento [Diniz et al., 2023].	11
Figura II.3 – Evolução da resistência mecânica (a) e da tenacidade (b) de metais de solda de aço de alta resistência com o tempo de resfriamento entre 800 e 500 ^{o}C.	12
Figura II.4 – Relação entre tenacidade ao impacto elimite de resistência de metais de solda [Gomes et al., 2013,2019,2020; Jorge et al., 2015,2019; Keehan et al., 2006, 2010, Lord et al., 1999; Schnitizer et al., 2017; Surian et al., 1994,2010; Svensson, 2007].	13
Figura II.5 – Equipamento usado para ensaios de fadiga em flexão rotativa.	15
Figura II.6 – Montagem de um ensaio T-N em uma linha de amarras de ancoragem [Diniz et al., 2023].	18
Figura II.7 – Resultados de ensaios de fadiga de elos soldados, elos comuns e os requisitos da API 2SK [Diniz et al., 2023].	18
Figura II.8 – Curvas S-N obtidas para aços de alta resistência utilizados em componentes de ancoragem [adaptado de CHAVES, 2010]. (a) Aço fundido, (b) Aço forjado.	19
Figura II.9 – Esquema de experimento de medição de temperatura em ensaio de tração, por câmera infravermelha [La Rosa, et al, 2014].	25
Figura II.10 – Imagem térmica obtida de um ensaio cíclico, apresentando o padrão de temperatura e a área de medição do corpo de prova [Rego et al, 2017].	29
Figura II.11 – Imagem térmica obtida de um ensaio cíclico, em um corpo de prova logo após a fratura [PAIVA et al, 2018], destacando as variações térmicas entre a garra quente, a garra fria e a temperatura na área da fratura do corpo de prova, imediatamente após a ocorrência da falha.	29
Figura II.12 – Diagrama combinado tensão x deformação/tempo (em preto) e temperatura x deformação/tempo (em vermelho) [Risitano et al., 2011].	30
Figura II.13 – Diagrama apresentando as três fases de temperatura x número de ciclos com a mesma variação de tensão, em um ensaio cíclico, com monitoramento de temperatura superficial via emissão de radiação infravermelha [La Rosa et al., 2000].	32

Figura II.14 – Comparativo entre diferentes tensões alternadas, resultando em diferentes taxas de aumento da temperatura e de temperatura de estabilização [Risitano et al., 2011]. 32
Figura II.15 – Diagrama construído a partir de dados de um ensaio cíclico sequencial, onde são plotadas as variações dos patamares de temperatura x ciclos de carregamento, até a estabilização [Paiva, 2018]. 33
Figura II.16 – Diagrama onde estão plotados pontos de estabilização da variação de temperatura x tensão alternada, durante um ensaio de tração [Paiva, 2018]. 34
Figura II.17 – Diagrama apresentando as relações entre tensões médias e tensões alternadas, de forma a obter-se tensões puramente alternadas e possibilitar a comparação direta com a metodologia tradicional S-N [Paiva, 2018]. 34
Figura II.18 – Fases do comportamento termoelástico na curva ΔT x N, durante ensaio de fadiga, adaptado de [Paiva, 2020]. 36
Figura II.19 – Etapas do ensaio cíclico em patamares, para determinação do limite de fadiga. 36
Figura II.20 – Diagrama para cálculo do parâmetro ϕ (área hachurada) para diferentes níveis de tensão alternada ($\sigma1<\sigma2<\sigma3<\sigma4<\sigma5$). 37
Figura II.21 – Princípio da técnica DIC [Gonzalés et al., 2017]. 40
Figura II.22 – Cálculo das deformações por software dedicado [Gonzalés, et al, 2017]. 40
Figura II.23 – Montagem do sistema de medição DIC. (a) sistema montado para medir ciclo de pressão em espécime tubular; (b) sistema montado para medição em placa plana [Rodrigues, 2014]; (c) CTS antes da sobrecarga; (d) depois da sobrecarga [Gonzáles, et al., 2017]. 41
Figura II.24 – Sistema de medição por TSA, adaptado de [Paiva, V.L, 2020]. 43
Figura II.25 – Sistema de medição por TSA, adaptado de [Paiva, V.L, 2020]. 43
Figura II.26 –Tela do software Delta Therm 2. [Paiva, et al, 2018], (a), o diagrama de calibração do sistema, em um espécime tipo “dog bone” (b) e a medição do campo de temperatura pelo software Delta Therm, em um elo de corrente. 44
Figura III.1 – Elos de amarra utilizados para soldagem. 45
Figura III.2 – Geometria da junta soldada. (a) Vista esquemática; (b) Antes da soldagem; (c) Após soldagem. 47
Figura III.3 – Dimensões dos corpos de prova para ensaios de tração 47
Figura III.4 – Posição de retirada dos corpos de prova do metal de solda. (a) Macrografia com indicação da posição de retirada dos cps; (b) Desenho esquemático mostrando a posição dos cps de fadiga e de impacto Charpy-V. 48
Figura III.5 – Geometria dos corpos de prova para ensaio de fadiga, com espessura nominal de 3 mm 49
Figura III.6 – Sequência de preparação superficial dos corpos de prova para ensaio de fadiga. (a) após usinagem por eletro erosão; (b) após lixamento; (c) após ataque químico com nital 2% para destaque do metal de solda; (d) com pintura preta fosca. 50
Figura III.7 – Montagem do corpo de prova, para ensaio, com o padrão de temperatura. (a) Visão de câmera convencional (b) Visão de câmera térmica. 53
Figura III.8 – (a) desenho do corpo de prova de fadiga por flexão rotativa e (b) máquina de ensaios por flexão rotativa. 55
Figura III.9 – Experimento DIC montado para realização das medições 56
Figura III.10 – a) Mapa de distribuição de tensões e b) ciclos de carregamento. 57

Figura III.11 – Tela capturada do software de medição por TSA. 58
Figura III.12 – modelo de elementos finitos, a) modelo 3d discretizado, com as condições de contorno apresentadas, b) modelo 3d discretizado em detalhe, c) mapa de tensões equivalentes de von Mises, d) vista em corte transversal do mapa de distribuição de tensões equivalente de von Mises, com destaque numéricos das extremidades e da região central e e) vista em corte ampliado. 58
Figura IV.1 – Resultados dos ensaios de microdureza ($HV_{0.5}$) do metal de solda. 59
Figura IV.2 – Resultados dos ensaios de impacto Charpy-V do metal de solda. 60
Figura IV.3 – Microestrutura do metal de solda indicando a ocorrência de martensita revenida (M) e bainita revenida (MEV). Ataque: nital 2%. 60
Superfície; (b) região central.
Figura IV.4 – Resultado obtido no ensaio estático para metal de solda, para o CP D27 no terceiro ciclo da curva de 1%. O limite de fadiga está indicado pela seta. 61
Figura IV.5 – Resultado obtido no ensaio estático para o aço HY 80, para o CP H4 Na cuva de 3%. O limite de fadiga está indicado pela seta. 62
Figura IV.6 – Diagrama $\Delta\sigma x \Delta T$ para o corpo de prova D26 do metal de solda. 63
Figura IV.7 – Diagrama $\Delta\sigma x \Delta T$ para o corpo de prova H22 do aço HY 80 64
Figura IV.8 – Diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método SN, para metal de solda grau R4, na razão de carga de R = 0,1. 67
Figura IV.9 – Diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método S-N, para metal de solda grau R4, na razão de carga de R = 0,5. 67
Figura IV.10 – apresenta o diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método SN, para aço HY 80, na razão de carga de R = 0,1. 68
Figura IV.11 – Diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método SN, para aço HY 80, na razão de carga de R = 0,5 68
Figura IV.12 – apresenta o diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método S-N para aço HY 80 na razão de carga de R = -1. 69
Figura IV.13 – placa bi-entalhada referência para cálculo de k_t 70
Figura IV.14 – ponto de medição de temperatura utilizado nos ensaios termográficos 74
Figura IV.15 – Curvas e pontos estimados com e sem correção de k_f, e os pontos correspondentes aos ensaios equivalentes ao S-N realizados, para metal de solda e R=0,1. 75
Figura IV.16 – Curvas e pontos estimados com e sem correção de k_f, e os pontos correspondentes aos ensaios equivalentes ao S-N realizados, para aço HY 80 e R=-1. 76
Figura IV.17 – Diagrama com dados referente ao metal de solda nas mesmas condições da curva S-N tradicional, ajustada ao ensaio. 78
Figura IV-18 – diagrama com dados referente ao aço HY 80, nas mesmas condições da curva S-N tradicional, ajustada ao ensaio. 79

Figura V.1 – Evolução do limite de resistência com o parâmetro Pcm dos metais de solda depositados pelo processo eletrodo revestido [Baunéet al., 2006; Jorge et al., 2015,2019,2021; Gomes et al., 2013,2019,2020; Karlsson et al., 2014; Surian et al., 2010; Rawashdeh et al., 2022; Keehan et al., 2010; Lord et al., 1999]. 81
Figura V.2 – Relação entre o limite de resistência e tenacidade ao impacto de metais de solda obtidos pelo processo eletrodo revestido após TTPS [Jorge et al., 2015, 2019; Surian et al., 2010; Gomes et al., 2013, 2019, 2020; Bauné et al., 2006; Farneze et al., 2010]. 81
Figura V.3 – Geometrias dos corpos de prova avaliadas e testadas. 83
Figura V.4 – Corpo de prova representativo da geometria 1 sem seção reduzida. (a) com ataque químico antes do ensaio; (b) com pintura preta fosca, (c) imagem termográfica durante o ensaio; (d) cp fraturado após ensaio. 84
Figura V.5 – Corpo de prova representativo da geometria 2 com seção reduzida de 10 mm de largura. (a) com ataque químico para destacar o metal de solda antes do ensaio; (b) com pintura preta fosca; (c) imagem termográfica do cp durante o ensaio; (d) cp fraturado após ensaio mostrando dois pontos de fratura. 85
Figura V.6 – Corpo de prova representativo da geometria 3 com seção reduzida de 6 mm e raio de 100 mm. (a) com ataque químico antes do ensaio; (b) com pintura preta fosca; (c) imagem termográfica do cp durante o ensaio; (d) cp fraturado após ensaio. 85
Figura V.7 – Corpo de prova representativo da geometria 4 com seção reduzida de 6 mm e raio de 10 mm. (a) com ataque químico antes do ensaio; (b) com pintura preta fosca; (c) imagem termográfica do cp durante o ensaio; (d) cp fraturado após ensaio. 86
Figura V.8 – Resultados obtidos pelo método de energia e respectivas curvas S-N estimadas para corpos de prova retirados de diferentes regiões do metal de solda. 88
Figura V.9 – Curvas S-N com e sem correção pelos fatores K’s, mostrando a influência dos fatores redutores de vida em fadiga, para vidas longas. 89
Figura V.10 – diagrama apresentando resultados dos ensaios de fadiga para materiais obtidos por diferentes rotas de fabricação, sendo cps de flexão rotativa para aços laminados, forjados e fundidos e ensaios equivalentes ao S-N, realizados em carregamento axial para o metal de solda. 90
Figura V.11 – Curvas S-N tradicionais plotadas para os aços laminado, forjado e fundido, a curva de metal de solda estimada nesta tese e a curva estimada a partir do limite de resistência especificado para aços grau R4. 91
Figura V.12 – ensaios termográficos, curva S-N e ensaios equivalentes ao S-N para o aço HY 80. 93

LISTA DE TABELAS

	Pág
Tabela II.1 – Propriedades mecânicas requeridas para aços utilizados em componentes de ancoragem [IACS W22, 2016].	8
Tabela II.2 – Características de aços fabricados por diferentes rotas [Jorge et al., 2022; Mainer et al., 2023; Diniz et al., 2023].	9
Tabela III.1 – Composição química dos materiais.	46
Tabela III.2 – Parâmetros de soldagem médios utilizados	46
Tabela III.3 – Ensaios estáticos termográficos em metal de solda grau R4	52
Tabela III.4 – Ensaios estáticos termográficos em aço laminado HY 80	53
Tabela III.5 – Ensaios cíclicos termográficos dos materiais	54
Tabela III.6 – Identificação dos corpos de prova testados.	55
Tabela IV.1 – Propriedades mecânicas dos materiais.	59
Tabela IV.2 – Resultados do limite de fadiga obtidos pelo método estático para metal de solda grau R4.	61
Tabela IV.3 – Resultados do limite de fadiga obtidos pelo método estático para o aço HY 80.	61
Tabela IV.4 – Resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados do metal de solda com R=0,1.	62
Tabela IV.5 – Resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados do metal de solda com R=0,5.	63
Tabela IV.6 – Resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados do aço HY 80 com R=-1.	63
Tabela IV.7 – resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados em aço HY 80, com R=0,1.	63
Tabela IV.8 – resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados em aço HY 80, com R=0,5.	63
Tabela IV.9 – Pares de patamar de tensão (MPa) x número de ciclos calculados para o corpo de prova D26 de metal de solda com razão de carga R = 0.1.	65
Tabela IV.10 – Pares de patamar de tensão x número de ciclos calculados para o corpo de prova D21 do metal de solda com razão de carga R = 0.5.	65
Tabela IV.11 – Pares de patamar de tensão x número de ciclos calculados para o corpo de prova H5 do aço HY 80 com razão de carga R = 0,1.	65
Tabela IV.12 – Pares de patamar de tensão x número de ciclos calculados para o corpo de prova H4 do aço HY 80 com razão de carga R = 0,5	65
Tabela IV.13 – Pares de patamar de tensão x número de ciclos calculados para o corpo de prova H20 de aço HY 80 com razão de carga R = -1.	65
Tabela IV.14 – Ensaios equivalentes ao S-N realizados para o metal de solda.	66
Tabela IV.15 – Ensaios equivalentes ao S-N realizados para o metal de solda.	66
Tabela IV.16 – Grandezas utilizadas para cálculo analítico de k_t.	70
Tabela IV.17 – valores de k_t determinados pelos métodos DIC, TSA, MEF e analítico.	70
Tabela IV.18 – valores de k_t, q e k_f para os dois materiais utilizados nessa tese	71

Tabela IV.19 – Limite de resistência e fatores redutores da vida em fadiga, para os materiais usados nesta tese. 72
Tabela IV-20 – Limites de fadiga, expoente b e constante C, para os aços considerados nesta tese. 72
Tabela IV.21 – Limite de fadiga obtido pelo método estático e valores corrigidos para o ensaio 72
Tabela IV.22 – Expoentes da equação de ajuste de carga média, para a equação elíptica. 73
Tabela IV.23 – Médias dos limites de fadiga obtidos pelo método cíclico (S_e), as respectivas razões de carga (R) e os valores ajustados para R=-1, para os materiais. 73
Tabela IV.24 – Tensões alternadas (σ_a), razão de carga (R) e valores corrigidos para as tensões atuantes nos cps dos ensaios equivalentes ao S-N e a vida do ensaio para o metal de solda. 77
Tabela IV.25 – Tensões alternadas (σ_a), razão de carga (R) e valores corrigidos para as tensões atuantes nos cps dos ensaios equivalentes ao S-N e a vida do ensaio para o aço HY 80. 77
Tabela V.1 – Resultados de limite de fadiga do metal de solda, agrupados entre superfície e raiz, após ensaio à razão de carga R=0,1. 88

LISTA DE EQUAÇÕES

	Pág
II.1 – Limite de fadiga a 10^3 ciclos - S_L	15
II.2 – Limite de fadiga a 10^6 ciclos, padrão S-N – S_e'	15
II.3 – Limite de fadiga ajustado às condições de operação – S_e	15
II.4 – Equação da metodologia tradicional S-N	16
II.5 – Equação para expoente b da curva tradicional S-N	16
II.6 – Equação da constante C, da curva tradicional S-N	16
II.7 – Equação de Goodman, para cálculo da tensão alternada equivalente	16
II.8 – Equação de Soderberg, para cálculo da tensão alternada equivalente	16
II.9 – Equação de Gerber, para cálculo da tensão alternada equivalente	16
II.10 – Equação de Elíptica, para cálculo da tensão alternada equivalente	16
II.11 – Tensão efetiva, considerando a densidade de defeitos	21
II.12 – Lei de Planck	23
II.13 – Lei de Stefan-Boltzmann	23
II.14 – Relação entre ΔT e tensões principais, para condições adiabáticas	25
II.15 – Incremento de energia de deformação elástica, em função da temperatura e para pequenos deslocamentos.	26
II.16 – Equação termomecânica acoplada ao processo termo elástico	26
II.17 – Energia de deformação acima do limite de fadiga	35
II.18 – Trabalho realizado durante o ensaio de fadiga	35
II.19 – Energia convertida em calor durante o ensaio de fadiga	35
II.20 – parâmetro ϕ	35
II.21 – Parâmetro ϕ em função de ΔT_i	36
II.22 – Parâmetro ϕ em função de ΔT_{0i}, ΔN_i	36
II.23 – Dano parcial de cada patamar de carregamento	37
IV.1 – Intensificador de tensões para uma viga bi-entalhada	69
IV.2 – Constante C_0 para equação de k_t	69
IV.3 – Constante C_1 para equação de k_t	69
IV.4 – Constante C_2 para equação de k_t	69
IV.5 – Constante C_3 para equação de k_t	69
IV.6 – Equação de k_f em função de q e k_t	70
IV.7 – Equação de q em função de α e ρ_t	70
IV.8 – Equação de α em função d S_r	70
V.9 – Equação de Sa em função de N_f – curva S-N estimada para Metal de solda	75

V.10 – Equação de S_a em função de N_f – curva S-N estimada para aço HY 80 75
V.11 – Equação de N_f corrigido em função de S_a e k_f – curva S-N estimada e corrigida para Metal de solda 75
V.12 – Equação de N_f corrigido em função de S_a e k_f – curva S-N estimada e corrigida para aço HY 80 75

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A indústria de óleo e gás, principalmente nas áreas de prospecção e transporte de produtos, movimenta bilhões de dólares por ano devido às estruturas cada vez maiores, longas distâncias em termos de lâminas d'água e distância até o continente, utilizadas para prospecção e transporte dos produtos. A busca por materiais com características que resultem em melhores desempenhos em serviço são objeto de constantes pesquisas. Desta forma, aços de alta resistência temperados e revenidos são geralmente aplicados [Liu et al., 2021; Oliveira et al., 2022] para permitir a adoção de estruturas com espessuras reduzidas [Tong et al., 2021].

As juntas soldadas são amplamente utilizadas em diversos segmentos e representam a principal técnica de união também na indústria naval [Corigliano et al., 2022]. Embora a utilização de aços de alta resistência em estruturas soldadas possa reduzir significativamente os custos de produção [Amraei et al., 2019; Kasasidis et al., 2021] devido ao menor peso (Tong et al., 2018; Sun et al., 2017, Narimani et al., 2022], as juntas soldadas são geralmente consideradas como um ponto crítico da estrutura [Corigliano et al., 2022]. Além disso, a fadiga destas estruturas é uma questão crucial na indústria offshore e a sua mitigação é um desafio devido aos vários parâmetros de influência envolvidos [Jafari, 2021]. Muitas pesquisas nas últimas décadas concentraram-se neste aspecto porque a falha por fadiga é um modo de falha comum (Fontaine et al., 2014).

A contínua demanda energética tem promovido o aumento das atividades de exploração de petróleo e gás natural em águas mais profundas, onde plataformas offshore ancoradas são amplamente utilizadas por serem uma alternativa atraente para diversas profundidades de água. Embora as linhas de ancoragem sejam constituídas por vários componentes, quase metade de todas as falhas ocorreram em amarras, provavelmente porque são utilizadas em partes críticas das linhas [Arredondo et al.,2016].,

Particularmente, na operação de prospecção e produção de petróleo offshore em águas profundas, as unidades flutuantes ancoradas são amplamente utilizadas por ser uma alternativa atraente para diversas profundidades. A literatura [Wang et al., 2019; Verma et al., 2019] registra que a segurança de mais de 300 unidades flutuantes de produção ancoradas atualmente em serviço em todo o mundo depende da integridade e do desempenho de seus sistemas de ancoragem. Neste contexto, a

operação contínua de sistemas de ancoragem, seja de plataformas ou em turbinas eólicas offshore, é uma das questões desafiadoras de estruturas flutuantes [Gemilang et al., 2021; Takeuchi et al., 2021].

Os sistemas de ancoragem são formados por diversos componentes, tais como elos de amarra, cabos de aço, placas triangulares, soquetes e manilhas, todos esses fabricados em aço de mesmo grau que as amarras. A Figura I.1 mostra alguns componentes de ancoragem [Jorge et al., 2022].



Figura I.1 – Exemplos de componentes de ancoragem (Jorge et al., 2022). (a) âncora fundida para navios; (b) âncora de chapa para plataforma; (c) torpedo de ancoragem; (d) soquetes para cabo de aço; (e) elo de amarra; (f) manilha.

As amarras de ancoragem são componentes críticos usados para manter a estabilidade da embarcação e o local de operação [Gemilang et al., 2021; Liu et al., 2021], pois sua falha pode ser catastrófica em termos de impactos econômicos e ambientais. Conforme citado por Gemilang et al., [2021] os custos de substituição de uma única linha podem chegar a US$ 2 milhões, e a ruptura desta linha pode causar falhas nas linhas vizinhas, o que pode provocar a substituição de várias linhas, resultando em custo de US$ 15 a US$ 20 milhões. Além disso, a paralisação do campo por dois dias devido à falha ou substituição de uma linha de amarração pode resultar em custos de produção perdidos de US$ 3 milhões para uma Unidade Flutuante de Armazenamento e Produção com capacidade de produzir 50.000 barris por dia, enquanto esse custo pode subir para US$ 15 milhões quando a Unidade tiver

uma capacidade de 250.000 barris por dia. Esses custos são calculados sem a possibilidade de ruptura do *riser*, derramamento de óleo ou danos à Unidade, que podem ultrapassar US$ 700 milhões. Por exemplo, o FPSO (*Float Production Storage Offload*) *Gryphon* Alpha teve ruptura de dez linhas de amarração e os custos das seguradoras chegaram a quase US$ 570 milhões quando os tirantes se romperam e a embarcação ficou à deriva durante uma tempestade.

Considerando a dificuldade em resolver esse problema devido aos diversos parâmetros envolvidos, como desgaste da interligação [Takeuchi et al., 2021], corrosão [Liu et al., 2021] e tensão média [Lone et al., 2020], o monitoramento é crucial. As inspeções periódicas são exigidas uma vez a cada cinco anos para as amarras e componentes de ancoragem [Takeuchi et al., 2021]. Segundo Mendoza et al., [2022b], embora os danos por fadiga possam ser mitigados em diferentes estágios durante a vida útil porque podem ser identificados e reparados durante inspeções intermediárias, este procedimento *in situ* é muito caro e demorado. Por exemplo, a inspeção convencional das amarras de ancoragem emprega um veículo operado remotamente (ROV – remote operated vehicle) e a medição de diâmetros após içamento das amarras para uma embarcação, envolve elevados custos de logística e mão de obra qualificada [Takeuchi et al., 2021]. Além disso, algumas inspeções não acessam os principais pontos críticos dos componentes, tais como a coroa da amarra. Por exemplo, reconhece-se que uma posição importante de falha das correntes de amarração é a coroa (Figura I.2), onde a inspeção periódica não é realizada.

.

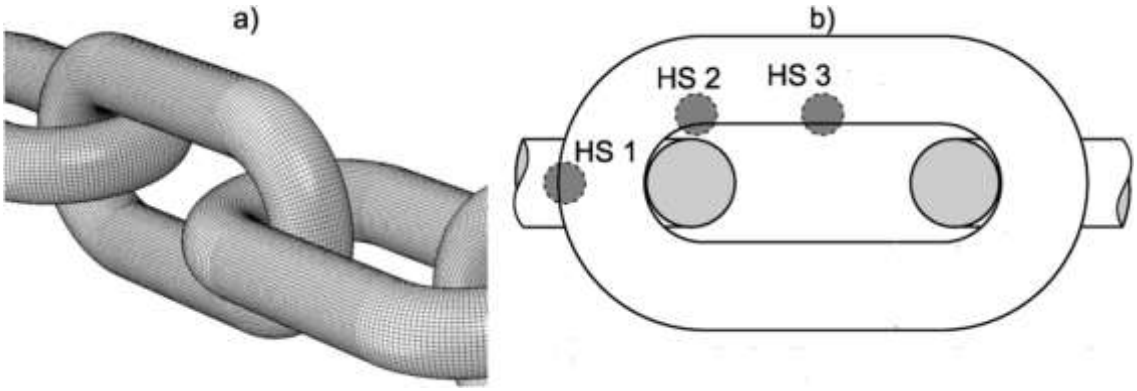


Figura I.2 - Visão esquemática de elos de amarra (a) com indicação de seus pontos críticos para a falha (b), quais sejam: HS 1 – Coroa; HS 2- Início da parte curva, HS 3 – Solda original de fabricação [Aursand et al., 2023].

Alternativamente, testes de fadiga em escala real de amarras offshore são realizados para obter resultados mais confiáveis [van Helvoirt, 1982; Fernandez et al., 2014; Gabrielsen et al., 2017; Ma et al., 2019; Mendoza et al., 2022; Lone et al., 2023]. No entanto, estes testes também são de longa duração e que tem custos extremamente elevados. Adicionalmente, mesmo com todos estes cuidados, algumas

falhas prematuras ainda são verificadas devido aos inúmeros fatores concorrentes agindo nos componentes de ancoragem, tais como corrosão, desgaste pelo contato entre elos e com o leito marinho, dobramento [Craps et al., 2017; Choung et al., 2018] ou problemas de fabricação [Idalapati et al., 2018]. A Figura I.3 mostra uma análise realizada por Fontaine et al., [2014] sobre as causas de 107 falhas de sistemas de ancoragem e observou que 29 delas foram devido a fadiga. Embora muitos esforços tenham sido desenvolvidos para o entendimento de falhas por fadiga de componentes de ancoragem nas últimas duas décadas [Perez et al., 2017] e diversos estudos tenham sido realizados [Choung et al., 2018; Chaves, 2010; Pires et al., 2007; Fernandez et al., 2014; Wu et al., 2015; Arredondo et al., 2016; Farrow et al., 2017; Gabrielsen et al., 2017; Perez et al., 2017, 2018; Diniz et al., 2023], Jafari [2021] comenta que a literatura disponível sobre linhas de ancoragem é muito dispersa, desorganizada e as diretrizes, normas e códigos disponíveis são muito conservadores ao determinar parâmetros de projeto, como como taxa de corrosão, fatores de fadiga, etc.



Figura I.3 – Principais tipos de falhas encontrados em amarras de ancoragem [Fontaine et al., 2014].

Segundo Farrow et al., [2017], o tempo de vida útil do componente pode ser abreviado uma vez que outros mecanismos de degradação que interferem no comportamento em fadiga dos componentes (Figura I.4), o que torna ainda mais crítica a questão do tempo necessário para obtenção de resultados nos ensaios de fadiga. A Figura I.5 [Verma et al., 2019] mostra alguns exemplos de problemas observados nos elos de amarra durante a operação. Kim et al., [2019] comentam que falhas prematuras antes da vida útil projetada (normalmente de 20 a 30 anos) não são raras devido às condições agressivas de serviço.

Embora a maioria dos estudos tenha sido feita em elos de amarra, uma vez que estes elementos são utilizados nos pontos mais críticos da linha de ancoragem

[Crapps et al., 2017], uma avaliação de falhas ocorridas em serviço realizada por Kvitrud [2014] identificou que ocorrências também são verificadas em outros componentes, tais como elos do tipo *kenter* (elos desmontáveis de utilização temporária, usados para conectar trechos de amarras danificadas), soquetes ou cabos de aço.

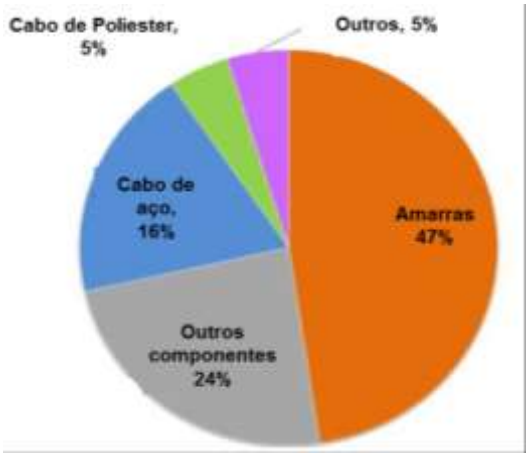


Figura I.4 – Percentual de falhas por tipo de componente para ancoragem permanente[Ma et al., 2013].

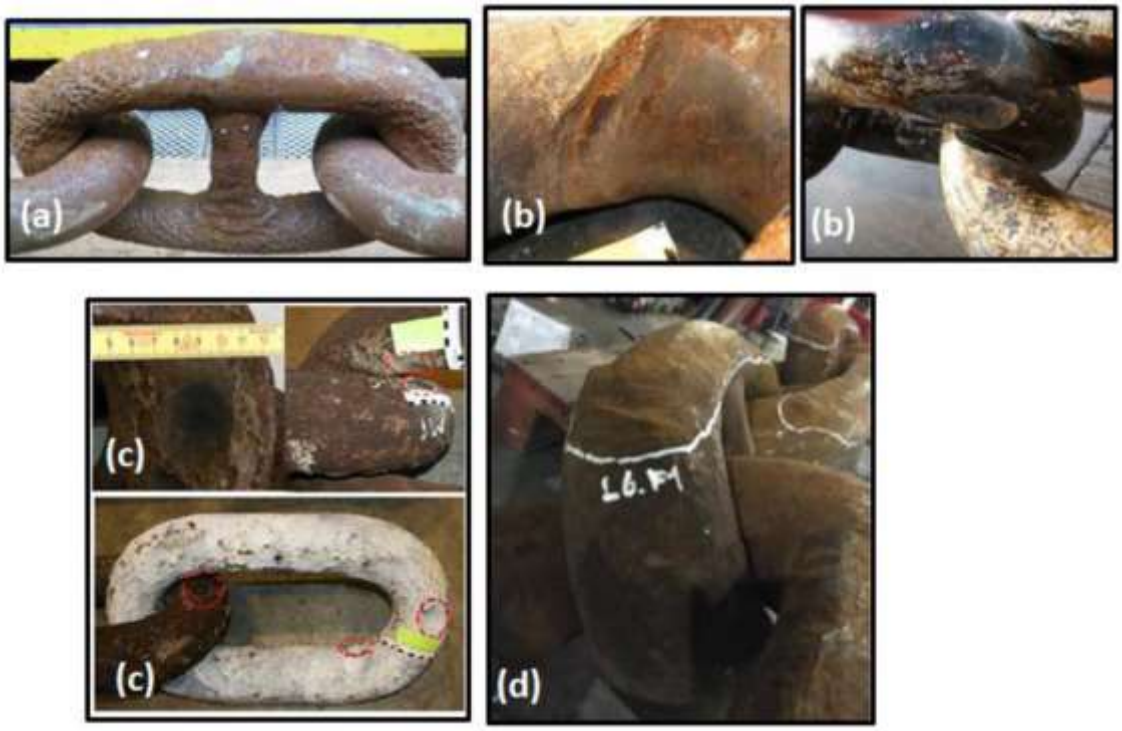


Figura I.5 – Defeitos observados em elos de amarra durante a operação da linha de ancoragem [Verma et al., 2019]. (a) corrosão generalizada; (b) desgaste entre os elos; (c) corrosão por pite; (d) abrasão.

Conforme observado, esses procedimentos são limitados devido aos elevados custos, e em alguns casos, à inviabilidade de execução [Takeuchi et al., 2021]. Como elos *kenter* de fácil manuseio usualmente empregados para substituir elos danificados não podem ser usados em sistemas de ancoragem permanente [DNV, 2015] devido

ao seu baixo desempenho à fadiga [van Helvoirt, 1982], longos trechos de amarras (por exemplo, 150 metros de diâmetro de 76 mm, equivalem a 27 toneladas de massa) são descartados quando alguns elos danificados são encontrados. A ocorrência de elos danificados que exigem substituição prematura foi observada por Wang et al., [2019] em pesquisa que avalia estatísticas recentes sobre resultados de inspeção periódica.

Com a crescente demanda por segurança nas operações de perfuração e produção de petróleo em águas profundas, a pouca disponibilidade de dados de ensaios de fadiga em escala real dos diversos componentes fabricados em aços de alta resistência, associado com o fato que sistemas de ancoragem requerem muitas vezes tomadas de decisão ágeis em relação à continuidade de sua operação, além das incertezas, se justifica o desenvolvimento de métodos mais eficazes para evitar o sucateamento prematuro de componentes que poderiam continuar a operar.

Este quadro se torna mais crítico em juntas soldadas, visto que, principalmente a alteração do comportamento do metal de solda, não permite a obtenção de um histórico confiável das propriedades devido aos inúmeros fatores de controle do ciclo térmico que alteram as propriedades. Adicionalmente, embora a região de grãos grosseiros da zona termicamente afetada (ZTA) adjacente à linha de fusão seja geralmente considerada como a região mais suscetível à falha da junta soldada [Zhou et al., 2015; Narimani et al., 2022; Cao et al., 2020; Di et al., 2019; Zhang et al., 2021; Xu et al., 2020], Bayock et al., [2019] afirmam que tal consideração nem sempre é válida e por vezes o metal de solda apresenta resultados inferiores, uma vez que os recentes avanços em aços de alta resistência com reduzido teor de carbono contribuíram para proporcionar excelentes propriedades mecânicas e soldabilidade. Como consequência, o metal de solda é por vezes a principal preocupação [Bayock et al., 2019].

Neste aspecto, mais recentemente, outras técnicas vêm sendo desenvolvidas. Entre elas, as técnicas termográficas sem contato vêm sendo empregadas no estudo de comportamento em fadiga de alguns materiais [Luong et al., 1995, 1998; Corrigliano et al., 2016, 2017, 2019, 2019b, 2022; Crupi et al., 2009; Fan et al., 2012; Fargione et al., 2002; Foti et al., 2020; La Rosa et al., 2000; Ricotta et al., 2019; Risitano et al., 2010, 2013, 2018]. Em relação às metodologias convencionais, a técnica termográfica se apresenta com a vantagem de permitir a obtenção de resultados de fadiga em tempos reduzidos, além de requerer uma carga experimental e uma quantidade de material menor. No entanto, não existem dados disponíveis sobre realização de ensaios por esta técnica em metais de solda de alta resistência utilizados em componentes de ancoragem.

A presente Tese de Doutorado tem como objetivo contribuir para um melhor entendimento do comportamento em fadiga de um metal de solda de aço com resistência mecânica superior a 860 MPa adequado para soldagem de aços com classificação grau R4 segundo a Associação Internacional de Sociedades Classificadoras Navais [IACS W22, 2016], assim como estudar a adequação das técnicas termográficas para produzir resultados adequados nestes metais de solda. Para tanto, o comportamento em fadiga de um metal de solda de alta resistência foi analisado através de ensaios estáticos e cíclicos com a utilização de técnicas não tradicionais com auxílio da termografia, de modo a avaliar o potencial destas técnicas na previsão da vida em fadiga em intervalos de tempo adequados às necessidades da indústria de óleo e gás.

Para verificar a adequação da técnica termográfica em prover resultados para metais de solda, reconhecidamente mais heterogêneos que metais base, foi realizada análise similar em um aço de alta resistência temperado e revenido da classe HY 80, extensamente utilizado na construção de submarinos, o qual apresenta uma microestrutura mais homogênea.

Para se atingir este objetivo principal, as seguintes etapas foram desenvolvidas:

a) Análise do desempenho de um aço laminado temperado e revenido da classe HY 80 [MIL-S-16216K(SH), 1987] quanto ao comportamento em fadiga, por técnicas convencionais e não tradicionais baseadas na análise termográfica, de modo a verificar a precisão destas metodologias mais recentes;
b) Estudo das propriedades mecânicas e de fadiga de um metal de solda indicado para soldagem de aço grau R4, visando determinar seu potencial para soldagem de componentes de ancoragem submetidos à fadiga e;
c) Análise da adequação da técnica para predição de dados de fadiga em metais de solda com heterogeneidades microestruturais.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

II.1. Comportamento de juntas soldadas de componentes de ancoragem

Os componentes de ancoragem são fabricados principalmente por 3 rotas de fabricação, sendo estes laminados, forjados ou fundidos [Chaves et al., 2010; Cochet et al., 2017; Pires et al., 2007; Jorge et al., 2012; Sharma et al., 2017; Jorge et al., 2022; Leal, 2003; Pimenta, 2007; Kim et al., 2009; Costa, 2013; Oliveira, 2013; Duarter et al., 2015; Dai et al., 2018; Frei et al., 2018; Liu et al., 2021; Mainier et al., 2023].

Para se atingir os requisitos exigidos pelas Sociedades Classificadoras Navais mostrados na Tabela II.1, representado pelo organismo de união de todas as classificadoras internacionais, ou IACS – *International Association of Classification Societies*, em seu documento [IACS W22, 2016], é usual a adoção de tratamento térmico de têmpera e revenido [Chaves et al., 2010; Cochet et al., 2017; Pires et al., 2007; Jorge et al., 2022]. As composições químicas não são padronizadas, sendo a responsabilidade de suas propriedades mecânicas assumida pelos fornecedores de aço e fabricantes dos componentes [Mainier et al., 2023].

Tabela II. 1 – Propriedades mecânicas requeridas para aços utilizados em componentes de ancoragem [IACS W22, 2016].

Grau	LE (MPa)	LR (MPa)	Al (%)	RA (%)	E_{cv} a -20 ºC(joules)	
					Metal base	Solda
R3	410	690	17	50	40	30
R3S	490	770	15	50	45	33
R4	580	860	12	50	50	36
R4S	700	960	12	50	56	40
R5	760	1.000	12	50	58	42

Onde: LE – Limite de escoamento; LR – Limite de resistência, Al – Alongamento, RA – Redução de área, Ecv – Energia absorvida no ensaio de impacto Charpy-V.

De uma forma geral, os elos de amarra são fabricados a partir de barras de aço laminadas, sendo dobradas, soldadas e tratadas termicamente (quando aplicável). Este processo apresenta elevada produtividade, tanto no processo de fabricação da amarra como na laminação das barras, o que acaba apresentando custos menores e fabricação mais atrativa para utilização em larga escala [Leal, 2003; Jorge et al., 2012; Pimenta, 2007; Pires, 2007]. Em relação aos conectores (soquetes, manilhas, placas triangulares, etc), embora exista uma opção preferencial pelos materiais forjados em equipamentos de ligação devido a um possível melhor desempenho em fadiga [Chaves, 2010], os aços fundidos também experimentam extenso emprego em

componentes com geometrias complexas [Jorge et al., 2022]. Por características construtivas, os componentes fabricados em aço forjado possuem composição química, microestrutura e propriedades mecânicas mais uniformes. Entretanto apresentam custos de produção mais elevados e tempos de fabricação mais demorados. Estes são muitas vezes utilizados com usinagem posterior ao forjamento. Os componentes fabricados em aço fundido podem possuir composição química, microestrutura e propriedades mecânicas ligeiramente diferentes no próprio componente a ser fabricado, resultado da sequência de solidificação e alteração da solubilidade de determinados elementos químicos e impurezas, com a temperatura. Adicionalmente são componentes normalmente usados em serviço com pequenas ou nenhuma usinagem. Castro et al., [2009] relata um intensificador de tensões a fadiga (k_f) intrínseco devido ao acabamento superficial em componentes fundidos, o que ajuda a classificar esses componentes como tendo vida a fadiga inferior aos demais componentes fabricados por diferentes rotas. A Tabela II.2 mostra alguns exemplos de aços de alta resistência empregados em componentes de ancoragem [Jorge et al., 2022; Mainier et al., 2023; Diniz et al., 2023].

Considerando que a maioria destes componentes possui um peso da ordem de toneladas e a ocorrência de defeitos de fabricação pode comprometer o fornecimento e/ou operação, é importante desenvolver procedimentos de reparo para evitar o sucateamento prematuro dos componentes [Jorge et al., 2022]. Embora exista uma forte resistência para a soldagem destes componentes, é importante citar que mesmo as amarras são submetidas à soldagem em seu processo de fabricação [Mainier et al., 2023; Kim et al., 2009; Diniz et al., 2023], enquanto inúmeros outros componentes de aplicação submarina são submetidos a soldagem de revestimento. Neste aspecto, trabalhos recentes evidenciaram que a soldagem ao arco elétrico pode ser uma alternativa importante para o reparo destes componentes [Jorge et al., 2022; Diniz et al., 2023].

Tabela II.2 – Características de aços fabricados por diferentes rotas [Jorge et al., 2022; Mainier et al., 2023; Diniz et al., 2023].

Processo	Aplicação	LR (MPa)	C	Mn	Cr	Ni	Mo	C_{eq}
Fundido	Manilha	704	0,24	1,37	0,45	0,69	0,32	0,63
Fundido	Olhal de torpedo	791	0,25	1,17	0,58	0,59	0,35	0,67
Fundido	Manilha	880	0,21	0,80	0,55	2,78	0,31	0,70
Laminado	Elo de amarra	716	0,34	1,84	0,16	0,02	0,02	0,68
Laminado	Elo de amarra	871	0,21	1,03	1,09	0,53	0,26	0,69
Laminado	Elo de amarra	884	0,23	1,50	1,00	0,60	0,40	0,80
Laminado	Elo de amarra	1.000	0,23	0,59	1,91	0,91	0,44	0,86
Forjado	Conectores	730	0,27	0,53	0,93	0,19	0,21	0,60
Forjado	Conectores	800	0,32	0,90	0,97	0,86	0,41	0,82
Forjado	Manilha	950	0,30	0,85	0,90	0,81	0,38	0,76

Conforme descrito anteriormente, as amarras são fabricadas em aço laminado por questão de produtividade, custos e qualidade. Amarras são componentes cruciais para plataformas offshore porque além de serem utilizadas nas linhas de ancoragem, estão localizadas nas posições de maior potencial de dano da linha de ancoragem (transição entre mar e superfície, mudanças de direção, etc). [Verma et al., 2019], o que também contribui para um maior percentual de falhas por fadiga detectado em elos de amarra [Ma et al., 2013; Wang et al., 2019; Verma et al., 2019]. A fabricação envolve diversas etapas para cada elo, incluindo soldagem por centelhamento [Carneiro et al., 2009; Perez et al., 2017; Verma et al., 2019].

Em relação aos aços fundidos, há ainda pouca literatura sobre o assunto, visto que esta rota de fabricação é preterida, sempre que o componente forjado é uma opção. Historicamente os aços fundidos têm relatos de desempenho a fadiga inferior [Chaves, 2010]. Este paradigma provavelmente é influenciado por resultados ruins de processos de fundição de baixa qualidade, mas também é influenciado por k_f intrínseco de peças fundidas, devido ao acabamento superficial [Castro et al., 2009]. Tendo pouca utilização também limita a disponibilidade de material e fomento de pesquisa. No entanto, algumas pesquisas indicam a possiblidade de emprego destes aços em componentes de ancoragem com resultados satisfatórios, inclusive para o aço grau R4 [Jorge et al., 2022].

Particularmente, é digna de menção a aplicação da soldagem em aços forjados que apresentam teor de carbono e carbono equivalente mais elevado que os aços fabricados por outras rotas (Tabela II.2). Um dos materiais mais utilizados em componentes forjados é o aço SAE 8630 modificado. Existe uma vasta literatura sobre aplicação deste aço no Brasil e no mundo, em equipamentos da indústria offshore, não somente para componentes de ancoragem como também para outros equipamentos submarinos [Chaves, 2010; Costa, 2013; Oliveira, 2013; Dodge et al., 2014; Duarter et al., 2015; Batista et al., 2016; Dai et al., 2018; Frei et al., 2018].

Com base no acima exposto, fica evidente que mesmo com todas as restrições impostas, a soldagem segue sendo inevitável nas etapas de fabricação dos aços utilizados em componentes de ancoragem.

Conforme mencionado na introdução, o metal de solda tem se tornado uma região digna de estudos devido ao desenvolvimento de aços de alta resistência com reduzido teor de carbono [Bayock et al., 2019]. Este aspecto foi observado na fabricação e reparo de elos de amarra, onde a região da solda original de fabricação se caracterizou como a região mais crítica em termos de propriedades [Idalapati et al., 2018; Diniz et al., 2023]. Por outro lado, Diniz et al., [2023] mostraram que a soldagem por eletrodos revestidos para substituição de elos de amarra pode possibilitar a

obtenção de metais de solda com propriedades aceitáveis e até superiores a de outras regiões da junta soldada, desde que tanto consumível como processo de soldagem adequados sejam selecionados. As Figuras II.1 e II.2 mostram resultados relevantes obtidos por Diniz et al. [2023], onde se percebe que a solda por centelhamento utilizada na fabricação do elo de amarra (solda original) se apresentou como a região crítica em termos de propriedades significantes em aplicações estruturais.

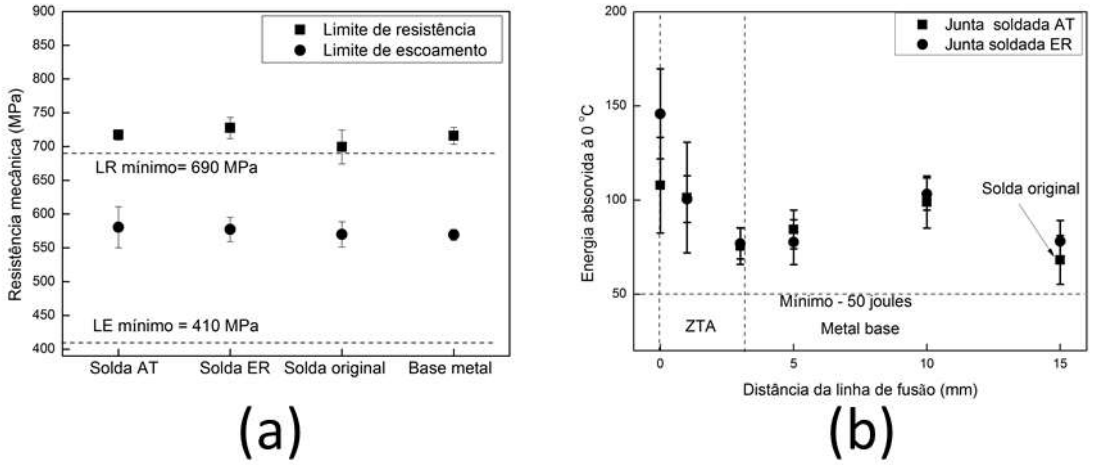


Figura II.1 – Análise comparativa da resistência mecânica (a) e da tenacidade ao impacto (b) das regiões de elo de amarra soldado [Diniz et al., 2023].
Onde: AT – Arame tubular; (b) ER – Eletrodo revestido.



Figura II.2 – Posição da fratura dos corpos de prova utilizados em ensaios de tração transversais. (a) região da soldagem por eletrodos revestidos; (b) região da solda original de fabricação por centelhamento [Diniz et al., 2023].

Como citado anteriormente, metais de solda de alta resistência são um fator chave para componentes soldados e a seleção do consumível de soldagem é crucial para o desempenho das juntas soldadas, [Yang et al., 2021] devido ao efeito considerável nas propriedades resultantes do metal de solda [Bayock et al., 2019b; Mician et al., 2020]. Porém, quanto maior a resistência do material base, mais desafiadora será a seleção de um consumível adequado para a soldagem [Jorge et al., 2021; Alipooramirabad et al., 2017]. Para metais de solda com resistência mecânica acima de 690 MPa, com uma microestrutura típica consistindo de bainita e ferrita acicular ou bainita, ferrita acicular e martensita [Zhang et al., 2021], é difícil prever as

propriedades mecânicas [Lord et al., 1999] porque a quantidade de cada constituinte pode variar significativamente com pequenas alterações na taxa de resfriamento, conforme comentado por Jorge et al., [2021] em uma revisão recente sobre metais de solda. Em geral, pode-se observar que a bainita é a microestrutura mais comum em metais de solda de aços de alta resistência e a substituição da ferrita acicular pela bainita pode resultar em uma queda abrupta de tenacidade [Zhang et al., 2015]. A Figura II.3 mostra uma coletânea de resultados experimentais, onde se nota uma grande dispersão de resultados [Sharma et al., 2018; Zhang et al., 2015; Keehan et al., 2006, 2010; Peng et al., 2012, 2018; Karlsson et al., 2014; Surian et al., 2010; Jorge et al., 2019; Schneider et al., 2018; Zong et al., 2018], embora exista uma tendência de redução da tenacidade com o aumento da resistência mecânica.

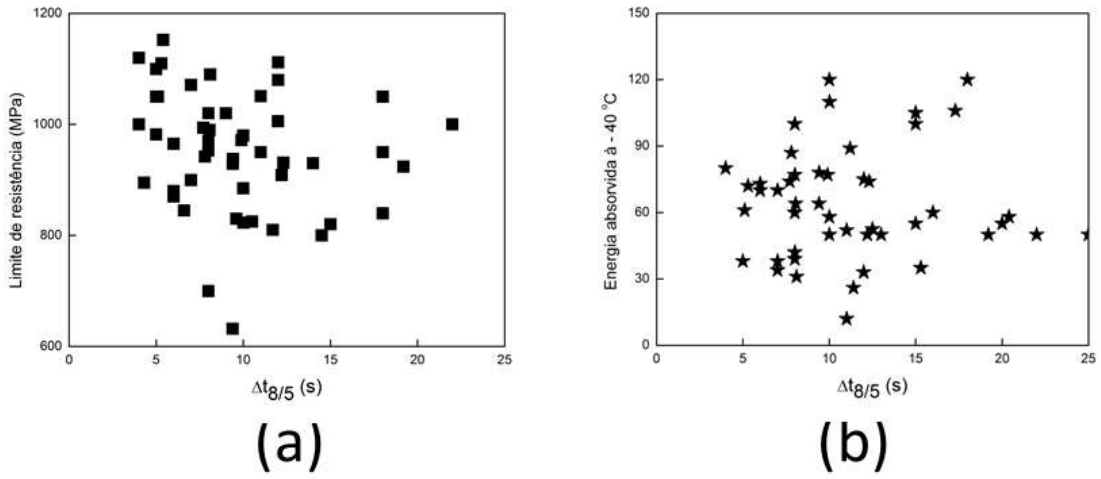


Figura II.3 – Evolução da resistência mecânica (a) e da tenacidade (b) de metais de solda de aço de alta resistência com o tempo de resfriamento entre 800 e 500 ^{o}C.

Para Zhang et al. [2021], os consumíveis de soldagem tradicionais não conseguem atender às necessidades de soldagem de aços de alta resistência, o que restringe severamente a ampla aplicação e desenvolvimento desses aços. A este respeito, vale a pena notar que os padrões atuais para qualificação de consumíveis de soldagem, como AWS A 5.5 [2014], estão limitados a 120 ksi (830 MPa), impondo um cenário mais crítico para selecionar um consumível de soldagem adequado.

Além disso, o tratamento térmico pós-soldagem (TTPS) que é geralmente aplicado para revenir a microestrutura e aliviar as tensões residuais em metais de solda de aço de alta resistência que apresentam alta temperabilidade, aumenta ainda mais a dificuldade de obtenção das propriedades adequadas, principalmente o limite de resistência [Surian et al., 2010]. Em alguns casos, são utilizados consumíveis com menor resistência que o metal base [Bayock et al., 2019b]. Apesar dessas questões,

alguns trabalhos apresentam resultados promissores sobre a microestrutura e propriedades mecânicas de metais de solda com limite de resistência superior a 800 MPa [Bayock et al., 2021, Surian et al., 2010, Jorge et al., 2015, 2019; Gomes et al., 2013, 2019, 2020; Karlsson et al., 2014; Keehan et al., 2010; Lins Junior et al., 2014; Lord et al., 1999].

A Figura II.4 mostra uma coletânea de resultados disponíveis na literatura envolvendo a relação entre a resistência mecânica e tenacidade ao impacto de metais de solda, onde se nota que apenas alguns destes metais de solda são capazes de obter a desejada relação para soldagem do aço grau R4.

Neste aspecto, uma avaliação conjunta de dados relacionados entre limite de resistência e tenacidade ao impacto de metais de solda de diferentes corridas, disponíveis na literatura, se mostrou de interesse para esta tese devido à reprodutibilidade de resultados mesmo com diversas corridas fornecidas em diferentes momentos [Jorge et al., 2015; Lord et al., 1999; Keehan et al., 2010]. Além de valores de limite de resistência dentro de faixas de dispersão pequenas, esta composição se mostrou apropriada para os valores de tenacidade exigidos mesmo com variação da velocidade de resfriamento [Keehan et al., 2010].

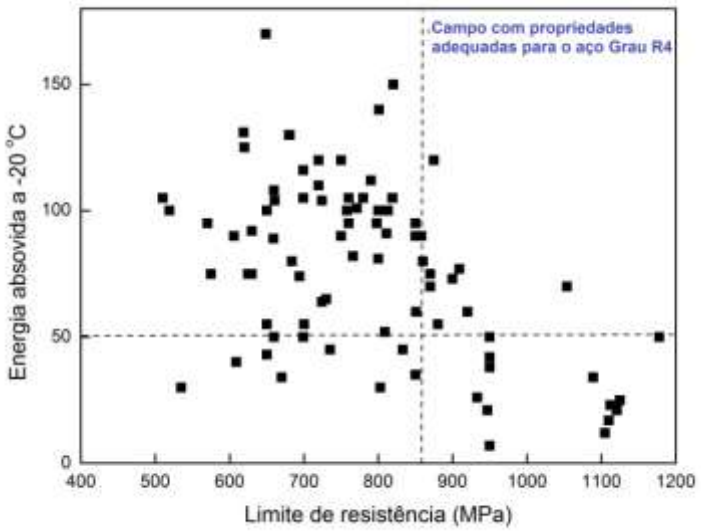


Figura II.4 – Relação entre tenacidade ao impacto e o limite de resistência de metais de solda [Gomes et al., 2013, 2019, 2020; Jorge et al., 2015, 2019; Keehan et al., 2006, 2010, Lord et al., 1999; Schnitizer et al., 2017; Surian et al., 1994, 2010; Svensson, 2007].

Como esses metais de solda devem ser aplicados em equipamentos submetidos a serviços de longo prazo [Tong et al., 2018; Jorge et al., 2022; Diniz et al., 2023; Xu et

al., 2020; Wang et al., 2019], seu desempenho em fadiga é um fator importante que limita a vida útil. No entanto, a literatura sobre fadiga de metais de solda de alta resistência é escassa e, particularmente inexistente para metais de solda especificamente aplicados em componentes de ancoragem. Provavelmente, isto está relacionado ao fato dos métodos convencionais de avaliação da fadiga serem de longa duração, trabalhosos e apresentarem custos elevados [Zhao et al., 2022], exigindo um elevado número de testes. Este cenário também se aplica ao metal de solda a ser estudado, para o qual não há dados disponíveis na literatura sobre o desempenho em fadiga.

II.2. Metodologias tradicionais aplicadas na análise de fadiga de componentes de ancoragem

O fenômeno da fadiga caracteriza-se pela falha abrupta e inesperada de estruturas e componentes mecânicos que estão sujeitos a carregamentos cíclicos, podendo ocorrer em níveis de solicitação inferiores aos previstos no dimensionamento utilizando critérios de resistência estáticos [Pires, 2007].

Embora existam diversas metodologias para análise de fadiga de componentes mecânicos, a maioria dos estudos sobre componentes de ancoragem envolvem a análise de fadiga pelos métodos T-N e S-N [Xue et al., 2018].

A metodologia S-N, como método básico de apresentação de dados de ensaios de fadiga, está ligada aos primórdios das investigações do fenômeno desde o século XIX. Uma curva S-N é um diagrama linear em escala logarítmica, representativo de ensaios em corpos de prova, correlacionando a amplitude da tensão aplicada, no eixo das ordenadas, e o corresponde número de ciclos até a falha, nas abscissas. As curvas S-N, de um modo geral, têm seu campo de interesse abrangendo um intervalo de 10^3 a 10^8 ciclos, aproximadamente. Nesta faixa, atribui-se o nome de fadiga de alto ciclo, sendo um processo no qual a peça é submetida a níveis de tensão inferiores ao limite de escoamento do material.

A metodologia S-N é a de maior aplicação no projeto de componentes mecânicos e foi a metodologia utilizada no início da investigação do fenômeno e a que apresenta a maior quantidade de trabalhos realizados no campo da fadiga. É um método de fácil implementação para grande parte das aplicações, sendo adequada para o caso de fadiga de alto ciclo [Shigley et al., 1972]. Os dados necessários para o uso da metodologia são obtidos através de ensaios laboratoriais, por meio de ensaios em corpos de prova padronizados e por flexão rotativa, conforme apresentado esquematicamente na Figura II.5.

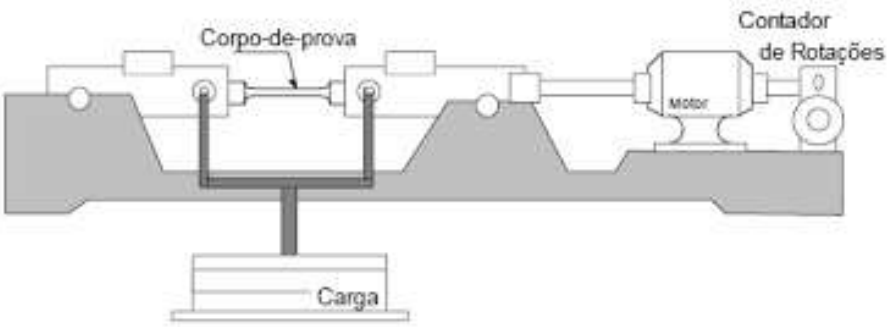


Figura II.5 – Desenho esquemático da máquina para ensaios de fadiga em flexão rotativa.

Na ausência de resultados experimentais pode-se construir a curva S-N a partir da formulação tradicional, em função do limite de resistência (S_r) [Shigley, 1972; Castro et al., 2009]. Para corpos de prova dos ensaios S-N tradicionais, são definidos os limites de fadiga S_L e S_e', sendo associados para aços, respectivamente, a 10^3e a 10^6 de ciclos. Os limites de fadiga podem ser estimados através das seguintes equações:

$$S_L = 0{,}9xS_r \rightarrow 10^3\ ciclos \quad \text{(II.1)}$$

$$S'_e = 0{,}5xS_r \rightarrow 10^6\ ciclos \quad \text{(II.2)}$$

Segundo Shigley [1972], na metodologia S-N a curva é estabelecida a partir de ensaios em corpos de prova padrão, e em condições bastante específicas. Para adequar esta curva às condições de operação de peças em condições reais de serviço, a metodologia define fatores redutores da vida em fadiga, para ajuste da curva tradicional às condições de operação reais. A metodologia envolve a aplicação desses coeficientes ao limite de fadiga associado a 10^6 de ciclos (S_e'), passando a denominar-se S_e, após as correções. Assim, o valor de S_e pode ser obtido a partir de S_e' e dos fatores K'$_s$:

$$S_e = K_a x K_b x K_c x K_d x K_e x S'_e \quad \text{(II.3)}$$

onde:

S_e é o limite de fadiga do material do componente

S_e' é o limite de fadiga do corpo de prova, em condições padrão da técnica S-N

K_a – fator modificador de acabamento superficial

K_b – fator modificador de tamanho

K_c – fator modificador de carregamento

K_d – fator modificador de temperatura

K_e – fator modificador para confiabilidade estatística

A metodologia S-N considera uma relação entre a amplitude da tensão (*S*) e o número de ciclos até à falha por fadiga (*N*) dada por:

$$N\ x\ S^b = C \tag{II.4}$$

Após a aplicação dos fatores de correção nos limites de fadiga ajustados às condições reais de serviço, pode-se obter a equação S-N para o componente mecânico específico. Primeiro é necessário obter o expoente b e o coeficiente C:

$$b = \frac{log\left(\frac{10^6}{10^3}\right)}{log\left(\frac{S_L}{S_{e'}}\right)} \tag{II.5}$$

Para calcular o coeficiente C usa-se a equação II.6, conforme abaixo.

$10^3 x\ {S_L}^b = C_1$

$10^6 x\ {S_e}^b = C_2$

$$C = \frac{C_1 + C_2}{2} \tag{II.6}$$

Segundo Castro et al. [2009] a carga média em ensaios cíclicos apresenta importante influência na vida a fadiga de componentes, relatando que cargas médias compressivas aumentam a vida a fadiga do componente, enquanto cargas médias trativas reduzem a vida a fadiga do componente.

Para que seja possível utilizar a metodologia S-N para dimensionamento à fadiga de componentes com carga média diferente de zero, faz-se necessário calcular a tensão equivalente puramente alternada que resulte em mesmo dano que um par de tensão alternada e tensão média, que atue em determinado componente.

Castro et al., [2009] apresentam quatro das mais utilizadas equações para cálculo da tensão alternada equivalente, onde são equacionadas a tensão alternada, a tensão média e a resistência a tração do material do componente, resultando em uma tensão alternada equivalente. Este autor descreve algumas equações para cálculo da tensão média equivalente, conforme a seguir:

Goodman => $\frac{\sigma_a}{S_f(N)} + \frac{\sigma_m}{S_r} = 1$ (II.7)

Soderberg => $\frac{\sigma_a}{S_f(N)} + \frac{\sigma_m}{S_e} = 1$ (II.8)

Gerber => $\frac{\sigma_a}{S_f(N)} + \left(\frac{\sigma_m}{S_r}\right)^2 = 1$ (II.9)

Elíptica => $\left(\frac{\sigma_a}{S_f(N)}\right)^r + \left(\frac{\sigma_m}{S_m}\right)^s = 1$ (II.10)

Segundo Castro et al., [2009] cada uma das equações apresenta especificidades quanto à utilização e dos resultados. A equação de Goodman é a mais utilizada e em geral apresenta resultados conservativos. A equação proposta por Soderberg é demasiadamente conservativa. A equação de Gerber ajusta melhor do que a equação de Goodman, aos resultados experimentais. A equação elíptica apresenta uma combinação das equações anteriormente propostas, sendo mais versátil, além de ajustar melhor aos dados experimentais.

Paiva [2020] e Rego et al., [2017] relatam ajustes aos dados experimentais, pela equação elíptica, com expoentes entre 1,4 e 1,65 e a equação de Gerber com expoente 1,6.

A outra metodologia para dimensionamento a fadiga, e a mais utilizada em linhas de ancoragem é a metodologia T-N, que considera a relação entre a amplitude da força aplicada e o número de ciclos até à falha de um componente específico. Surgiu da necessidade de se estabelecer um método que permitisse uma avaliação confiável da vida útil específica de componentes de linhas de ancoragem de uma estrutura flutuante, considerando a similaridade e particularidades da operação. Esta metodologia permite previsões de vida em fadiga dos componentes, auxiliando a estimativa de vida útil para efeito de projeto, ou mesmo, para orientar uma intervenção de manutenção, tendo em vista inspecionar a integridade da linha ou do componente.

Os ensaios T-N são realizados em escala real e em ciclos de carregamento tração x tração. Devido às características intrínsecas da técnica, os ensaios são realizados em tempos prolongados e de custos bastante elevados. A Figura II.6 apresenta uma montagem para ensaio T-N em uma linha de elos de amarra, onde pode-se observar a robustez e a complexidade deste tipo de ensaio.

Os resultados são regidos por recomendações específicas, como as especificações API [2008] ou DNV [2010], que são práticas recomendadas para aprovação de equipamentos, visto não existir ainda um volume de dados confiáveis para geração de uma normalização garantida. Os dados experimentais são plotados em curvas de projeto específicas e comparados com os requisitos mínimos exigidos para operação. A Figura II.7 mostra um exemplo de resultados obtidos com diversos elementos de ancoragem.



Figura II.6 – Montagem de um ensaio T-N em uma linha de amarras de ancoragem [Diniz et al., 2023].

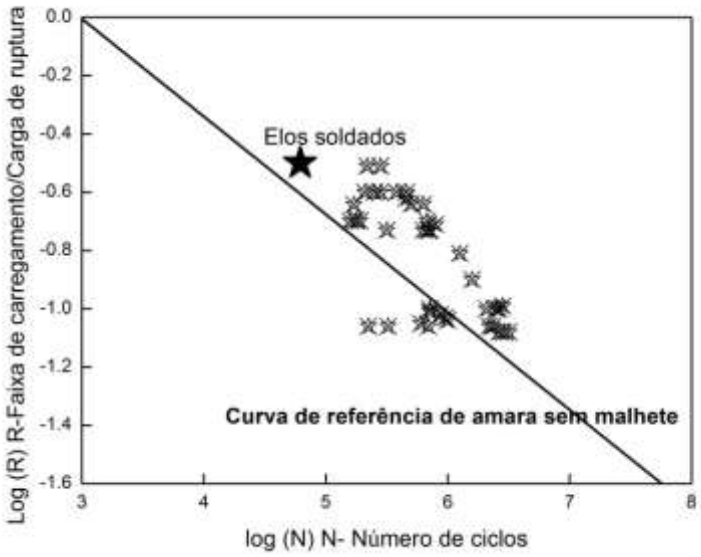


Figura II.7 – Resultados de ensaios de fadiga de elos soldados, elos comuns e os requisitos da API 2SK [Diniz et al., 2023].

Conforme já descrito, os elos de amarra são os componentes que ficam nas posições mais críticas na linha de ancoragem e, devido a isto, os projetistas muitas vezes negligenciam outros componentes nas análises e ensaios de fadiga [Wu et al., 2015]. É importante ressaltar que por questões construtivas, estes outros componentes da linha de ancoragem podem ter um desenho mais complexo (Figura I.1) que o elo de amarra e mesmo assim ter vida em fadiga projetada inferior, como representado pelos próprios critérios de projeto da norma API 2SK [2008] para os elos de ligação do tipo *kenter*.

Com objetivo de avaliar a resistência a fadiga de outros componentes da linha de ancoragem, como por exemplo, manilhas fundidas e placas triangulares forjadas. Chaves [2010] realizou uma investigação por flexão rotativa mostrando que um aço forjado pode apresentar um comportamento em fadiga superior à de um aço fundido de alta resistência, dependendo do nível de carga aplicada. No entanto, o desempenho do aço fundido foi considerado ainda adequado, por estar dentro da faixa de utilização para a aplicação em componentes de ancoragem (Figura II.8). Neste trabalho, não foi possível evidenciar uma relação entre degradação de propriedades mecânicas e dano acumulado em fadiga, o que inviabilizou monitorar a vida em fadiga através de algum tipo de ensaio de controle de qualidade. Resultado similar foi obtido por [Pires, 2007] para um aço laminado utilizado em elos de amarra de grau R4. Embora de relevância, este é apenas um resultado e outras evidências experimentais são necessárias para confirmar esta tendência.

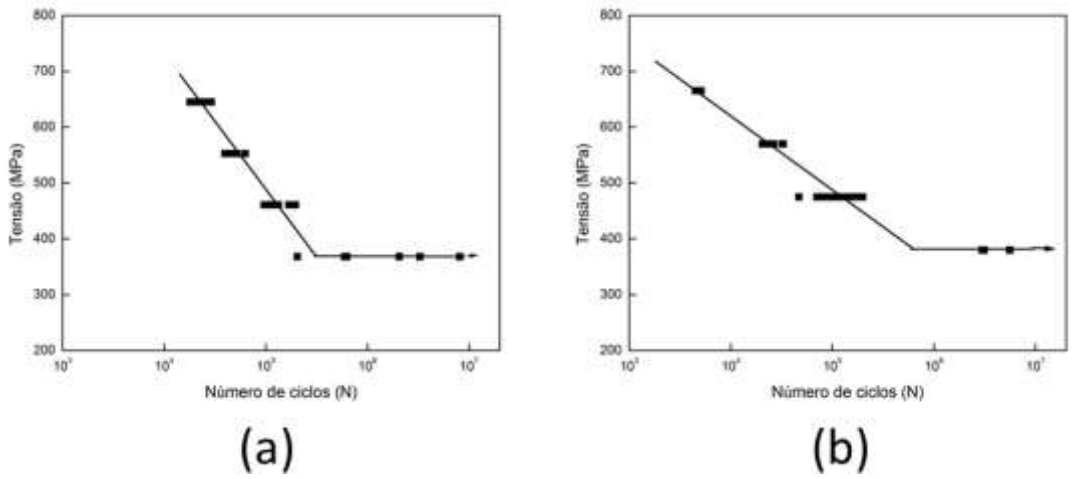


Figura II.8 – Curvas S-N obtidas para aços de alta resistência utilizados em componentes de ancoragem [adaptado de Chaves, 2010]. (a) Aço fundido, (b) Aço forjado.

Embora os ensaios T-N em escala real sejam realizados por empresas que avaliam seu próprio desempenho, recentemente vários trabalhos foram publicados [Wang et al., 2019; Lone et al., 2023; Gemilang et al., 2021, 2021b; Mendoza et al., 2022; Farrow et al., 2017; Fernandez et al., 2014; Fontaine et al., 2014; Gabrielsen et al., 2017; Jonhston, 2017; Kvitrud, 2013; Ma et al., 2019] com avaliação dos resultados destes ensaios. Essa avaliação mais abrangente, provavelmente motivada por falhas prematuras recentes, além da utilização de linhas de ancoragem para águas cada vez mais profundas, gerou uma maior necessidade de discussão sobre o comportamento dos componentes em fadiga. O objetivo seria definir critérios para inspeções periódicas, que possam estabelecer padrões que possam indicar a necessidade de substituição, reduzindo a ocorrência de falhas prematuras. [Wang et al., 2019; Lone et

al., 2023]. Estas publicações reforçam a importância que vem sendo dada para este assunto na área de óleo e gás.

Considerando a limitação de dados disponíveis associado com a grande dispersão, tempo, custos e incertezas nos resultados de ensaios de fadiga para predizer comportamentos importantes para tomada de decisão imediata sobre a continuidade da operação de componentes de ancoragem, o desenvolvimento de métodos mais eficazes poderia contribuir muito para complementar essas análises e possibilitar a redução destas falhas prematuras, ou prolongar o tempo de serviço.

II.3 – Avaliação do limite de fadiga, por técnicas não tradicionais, com auxílio da termografia infravermelha

Neste item serão abordados os fundamentos que possibilitaram o desenvolvimento e aplicação das técnicas não convencionais de levantamento do limite de fadiga, objeto de estudo desta tese. Inicialmente será abordado o dano em fadiga. Posteriormente, será apresentada uma técnica de medição do campo de temperatura superficial, por emissão de radiação infravermelha, e o comportamento dos materiais, em termos de relação entre tensão e temperatura, quando submetidos a carregamentos mecânicos.

Finalizando, serão apresentadas duas técnicas para levantamento de dados de fadiga, que serão utilizadas posteriormente. A primeira técnica (método quasi estático de Risitano) propõe obter o limite de fadiga a partir do monitoramento de um ensaio de tração monotônico convencional, enquanto a segunda técnica (método rápido de Risitano) propõe a obtenção do limite de fadiga, utilizando-se poucos corpos de prova, a partir de ensaios de fadiga tradicionais monitorados por câmera infravermelha. Em complemento à técnica termográfica cíclica será apresentada uma técnica baseada em energia de deformação plástica, para estimar a curva S-N do material.

II.3.1 – Fundamentos

Serão abordados e discutidos a seguir os fundamentos que corroboram e possibilitam as técnicas que serão descritas posteriormente, quais sejam.

a) O primeiro princípio envolve o processo micro e macroestrutural de acúmulo de dano associado a carregamentos cíclicos, energia e propagação de trincas;
b) O segundo princípio descreve a técnica termográfica por radiação infravermelha, através da qual é possível medir o campo de temperatura da superfície de uma peça;
c) O terceiro princípio explica a variação de temperatura de determinado material, quando submetido a deformações.

II.3.1.1 – Dano de fadiga

O dano de fadiga de alto ciclo ocorre quando materiais falham em carregamentos cíclicos, experimentando tensões abaixo do limite de escoamento.

A metodologia mais difundida e de aplicação razoavelmente simples foi desenvolvida por Wöhler e é conhecida por método S-N ou método tensão-vida de Whöler [Paiva,2020].

Feltner et al., [1961] relatam que a resistência à fadiga é primariamente controlada pelos níveis de tensão e de deformação plástica. Já Bernanrd-Connolly et al., [1987] afirmam que em escala microscópica tem-se anisotropia em materiais ditos isotrópicos em escala macroscópica. Determinado grão que esteja orientado desfavoravelmente, tem limites elásticos inferiores ao limite global do material do qual é formador. Tem-se então a explicação de haver micro plasticidades, em tensões nominais elásticas e, consequentemente, danos em fadiga em tensões nominais elásticas. Feltner et al., [1961] relatam ainda que cada material tem uma capacidade de absorver essas micro deformações plásticas, resultantes de movimentação de discordâncias. Após esse limite ser atingido iniciam-se micro trincas de fadiga.

Segundo Luong [1998] diversas metodologias que objetivam isolar os fatores que influenciam a iniciação e propagação de trincas, de forma a possibilitar a correta mensuração dos efeitos sobre os materiais, possibilitando assim a previsão de vida, foram desenvolvidas ao longo dos anos. Essas formulações são validadas por ensaios cíclicos, normalmente, envolvendo tempos de execução e custos elevados.

Aplicando-se o enfoque da mecânica do contínuo, o conceito de tensão efetiva (σ_{ef}) pode ser formulado, introduzindo a variável *D*, relacionada à densidade de defeitos, possibilitando a formulação de teorias de dano [Lemaitre e Chaboche, 1990; Pacheco, 1994], conforme equação:

$$\sigma_{ef} = \frac{\sigma}{1 - D} \tag{II.11}$$

A dificuldade de entendimento e a precisa identificação dos mecanismos de dano em escala microestrutural levam a uma abordagem em macro escala para a formulação das equações constitutivas, conforme discutido por Luong [1998].

A hipótese existente de dano parcial correlaciona dano à absorção de energia durante ensaios cíclicos de fadiga. Supõe-se que essa energia seja utilizada pelo material para movimentação de discordâncias, formação de micro trincas e alteração no estado de tensões, sendo evidenciada por um aumento da temperatura superficial [Luong, 1995, 1998].

Segundo Freudenthal et al., [1956], um mecanismo mais específico de

inicialização de trincas de fadiga é devido à movimentação das bandas de deslizamento, gerando elevação de temperatura e os gradientes de tensões térmicas associadas a essas temperaturas, decorrente do trabalho resultante das forças e deslocamentos. A evolução das bandas de deslizamento em condições de carregamento cíclico difere significativamente da evolução das mesmas bandas de deslizamento em ensaio monotônico. Zener et al., [1948] relatam um comportamento viscoso, das recém-formadas bandas de deslizamento em carregamento cíclico, o que aparentemente é resultado da heterogeneidade microestrutural, ou anisotropia.

Segundo Luong [1998], o mecanismo de geração de calor em ensaio cíclico pode ser explicado pelo trabalho realizado pelo deslocamento dos planos de deslizamento, liberando energia (calor) e a correspondente elevação de temperatura. Esse aumento de temperatura gera tensões térmicas que são da ordem do limite de ruptura do material, sendo considerado esse um mecanismo plausível de geração de trincas.

Em se tratando das microtrincas, microdeformações e microvariações de temperatura, faz-se necessário o uso de técnicas refinadas com resoluções compatíveis com tal medição. Risitano et al., [2011] relatam um valor de variação de temperatura característico, para aço, de 0,1 °C/100 MPa e uma resolução necessária da ordem de 0,05 °C para determinação do limite de fadiga, ambos em ensaio quase estático, enquanto La Rosa et al. [2000] recomendam a utilização de sensores com resolução de 0,1 K para as medições de temperatura em ensaios cíclicos. Considerando variações de temperatura dessa magnitude, os métodos de medição sem contato são mandatórios, visto que quaisquer técnicas com contato, como por termopares, poderiam influenciar nas medições.

Até a publicação do trabalho de Luong [1995], os sistemas de medição de temperatura superficial sem contato não apresentavam condições técnicas adequadas para a quantificação deste fenômeno, seja por limitações de resolução ou praticidade na aplicação. Com o avanço da tecnologia dos sensores infravermelhos, sobretudo os microbolométricos, e a eletrônica de suporte desses equipamentos, apresentaram significativa evolução, tornando-os mais adequados à utilização nestas técnicas [Meola et al., 2012].

Com a utilização desse tipo de equipamento e fundamentado pelo equacionamento analítico do problema termomecânico acoplado, tornou possível a mensuração precisa sem contato e em tempo real, da temperatura superficial, e a correspondente associação à evolução do dano em fadiga.

II.3.1.2 – Termografia por radiação infravermelha

Termografia por radiação infravermelha é uma técnica que apresenta o campo de temperatura superficial de um corpo baseado na emissão de radiação infravermelha.

Bagavathiappan et al. [2013] apresentam uma revisão sobre radiação infravermelha e mapeamento de temperatura superficial. Qualquer corpo com temperatura acima do 0 K (ou -273 °C) emite radiação eletromagnética no espetro infravermelho, a qual está compreendida entre a faixa visível e a faixa de micro-ondas, tendo comprimentos de onda de 750 nm a 1 mm. Associando a lei de Planck com a lei de Stefan-Boltzmann, tem-se a correlação entre emissão de radiação infravermelha, emissividade e temperatura superficial, tornando possível o mapeamento de temperatura de um corpo [Bagavathiappan et al., 2013].

Segundo a Lei de Planck, um corpo negro idealizado absorve integralmente a energia incidente sobre ele e irradia continuamente um espectro correspondente a:

$$L_\lambda = \frac{c_1}{\lambda^5 \left[\exp\left(\frac{c_2}{\lambda T}\right) - 1\right]} \qquad \text{(II.12)}$$

onde $C_1 = 2\pi\, c^2\, h$ é a primeira constante de radiação e $C_2 = c\, h\, /\, k$ é a segunda constante de radiação, sendo h a constante de Planck, c a velocidade da luz, k a constante de Boltzman, T a temperatura e λ o comprimento de onda.

Com a integração da lei de Planck para todas as frequências, tem-se a lei de Stefan-Boltzmann, que relaciona emissividade da superfície para um determinado comprimento de onda, que é representada pela equação:

$$\frac{q}{A} = \varepsilon \sigma T^4 \qquad \text{(II.13)}$$

onde q é a emissividade em W, A é a área superficial, T é a temperatura absoluta em kelvin, σ é a constante de Stefan-Boltzmann (σ = 5,676 x 10^{-8} W/(M^2k^4), ε é a emissividade da superfície para um comprimento de onda fixo a uma temperatura absoluta T.

Segundo Bagavathiappan et al., [2013], a emissividade de qualquer corpo é tomada em relação ao corpo negro, sendo sempre o valor limite igual a 1, correspondente à emissividade do corpo negro perfeito, em concordância com a lei de Stefan-Boltzmann. Por exemplo, o valor de emissividade para aço polido é da ordem de 0,28, [Meola et al., 2012], o que compromete os níveis de sinal a serem mapeados.

Embora a radiação infravermelha tenha sido descoberta com a primeira imagem obtida nos anos 1800 por Willian Herschel e John Heschel [Meola et al.,

2012], foram necessários cerca de 200 anos para que a medição de temperatura por detecção de radiação infravermelha fosse largamente adotada, uma vez que a tecnologia dos instrumentos e equipamentos não possuía resolução suficiente na época.

Segundo Meola et al., [2012], os sensores podem ser agrupados em dois grupos principais: os sensores quânticos que fazem uso do efeito fotoelétrico, e os sensores não quânticos que fazem uso do efeito bolométrico. Os sensores fotoelétricos são feitos de materiais que respondem à radiação infravermelha absorvendo fótons, resultando em aumento na energia dos elétrons e alteração na condutividade do material que está sendo medida. Esse tipo de sensor trabalha com semicondutores, necessitando de temperaturas extremamente baixas e sistema de resfriamento robusto. Como vantagem desse tipo de sensor, pode-se citar a faixa de frequência de radiação infravermelha mais ampla e maior precisão de medição. Já os sensores não quânticos ou microbolométricos são feitos de materiais que respondem à radiação infravermelha através de um aumento de temperatura, causando uma mudança na resistência elétrica do material, que é então medida. Embora estes sensores não necessitem de resfriamento, apresentam uma faixa de trabalho mais restrita em termos de comprimento de onda e frequência de detecção de radiação infravermelha, além de serem menos precisos. No entanto, recentes desenvolvimentos permitiram que este tipo de sensor atingisse níveis de resolução, detecção e velocidade apropriados à medição de radiações infravermelhas em condições técnicas compatíveis às técnicas de avaliação de integridade a fadiga, com precisão da ordem de 0,05 °C. Esses sensores são montados em sistemas definidos como câmeras infravermelhas portáteis e de fácil manuseio.

A Figura II.9 apresenta uma configuração experimental para medição de temperatura por emissão de radiação infravermelha, composta por Câmera térmica Flir SC 3000, com resolução de 0,020 K e matriz de 320 x 240 pontos. Nesta tese será utilizada câmera infravermelha marca Flir, modelo A655SC, microbolométrica, 50 H_z de taxa de aquisição, matriz de 640 x 320 pixels e resolução de 0,035 K, conectada a um computador portátil e software dedicado Flir para aquisição e pós-processamento dos dados.



Figura II.9 – Esquema de experimento de medição de temperatura em ensaio de tração, por câmera infravermelha [La Rosa et al., 2000].

II.3.1.3 – Efeito termoelástico

Termoelasticidade é o termo utilizado para descrever a interação entre deformação e a variação de temperatura em um corpo, e os diversos fenômenos associados [Pitarresi et al., 2003].

O efeito termoelástico foi descoberto no final do século 19 por Willian Thompson, conhecido como Lord Kelvin [Thompson, 1853; Taylor, 1934]. Quando um material está submetido a carregamentos cíclicos, as deformações correspondentes resultam em variações cíclicas de temperatura, que estão em fase oposta às variações de tensão. Lord Kelvin equacionou, para condições adiabáticas, as relações entre variações de temperatura e variações de tensões principais, através da equação:

$$\Delta T = \frac{-\alpha T_o}{\rho c_p}(\Delta \sigma_1 + \Delta \sigma_2) \qquad \text{(II.14)}$$

Onde α é o coeficiente de expansão térmica linear, T_0 é uma temperatura de referência, ρ é a massa específica do material e c_p é o calor específico do material sob pressão constante.

Neste contexto onde deformações e mudanças de temperatura são equacionadas isoladamente, de forma que deformações induzidas sejam analisadas sem considerar a influência das deformações no campo de temperatura. Esse efeito é conhecido como efeito termoelástico [Pitarresi et al., 2003].

Sob o ponto de vista da mecânica do contínuo e considerando a presença somente de deformações elásticas, pode-se assumir a reversibilidade do efeito, onde deformações e tensões estão correlacionadas. Assumindo o tensor de deformação para pequenos deslocamentos (ε_{ij}) e a temperatura como variáveis, e considerando o

regime linear-elástico, é possível descrever o estado do material, em termos do incremento de energia de deformação elástica (d_u) conforme equação II.15:

$$\mathrm{d}u = \left(\frac{\partial u}{\partial \varepsilon_{ij}}\right)_T \mathrm{d}\varepsilon_{ij} + \left(\frac{\partial u}{\partial T}\right)_{\varepsilon_{ij}} \mathrm{d}T \qquad \text{(II.15)}$$

Luong [1995] descreve o mecanismo de geração de calor durante um processo de fadiga, devido à movimentação de discordâncias e desenvolvimento de micro trincas, como sendo um problema termomecânico acoplado (termo-visco-elasto-plástico), a partir da consideração de três premissas. A primeira premissa corresponde às grandezas termomecânicas descrevendo o processo termodinâmico. A segunda premissa corresponde às leis fundamentais de balanço de energia (momento linear e angular, energia e a segunda lei da termodinâmica). E a terceira premissa corresponde às leis constitutivas, onde a resposta do material é descrita.

Luong [1995, 1998] e Pacheco [1994] escrevem a equação termomecânica acoplada associada ao processo termoelástico como:

$$\rho C_v \dot{T} = r_0 + \frac{\partial}{\partial x_i}\left(K \frac{\partial T}{\partial x_i}\right) - \left(\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial T}\left(\dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{ij}^{p}\right)\right) T + \sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}^{p} \qquad \text{(II.16)}$$

Onde r_0 representa uma fonte de calor, C_v é o calor específico em determinado volume constante, σ_{ij} é o tensor de tensão, ε_{ij}^{p} é o tensor de deformação plástica, K é a condutividade térmica e T é a temperatura. O símbolo $\dot{(\ )}$ representa a derivada no tempo.

Luong [1995] relata que são considerados quatro efeitos para descrever o problema termo-visco-elasto-plástico de geração de trincas e dano durante um ensaio de fadiga. Esses efeitos são:

a) Fonte de calor: representa o aquecimento passivo, quando o calor é obtido externamente ao sistema, ou o aquecimento ativo, quando o calor é gerado internamente no sistema. Chama-se ruído térmico a influência térmica externa ao sistema, o que pode inviabilizar a leitura;

b) Difusividade: definida como a razão entre condutividade e capacidade térmica. Está associada ao processo transiente de transferência de calor no corpo;

c) Termoelasticidade: quando submetido a tensões em regime elástico, o material experimenta conversão de energia mecânica em energia térmica, verificando-se um aumento da temperatura em carregamentos de compressão e um decréscimo de temperatura em carregamentos de tração. Em condições adiabáticas, onde não ocorrem trocas térmicas com o meio, o processo é independente da frequência do carregamento e;

d) Dissipação intrínseca: corresponde à dissipação de energia associada ao trabalho realizado por deformações plásticas sofridas pelo material. Observa-se como consequência da dissipação, significante elevação na temperatura, que pode ser detectada por um aumento nos níveis de emissão de radiação infravermelha. Pode-se relacionar o aumento da temperatura devido à dissipação, ao aumento do campo de deformações plásticas, mesmo que as tensões sejam nominalmente elásticas. Da mesma forma pode-se associar a evolução do campo de temperatura, resultante do aumento das deformações plásticas, ao aumento de dano. Por ser um processo dissipativo, está associado a um aumento de temperatura, independentemente se o carregamento é de tração ou de compressão.

Ainda segundo Luong [1995], com a consideração desses efeitos e da equação do problema acoplado, é possível associar o processo de geração de calor devido às tensões cíclicas, dissipação, condutividade e efeito termoelástico com a temperatura superficial, tornando possível a correlação entre temperatura superficial, que será medida por emissão de radiação infravermelha com ocorrência de dano.

II.3.2 – Técnicas não tradicionais para avaliação do limite de fadiga, por termografia infravermelha

Como já descrito anteriormente, os materiais respondem termicamente a carregamentos de tensões e deformações. Essas respostas evidenciadas por pequenas variações superficiais de temperatura são mapeadas por sensores infravermelhos, os quais produzem um mapeamento de temperaturas. Esse mapeamento, realizado de forma bastante precisa, rápida e associado às tensões e deformações desenvolvidas, possibilita o desenvolvimento de técnicas termográficas.

Risitano et al. [2010] e Luong [1995,1998] desenvolveram uma metodologia, que posteriormente ficou conhecida como Método Rápido de Risitano (Método cíclico), pela qual o limite de fadiga pode ser obtido de forma rápida e confiável a partir de alguns poucos ensaios cíclicos monitorados por uma câmera infravermelha. La Rosa et al. [2000] relatam ser teoricamente possível determinar o limite de fadiga com um único corpo de prova. No entanto, os autores recomendam que sejam utilizados pelo menos 3 corpos de prova, justificando o reduzido número devido ao espalhamento da ordem de 10% deste método.

Adicionalmente, Risitano et al. [2011] desenvolveram uma outra técnica para obtenção do mesmo limite de fadiga a partir do monitoramento termográfico de um ensaio de tração convencional. Essa técnica ficou conhecida como método quasi estático de Risitano (Método estático).

Essas duas técnicas, cada uma com sua particularidade, apresentam

possibilidades de desenvolvimento e vantagens em relação às técnicas convencionais, pois ambas envolvem uma carga experimental e tempos de duração mais curtos. Neste contexto, Chaves [2010] afirma ser necessário utilizar de 8 a 12 corpos de prova para levantamento de uma curva S-N tradicional pela técnica de flexão rotativa, ainda assim com considerável espalhamento, contra os 3 corpos de prova indicados para a técnica cíclica.

A técnica estática utiliza uma máquina de ensaio de tração convencional com aplicação de vários ciclos de carregamento em apenas 1 corpo de prova. Neste caso, o limite de fadiga, comparável ao limite de fadiga obtido pela metodologia S-N tradicional, é obtido pela média dos valores de tensão determinados. A proposta é obter um valor de limite de fadiga a partir de um simples ensaio de tração convencional. A técnica cíclica necessita de uma máquina de ensaios cíclicos, com utilização de 3 corpos de prova para levantamento de parâmetros de fadiga. Nesta última técnica verificam-se maiores variações de temperatura, permitido uma maior precisão na medição de temperatura por câmeras infravermelha.

Para reduzir influências externas e possíveis desvios nas leituras, durante a realização dos ensaios termográficos, utiliza-se um padrão de temperatura posicionado próximo ao ponto de medição das temperaturas no corpo de prova (Figura II.10), sem que seja afetado pelo carregamento. Idealmente esse padrão de temperatura deve ter o mesmo tratamento superficial e ser do mesmo material.

A respeito dos ensaios cíclicos realizados em máquinas servo-hidráulicas, pode haver um aquecimento diferencial, progressivo e de grande magnitude na garra que esteja conectada diretamente ao atuador, dependendo da configuração do equipamento utilizado. De Finis et al., [2015] descrevem um procedimento para compensar o aquecimento diferencial gerado pela garra ativa da máquina de ensaios cíclicos. Toma-se a temperatura do corpo de prova próximo a “garra quente” e próxima a “garra fria”, atribuindo-se variação linear de temperatura com distância até o ponto de interesse. Definindo-se a temperatura no ponto de medição, caso este não estivesse sendo carregado ciclicamente. Mede-se então a temperatura no ponto de interesse do corpo de prova durante o ensaio cíclico, de onde se subtrai a diferença da temperatura de referência (atualizada). O resultado é a variação térmica resultante somente do carregamento cíclico. A Figura II.11 apresenta um ensaio cíclico, com o corpo de prova já fraturado. Nessa Figura percebe-se o aquecimento diferencial entre garras e a temperatura bastante elevada na região da fratura. Devido às características dessa técnica, sobretudo quanto aos patamares de estabilização, as influências externas não são tão críticas e o isolamento externo rigoroso não se mostra tão importante.

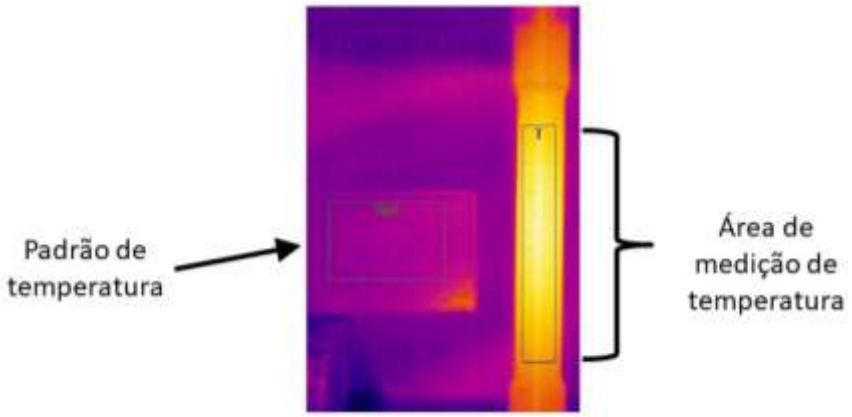


Figura II.10 – Imagem térmica obtida de um ensaio cíclico, apresentando o padrão de temperatura e a área de medição do corpo de prova [Rego et al., 2017].

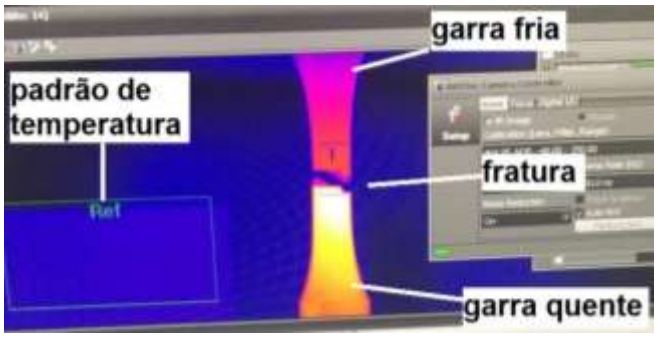


Figura II.11 – Imagem térmica obtida de um ensaio cíclico, em um corpo de prova logo após a fratura, destacando as variações térmicas entre a garra quente, a garra fria e a temperatura na área da fratura do corpo de prova, imediatamente após a ocorrência da falha [Paiva et al., 2018].

II.3.2.1 – Técnica termográfica aplicada a ensaios uniaxiais de tração – Método Quasi Estático de Risitano.

Após a publicação de diversos trabalhos sobre o levantamento de limite de fadiga em ensaios cíclicos utilizando variações superficiais de temperatura medidas por radiações infravermelhas [Luong, 1995; De Finis, 2015; Paiva et al., 2018; Risitano et al., 2010, 2011; La Rosa et al., 2000; Fargione et al., 2002; Clienti et al., 2010], foram iniciadas pesquisas associadas aos mesmos fundamentos aplicados ao ensaio uniaxial monotônico de tração. Essa técnica é conhecida como método quasi estático de Risitano (método estático).

Conforme já citado anteriormente, durante o carregamento em um ensaio de tração, a temperatura superficial decresce linearmente em condições ideais adiabáticas, enquanto ocorrerem somente deformações elásticas em escala microestrutural. Como essas condições ideais são dificilmente obtidas, deve-se ajustar a velocidade e as demais condições do ensaio, de forma a minimizar os efeitos de perda de calor para o ambiente. Risitano et al., [2011] relatam que com o início da ocorrência de micro deformações plásticas, ainda em um comportamento

macroscópico linear elástico, o decaimento de temperatura perde a linearidade. Essa variação de temperatura torna-se positiva com o aumento das deformações plásticas, chegando a um comportamento plástico global, e o correspondente aumento da temperatura.

Risitano et al. [2011] definem como limite de fadiga, comparável diretamente ao resultado do método tradicional S-N, o ponto onde ocorre a perda de linearidade do decaimento da temperatura e o correspondente início das microdeformações plásticas, onde a energia liberada pelas bandas de deslizamento manifesta-se em forma de calor.

A Figura II.12 apresenta, esquematicamente, duas curvas, ambas correspondentes ao mesmo ensaio de tração com monitoramento de temperatura. Na curva em preto, pode ser verificado o comportamento clássico de um aço durante um ensaio de tração, com o trecho linear elástico, limite de escoamento e tensão máxima. Já na curva em vermelho, observa-se o comportamento da variação da temperatura no decorrer do mesmo ensaio em função da deformação. Nota-se a ocorrência de 4 fases distintas no comportamento da temperatura, associada a variação de tensão, lembrando que o inicio da curva de tensão x deformação do material, onde o comportamento é linear elástico é associado a um comportamento macroscópico do material. Já a curva de temperatura x tempo, onde ocorre a perda de linearidade antes de ocorrer o escoamento global da seção reduzida do corpo de prova, representa a influência do início da ocorrência das microdeformações plásticas, alterando o perfil de temperatura, sem alterar o comportamento mecânico global.

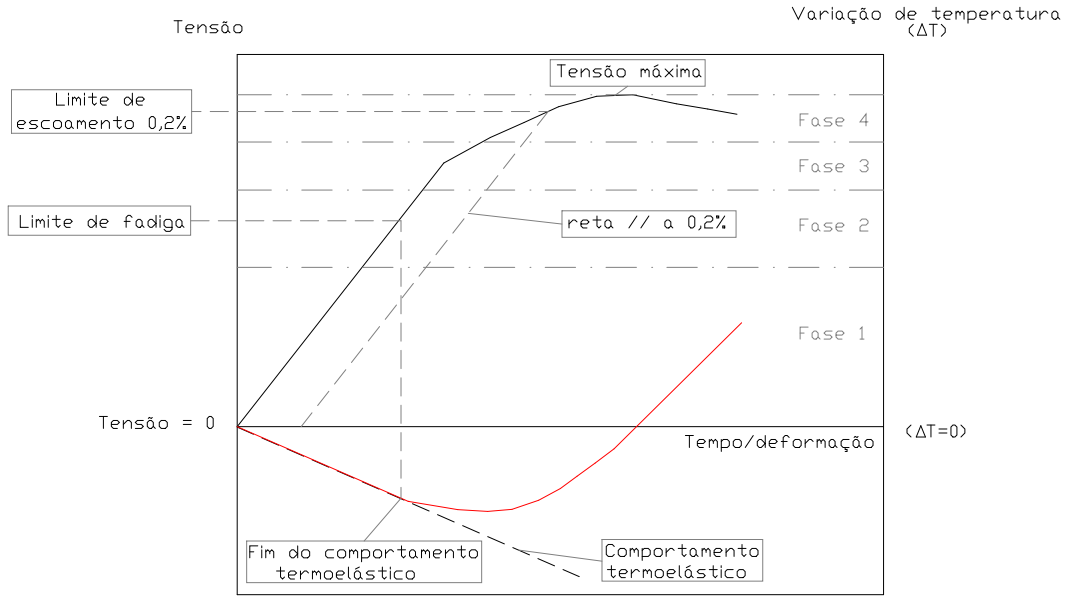


Figura II.12 – Diagrama combinado tensão x deformação/tempo (em preto) e temperatura x deformação/tempo (em vermelho) [Risitano et al., 2011].

A primeira fase demarcada na figura II.12 corresponde ao início do ensaio. Nessa fase observa-se um comportamento linear das deformações e da variação da temperatura, com a tensão, indicando que o material experimenta um comportamento elástico em toda a estrutura. Com o aumento das deformações observa-se uma variação linear negativa da temperatura.

Na segunda fase, iniciada onde está demarcado no diagrama “Fim do comportamento termoelástico”, verifica-se o início do desvio de linearidade da variação de temperatura. Não é observada alteração no comportamento macroscópico linear das deformações. Risitano et al. [2011] e Clienti et al. [2010] associam este ponto ao início da ocorrência de micro deformações plásticas e da ocorrência de dano, classificando este ponto como sendo o limite de fadiga do material, comparável ao limite de fadiga obtido via ensaio clássico de fadiga por flexão rotativa, método S-N, onde a razão de carregamento ($S_{min}/S_{máx}$) é igual a -1 (carga média igual a zero). Deve ser lembrado que a ocorrência de micro deformações plásticas pela movimentação de discordâncias é um processo dissipativo que libera energia na forma de calor [Luong et al., 1998]. Com o aumento dos níveis de micro deformações plásticas, torna-se mais evidente a mudança no comportamento da curva de temperatura x deformação.

A terceira fase inicia com a ocorrência de deformações plásticas em escala macroscópica, evidenciado pelo desvio de linearidade da curva tensão x deformação. Observa-se a inflexão da curva de temperatura x deformação, devido ao aumento das deformações plásticas e consequentemente na influência destas na temperatura do corpo de prova.

A quarta fase caracteriza-se pelo crescimento bastante acentuado das deformações plásticas, tensões não mais uniaxiais e acompanhado pelo aumento de temperatura. O aquecimento do corpo de prova é promovido pelo processo dissipativo associado à evolução da plasticidade e do dano, que se acentua próximo ao instante da ruptura (elevados níveis de plastificação).

II.3.2.2 – Técnica termográfica aplicada a ensaios cíclicos – Método Rápido de Risitano.

Risitano et al., [2010], La Rosa et al., [2000] e Luong et al., [1995, 1998] desenvolveram a técnica que hoje é conhecida como método rápido de Risitano. Esta metodologia revoluciona a obtenção de parâmetros para cálculo do limite de fadiga, através do uso da termografia e efeito termomecânico acoplado, utilizando um número reduzido de corpos de prova e tempo de ensaio reduzido, além de máquinas convencionais de fadiga [La Rosa et al., 2000].

O efeito termomecânico acoplado equaciona o comportamento térmico de um

corpo de prova, quando submetido a ensaio cíclico. Pode-se dividir a resposta térmica de um material, quando submetido a uma tensão alternada, em três fases distintas. A primeira fase corresponde ao aumento da temperatura devido ao início da aplicação do carregamento cíclico. Essa taxa de aumento de temperatura é tão maior quanto maior é a tensão alternada (σ_a). A segunda fase representa a estabilização da temperatura, em um valor de σ_a constante. A terceira fase está relacionada ao aumento abrupto de temperatura devido ao aparecimento de defeitos de fadiga (trincas), em macroescala, em uma etapa próxima à ruptura [Risitano et al., 2011]. A Figura II.13 apresenta esquematicamente essas 3 fases.

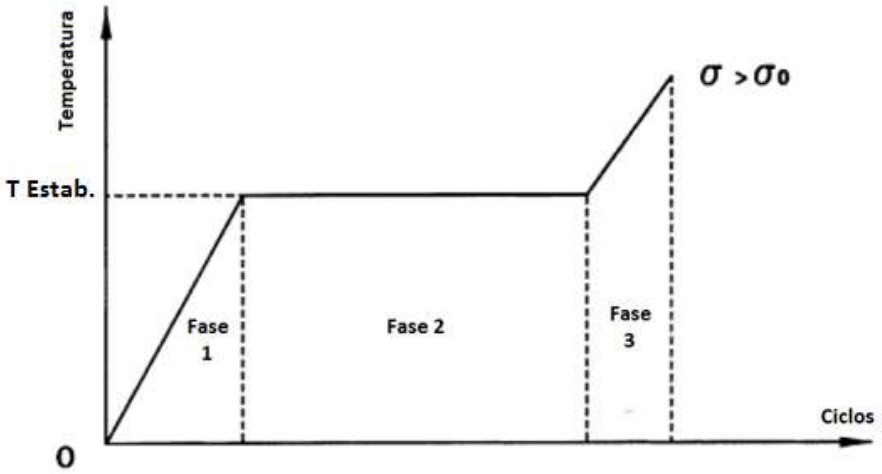


Figura II.13 - Diagrama apresentando as três fases de temperatura x número de ciclos com a mesma tensão alternada σa, em um ensaio cíclico, com monitoramento de temperatura superficial via emissão de radiação infravermelha [La Rosa et al., 2000].

Nota-se que para diferentes variações de tensão ($\Delta\sigma$) são observadas maiores taxas de elevação de temperatura nas fases 1 e 3, conforme observado na Figura II.14 [Risitano et al., 2011].

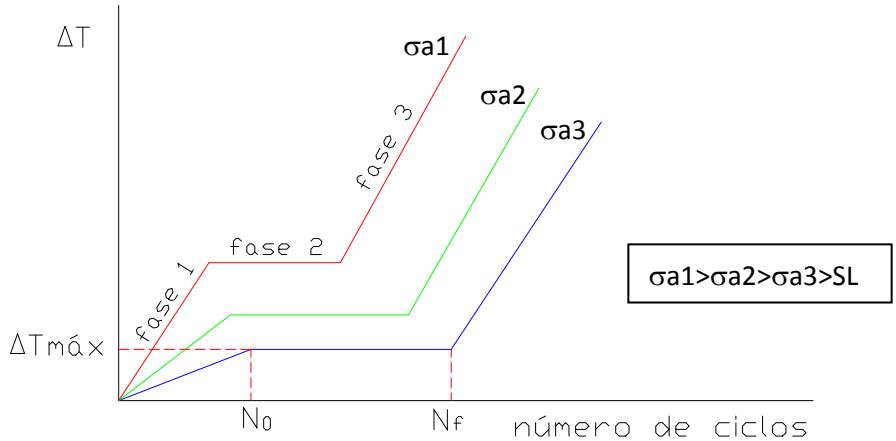


Figura II.14- Comparativo entre diferentes tensões alternadas, resultando em diferentes taxas de aumento da temperatura e de temperatura de estabilização [Risitano et al., 2011].

A metodologia cíclica envolve a obtenção da temperatura de estabilização para diferentes patamares de tensão. Embora não haja um consenso quanto ao número de patamares, acredita-se que 10 patamares são suficientes para resultados satisfatórios [Luong et al., 1998; La Rosa et al., 2000, Risitano et al., 2011 e De Finis et al., 2015]. De Finis et al., [2015] recomendam a utilização de no mínimo 5 patamares de tensão abaixo do limite de fadiga, considerando um valor inicial de $\Delta\sigma$ no máximo igual a 0,2 x S_r do material. A partir do ponto inicial, deve-se aplicar incrementos de $\Delta\sigma$ não superiores a 40 MPa.

A realização do ensaio cíclico pode ser sequencial e ininterrupto, conforme mostrado na Figura II.15 [Paiva, 2018], onde estão apresentados dados de variações de temperatura x número de ciclos.

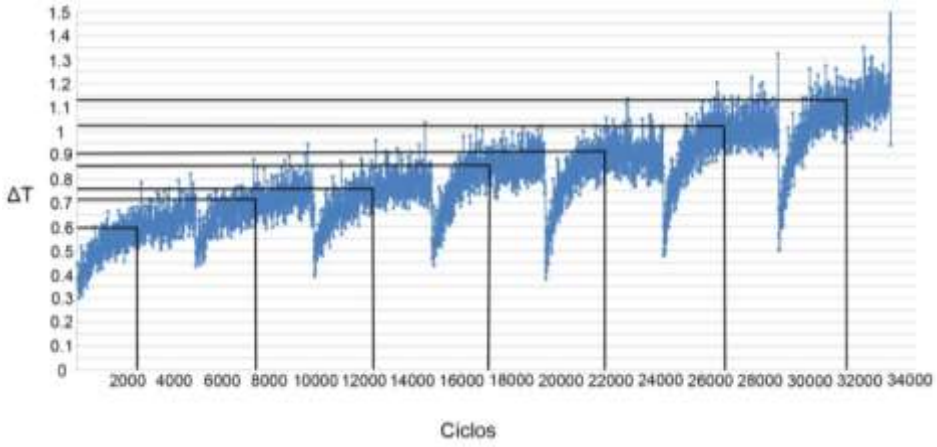


Figura II.15 – Evolução da variação da temperatura ao longo dos ciclos de um ensaio cíclico sequencial. A variação de temperatura associada a cada patamar, após estabilização está indicada na figura. [Paiva, 2018].

A partir do diagrama ΔT x N, podem ser obtidos valores de temperatura de estabilização para diferentes amplitudes de variação de tensão. Assim, podem ser definidos os valores de ΔT x $\Delta\sigma$, os quais são plotadas em gráfico log x log (Figura II.16), onde podem ser observadas duas regiões distintas. Na primeira o comportamento mostra-se linear com uma baixa inclinação, apresentando pequenas variações de temperatura, não maiores que 0,25 °C (0,25 K), decorrente do aumento das tensões atuantes. Na segunda região, observa-se uma inclinação mais elevada, sendo o comportamento bastante influenciado pela ocorrência de microdeformações plásticas e o dano correspondente, resultando assim em mudança abrupta do comportamento de temperatura x tensão. Para esta segunda região, pode-se observar variações da ordem de 3°C (ou 3 K) com aumento de apenas 40 MPa de tensão alternada. O limite de fadiga para a razão de carregamento utilizada no ensaio realizado é definido pela tensão alternada associada ao ponto de interseção das duas retas [Paiva, 2018].

Caso o ensaio seja executado em razões de carregamento diferentes de -1, ou seja, com carga média diferente de zero, faz-se necessária a correção desses valores de tensão, de forma a ser possível obter as tensões alternadas equivalentes às combinações de tensões alternadas e médias (Figura II.17). Esse cálculo pode ser realizado através de metodologias consagradas, tais como Goodman ou Gerber [Paiva, 2018].

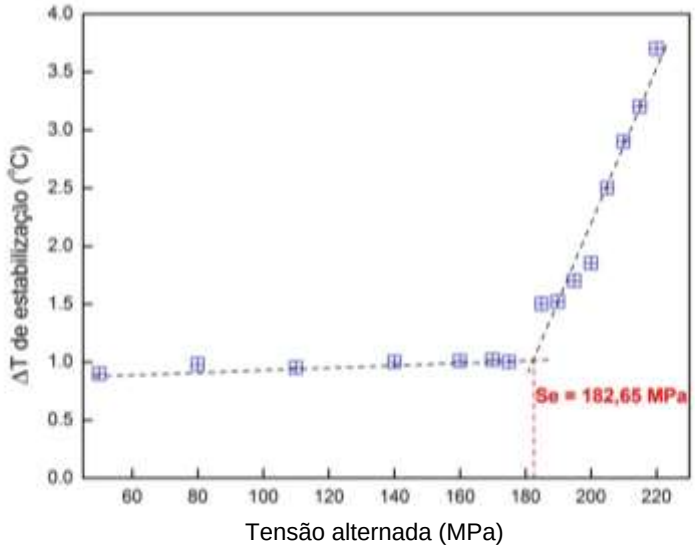


Figura II.16 – Diagrama onde estão plotados pontos de estabilização da variação de temperatura x tensão alternada, durante um ensaio cíclico [Paiva, 2018].

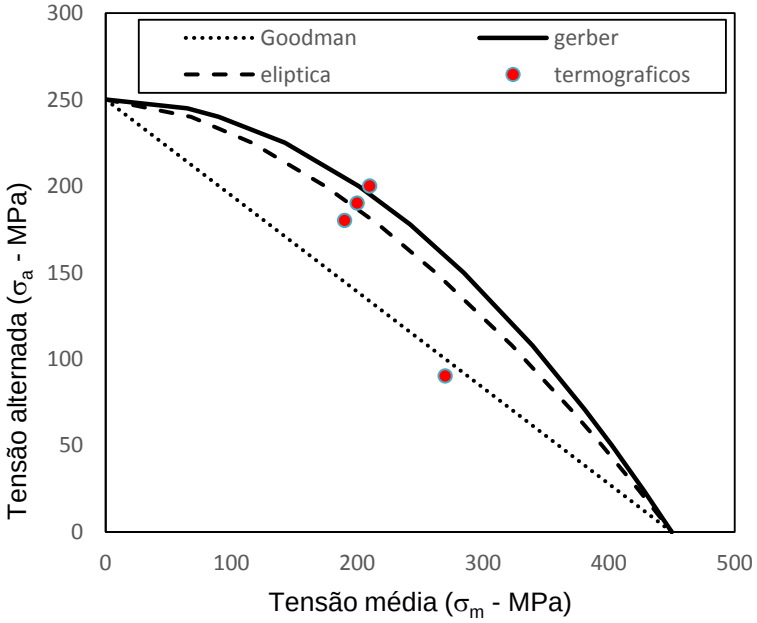


Figura II.17 – Diagrama apresentando as relações entre tensões médias e tensões alternadas, de forma a obter-se tensões puramente alternadas e possibilitar a comparação direta com a metodologia tradicional S-N [Paiva, 2018], sendo a curva pontilhada a equação de Goodman (mais conservativa), a linha sólida sendo a equação de Gerber (ajustes intermediários à dados experimentais), a equação elíptica (com melhor ajuste à dados experimentais e pontos de ensaios termográficos, em

tensões médias diferentes de zero.

II.4 – Método de energia de deformação, derivado do método termográfico cíclico – Método de Energia

Além das técnicas apresentadas anteriormente, existe outra metodologia [Vieira, 2016; Paiva, 2017, 2018, 2020; Fargione et al., 2002; Crupi, 2015] que permite estimar a curva S-N do material através dos dados termográficos obtidos a partir da metodologia cíclica. A metodologia correlaciona a falha por fadiga do material com a energia de micro deformações plásticas por unidade de volume, definida como:

$$E_c = \int_0^{Nf} E_p dN \quad \text{(II.17)}$$

Onde N_f é número de ciclos para a falha e E_p é a energia devido ao escoamento, dissipada por unidade de volume e por ciclo. Considera-se que E_c é uma propriedade do material.

Considerando o balanço de energia que correlaciona o trabalho realizado (E_w), a energia armazenada (E_i) e a energia convertida em calor (Q), tem-se:

$$E_w = E_i + Q \quad \text{(II.18)}$$

Desprezando a energia armazenada, por ser muito pequena em relação à energia convertida em calor e assumindo-se que E_w seja proporcional a E_p, para pequenas variações térmicas, tem-se:

$$E_c = \int_0^{Tf} dQ \quad \text{(II.19)}$$

Segundo Fargione et al., [2002] a energia dissipada pelo espécime em calor (Q) para o ambiente pode ser considerada proporcional à variação térmica (ΔT). O parâmetro ϕ, que representa a integral da curva ΔT x N, apresentada na Figura II.18, é constante para as mesmas condições de ensaio [Fargione et al., 2002], tais como geometria do corpo de prova, frequência de carregamento cíclico e condições do ambiente ao redor do ensaio, sendo:

$$\phi = \int_0^{Nf} \Delta T dN \quad \text{(II.20)}$$

O valor deste parâmetro pode ser associado à falha por fadiga e representa a área total da referida curva, conforme mostrado na Figura II.18, para ensaio cíclico com amplitude constante e a Figura II.19, para ensaio com N patamares de amplitudes diferentes.

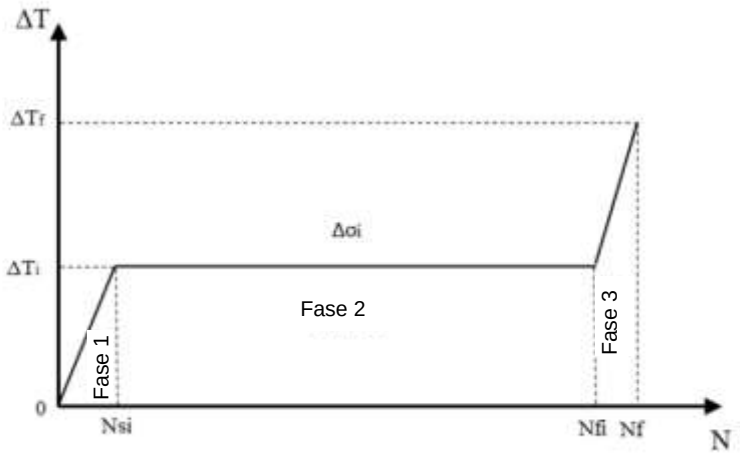


Figura II.18 – Fases do comportamento termoelástico na curva ΔT x N, durante ensaio de fadiga, adaptado de [Paiva, 2020].

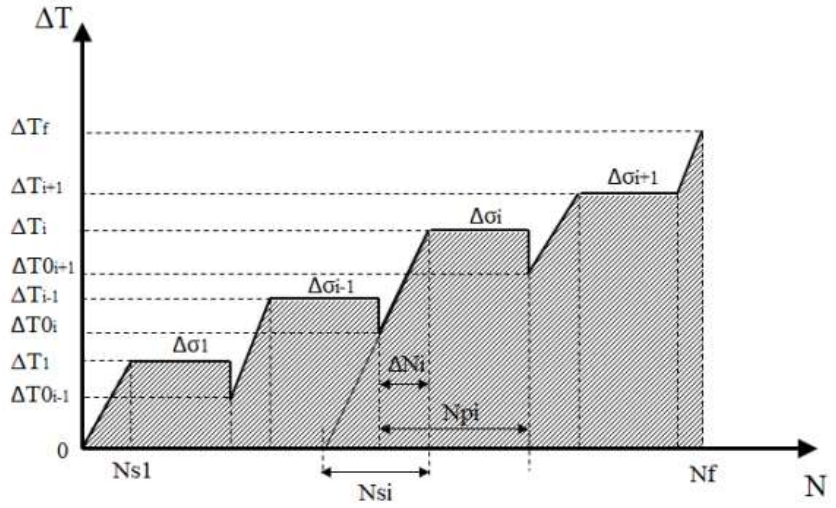


Figura II.19 – Etapas do ensaio cíclico em patamares, para determinação do limite de fadiga [Paiva, 2020].

O valor ϕ pode ser equacionado com os valores de ΔT_{iaf}, $\Delta T0_{iaf}$, ΔN_{iaf} medidos em diferentes amplitudes de tensão alternada, para um mesmo espécime, conforme mostrado na Figura II.19. Dessa forma, é possível estimar a curva de fadiga S-N da seguinte forma:

$$\phi = \Delta T_i \left(N_{fi} - \frac{\Delta N_{Si}}{2} \right) \quad \text{(II.21)}$$

$$N_{Si} = \frac{\Delta N_i \Delta T_i}{\Delta T_i - \Delta T_{0i}} \quad \text{(II.22)}$$

O parâmetro ϕ é característico do material e varia conforme as condições do teste, basicamente em função da gama de tensão aplicada. Teoricamente, para cada material e condições de teste, existe um valor de ϕ. Um único ensaio é suficiente para

medir este parâmetro, bastando carregar ciclicamente o corpo de prova até a falha e obter a área sob a curva *ΔT* x *N* (Figura II.20). Recomenda-se medir ϕ em cada ensaio realizado, visando a melhoria da precisão.

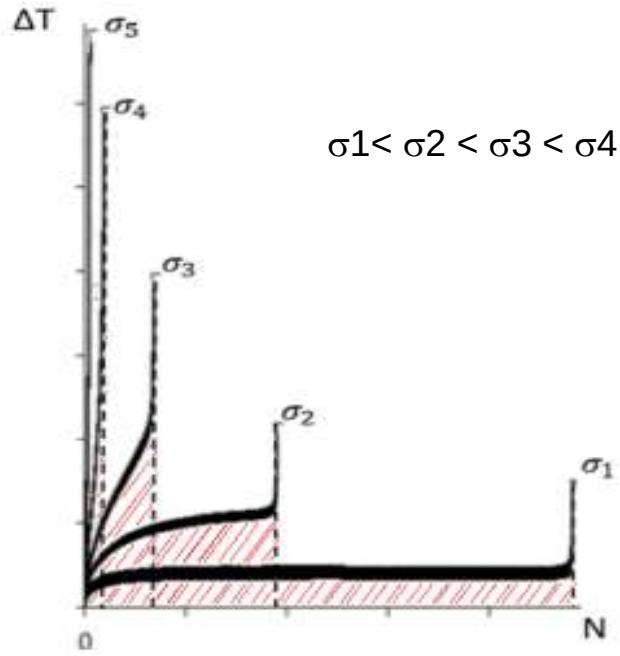


Figura II.20 – Diagrama para cálculo do parâmetro ϕ (área hachurada) para diferentes níveis de tensão alternada (σ1<σ2<σ3<σ4<σ5).

A partir dos dados obtidos no diagrama da Figura II.19, pode-se estimar a curva S-N. Cada ponto da curva S-N é formado por um par (N_{fi}, $\Delta\sigma_i$), onde o N_{fi} é calculado a partir da equação II.21, derivada do diagrama apresentado na Figura II.19 e desconsiderando a fase 3 de carregamento, por ser consideravelmente menor. O valor de N_{si} é determinado pela equação II.22.

O dano a fadiga parcial D_i, resultado de cada patamar de carregamento alternado $\Delta\sigma_i$ e calculado pela integral parcial e expressado por ϕ_i. O valor de ϕ_i é calculado considerando o número total de ciclos aplicado em cada patamar de carga do ensaio, Np_i. O denominador da equação II.23 representa o total de energia térmica dissipado durante a realização do ensaio, e também pode ser expressa pela área contida abaixo da curva *ΔT* x *N*, considerando o intervalo N_{pi}. O valor de dano parcial calculado pela equação II.23, assume como sendo válida a regra de acúmulo linear de dano de Miner [Fargione et al., 2002].

$$D_i = \frac{\phi_i}{\phi} = \frac{(\Delta T_i + \Delta T_{0i})\Delta N_i + \Delta T_i(N_{fi} - \Delta N_{Si})}{\sum_1^f \phi_f} \qquad \text{(II.23)}$$

Vieira [2016] e Paiva et al., [2017, 2018] apresentam resultados envolvendo a aplicação do procedimento a diversos materiais como policarbonato, aço carbono, alumino e bronze.

II.5 – Avaliação comparativa entre as técnicas termográficas não tradicionais em relação à técnica tradicional S-N.

A literatura não apresenta muitos trabalhos onde é realizada uma avaliação comparativa entre metodologias convencionais e as duas técnicas termográficas descritas, que foram utilizadas nesta tese. Embora, existam resultados para a metodologia S-N e outros comparando as duas metodologias termográficas não tradicionais (estático e cíclico), poucos são os trabalhos que abordam as três metodologias.

Neste aspecto, a literatura parece indicar resultados mais conservativos para o método termográfico em comparação ao método S-N [Corrigliano et al., 2017; De Finis et al., 2015; La Rosa et al., 2000], com diferenças da ordem de 3,5% para aço carbono [La Rosa et al.,2000], 5 a 10% para o aço baixa liga S355 [Corrigliano et al., 2017] e 15% para um aço martensítico [De Finis et al, 2015]. Não foram encontrados experimentos com aços de alta resistência mecânica na literatura pesquisada. Para juntas soldadas ou metais de solda, a literatura fica ainda mais limitada [Corigliano et al., 2016, 2017, 2019, 2022, Crupi et al., 2009; Fan et al., 2012], sendo que em nenhuma destas referências foi observada uma análise mais sistemática de metais de solda com limite de resistência da ordem de 860 MPa, como o metal de solda objeto desta tese. O mesmo se aplica a aços laminados de alta resistência baixa liga, como o aço HY 80.

II.6 – Técnicas complementares

II.6.1 – Correlação digital de imagem (DIC)

A técnica conhecida como correlação digital de imagem, ou do inglês *Digital Image Correlation* (DIC) é uma técnica que utiliza o processamento de imagens de alta resolução, previamente calibradas, para medir deslocamentos pontuais de corpos de prova ou estruturas maiores, com precisão em função do conjunto óptico utilizado e da preparação do corpo de prova, permitindo medir a intensificação de tensões resultante de algum entalhe [Rodrigues, 2014; Gonzalés, et al., 2017]. Com essa capacidade de processamento e resolução, pode-se medir o campo de deformações do referido corpo de prova e, consequentemente, calcular o campo de tensões, quando em regime elástico.

A correlação de imagens digitais é uma técnica óptico-numérica muito usada

na mecânica experimental para obter campos de deslocamentos e deformações gerados na superfície de um componente estrutural por cargas nele aplicadas. Esta técnica se baseia na comparação de duas imagens da superfície em questão, uma obtida antes da deformação (imagem de referência) e a outra no estado deformado (imagem deformada).

Para isto, usa-se um algoritmo numérico que rastreia pequenos elementos nas imagens após a aplicação da carga, chamados de *subsets* ou janelas de correlação, previamente definidos na imagem de referência. O rastreio é realizado através de uma função de correlação, sendo que o grau de similaridade entre *subsets* é determinado pelo máximo valor de correlação.

Para realizar este processo eficientemente, o material deve apresentar um padrão aleatório de alto contraste na sua superfície, similar aos padrões usados em técnicas de interferometria óptica. Através do rastreio de cada *subset*, o seu deslocamento é definido como mostrado na Figura II.21, onde *u* e *v* são os deslocamentos ao longo das direções *x* e *y*, respectivamente. Além do tamanho dos *subsets*, outro parâmetro definido pelo analista é o tamanho do passo com que o algoritmo realiza o processo de correlação, chamado de passo. Por exemplo, se um passo de 1 pixel é definido, os deslocamentos serão computados a cada pixel da imagem digitalizada.

As componentes de deformação induzidas pela carga são calculadas diferenciando o campo de deslocamento. Como esta etapa é feita independentemente para cada *subset*, dados ruidosos podem ser facilmente introduzidos e amplificados na diferenciação. Assim, um processo de suavização dos dados é comumente utilizado no cálculo da deformação. Para isto, os dados são organizados em pequenos grupos determinados pelo parâmetro conhecido como “*strainwindow”*, também definido pelo usuário, como mostrado na Figura II.22. Nota-se que os pontos de medição estão separados pelo passo e, assim o tamanho do filtro de suavização é dado pelo produto *strainwindow* × *passo*.

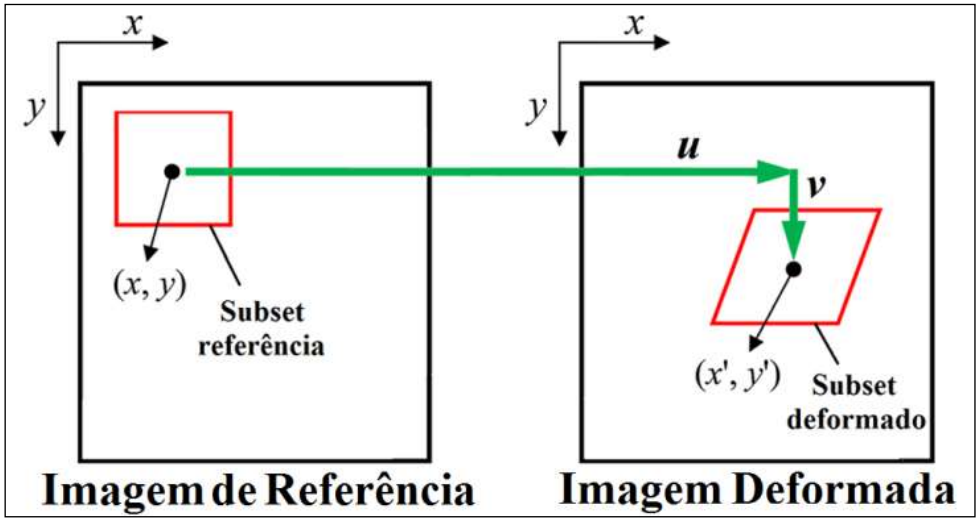


Figura II.21 – Princípio da técnica DIC [Gonzalés et al., 2017].

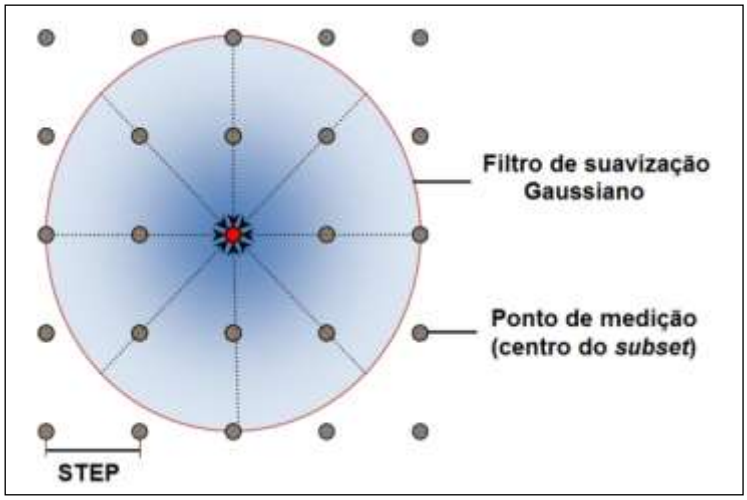


Figura II.22 – Cálculo das deformações por software dedicado [Gonzalés, et al.,2017].

O sistema de aquisição tridimensional utilizado, foi fabricado pela empresa *Correlated Solutions,* e é constituído por duas câmeras CCD monocromáticas com sensores de ½" e resolução de 5 Megapixels e correlacionados pelo software VIC-3D. A depender do tamanho da zona de medição, diferentes lentes são acopladas às câmeras. A Figura II.23 apresenta duas montagens para realização de experimentos DIC, (a) em espécime tubular e (b) em placa plana. Em (c) e (d) são apresentados os mapas de deformação medidos pelo sistema e software VIC-3D, para um corpo de prova tipo CTS, antes e depois de uma sobrecarga.

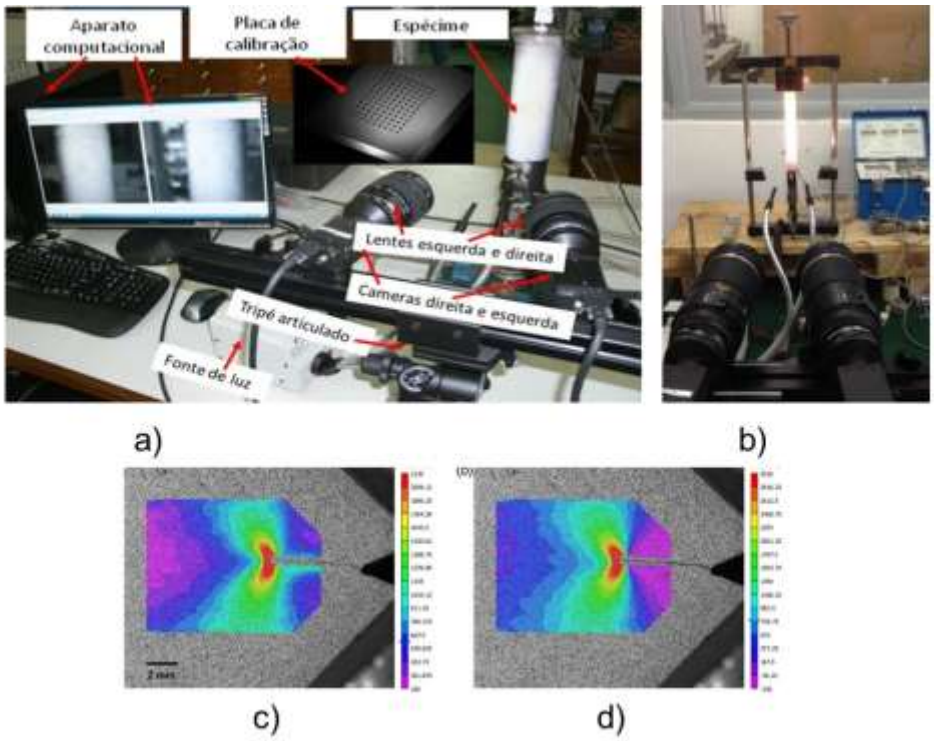


Figura II.23 – Montagem do sistema de medição DIC. (a) sistema montado para medir ciclo de pressão em espécime tubular; (b) sistema montado para medição em placa plana [Rodrigues, 2014]; (c) CTS antes da sobrecarga; (d) depois da sobrecarga [Gonzáles et al., 2017].

II.6.2 – Análise termoelástica de tensões (TSA)

Thermoelastic stress analysis (TSA), ou análise de tensões termoelásticas, é uma técnica desenvolvida inicialmente nos anos 80 [Stanley, 1986; Sharpe, 2008; Khaja, 2011]. Nas últimas décadas tem sido aplicada com sucesso para avaliação e validação de projetos estruturais, mecânica da fratura, avaliação de dano, análise de fadiga e tensão residual [Sharpe, 2008; Quimm et al., 2004].

A análise por TSA utiliza o fundamento do efeito termoelástico acoplado [Thompson, w., 1853] para determinar a variação do somatório das tensões principais $\Delta\sigma_1+\Delta\sigma_2$, em função da variação da temperatura superficial. Em um ensaio cíclico uniaxial de tração alternada, podendo ser tração x tração ou tração x compressão, onde somente há a ocorrência de $\sigma 1$, é possível medir as tensões pontuais em uma determinada linha ou superfície. No caso de ocorrência de entalhe, pode-se calcular o concentrador de tensões.

A técnica é baseada no efeito termoelástico, que correlaciona a variação de deformações em energia térmica, mensurada a partir da variação de temperatura do espécime. Essa correlação somente deve ser considerada na faixa elástica (reversível) do material [Diaz et al., 2013]. Um mapa de distribuição de tensões é obtido em tempo real, medindo-se as variações térmicas, induzidas pelas variações cíclicas de deformações e tensões.

Em condições adiabáticas reversíveis, uma estrutura ciclicamente carregada experimenta variações térmicas em fase com as variações de tensões, considerando materiais isotrópicos. Faz-se necessária a calibração da relação entre variações de tensão e temperaturas para cada condição e configuração de teste, existindo algumas técnicas para essa calibração [Harwood et al., 1991; Barton et al., 1997; Dulieu-Smith, 1995; Quninn et al., 2006].

Dentre as duas técnicas mencionadas, a primeira é baseada na relação entre as propriedades mecânicas do espécime e as características do sistema de medição. Na segunda técnica a calibração da resposta termoelástica é realizada por algum instrumento externo de medição, como por exemplo, extensômetro de resistência elétrica. A calibração do ensaio considera implicitamente as não linearidades dos materiais, efeitos não adiabáticos, melhorando a resposta final do sistema de leitura.

Essas técnicas de calibração resultam na definição do chamado coeficiente termomecânico K para cada tipo de material, baseado nas teorias termoelásticas e físicas, de detecção infravermelha.

O aparato experimental para realização da medição de TSA precisa fundamentalmente do espécime a ser ensaiado, sistema de carregamento cíclico com saída analógica da carga, microcomputador com software dedicado específico para medição por TSA, sistema de intertravamento entre as leituras da câmera térmica e a saída de carga da máquina, mas o principal componente é a câmera infravermelho, com resolução e frequência de leitura suficiente para a realização do ensaio.

Esse processamento em tempo real é o responsável pela obtenção do mapa de tensões do espécime.

As Figuras II.24 e 25 apresentam respectivamente um desenho esquemático do sistema de medição TSA e dois sistemas de medição montados. A Figura II.26 apresenta a leitura em tempo real do campo de temperatura realizada pelo software *Delta Therm* 2 (a), o diagrama de calibração do sistema (b) e a medição do campo de temperatura pelo software *Delta Therm* 2, em um elo de corrente.

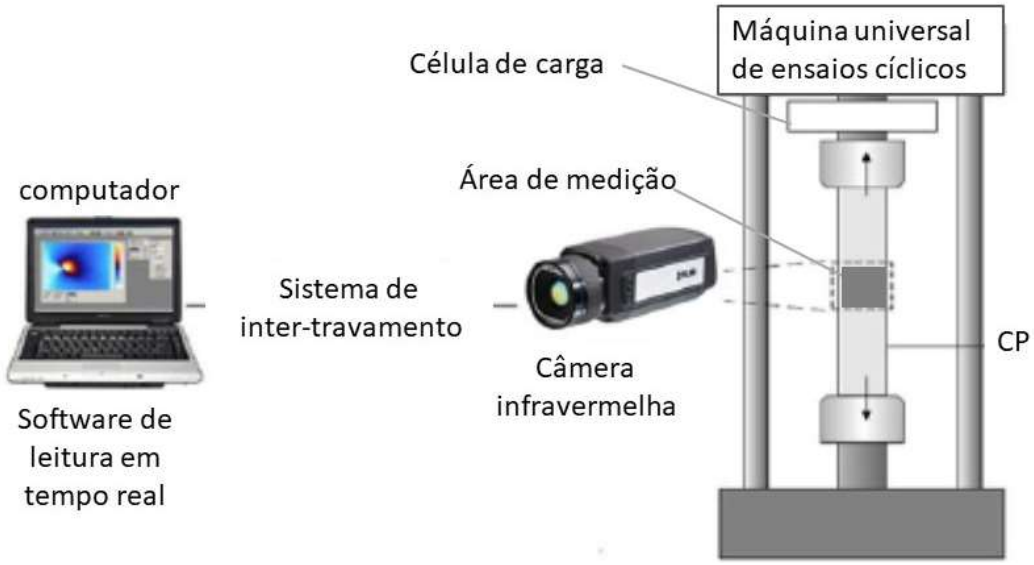


Figura II.24 – Sistema de medição por TSA, adaptado de [Paiva, 2020].

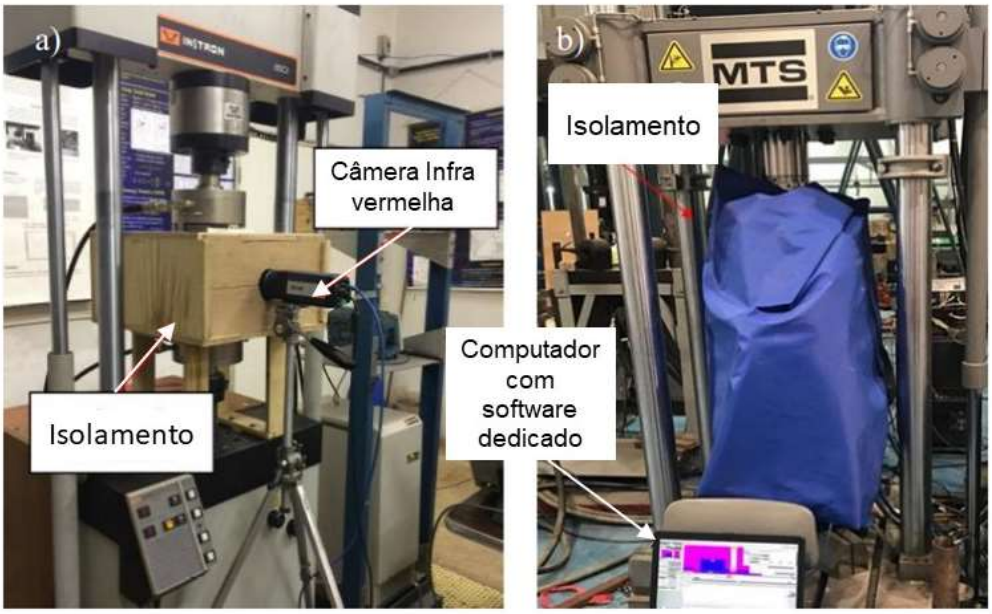


Figura II.25 – Sistema de medição por TSA, adaptado de [Paiva, 2020].

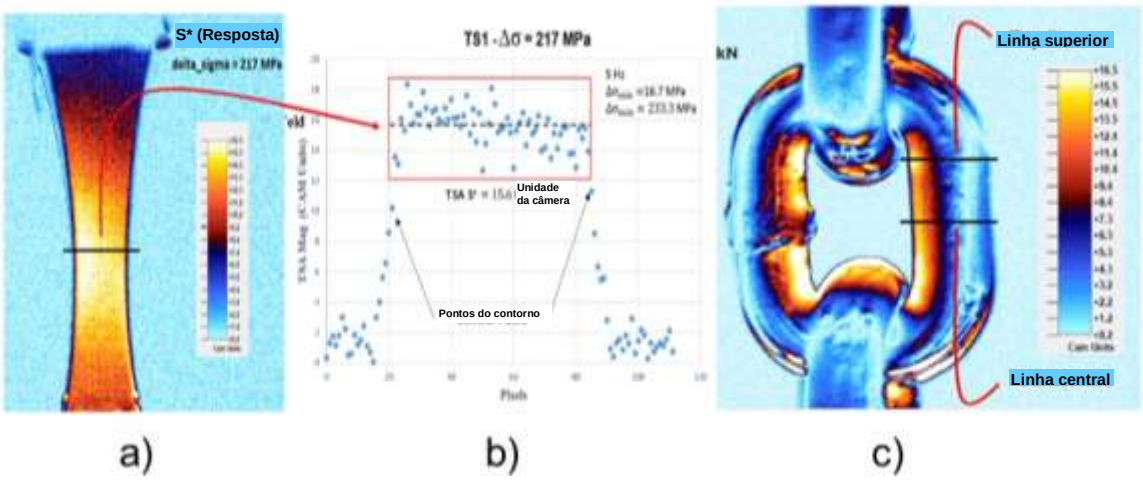


Figura II.26 –Tela do software Delta Therm 2. [Paiva et al., 2018], (a) o diagrama de calibração do sistema, em um espécime tipo “*dog bone*” (b) a medição do campo de temperatura pelo software Delta Therm 2, em um elo de corrente.

CAPÍTULO III

MATERIAIS E MÉTODOS

III.1. Materiais

Neste trabalho, foram escolhidos dois materiais de alta resistência, sendo um deles um metal depositado em junta soldada. Essa classe de material é amplamente utilizada na área offshore, com certas restrições ao uso de juntas soldadas de alta resistência, em componentes críticos. O objetivo da utilização destes dois materiais neste trabalho é conhecer as respectivas propriedades a fadiga e avaliar o metal de solda em carregamentos cíclicos. Os dois aços de alta resistência para validação das técnicas propostas, são:

(a) Metal de solda de aço grau R4 [IACS W22, 2016], obtido de uma junta soldada realizada em elo de amarra de 114 mm de diâmetro (Figura III.1).

(b) Chapa de aço HY 80 utilizado em aplicações navais, com dimensões de 200 mm x 400 mm e espessura de 19 mm.



Figura III.1 – Elos de amarra utilizados para soldagem.

A seleção de materiais de aplicação naval foi baseada em dissertação de mestrado desenvolvida por Chaves [2010], onde se realizou o levantamento da curva S-N através de ensaio de fadiga por flexão rotativa para o aço forjado R4. Estes resultados foram fundamentais para a avaliação do desempenho do metal de solda de aço R4, objetivo principal desta tese, já que permitiram uma análise comparativa do metal de solda com um material que deverá ser soldado com este consumível. Embora de relevância, a limitada disponibilidade de material para execução de todo o

planejamento experimental forçou a necessidade de seleção de outro aço de alta resistência para complemento dos resultados.

Assim, foi utilizado também um aço de classificação HY 80 [MIL-S-16216K, 1987] proveniente de uma chapa de aço laminada com aplicação em estruturas de submarinos da frota nacional. Este material teve o seu desempenho em soldagem avaliado previamente [Lins Junior, 2013], onde se evidenciou uma homogeneidade microestrutural importante para o presente estudo, além de elevada de resistência mecânica e tenacidade ao impacto, em decorrência de sua microestrutura composta de martensita revenida.

A Tabela III.1 apresenta a composição química dos materiais utilizados obtida por espectroscopia de emissão ótica.

Tabela III.1 – Composição química dos materiais.

Elemento (%Peso)	Metal de solda	Aço HY 80 (*)
C	0,07	0,15
Si	0,28	0,22
Mn	1,98	0,22
P	0,010	0,06
S	0,008	<0,005
Cr	0,43	0,12
Mo	0,41	0,37
Ni	2,66	2,85
Cu	0,01	0,12
V	0,02	0,02

* Especificação

III.2 – Obtenção do metal de solda grau R4

Foi realizada a soldagem de um elo de amarra com a geometria de junta mostrada na Figura III.2, pelo processo eletrodo revestido na posição plana, utilizando um preaquecimento de 200°C, temperatura interpasse entre 200 e 300 °C, e os parâmetros de soldagem mostrados na Tabela III.2. Após a soldagem, foi aplicado um tratamento térmico a 600 ^{o}C por 2 horas seguido de resfriamento a ar. Posteriormente foram realizados ensaios não destrutivos por partículas magnéticas e ultrassom, não sendo detectadas evidências de defeitos de soldagem.

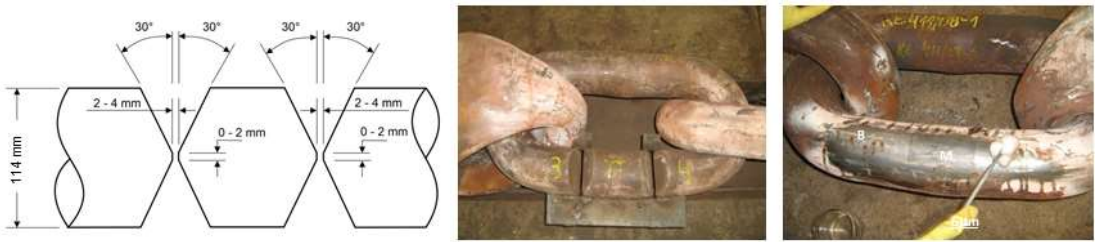
Tabela III.2 – Parâmetros de soldagem médios utilizados

Corrente (A)	Voltagem (V)	Aporte térmico médio (kJ/mm)	Número de passes
200	28	2,0	175

III.3 – Ensaio de tração

Foram realizados ensaios de tração a temperatura ambiente para o aço HY 80 em corpos de prova com as dimensões padronizadas seguindo a norma ASTM A370 (Figura III.3). Os ensaios de tração do metal de solda foram realizados previamente

para caracterizar o atendimento aos requisitos da norma IACS W22 [2016] e a adequação deste metal de solda para a presente tese.



(a) (b) (c)

Figura III.2 – Geometria da junta soldada. (a) Vista esquemática; (b) Antes da soldagem; (c) Após soldagem.

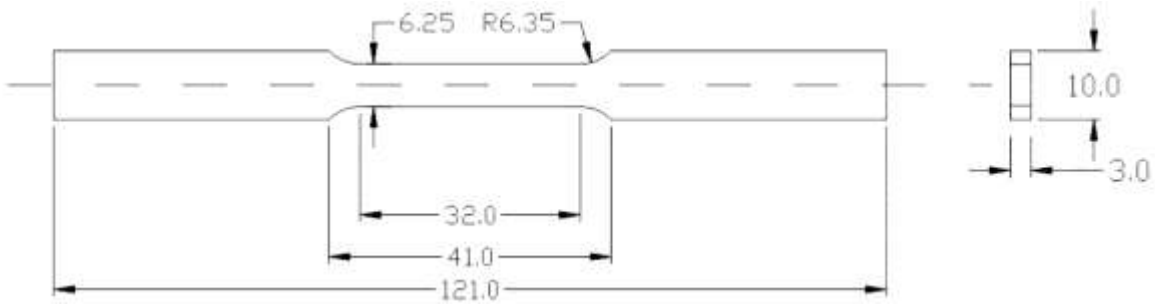


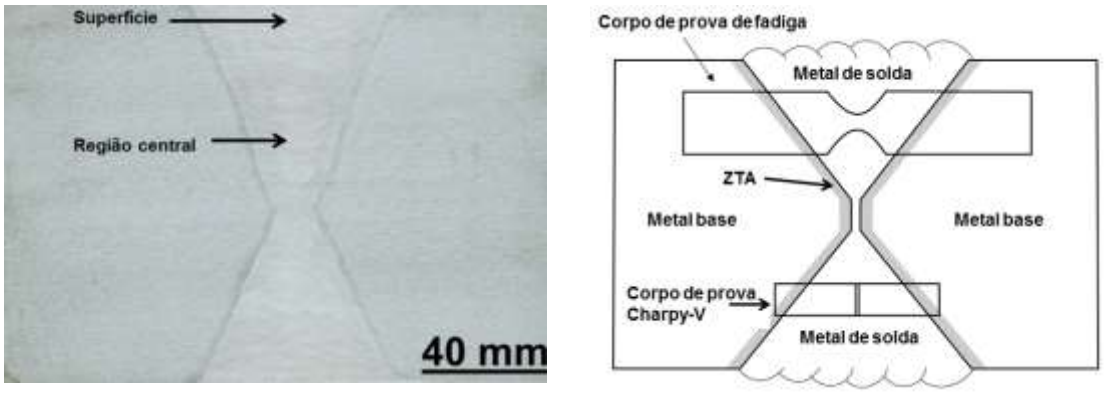
Figura III.3 – Dimensões dos corpos de prova para ensaios de tração

III.4 – Comportamento mecânico e microestrutural do metal de solda

Devido ao diâmetro do elo utilizado para soldagem (114 mm) e, consequentemente, a espessura da junta soldada, foram realizados ensaios mecânicos e análise microestrutural por microscopia eletrônica de varredura (MEV) em posições relativas a superfície da junta soldada e região central, para avaliação da homogeneidade de comportamento mecânico do metal de solda. A Figura III.4(a) mostra a macrografia da junta soldada com indicação da posição de retirada dos corpos de prova.

Para todos os ensaios realizados no metal de solda, os corpos de prova foram posicionados no centro do metal de solda, conforme mostrado esquematicamente na Figura III.4(b).

Os ensaios metalográficos foram realizados por microscopia eletrônica de varredura (MEV) nas mesmas posições do ensaio de impacto Charpy-V para detalhar a microestrutura do metal de solda. As amostras foram preparadas por lixamento e polimento com pasta de diamante de 6, 3, 1 e ¼ μm, seguido de ataque químico com nital 2%.



(a) (b)

Figura III.4 – Posição de retirada dos corpos de prova do metal de solda. (a) Macrografia com indicação da posição de retirada dos corpos de prova; (b) Desenho esquemático mostrando a posição dos corpos de prova de fadiga e de impacto Charpy-V.

Por fim, foram realizados ensaios de microdureza Vickers ($HV_{0,5}$) na linha central do metal de solda, com uma varredura da superfície até a região central da junta soldada, com espaçamento de 0,5 mm, em três linhas paralelas separadas por 0,25 mm.

III.5 – Comportamento em fadiga dos materiais utilizados

Para levantamento das propriedades de fadiga dos materiais foram realizados uma série de procedimentos, iniciando na disponibilidade dos materiais previamente selecionados, definição das máquinas e equipamentos disponíveis para os ensaios, fabricação e preparação dos corpos de prova e os ensaios propriamente ditos.

Conforme já mencionado, as definições que envolveram a disponibilidade de matéria-prima para os ensaios, foram sempre norteadas pelo metal de solda grau R4. Conforme verificado na Figura III.4, além de haver disponibilidade de somente uma placa transversal ao cordão de solda, a geometria do cordão de solda em “X”, resulta em comprimento variável de metal depositado.

Os equipamentos disponíveis para realização dos ensaios de levantamento das propriedades de fadiga são:

- Máquina mecânica com atuador controlado via software dedicado;
- Máquina com atuador servo hidráulico para carregamentos axiais cíclicos e painel de controle dedicado.
- Sistema de aquisição termográfica, por câmera infravermelha.

Os equipamentos e respectivas configurações serão descritos nos itens III.5.1 a III.5.3. Para otimização do número de corpos de prova e disponibilidade limitada de material, optou-se pela utilização de corpos de prova planos, usinados por eletro-

erosão a fio com comando numérico, garantindo entre outros aspectos a reprodutibilidade de geometria e reduzido consumo de material em cavaco. A definição da geometria do corpo de prova será discutida no item V.2.

Para redução das variáveis do processo, os corpos de prova de aço HY 80 seguiram as mesmas geometrias e processos.

III.5.1 – Preparação dos corpos de prova

Considerando o emprego do metal de solda obtido de um chanfro em "X" (Figura III.4), os corpos de prova para ensaios de fadiga foram fabricados conforme geometria apresentada na Figura III.5 com uma seção útil reduzida. Essa seção reduzida visa garantir que a seção crítica seja formada somente por metal de solda. Embora sendo possível a utilização de geometrias com seções reduzidas maiores para a região de superfície, optou-se por utilizar a mesma geometria para todas as condições estudadas visando a redução de variáveis nos ensaios. Os corpos de prova em aço HY 80 também utilizaram esta geometria. O detalhamento para seleção desta geometria será apresentado no capítulo Discussão (Item V.2).

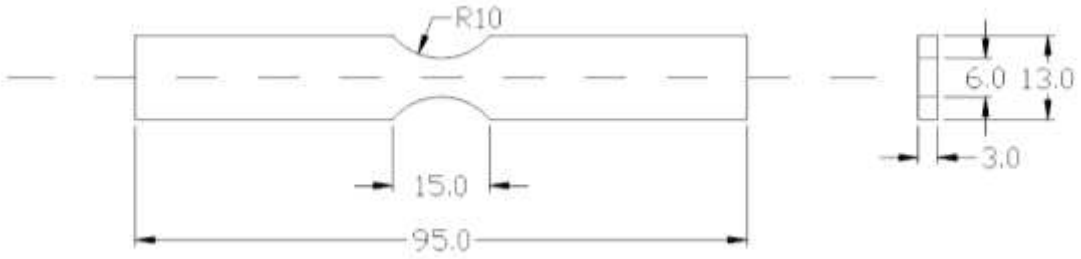


Figura III.5 – Geometria dos corpos de prova para ensaio de fadiga, com espessura nominal de 3 mm.

Os corpos de prova foram usinados por eletro-erosão a fio por comando numérico, com apenas uma pequena perda no corte pela ação do fio de 0,25 a 0,4 mm. Posteriormente seguiu-se na preparação superficial do corpo de prova, com lixamento até à lixa de granulometria 220 para eliminar as marcas da usinagem, padronização do acabamento superficial e melhoria do coeficiente de acabamento superficial, seguido de pintura com tinta preta fosca, visando maximização da emissividade.

Segundo a literatura [Paiva et al., 2018; Meola et al., 2000], é necessária a utilização de técnicas de preparação superficial dos corpos de prova para melhoria da emissividade, objetivando maior precisão nas leituras de temperatura via emissão de radiação infravermelha. Desta forma, foi realizada a aplicação de uma fina camada de tinta *spray* preta fosca, que resultou em melhoria da emissividade para

aproximadamente 0,92 [De Finis, et al., 2015], consideravelmente mais próxima do corpo negro ideal.

A Figura III.6 apresenta a sequência de preparação da superfície dos corpos de prova.



Figura III.6 – Sequência de preparação superficial dos corpos de prova para ensaio de fadiga. (a) após usinagem por eletroerosão; (b) após lixamento; (c) após ataque químico com nital 2%, para destaque do metal de solda; (d) com pintura preta fosca.

III.5.2 – Protocolo de ensaios

Foram realizados 4 tipos de ensaios diferentes, para obtenção dos dados relacionados às propriedades dos materiais, quais sejam:

a) ensaios de tração, monitorados por termografia, em corpos de prova de HY 80;

b) ensaios quase estáticos segundo a técnica termográfica, para os dois materiais;

c) ensaios cíclicos segundo a técnica termográfica, para os dois materiais e;

d) ensaios equivalentes à técnica SN tradicional, para os dois materiais.

III.5.2.1 – Ensaios de tração, monitorados por termografia, em corpos de prova de HY 80

Foram realizados ensaios de tração em 4 corpos de prova de aço HY 80, segundo [ASTM A370, 2003], para levantamento das propriedades mecânicas. Os ensaios foram realizados em uma máquina de ensaio de tração marca Instron modelo 5500, de configuração mecânica, atuador por parafusos e controlador eletrônico digital via software dedicado. Para monitoramento do ensaio foi utilizada uma célula de carga de 100 kN calibrada e um transdutor de deformação tipo *clip gage,* com base de medida de 12,7 mm e deformação máxima de $\pm$ 50%, para medir a deformação na seção reduzida.

Os 4 corpos de prova, identificados como HT1, HT2, HT3 e HT4, foram preparados para realização de ensaios termográficos, com pintura preta fosca. O ambiente no entorno da máquina foi isolado com barreiras em tecido preto.

Realizaram-se os ensaios de tração monitorados por câmera térmica, sem haver interferência no procedimento do ensaio de tração, desta forma obtendo-se 1 valor de limite de fadiga estático, considerando o carregamento regular do ensaio de tração convencional, como um dos ciclos de carregamento prescritos pelo método estático que será descrito no ítem III.5.2.2. Ressalva-se que o procedimento descrito por [Risitano et al., 2011; Clienti, 2010] recomenda a realização de 5 ciclos de carregamento (3 x 1%, 1 x 3% e 1 x 5%) para cada corpo de prova.

Foi preparado um sistema para medição de temperatura via emissão de radiação infravermelha, conforme descrito anteriormente. Para tanto, foi utilizada uma câmera infravermelha da marca Flir, modelo A655SC, microbolométrica e 50 Hz de taxa de aquisição, matriz de 640 x 320 pixels e resolução de 0,035 K, com taxa de aquisição de 4Hz.

O ensaio foi realizado com uma taxa de deslocamento da mesa de tração de 1 mm/min, até à ruptura do corpo de prova. O objetivo de também monitorar o ensaio de tração por termografia, foi o de aumentar a amostragem de aplicação do método estático, descrito no item III.5.2.

III.5.2.2 – Ensaios quasi estáticos utilizando a técnica termográfica

A configuração do aparato de ensaios e monitoramento foi o mesmo do utilizado no ítem III.5.2.1, utilizando o corpo de prova de fadiga.

Foram realizados ensaios a uma taxa de deslocamento de 1 mm/min e uma taxa de aquisição de imagens infravermelhas de 4 Hz, conforme recomendado pela literatura [Risitano et al., 2011; Clienti, 2010]. Para o metal de solda e o aço HY 80, foram realizados ensaios em 4 corpos de prova de cada material.

Cada um dos corpos de prova foi submetido a 5 ciclos de carregamento trativo sem atingir a ruptura, sendo os 3 primeiros ciclos de carregamento com 1% de deformação, seguido de descarregamento e pausa para estabilização da temperatura. Posteriormente, o corpo de prova foi submetido a carregamento até 3% de deformação, seguido de descarregamento e pausa. Por último o corpo de prova foi carregado até 5% de deformação, seguido de descarregamento. Entre todos os ciclos de carregamento e descarregamento, foi realizada uma pausa de 2 a 3 minutos para que ocorra a estabilização da temperatura superficial do corpo de prova.

Conforme descrito no item II.3.2.1 e Figura II.12, a alteração do comportamento termomecânico do corpo de prova nas fases iniciais do ensaio de tração e ainda em regime elástico é o que caracteriza o limite de fadiga prescrito pelo método. Inicialmente a temperatura decresce linearmente com o incremento do carregamento, até o inicio da ocorrência das microdeformações plásticas. Esse é o marco para

definição do limite de fadiga [Risitano et al., 2011; Clienti, 2010].

A recomendação da literatura pela realização de 5 ciclos de carregamento, visa reduzir os possíveis erros na determinação do limite de fadiga, uma vez que o inicio da ocorrência de micro deformação plásticas representa variações térmicas muito pequenas (da ordem de centésimo de kelvin), podendo ter a mensuração afetada por eventuais ruídos no ensaio.

Embora seja prevista alteração nos valores de limite de escoamento ao longo dos ciclos de carregamento, Risitano et al. [2011] relatam que a referida técnica de medição de limite de fadiga independe do histórico do componente, pois os ciclos de carregamento não afetam os valores de limite de resistência e nem o limite de fadiga que se pretende medir.

Conforme proposto por Risitano et al. [2011] e Clienti [2010], o resultado obtido pelo método estático pode ser diretamente comparável ao limite de fadiga calculado pela metodologia S-N, onde este é função do limite de resistência do material.

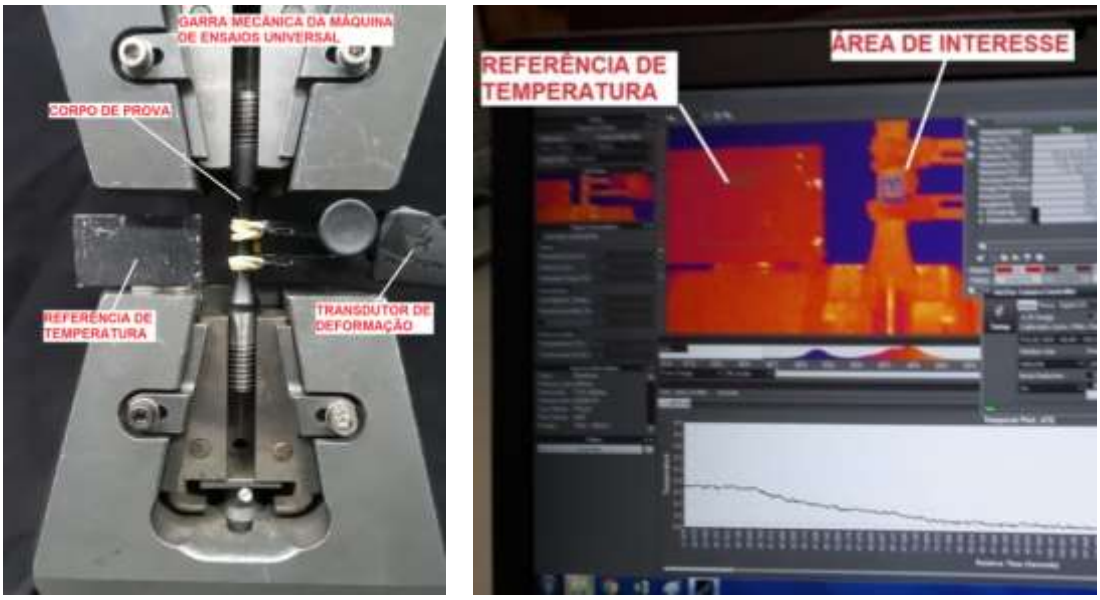
A técnica recomenda o isolamento do ambiente de ensaio através da colocação de um tecido preto, reduzindo efeitos externos do ambiente. Recomenda-se ainda a utilização de um corpo padrão com temperatura ambiente, no campo de visão da câmera infravermelha, com a mesma preparação do corpo de prova e isento de carregamento, conforme mostrado na Figura III.7. A utilização de corpo padrão com temperatura ambiente visa compensar quaisquer variações de temperatura durante a realização do ensaio, reduzindo assim os erros na medição [De Finis et al., 2015].

Os ensaios de tração realizados para levantamento das propriedades mecânicas do aço HY 80 foram monitorados por câmera térmica, e seguiram parcialmente a técnica termográfica estática, sem, entretanto, interferir no ensaio de tração. Desta forma, foi obtido mais um valor de limite de fadiga, por corpo de prova, a ser adicionado aos resultados.

Foram realizados ensaios estáticos termográficos, conforme Tabelas III.3 e III.4, onde são apresentados a identificação, ciclos de carregamento, geometria do corpo de prova e material.

Tabela III.3 - Ensaios estáticos termográficos em metal de solda grau R4

Identificação	Ciclos de carregamento	Geometria do cp
D25	5 (1% 3x, 3% e 5%)	Figura III.5
D26	5 (1% 3x, 3% e 5%)	Figura III.5
D27	5 (1% 3x, 3% e 5%)	Figura III.5
D28	5 (1% 3x, 3% e 5%)	Figura III.5



(a) (b)

Figura III.7 - Montagem do corpo de prova, para ensaio, com o padrão de temperatura. (a) Visão de câmera convencional (b) Visão de câmera térmica.

Tabela III.4 - Ensaios estáticos termográficos em aço laminado HY 80

Identificação	Ciclos de carregamento	Geometria do cp
H3	5 (1% 3x, 3% e 5%)	Figura III.5
H4	5 (1% 3x, 3% e 5%)	Figura III.5
H5	5 (1% 3x, 3% e 5%)	Figure III.5
H6	5 (1% 3x, 3% e 5%)	Figura III.5
HT1*	1	Figura III.3
HT2*	1	Figura III.3
HT3*	1	Figura III.3
HT4*	1	Figura III.3

* corpo de prova de tração, monitorado por termografia.

III.5.2.3 - Ensaios cíclicos utilizando a técnica termográfica

Os ensaios cíclicos foram realizados em máquina servo hidráulica de fadiga axial, com capacidade de 100 kN de tração e compressão, da marca Instron, modelo 8502, atuador servo hidráulico, controlador dedicado e monitoramento via software dedicado. Para monitoramento do ensaio foi utilizada uma célula de carga de 100 kN calibrada e um transdutor de deslocamento do servo atuador. A célula de carga controlou o ensaio e o transdutor de deslocamento foi utilizado como segurança, limitando os deslocamentos máximos da garra móvel.

Foi montado um sistema para medição de temperatura para aplicação na técnica de medição dos parâmetros de fadiga, conforme descrito anteriormente. Foi também utilizada uma câmera infravermelha da marca Flir, modelo A655SC, microbolométrica e 50 Hz de taxa de aquisição, campo de 640 x 320 pixels e resolução de 0,035 K.

Foi utilizada uma frequência de carregamento de 10 Hz e um número de ciclos de aproximadamente 5.000 ciclos para estabilização da temperatura, o que resultou em um tempo aproximado de 10 minutos por patamar.

Foram realizados ensaios termográficos cíclicos, conforme Tabela III.5, onde são apresentadas a identificação, tipo de material e razão de carga de cada ensaio proposto.

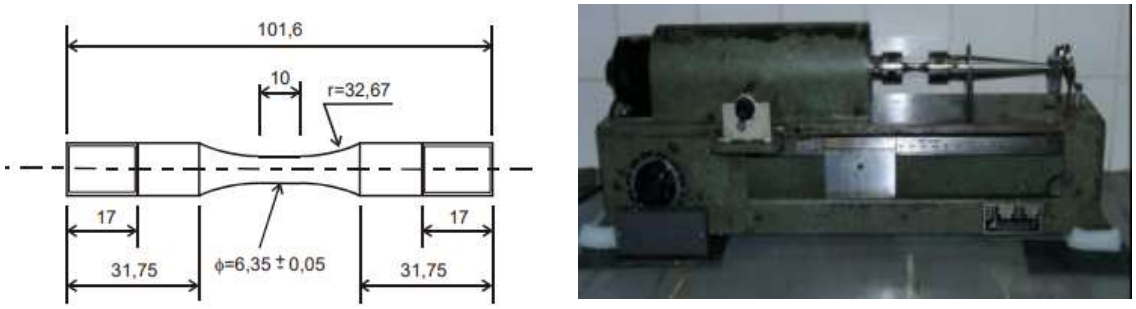
Tabela III.5 - Ensaios cíclicos termográficos dos materiais, apresentando a identificação, material e a razão de carga do ensaio.

Identificação	Material	Razão de carga
D3	Metal de solda	0,1
D4	Metal de solda	0,1
D19	Metal de solda	0,1
D25	Metal de solda	0,1
D26	Metal de solda	0,1
D28	Metal de solda	0,1
D21	Metal de solda	0,5
D22	Metal de solda	0,5
H3	HY 80	0,1
H5	HY 80	0,1
H22	HY 80	0,1
H23e	HY 80	0,1
H4	HY 80	0,5
H6	HY 80	0,5
H23D	HY 80	0,5
H15	HY 80	-1
H20	HY 80	-1

III.5.2.4 - Ensaios equivalentes ao método S-N.

Na técnica SN tradicional, ou técnica de Wöhler, os ensaios são realizados em máquinas de fadiga por flexão rotativa, onde a carga média é zero e utilizando corpos de prova com geometria padronizada e superfície polida. A geometria do corpo de prova utilizado, modificado em relação a norma para ensaios de fadiga ASTM STP 566 [1974], possuía na seção reduzida, trecho retilíneo de 10 mm de comprimento, enquanto o corpo de prova original ASTM STP [1974], a ser utilizado em máquina de fadiga de flexão rotativa tipo *Cantilever*, possui diâmetro mínimo no centro, sem trecho retilíneo. A geometria modificada e máquina de ensaios por flexão rotativa, são apresentados na Figura III.8 [Chaves, 2010].

Nessa tese foram realizados ensaios equivalentes aos do método S-N, em máquina de tração/compressão axial servo hidráulica, utilizando corpos de prova de mesma geometria dos corpos de prova dos ensaios termográficos. Para que esses ensaios possam ter correspondência com a técnica tradicional S-N, foram necessárias as devidas correções, que serão abordadas em capítulos futuros.



(a) (b)

Figura III.8 (a) geometria do corpo de prova de fadiga por flexão rotativa e (b) máquina de ensaios por flexão rotativa.

Foram realizados um total de 23 ensaios para o metal de solda, sendo quatro ensaios pelo método estático, oito pelo método cíclico e onze ensaios equivalentes ao S-N. Foram também realizados 28 ensaios para o aço HY 80, sendo oito ensaios pelo método estático, nove pelo método cíclico e onze ensaios equivalentes ao S-N. A identificação dos corpos de prova está apresentada na Tabela III.6.

Tabela III.6 – Identificação dos corpos de prova testados.

Identificação	Material	Ensaio
D25, D26, D27 e D28	Metal de solda	Termográfico quasi estático
D3, D4, D19, D25, D26, D28, D21 e D22	Metal de solda	Termográfico cíclico
D5, D6, D7, D8, D9, D10, D11, D12, D17, D22 e D29	Metal de solda	S-N
H3, H4,H5, H6, HT1*, HT2*, HT3* e HT4*	Aço HY 80	Termográfico quasi estático
H3, H4, H5, H6, H15, H20, H22, H23e e H23d	Aço HY 80	Termográfico cíclico
H8, H9, H11, H12, H16, H17, H18, H19, H21, H23 e H24	Aço HY 80	S-N

* Ensaios termográficos realizados simultaneamente aos ensaios de tração

III.6 – Determinação do intensificador de tensões a fadiga

Considerando a geometria dos corpos de prova adotada nesta tese, faz-se necessária a definição e utilização dos intensificadores de tensões para correção da faixa de tensões que será utilizada para corrigir os resultados dos ensaios de fadiga equivalentes ao S-N.

Conforme descrito, a respeito das necessidades de determinar o intensificador de tensões e as técnicas aplicadas para tal, foram realizados experimentos utilizando as técnicas de análise digital de imagem (DIC) e análise de tensões termoelásticas (TSA) para medir o fator de concentração de tensão (k_t). Construiu-se também um

modelo de elementos finitos da geometria do corpo de prova e utilizou-se a equação analítica semiempírica, para cálculo de k_t em raios grandes [Castro et al, 2009].

O experimento DIC consistiu em 4 ciclos completos de carregamento e descarregamento, com cargas máxima e mínima que resultaram em tensões nominais na seção reduzida de 100 MPa e 10 MPa, respectivamente, para estimar as tensões máximas durante esses ciclos de carregamento, utilizou-se o k_t calculado por elementos finitos. Mesmo com o k_t, as tensões continuavam elásticas, podendo validar os ensaios para medição desta grandeza, uma vez que o limite de escoamento do metal de solda é 888 MPa. Para uma frequência de carregamento foi 0,1 Hz e a taxa de aquisição do sistema de medição DIC foi de 10 Hz.

A Figura III.9 apresenta a montagem do experimento DIC, enquanto a Figura III.10 apresenta o mapa de distribuição de deformações elásticas (a) e os ciclos de carregamento (b), para posterior cálculo do k_t, para o CP D27.

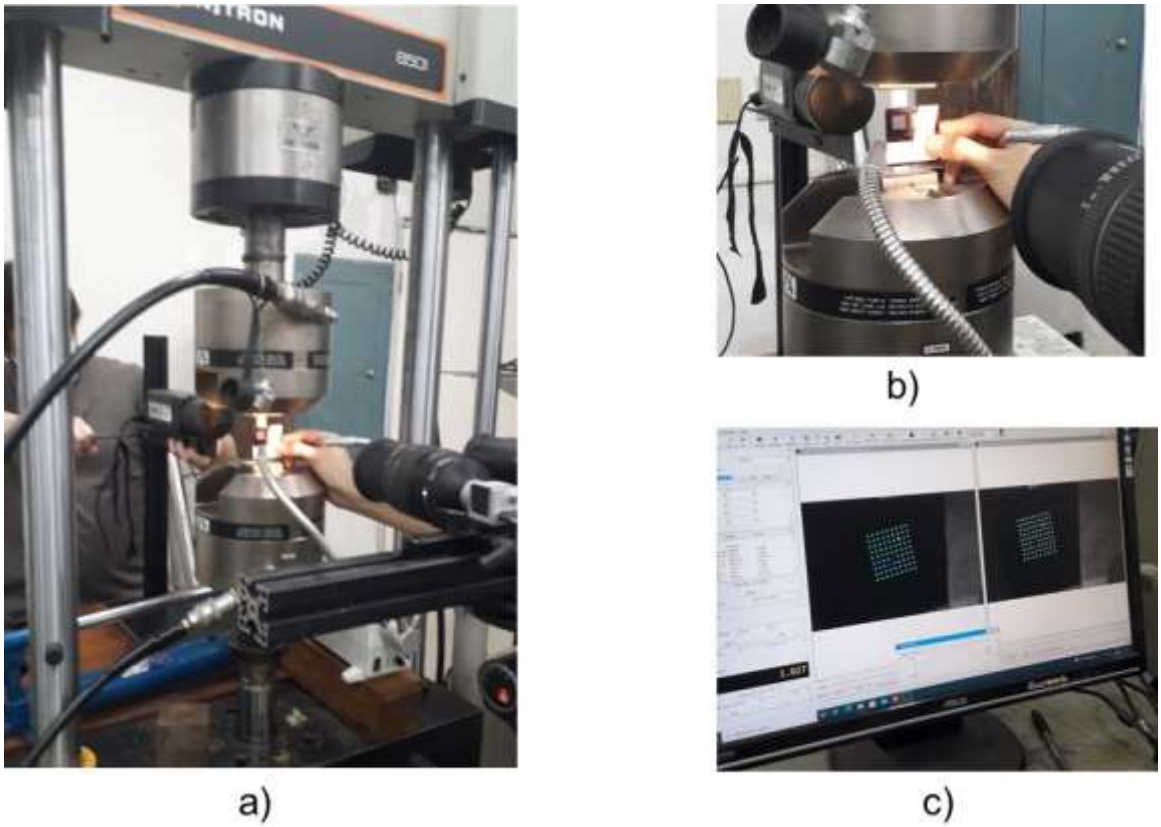


Figura III.9 – Montagem do experimento para realização das medições. (a) aparato D.I.C. montado para a calibração, (b) detalhe do padrão de calibração e (c) tela do programa VIC-3D durante a calibração.

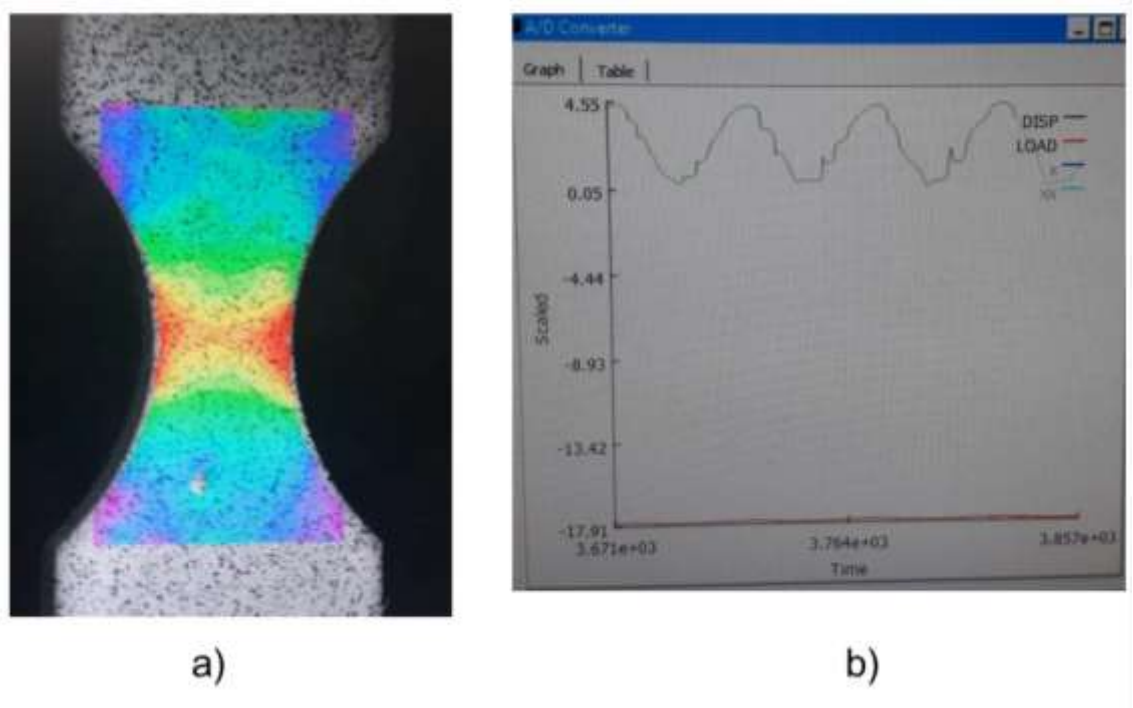


Figura III.10 – a) Mapa de distribuição de deformações, na direção ortogonal ao eixo de carregamento e b) diagrama sinal x tempo da tela de aquisição do programa VIC-3D, durante os 4 ciclos de carregamento.

Para realização da medição do campo de tensões por T.S.A., utilizou-se a mesma montagem experimental da técnica D.I.C. e a mesma faixa de carregamento cíclico, entre 100 MPa e 10 MPa, a uma taxa de carregamento de 5Hz. A Figura III.9 (a) apresenta a montagem do experimento T.S.A.. O software dedicado foi utilizado para determinar o somatório ($\sigma_1+\sigma_2$) das tensões atuantes, sendo posteriormente calculado o intensificador de tensões. A Figura III.11 apresenta a tela do software utilizado para medição de T.S.A., onde pode ser visualizado o ponto crítico.

Para elaboração do modelo de elementos finitos utilizou-se o pacote comercial *Solid Works Mechanical* 2016, com o suplemento *Simulation* de análise numérica por elementos finitos. Foi construído um modelo tridimensional do corpo de prova. A geometria foi discretizada por 61.030 elementos sólidos tetraédricos parabólicos, com 93.659 nós. Os elementos apresentaram uma relação de aspecto máxima de 3,4:1, estando 99% na faixa de 3:1.

As condições de contorno aplicadas ao modelo consistem na restrição ao deslocamento nos três eixos em uma das extremidades do corpo de prova. Um carregamento unitário em tração de 1 Pa foi aplicado na outra extremidade, conforme apresentado na Figura III.12 (a). A discretização na região da concentração de tensões é apresentada na Figura III.12 (b).

A análise realizada considerou um comportamento linear-elástico, adotando-se as hipóteses de material isotrópico e homogêneo, com módulo de elasticidade de 207 GPa. A distribuição de tensões equivalentes de von Mises é apresentado na Figura III.12 (c), e em corte transversal da seção crítica nas Figuras III.12 (d) e (e).

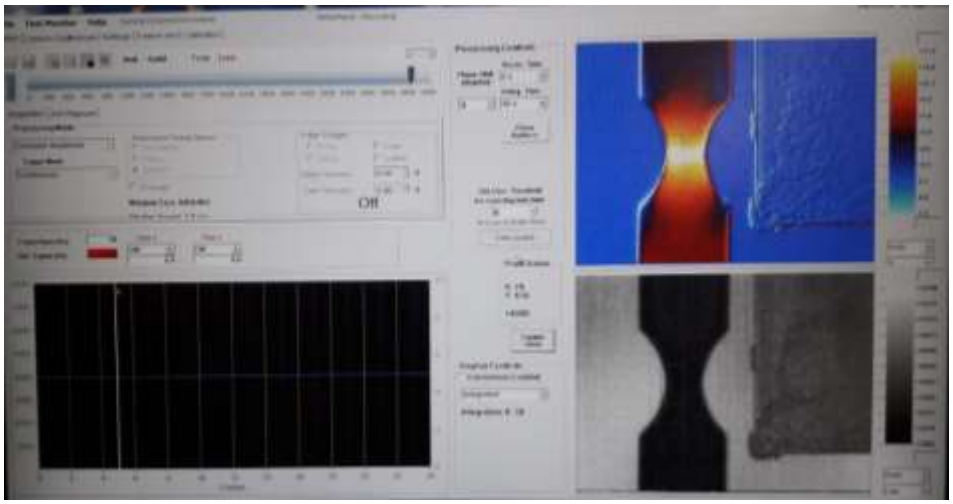


Figura III.11 –Tela capturada do software de medição por TSA.

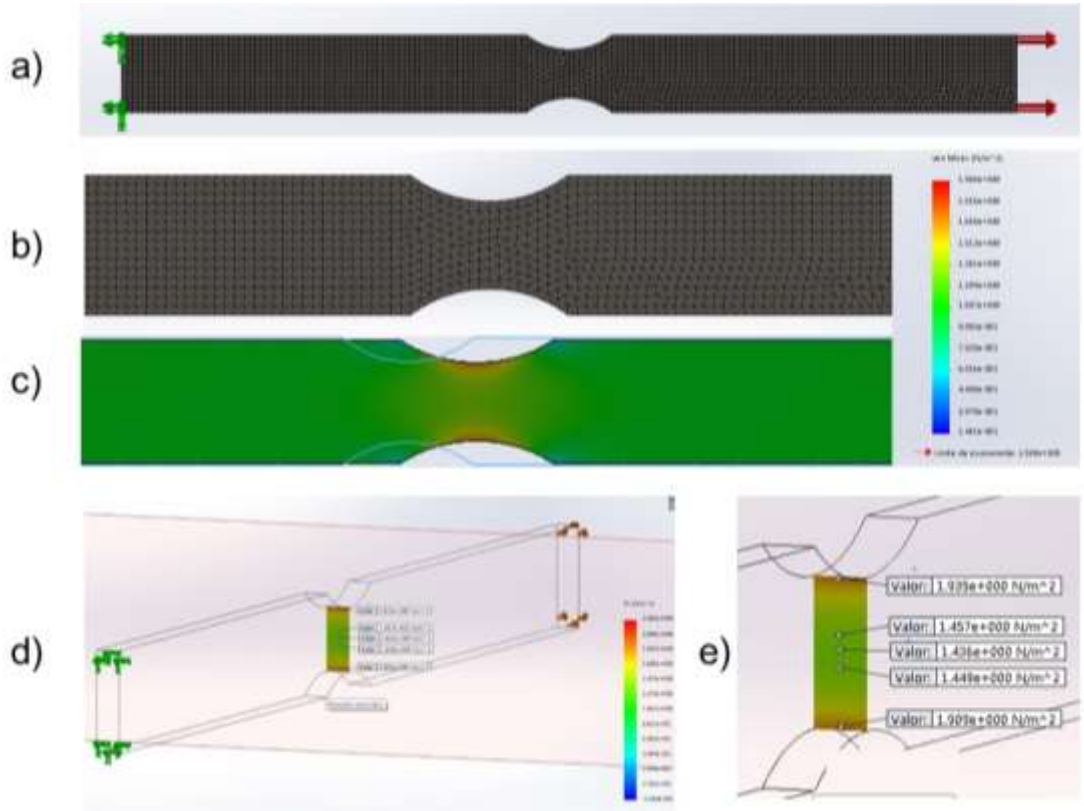


Figura III.12 - Modelo de elementos finitos, a) condições de contorno e o carregamento mecânico, b) discretização na região da seção reduzida, c) distribuição de tensões equivalentes de von Mises, d) distribuição de tensões equivalentes de von Mises na seção transversal da região central e e) vista ampliada da seção transversal.

CAPÍTULO IV
RESULTADOS

IV.1 – Comportamento mecânico dos materiais

A Tabela IV.1 mostra os resultados dos ensaios de tração dos materiais, onde se nota que ambos atendem os requisitos das respectivas normas no que diz respeito a resistência mecânica.

Tabela IV.1 – Propriedades mecânicas dos materiais.

Material	LE (MPa)	LR (MPa)	Al (%)	RA (%)
Metal de solda	793 ± 20	888 ± 25	16 ± 1	57 ± 7
Requisito [IACS W22, 2016]	580	860	12	50
Aço HY 80	602 ± 10	721 ± 13	18 ± 2,5	59 ± 6
Requisito [MIL-S-16216K, 1987]	552 a 686	*	20	50

*A norma MIL-S-16216K, 1987 não especifica requisitos para o limite de resistência do material. Este valor pode ser atribuído para projetos específicos.
Onde: LE- Limite de escoamento; LR – Limite de existência; Al – Alongamento; RA – Redução de área.

As Figuras IV.1 e IV.2 mostram os resultados dos ensaios de microdureza e de impacto Charpy-V, respectivamente. É importante observar que estes resultados indicam a homogeneidade deste metal de solda ao longo da espessura. O mesmo comportamento é observado na microestrutura observada por M.E.V. (Figura IV.3). Adicionalmente, nota-se que o metal de solda apresenta resultados de tenacidade ao impacto superiores aos exigidos para o aço grau R4 mesmo para temperaturas da ordem de -40 ^{o}C.

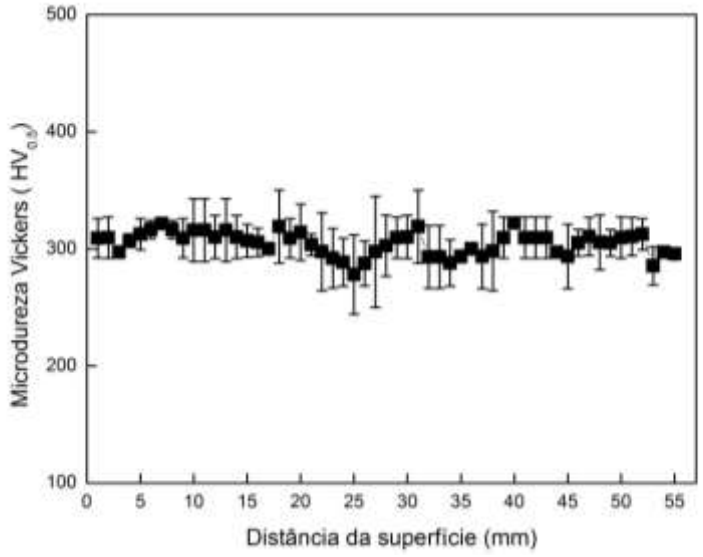


Figura IV.1 – Resultados dos ensaios de microdureza ($HV_{0.5}$) do metal de solda.

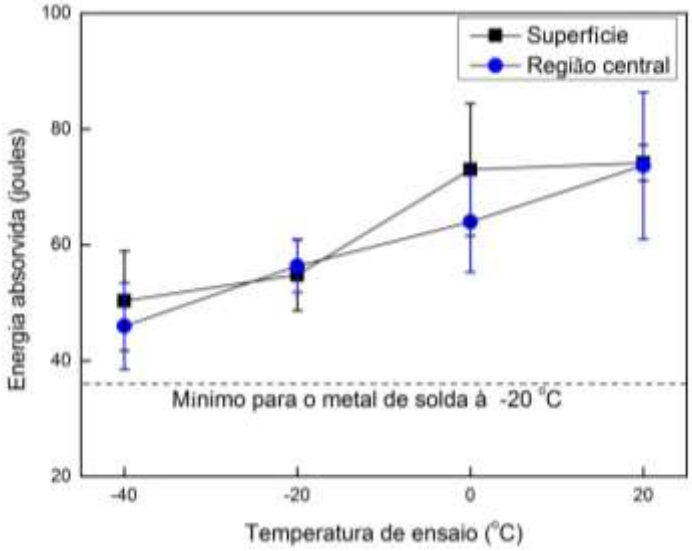
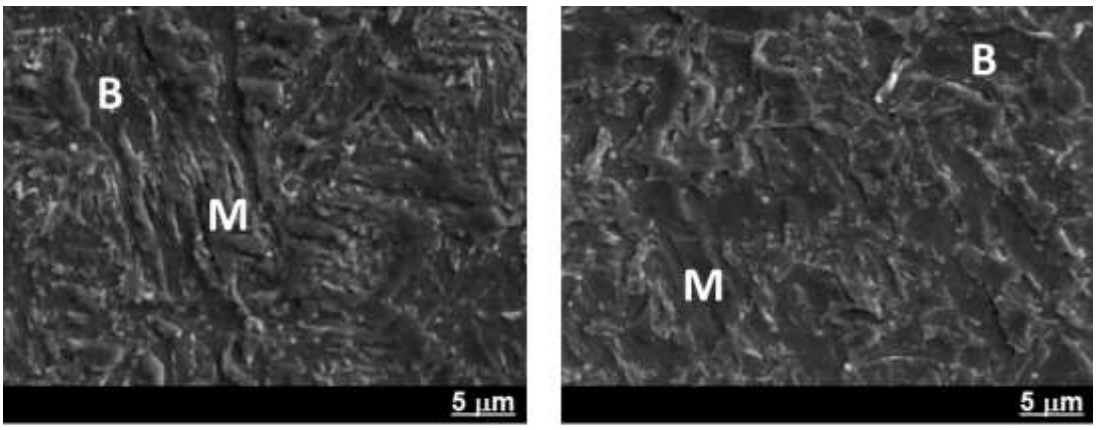


Figura IV.2 – Resultados dos ensaios de impacto Charpy-V do metal de solda.



(a) (b)

Figura IV.3 – Microestrutura do metal de solda indicando a ocorrência de martensita revenida (M) e bainita revenida (MEV). Ataque: nital 2%.
(a) superfície; (b) região central.

IV.2 – Comportamento em fadiga dos materiais

IV.2.1 – Resultados obtidos pelo método estático

De acordo com Risitano et al. [2011], os ensaios pelo método estático determinam o limite de fadiga do material, equivalente ao estabelecido pela metodologia S-N tradicional, com carga média igual a zero (R=-1). As Tabelas IV.2 e IV.3, e Figuras IV.4 e IV.5, apresentam os resultados obtidos pelo método estático, para o metal de solda e aço HY 80, respectivamente, com o limite de fadiga assinalado. Apresentam-se todos os resultados medidos durante os experimentos, os valores médios e os desvios padrão (±).

Tabela IV.2 – Limites de fadiga obtidos pelo método estático para metal de solda.

CP / ciclo	1%	1%	1%	3%	5%	Média (MPa)
D25	436	466	489	400	456	449 ± 34
D26	431	469	443	452	489	457 ± 23
D27	479	450	406	418	404	431 ± 32
D28	394	416	507	474	467	452 ± 46
Média						447 ± 30

Tabela IV.3 – Limites de fadiga obtidos pelo método estático para o aço HY-80.

CP / ciclo	1%	1%	1%	3%	5%	Média (MPa)
H3	390	350	355	375	370	368 ± 16
H4	350	340	405	400	380	375 ± 29
H5	375	380	380	375	360	374 ± 8
H6	380	385	370	390	365	378 ± 10
Ht1	390					
Ht2	380					
Ht3	360					
Ht4	355					
Média						373 ± 16

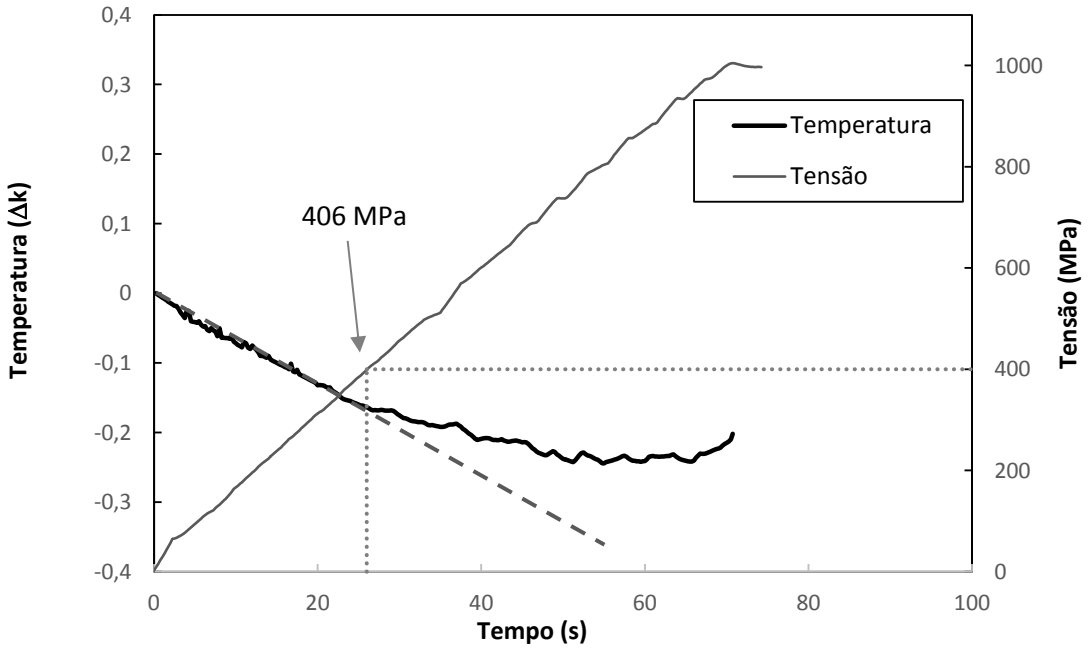


Figura IV.4 – Resultado obtido no ensaio estático para metal de solda do corpo de prova D27 no terceiro ciclo da curva de 1%. O limite de fadiga está indicado pela seta.

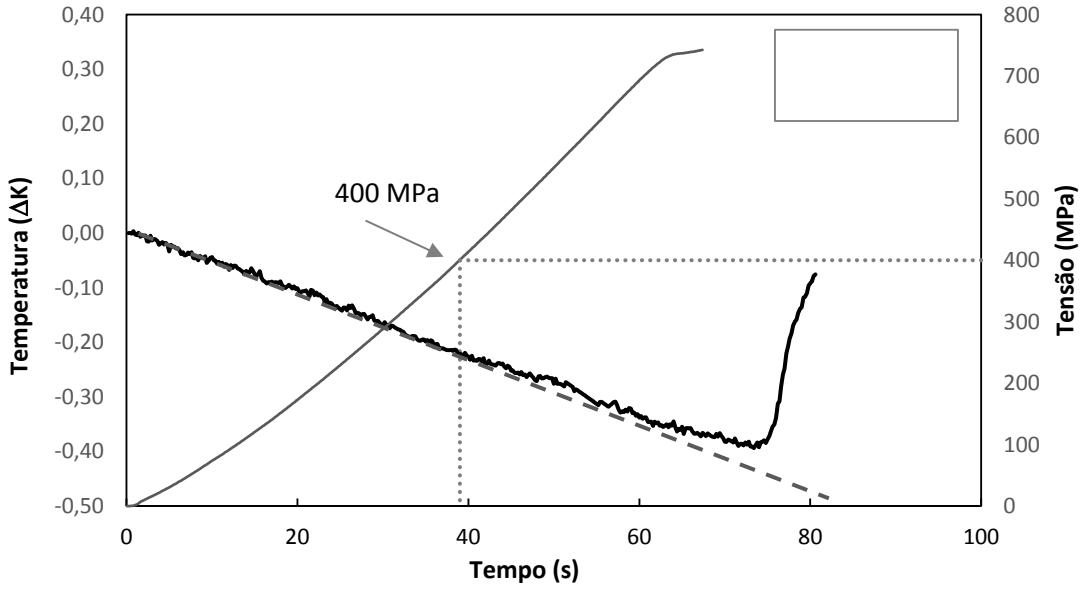


Figura IV.5 – Resultado obtido no ensaio estático para o aço HY 80 do corpo de prova CP H4 Na curva de 3%. O limite de fadiga está indicado pela seta.

IV.2.2 – Resultados obtidos pelo método cíclico

O limite de fadiga do método cíclico é obtido para as mesmas condições de razão de carga em que o ensaio é realizado, sendo necessárias correções de carga média para comparação com o método S-N tradicional [Risitano et al., 2003; La Rosa et al., 2000; Luong et al., 1995, 1998].

As Figuras IV.6 e IV.7 apresentam os diagramas representativos dos ensaios cíclicos realizados, com o destaque para as duas retas que definem o limite de fadiga. As Tabelas IV.4 a IV.8 apresentam os limites de fadiga medidos com razão de carga de cada ensaio e os valores corrigidos quanto a carga média para o metal de solda e aço baixa liga HY 80.

Tabela IV.4 – Resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados do metal de solda com R=0,1.

CP / ciclo	Ensaio R=0,1		Ajustado R=-1	
	S_e (MPa)	Média	S_e (MPa)	Média
D3	306	302 ± 11	383	377 ± 20
D4	294		361	
D19	311		392	
D25	292		358	
D26	293		360	
D28	318		405	

Tabela IV.5 – Resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados do metal de solda com R=0,5.

CP / ciclo	Ensaio R=0,5		Ajustado R=-1	
	S_e (MPa)	Média	S_e (MPa)	Média
D21	197	202 ± 7	383	388 ± 36
D22	207		361	

Tabela IV.6 – Resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados do aço HY 80 com R=-1.

CP / ciclo	Ensaio R=-1	
	S_e (MPa)	Média
H23	356	352 ± 6
H20	348	

Tabela IV.7 – Resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados em aço HY 80, com R=0,1.

CP / ciclo	Ensaio R=0,1		Ajustado R=-1	
	S_e (MPa)	Média	S_e (MPa)	Média
H3	287	281 ± 7	324	314 ± 10
H5	285		321	
H22	273		303	
H23e	277		309	

Tabela IV.8 – Resultados de limite de fadiga e razão de carga para os cps ensaiados em aço HY 80, com R=0,5.

CP / ciclo	Ensaio R=0,5		Ajustado R=-1	
	S_e (MPa)	Média	S_e (MPa)	Média
H4	190	179 ± 23*	376	329 ± 110*
H6	194		409	
H23D	152		203	

* Houve grande diferença do resultado do corpo de prova H23D, afetando a média e o desvio padrão.

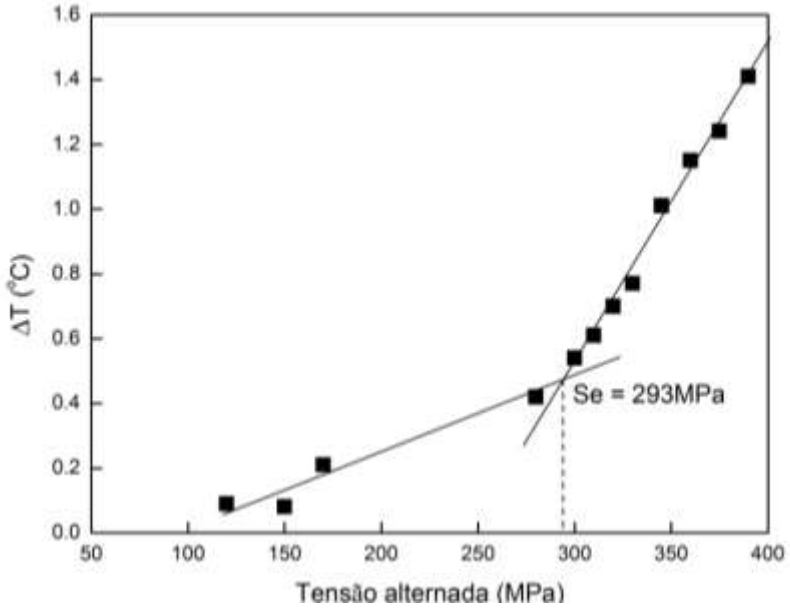


Figura IV.6 – Diagrama $\Delta\sigma x \Delta T$ para o corpo de prova D26 do metal de solda.

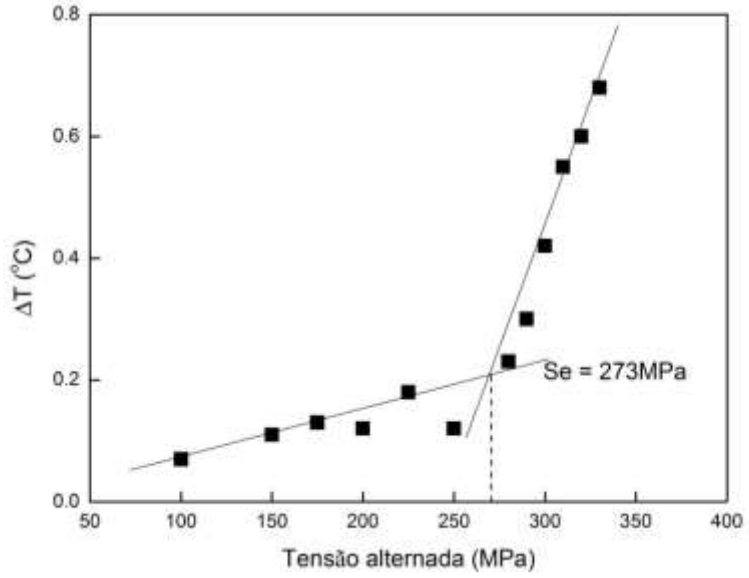


Figura IV.7 – Diagrama $\Delta\sigma x \Delta T$ para o corpo de prova H22 do aço HY 80.

IV.2.3 – Resultados calculados pelo método de energia de deformação

A seguir são apresentados os dados obtidos, segundo o método de energia de deformação [Fargione et al., 2002], onde são calculadas as vidas equivalentes para cada patamar de carregamento e nas mesmas condições do ensaio cíclico realizado. Esses pares de tensão e os respectivos números de ciclos calculados são plotados para realizar a estimativa da curva S-N. Consideram-se somente os pontos calculados para patamares de tensão alternada acima do limite de fadiga do material, para cada ensaio realizado. A curva S-N estimada considera os mesmos parâmetros do ensaio cíclico, cujas informações foram utilizadas para cálculos dos pontos de formação da curva S-N estimada, incluindo fatores como carga média.

As Tabelas IV.9 a IV.13 apresentam os resultados dos equacionamentos pelo método de energia de deformação, para um corpo de prova de cada razão de carga e material e como obtidos.

Para a correção de carga média, especificamente quanto aos ensaios realizados com razão de carga R = 0,5, observam-se cargas máximas muito acima do limite de escoamento do material, e da ordem de grandeza do limite de resistência. Uma vez que a metodologia S-N e a técnica de método de energia de estimativa de curva S-N postulam tensões macroscópicas elásticas, estes dados devem ser avaliados para descarte. Além disso, estima-se que os resultados calculados a partir de ensaios realizados com R=0,5 apresentem elevada dispersão, quando plotados com os demais.

Tabela IV.9 – Pares de patamar de tensão (MPa) x número de ciclos calculados para o corpo de prova D26 de metal de solda com razão de carga R = 0.1.

Ciclos	σ_a (MPa) R=0,1	σ_a (MPa) R=-1
49.568	300	390
43.877	310	410
38.295	320	431
35.016	330	452
26.881	345	486
32.092	360	522
27.711	375	561
24.636	390	603

Tabela IV.10 - Pares de patamar de tensão x número de ciclos calculados para o corpo de prova D21 do metal de solda com razão de carga R = 0.5.

Ciclos	σ_a (MPa) R=0,5	σ_a (MPa) R=-1
16.258	200	377
11.460	215	462
6.823	230	581

Tabela IV.11 - Pares de patamar de tensão x número de ciclos calculados para o corpo de prova H5 do aço HY 80 com razão de carga R = 0,1.

Ciclos	σ_a (MPa) R=0,1	σ_a (MPa) R=-1
133.317	300	345
106.332	310	363
95.798	320	381
85.315	330	400
72.459	340	420
69.340	350	442
61.689	360	466
25.822	370	491

Tabela IV.12 - Pares de patamar de tensão x número de ciclos calculados para o corpo de prova H4 do aço HY 80 com razão de carga R = 0,5.

Ciclos	σ_a (MPa) R=0,5	σ_a (MPa) R=-1
126.383	185	340
20.907	200	472
28.903	210	631
17.175	220	944

Tabela IV.13 - Pares de patamar de tensão x número de ciclos calculados para o corpo de prova H20 de aço HY 80 com razão de carga R = -1.

Ciclos	σ_a (MPa) R=-1
66.218	350
57.699	360
48.457	370
57.699	380
46.609	390
39.216	400
31.433	410
26.894	420

IV.2.4 – Ensaios equivalentes aos do método S-N

Foram realizados ensaios equivalentes aos do método S-N tradicional. Esses ensaios são ditos equivalentes, pois foram realizados em máquina de ensaios servo-hidráulica de carregamento axial alternado. Lembrando que a metodologia tradicional S-N foi desenvolvida a partir de ensaios de fadiga em máquina de flexão rotativa, com corpo de prova padrão polido e com carga média igual a zero (flexão pura alternada).

Os ensaios foram realizados em patamares de tensão, correspondentes às vidas estimadas pelo método de energia, nas mesmas condições dos ensaios anteriormente realizados. Os resultados são apresentados nas Tabelas IV.14 e IV.15. As Figuras IV.8 e IV.9 apresentam os diagramas com os pontos obtidos pelo método de energia, as previsões S-N e os ensaios equivalentes ao método S-N para o metal de solda com diferentes razões de carga. As Figuras IV.10 a IV.12 apresentam os diagramas plotando as mesmas informações para o aço HY 80.

Tabela IV.14 – Ensaios equivalentes ao S-N realizados para o metal de solda.

Ciclos	σ_a (MPa)	Número de ciclos		R
		Previsão	Ensaio	
D5	384	8.000	29.718	0,1
D6	398	10.000	28.826	
D7	377	20.000	40.894	
D17	341	50.000	69.913	
D8	409	3.000	1.350	
D9	395	5.000	8.699	
D10	312	200.000	95.195	
D11	312	200.000	51.791	
D12	295	500.000	709.214	
D22*	295	1.000.000	+1.600.000	
D29	341	50.000	74.500	
D20*	182	750.000	+1.000.000	0,5
D23	207	68.000	138.100	
D24	201	115.000	182.175	

* Corpos de prova não romperam

Tabela IV.15 – Ensaios equivalentes ao S-N realizados para o metal de solda.

Ciclos	σ_a (MPa)	Número de ciclos		R
		Previsão	Ensaio	
H8	312	120.000	108.438	0,1
H9	330	24.000	59.170	
H10	360	2.000	1.049	
H11	339	11.250	19.240	
H12	290	1.000.000	185.175	
H23	301	340.000	178.474	
H17	173	700.000	133.657	0,5
H16	319	300.000	398.040	-1
H18	366	57.500	170.701	
H19	338	150.000	225.627	
H21	421	10.500	14.632	
H24	420	10.750	60.522	

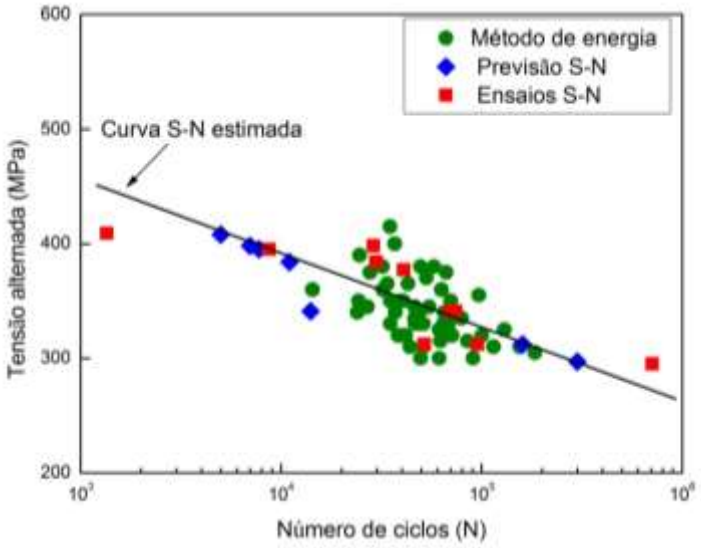


Figura IV.8 – Diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios SN e os ensaios equivalentes ao método S-N, para metal de solda grau na razão de carga de R = 0,1.

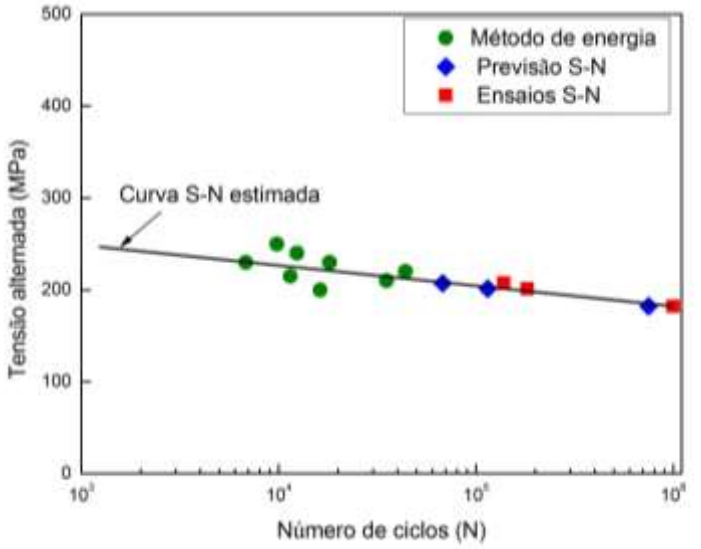


Figura IV.9 – Diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método S-N, para metal de solda na razão de carga de R = 0,5.

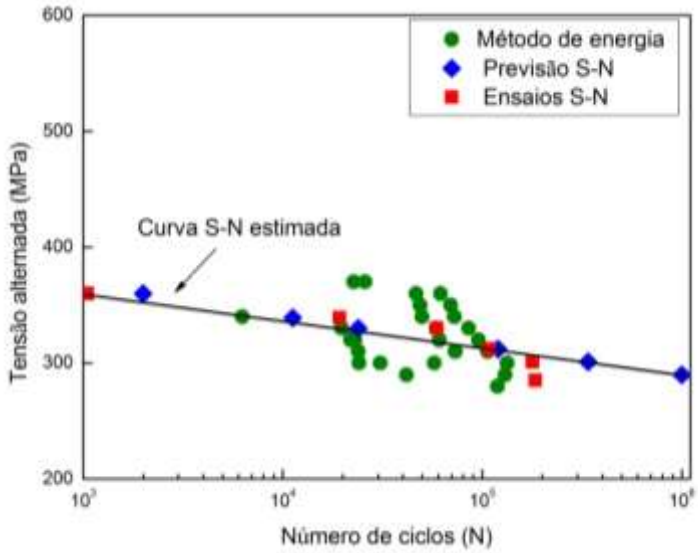


Figura IV.10 – Diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método S-N, para aço HY 80 na razão de carga de R = 0,1.

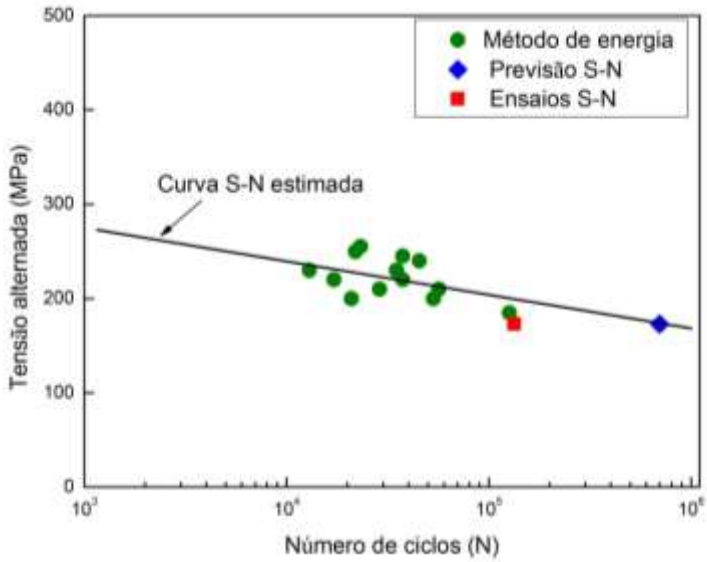


Figura IV.11 – Diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método S-N, para aço HY 80, na razão de carga de R = 0,5.

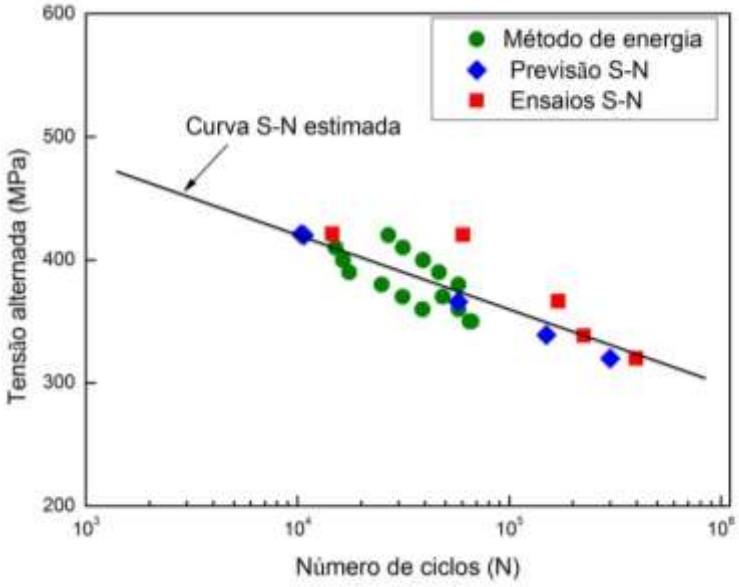


Figura IV.12 – Diagrama dos pontos obtidos pelo método de energia, com a respectiva curva S-N estimada, as previsões dos ensaios S-N e os ensaios equivalentes ao método S-N para aço HY 80 na razão de carga de R = -1.

IV.2.5 – Intensificador de tensões a fadiga (k_f)

Segundo Castro et al. [2009] a equação IV.1 determina o intensificador de tensões estático (k_t) para placas bi-entalhadas sob carregamento axial. Essa equação é baseada na razão entre o raio e a profundidade do entalhe (h/r), equivalente ao parâmetro de Inglis (α/ρ). A Figura IV.13 apresenta a placa bi-entalhada, com as grandezas e carregamento trativo representados. A Tabela IV.16 apresenta os resultados calculados.

$$K_t = C_0 + C_1 * \left(\frac{2*h}{D}\right) + C_2 * \left(\frac{2*h}{D}\right)^2 + C_3 * \left(\frac{2*h}{D}\right)^3 \quad \text{(IV.1)}$$

As constantes C0 a C3, para razão h/r entre 0,1 e 2, estão descritas nas equações IV.2 a IV.5 [Castro, et al, 2009].

$$C_0 = +0{,}850 + 2{,}628 * \sqrt{\frac{h}{r}} - 0{,}413 * \frac{h}{r} \quad \text{(IV.2)}$$

$$C_1 = -1{,}119 - 4{,}826 * \sqrt{\frac{h}{r}} + 2{,}575 * \frac{h}{r} \quad \text{(IV.3)}$$

$$C_2 = +3{,}563 + 0{,}514 * \sqrt{\frac{h}{r}} - 2{,}402 * \frac{h}{r} \quad \text{(IV.4)}$$

$$C_3 = -2{,}294 + 2{,}713 * \sqrt{\frac{h}{r}} + 0{,}240 * \frac{h}{r} \quad \text{(IV.5)}$$

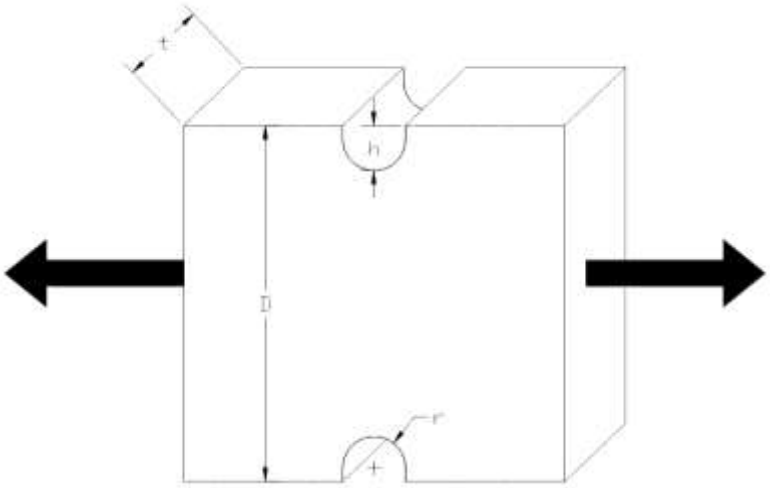


Figura IV.13 – placa bi-entalhada referência para cálculo de k_t.

Tabela IV.16 – Grandezas utilizadas para cálculo analítico de k_t.

H (mm)	R (mm)	D (mm)	C0	C1	C2	C3
2,3	10	13	2,29	-3,07	3,03	-0,77

Ainda, segundo Castro et al. [2009], o intensificador de tensões estático seria demasiadamente penalizados se fosse diretamente aplicado a carregamentos cíclicos. Para suavizar o intensificador de tensões estático deve-se utilizar a teoria de sensibilidade ao entalhe q, em função do k_t, raio do entalhe (ρ) e limite de resistência do material (S_r). A sensibilidade ao entalhe q (equação IV.7) é função do raio (ρ) e do limite de resistência do material (α - equação IV.8). A equação IV.6 suaviza o k_t em k_f. As equações estão apresentadas abaixo.

$$k_f = 1 + q * (k_t - 1) \quad \text{(IV.6)}$$

$$q = \frac{1}{1+\frac{\alpha}{\rho}} \quad \text{(IV.7)}$$

$$\alpha = 0{,}025 * (\frac{2000}{S_r}) \quad \text{(IV.8)}$$

Para determinação de qual valor de k_t deve ser utilizado nos experimentos realizados nesta tese, optou-se pela utilização do k_t calculado analiticamente, por ser menor e mais conservativo. A Tabela IV.17 apresenta os valores de k_t medidos e calculados, enquanto a Tabela IV.18 apresenta o valor de q e de k_f calculados.

Tabela IV.17 – valores de k_t determinados pelos métodos DIC, TSA, MEF e analítico.

Método	DIC	TSA	MEF	Analítico
Média	1,23	1,45	1,3	1,2
Desvio padrão	0,07	0,06	*	*

* não aplicável

Tabela IV.18 – valores de k_t, q e k_f para os dois materiais utilizados nessa tese

K_t	q	k_f
1,2	0,98	1,19

IV.3 – Nivelamento dos dados obtidos

Nessa tese foram comparados resultados obtidos a partir de diferentes métodos e parâmetros de ensaios. A referência de base, para a qual todos os dados foram corrigidos, foi equação tradicional S-N, calculada a partir do limite de resistência dos materiais, ajustada à condição de realização dos ensaios (carregamento cíclico axial e corpos de prova não padronizados). Definiu-se essa técnica como linha de base por estar consolidada no meio acadêmico, além de ter os parâmetros de correção às diferentes condições de operação de peças reais em serviço e ensaios, também bastante discutidos.

O procedimento para equalização de resultados considerou a técnica responsável pela obtenção dos dados, fatores redutores de vida em fadiga, razão de carga de realização do ensaio e o intensificador de tensões atuante.

As fontes dos dados a serem equalizados são as seguintes:

- Curva S-N tradicional, obtida a partir do limite de resistência medido do material, corrigido para as condições do ensaio.
- Limite de fadiga obtido pelo método estático, corrigido para as condições do ensaio.
- Limite de fadiga obtido pelo método cíclico, corrigido para R = -1.
- Curva SN obtida pelo método de energia, corrigida para R = -1 e por k_f.
- Ensaios equivalentes ao S-N tradicional, corrigidos para R=-1 e por k_f.

IV.3.1 – Curva S-N tradicional corrigida para as condições dos ensaios

Conforme descrito anteriormente e citado por Shigley [1971] e Castro et al. [2009], na ausência de dados experimentais, a curva tradicional S-N pode ser calculada a partir do equacionamento do limite de resistência do material. Ainda segundo Shigley [1971] e Castro et al., [2009] deve-se ajustar a curva S-N padrão, aos fatores redutores da vida em fadiga, devido às condições reais das peças, e no caso desta tese, às condições nas quais os ensaios foram realizados. A partir dos resultados dos limites de resistência medidos e dos coeficientes redutores de vida em fadiga, pode-se obter os limites de fadiga e os índices da curva S-N.

A Tabela IV.19 apresenta o limite de resistência e os fatores redutores da vida em fadiga para os dois materiais e a Tabela IV.20 apresenta os limites de fadiga e os coeficientes utilizados na curva S-N, conforme equação (II.5) do método.

Tabela IV.19 – Limite de resistência e fatores redutores da vida em fadiga, para os materiais utilizados.

Material	S_r	k_a	k_b*	k_c	K_d*	K_e*
Metal de solda	888 MPa	0,88	1	0,9	1	1
Aço HY-80	721 MPa	0,9	1	0,9	1	1

* conforme descrito no Item II.2 e em Castro et al. [2009], o fator definido para carregamento axial (k_b) é igual a 1, o ensaio será considerado em temperatura sem alterações significativas que alterem o limite de resistência, sendo k_d = 1 e o fator de confiabilidade será também considerado igual a 1, para não interferir nos resultados das análises.

Tabela V.20 – Limites de fadiga, expoente b e constante C, para a curva tradicional S-N e materiais utilizados.

Material	S_l	S_e'	Expoente b	Coeficiente C
Metal de solda	799	354	8,47	$3{,}96 \times 10^{27}$
Aço HY80	649	293	8,69	$2{,}71 \times 10^{27}$

IV.3.2 – Correção do limite de fadiga obtido pelo método estático

Segundo a literatura [Luong, 1995; De Finis, 2015; Paiva, 2018; Risitano et al., 2010, 2011; Clienti et al., 2010; La Rosa et al., 2000; Fargione et al., 2002], o limite de fadiga obtido pelo método estático (S_e'), corresponde ao limite de fadiga calculado pelo método S-N tradicional.

Shigley [1971] e Castro et al. [2009] definem o limite de fadiga, e a gama de tensão alternada, a partir da qual não há danos em carregamentos cíclicos. Para aços esse limite é associado a 1.000.000 ciclos.

Uma vez que a linha de base desta tese considera a curva S-N ajustada para às condições dos ensaios, e estas estão considerando correções de S_e' por k_a, k_b e k_c, para obter-se S_e, faz-se necessária a realização das mesmas correções para o limite de fadiga (S_e) obtido pelo método estático, multiplicando-se pelos parâmetros apresentados na Tabela IV.19. A Tabela IV.21 apresenta os valores medidos e corrigidos para os dois materiais.

Tabela IV.21 – Limite de fadiga obtido pelo método estático e valores corrigidos

Material	S_e (MPa)	S_e corrigido (MPa)
Metal de solda	447 ± 30	356 ± 24
Aço HY-80	373 ± 16	303 ± 13

IV.3.3 – Correção do limite de fadiga obtido pelo método cíclico

Segundo a literatura [Risitano et al., 2010; La Rosa et al., 2000; Luong et al., 1995, 1998], o limite de fadiga obtido pelo método cíclico (método rápido de Risitano) resulta em valores correspondentes ao limite de fadiga na condição de operação das peças reais, e no caso desta tese, nas condições de realização dos ensaios. Nesta tese foram realizados ensaios em máquina servo-hidráulica de fadiga, cujo carregamento é axial alternado. Parte significativa dos ensaios foi realizada com carga

média diferente de zero, o que influi diretamente na razão de carga e consequentemente no limite de fadiga [Shigley, 1971; Castro et al., 2009]. Segundo Castro et al. [2009], cargas médias compressivas são benéficas para a vida em fadiga e cargas médias trativas são deletérias, aumentando e reduzindo os limites de fadiga, respectivamente.

Sendo assim, infere-se que o limite de fadiga a uma razão de carga diferente de R=-1, deva ser equacionado como uma tensão alternada atuante. Portanto, calcula-se a tensão média correspondente ao limite de fadiga calculado pelo método cíclico. O objetivo é calcular a tensão alternada equivalente, ou no caso o limite de fadiga equivalente, que resulte na mesma resistência limite de fadiga, se o ensaio fosse realizado à razão de carga R=-1.

A correção quanto à carga media, para obter a tensão alternada equivalente, ou o limite de fadiga equivalente, foi definida pelo ajuste das curvas S-N estimada e os dados dos ensaios equivalentes ao método S-N tradicional, que serão apresentados no próximo ítem deste capítulo. Foi utilizada a equação elíptica (equação II.10), por ser indicada a apresentar melhores ajustes aos dados experimentais [Castro et al., 2009] com os expoentes apresentados na Tabela IV.23. A Tabela IV.24 apresenta as médias dos limites de fadiga obtidos pelo método cíclico, as respectivas razões de carga e os valores ajustados para metal de solda e aço HY 80.

Tabela IV.22 – Expoentes da equação de ajuste de carga média

Material	*r*	*S*
Metal de solda	1	1,8
Aço HY-80	1	3,0

Tabela IV.23 – Médias dos limites de fadiga obtidos pelo método cíclico (S_e), as respectivas razões de carga (R) e os valores ajustados para R=-1, para os materiais.

Material	R	Se (MPa)	Se corrigido (MPa)
Metal de solda	0,1	302 ± 11	377 ± 20
	0,5	202 ± 7	388 ± 36
Aço HY 80	0,1	281 ± 7	314 ± 10
	0,5	179 ± 23	329 ± 110
	-1	352 ± 6	N/A(*)

(*) Não há necessidade de correção neste caso

IV.3.4 – Correção da curva S-N estimada pelo método de energia

A literatura [Crupi, 2015; Fargione et al., 2002; Vieira, 2016; Paiva et al., 2017, 2018 e 2020] registra que pode ser possível utilizar o método de energia de deformação como uma metodologia para estimar a curva S-N de materiais. Essa estimativa é realizada a partir do equacionamento dos dados obtidos durante a realização do método cíclico, para patamares de tensão acima do limite de fadiga do

material, medidos no referido ensaio e na mesma razão da carga. A técnica, conforme descrito anteriormente, estima vidas correspondentes aos patamares de tensão utilizados no ensaio cíclico, que resultariam em falha do corpo de prova, caso o ensaio fosse realizado integralmente no mesmo patamar.

Para correção desses dados quanto à carga média, aplicou-se também a equação elíptica, utilizando-se os expoentes apresentados na Tabela IV.23.

Deve-se avaliar a influência do intensificador de tensões na vida total do componente. Segundo a metodologia utilizada para estimar-se a curva S-N, o parâmetro ϕ (equação II.21) é aplicado para quantificar o dano de cada patamar, dano total, e posteriormente sendo associado para determinar o numero de ciclos que cada patamar de tensão alternada resistiria. Com isso, entende-se que o número total de ciclos utilizado no equacionamento descrito, se afetado por algum fator como um intensificador de tensões a fadiga, também afetaria a vida associada a cada patamar de tensão alternada. Embora a medição de temperatura seja realizada em ponto central da seção reduzida do corpo de prova, não sendo afetada pelo intensificador de tensões (Figura IV.14), certamente o número de ciclos que o corpo de prova resiste antes da ocorrência da falha tem influência do k_f.

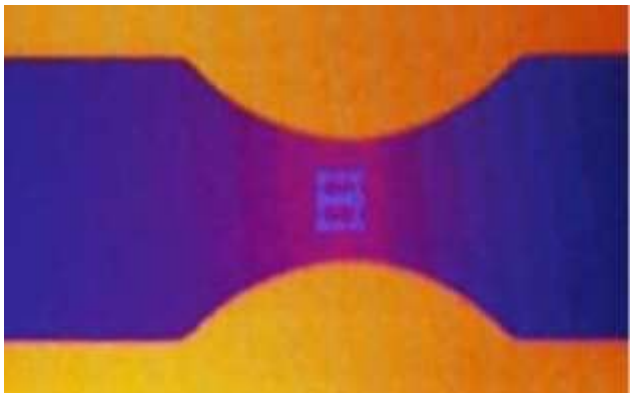


Figura IV.14 – Ponto de medição de temperatura utilizado nos ensaios termográficos.

Uma aproximação razoável, realizada nesta tese, é utilizar a equação S-N inicialmente estimada pelo método de energia, para promover as correções. Calcula-se a tensão que resultaria no número de ciclos calculado no método de energia. Essa tensão calculada é dividida por k_f. A partir da tensão obtida, calcula-se o número de ciclos corrigido, o qual deve ser combinado com o patamar de tensão inicialmente utilizado no método cíclico.

Entende-se que a tensão máxima experimentada pelo ponto crítico do corpo de prova seria menor, e consequentemente a vida seria maior, caso o corpo de prova não apresentasse um intensificador de tensões.

Embora esta consideração não esteja relatada na literatura pesquisada, optou-se nesta tese por utilizar essa correção pois o método de energia faz o somatório da energia de deformação (equação II.17), por todos os ciclos os quais o corpo de prova resiste antes da falha, restritos aos patamares acima do limite de fadiga. Para equacionamento ainda, é utilizado o parâmetro ϕ (equação II.20), que é a integral da curva de temperatura em função do numero de ciclos.

As equações utilizadas para as devidas aproximações estão especificadas abaixo, respectivamente para o metal de solda grau R4 e para o aço HY 80. A partir de cada número de ciclos calculado pelo método de energia (N_f), calcula-se a tensão segundo as equações das curvas S-N inicialmente estimadas (equações IV.9 e IV.10). A tensão obtida é dividida por k_f. A partir do novo valor de tensões, obtém-se a correção do número de ciclos associado (equações IV.11 e IV.12). O resultado é combinado com o patamar de tensão inicial associado os N_f. Os dados são então plotados e acurva S-N estimada e corrigida é obtida.

$$S_a = 1743{,}1 * N_f{}^{-0{,}125} \quad \text{para metal de solda} \quad \text{(IV.9)}$$

$$S_a = 899{,}53 * N_f{}^{-0{,}082} \quad \text{para aço HY 80} \quad \text{(IV.10)}$$

$$N_f = \left(\frac{S_a/k_f}{1743{,}1}\right)^{-\frac{1}{0{,}125}} \quad \text{para metal de solda} \quad \text{(IV.11)}$$

$$N_f = \left(\frac{S_a/k_f}{899{,}53}\right)^{-\frac{1}{0{,}082}} \quad \text{para aço HY 80} \quad \text{(IV.12)}$$

A Figura IV.15 mostra os pares tensão x vida estimada pelo método de energia com e sem a correção proposta, as curvas S-N estimadas com e sem a correção, e os resultados dos ensaios equivalentes ao S-N para o metal de solda com razão de carga R=0,1.

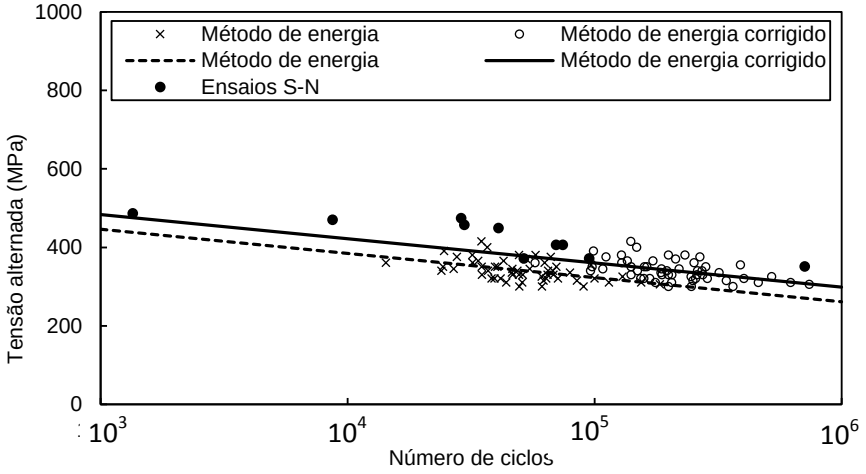


Figura IV.15 – Curvas e pontos estimados com e sem correção de k_f, e pontos correspondentes aos ensaios equivalentes ao S-N realizados, para metal de solda e R=0,1.

A Figura IV.16 mostra os pares tensão x vida estimada pelo método de energia com e sem a correção proposta, a curva S-N estimada com e sem a correção, e os resultados dos ensaios equivalentes ao S-N para aço HY 80 com razão de carga R = 1. Adicionalmente, foram inseridos neste diagrama os ensaios equivalentes ao S-N realizados com razão de carga 0,1 corrigidos pela equação elíptica (equação II.10)

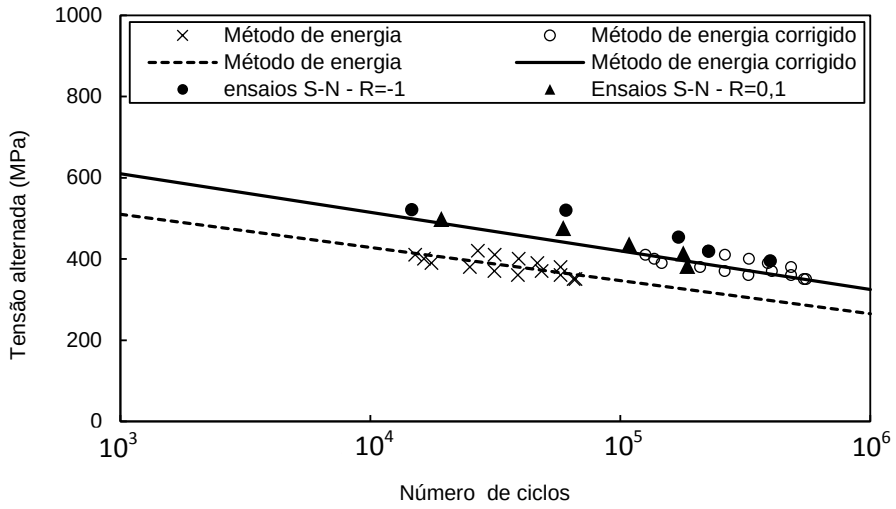


Figura IV.16 – Curvas e pontos estimados com e sem correção de k_f, e os pontos correspondentes aos ensaios equivalentes ao S-N realizados, para aço HY 80 e R=-1.

Observa-se em ambos os casos boa correlação entre os dados corrigidos das curvas S-N estimadas e os ensaios S-N, indicando adequação da correção proposta.

IV.3.5 – Correção dos ensaios equivalentes ao S-N

A validação dos experimentos anteriores foi realizada por ensaios equivalentes aos da metodologia S-N tradicional. Estes ensaios foram realizados nas mesmas condições que os ensaios termográficos cíclicos, portanto necessitando de correções quanto à carga média e intensificador de tensões a fadiga (k_f).

Deve-se ressaltar que estes ensaios foram fundamentais na definição da equação de cálculo da tensão alternada equivalente e respectivos expoentes a serem utilizados, para promover os ajustes das curvas aos dados experimentais equivalentes aos ensaios S-N, a partir da indicação de Castro et al. [2009] quanto à utilização da equação elíptica para ajuste de dados experimentais.

Inicialmente, corrigiu-se para carga média, obtendo-se tensões alternadas equivalentes. Utilizando expoentes apresentados na Tabela IV.22, os resultados foram corrigidos por k_f para equivalência com os demais dados desta tese. Os resultados estão apresentados nas Tabelas IV.24 e IV.25 para o metal de solda e para o aço HY 80, respectivamente.

Tabela IV.24 - Tensões alternadas (σ_a), razão de carga (R) e valores corrigidos para as tensões atuantes nos cps dos ensaios equivalentes ao S-N e a vida do ensaio para o metal de solda.

CP	σ_a (MPa)	R	σ_a corrigido (MPa)	Vida
D5	384	0,1	654	29.718
D6	398		698	28.826
D7	377		634	40.894
D17	341		537	69.913
D8	409		734	1.350
D9	395		689	8.699
D10	312		469	95.195
D11	312		469	51.791
D12	295		432	709.214
D22*	295		432	+1.600.000
D29	341		537	74.500
D20*	182	0,5	357	+1.000.000
D23	207		492	138.100
D24	201		457	182.175

IV.3.6 – Apresentação dos dados em conjunto

Até este ponto foram realizadas propostas de ajuste dos dados medidos e calculados. Este item propõe a verificação conjunta dos referidos resultados corrigidos, para apresentar uma visão global e conjunta entre eles, mostrando a convergência das análises.

A Figura IV.17 apresenta as curvas S-N obtidas pelos métodos tradicional e estimada para metal de solda, a partir dos ensaios cíclicos realizados com R=0,1. No mesmo diagrama estão plotados os ensaios equivalentes ao S-N e os limites de fadiga calculados pelos métodos estático e cíclico. Observa-se boa correlação entre os resultados, mostrando uma tendência da adequação dos métodos termográficos e metodologia utilizada nesta tese para metal de solda.

Tabela IV.25 – Tensões alternadas (σa), razão de carga (R) e valores corrigidos para as tensões atuantes nos cps dos ensaios equivalentes ao S-N e a vida do ensaio para o aço HY 80.

CP	σ_a (MPa)	R	σ_a corrigido (MPa)	Vida
H8	312	0,1	436	108.438
H9	330		476	59.170
H10	360		554	1.049
H11	339		498	19.240
H12	290		382	185.175
H23	301		413	178.474
H17	173	0,5	328	133.657
H16	319	-1	395	398.040
H18	366		453	170.701
H19	338		419	225.627
H21	421		521	14.632
H24	420		520	60.522

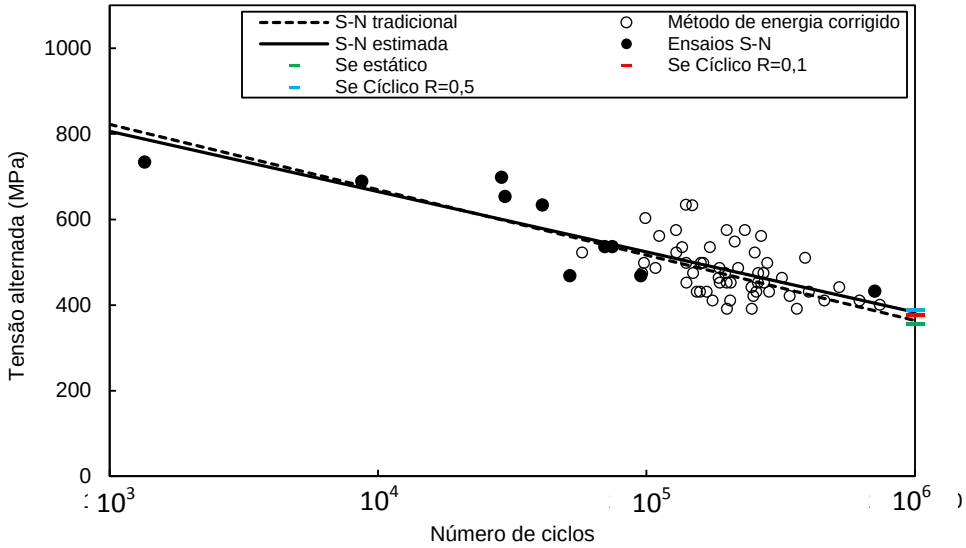


Figura IV.17 – Diagrama com dados referente ao metal de solda nas mesmas condições da curva S-N tradicional, ajustada ao ensaio.

Ressalta-se que os ensaios realizados à razão de carga 0,5 resultaram em espalhamento e dispersão elevados, fruto das tensões máximas e tensões alternadas equivalentes acima do limite de escoamento e da ordem de grandeza do limite de resistência. A ocorrência de tensões máximas tão elevadas modifica o campo de tensões no entorno do entalhe e da seção reduzida pela ação da plastificação. Adicionalmente o método S-N só é válido em tensões macroscópicas nominais elásticas [Shigley, 1971; Castro et al., 2009]. Os ensaios realizados a R = 0,5 não foram considerados para elaboração da estimativa de curva S-N.

A Figura IV.18 mostra as curvas S-N obtidas pelos métodos tradicional e estimada, para aço HY 80, a partir dos ensaios cíclicos realizados com R = -1. No mesmo diagrama estão plotados os ensaios equivalentes ao S-N e os limites de fadiga calculados pelos métodos estático e cíclico.

Optou-se pela estimativa da curva S-N pelo método de energia ser realizada a partir dos dados dos ensaios cíclicos realizados a razão de carga R = -1, já que esta é a mesma razão de carga dos ensaios tradicionais S-N, não sendo necessária a correção da carga média.

Nota-se boa correlação entre os dados obtidos pela metodologia tradicional, os limites de fadiga obtidos pela técnica termográfica estática e pela técnica cíclica, para as 3 razões de carga dos ensaios. A grande dispersão e diferença para os pontos estimados para curva S-N, obtidos a partir dos ensaios a R = 0,5 é justificada pelas tensões elevadas, acima do limite de escoamento do material, estando fora da faixa de

abrangência da metodologia tradicional S-N [Shigley, 1971; Castro et al. 2009].

A curva calculada pela metodologia tradicional S-N e a curva estimada pelo método de energia, a partir dos ensaios a R = -1, apresentaram boa correlação, indicando adequação das técnicas utilizadas. Vale também para R = 0,1.

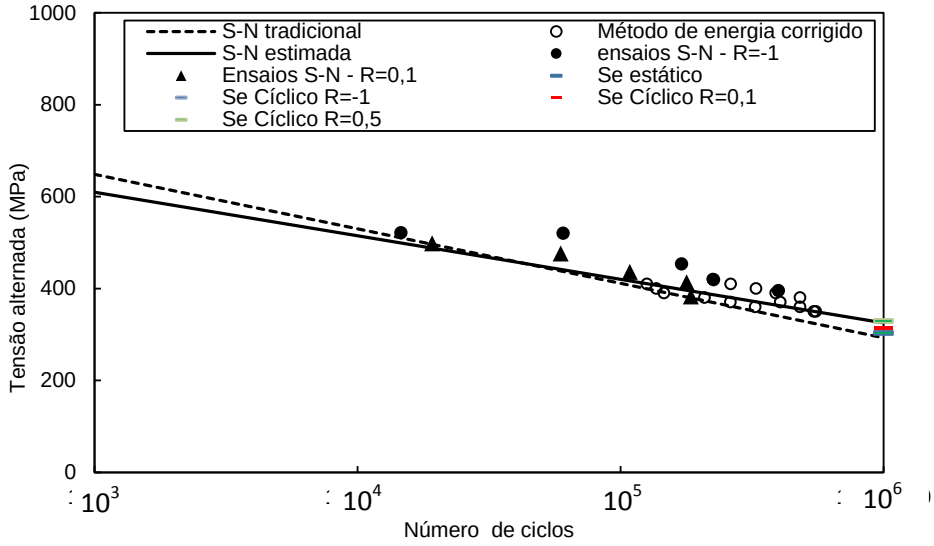


Figura IV.18 – diagrama com dados referente ao aço HY 80, nas mesmas condições da curva S-N tradicional, ajustada ao ensaio.

CAPÍTULO V

DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

V.1 – Comportamento mecânico do metal de solda

A composição do metal de solda (Tabela III.1) indica que é esperada uma elevada resistência à tração devido ao valor de 0,28 calculado para o parâmetro denominado Pcm (Pcm = C + Si/30 + Mn/20 + Cu/20 + Ni/60 + Cr/20 + Mo/15 +V/10 + 5B), parâmetro desenvolvido para avaliar a temperabilidade de aços de alta resistência [Jorge et al.,2021]. O carbono equivalente foi utilizado como referência para permitir a comparação com resultados obtidos em outros trabalhos, a fim de racionalizar o efeito de diferentes composições químicas em um único parâmetro, conforme recomendado por Karlsson et al. [2014].

Neste trabalho, foi obtida uma resistência à tração atendendo o requerido (Tabela IV.1) mesmo após o tratamento térmico pós-soldagem (TTPS). Embora o TTPS possa contribuir para melhorar a resistência à fadiga e prolongar a vida útil devido ao alívio de tensões [Wu et al., 2020], porque as tensões residuais são um fator influente na estimativa de vida residual das amarras de ancoragem [Zarandi et al., 2020], este procedimento geralmente causa uma diminuição do limite de resistência devido ao revenido adicional (Figura V.1). No entanto, este efeito não é significativo para metais de solda de aço de alta resistência [Jorge et al., 2015, 2019; Gomes et al., 2013, 2019, 2020; Bauné et al., 2006; Rabiei et al., 2017]. Quando comparado com os resultados obtidos em trabalho anterior [Jorge et al., 2015] na condição como soldado, o limite de resistência obtido é apenas 8% menor, mesmo utilizando condições conservadoras (maior espessura) que induzem uma menor taxa de resfriamento.

Esses resultados indicam uma microestrutura contendo constituintes como bainita e martensita ao longo da espessura, conforme mostrado por M.E.V. (Figura IV.3). Como esperado, a elevada temperabilidade do metal de solda proporcionou uma microestrutura homogênea de todo o metal de solda [Jorge et al., 2015; Karlsson et al., 2014; Gomes et al., 2019; Lord et al., 1999; Keehan et al., 2010].

Em relação à tenacidade ao impacto, a Figura V.2 mostra que os resultados estão de acordo com os esperados para metais de solda com carbono equivalente semelhante [Gomes et al., 2019; Jorge et al., 2015, 2019].

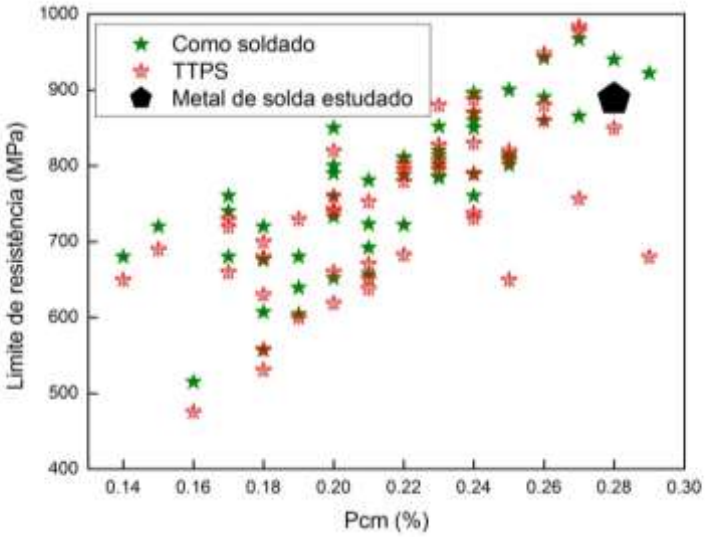


Figura V.1 – Evolução do limite de resistência com o parâmetro Pcm dos metais de solda depositados pelo processo eletrodo revestido [Bauné et al., 2006; Jorge et al., 2015, 2019, 2021; Gomes et al., 2013, 2019, 2020; Karlsson et al., 2014; Surian et al., 2010; Rawashdeh et al., 2022;Keehan et al., 2010; Lord et al., 1999].

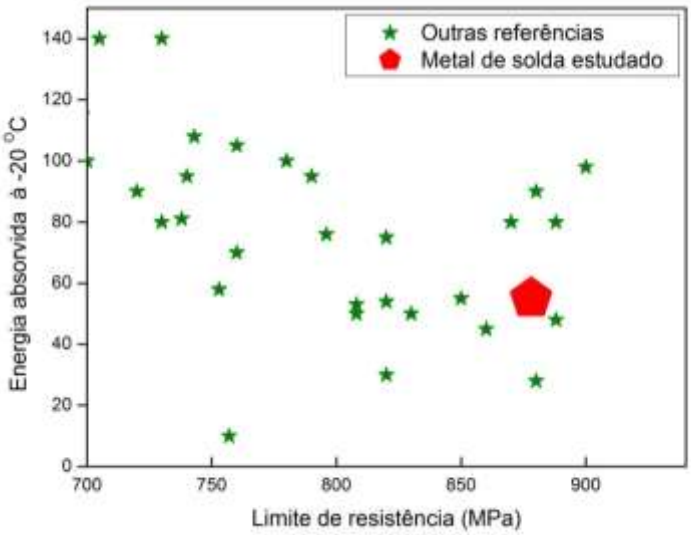


Figura V.2 – Relação entre o limite de resistência e tenacidade ao impacto de metais de solda obtidos pelo processo eletrodo revestido após TTPS [Jorge et al., 2015,2019; Surian et al., 2010; Gomes et al., 2013,2019,2020; Bauné et al., 2006; Farneze et al., 2010].

A análise da microestrutura e das propriedades mecânicas em diferentes regiões teve como objetivo mostrar que o metal de solda pode ser considerado homogêneo ao longo da espessura. Isso é observado porque são notadas apenas pequenas diferenças nas propriedades mecânicas entre as regiões (Figuras IV.1 e IV.2). Essas diferenças são inevitáveis. Porque os metais de solda multipasse são compostos por regiões colunares e regiões reaquecidas, apresentando grãos colunares e recristalizados, respectivamente, devido ao efeito de reaquecimentos sucessivos e múltiplos [Jorge et al., 2021]. Entretanto, a microestrutura constituída por

produtos de transformação em temperatura mais baixa, devido à alta temperabilidade, minimiza esta diferença para metais de solda de aços de alta resistência. Isto contribui para reduzir as diferenças de propriedades mecânicas e as diferenças dos parâmetros a serem considerados para fadiga.

V.2 – Comportamento em fadiga dos materiais

V.2.1 – Metodologia para definição do desenho dos corpos de prova de fadiga

A definição de geometria do corpo de prova e o processo de fabricação foram desenvolvidos simultaneamente, sendo norteadas pelos materiais a serem testados, configuração da junta soldada e pelos ensaios aos quais esses corpos de prova foram submetidos.

A definição da geometria dos corpos de prova para os ensaios de fadiga teve como finalidade direcionar a falha para o metal de solda, visto que na junta soldada estudada o metal de base apresentou menores resistências mecânica que o metal de solda e consequentemente menores resistências à fadiga. Com isso seria imprescindível que o corpo de prova possuísse seção reduzida usinada de tal forma que atendesse à duas condições: a seção reduzida deve ser formada somente por metal de solda e deve ser capaz de promover na região da solda os níveis de tensão mais elevados para que o dano a fadiga se concentre nessa mesma região.

Para definição da geometria mais adequada dos corpos de prova, foram estudadas 4 geometrias diferentes (Figura V.3) através de ensaios termográficos cíclicos, sendo realizados testes progressivos em relação à redução da área.

A primeira geometria testada (Geometria 1) não apresenta seção reduzida, enquanto a segunda geometria (Geometria 2) apresenta modificação reduzindo a seção crítica de 13 mm para 10 mm, com raio de adoçamento de 300 mm. As outras duas geometrias, denominadas Geometria 3 e Geometria 4, apresentam seção reduzida com 6 mm, diferindo apenas o raio de adoçamento entre a aresta do corpo de prova e a seção reduzida, respectivamente 100 mm e 10 mm.

A Geometria 1 não apresenta seção reduzida, estando a tensão uniformemente aplicada ao corpo de prova. Durante a realização do ensaio termográfico cíclico, observou-se que o ponto crítico, representado pelo maior incremento de temperatura, estava localizado no metal de base, o que provocou a falha exatamente no ponto de maior temperatura. A Figura V.4 apresenta a imagem do corpo de prova representativo desta geometria.

Em uma análise preliminar, verificaram-se somente dois patamares de tensão alternada na região do metal de solda, antes da ocorrência da falha do corpo de prova, inviabilizando o ensaio e definindo não ser esta a geometria adequada.

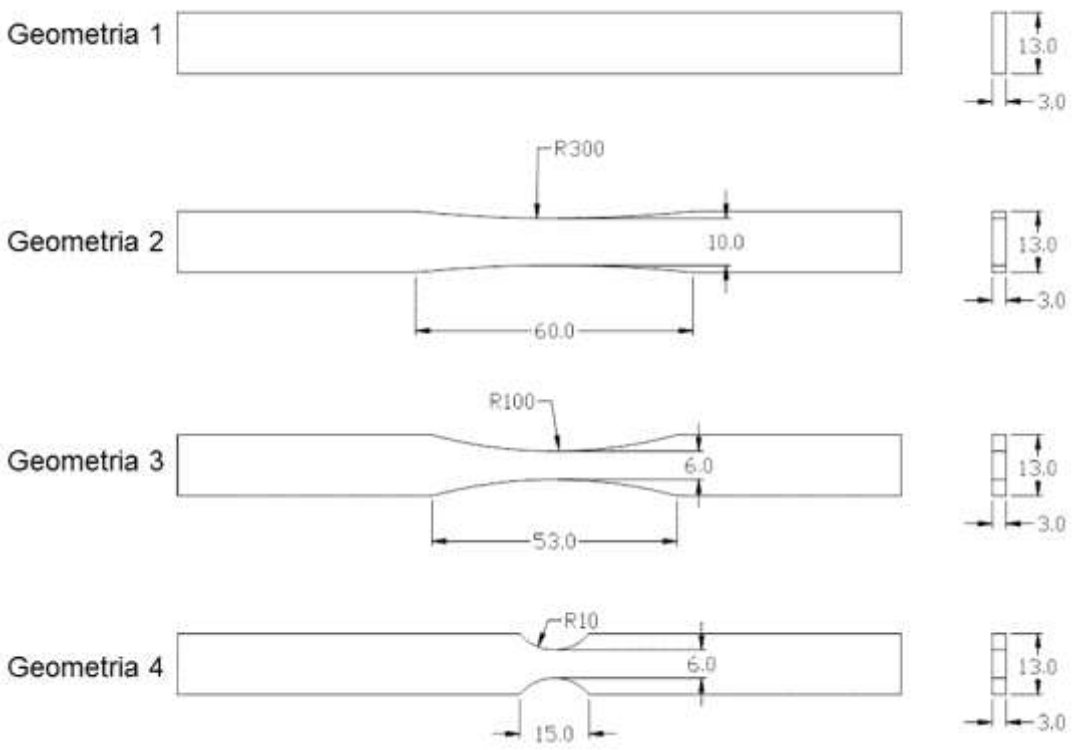


Figura V.3 – Geometrias dos corpos de prova avaliadas e testadas.

A Geometria 2 apresenta seção reduzida de 13 para 10 mm, contendo somente metal de solda e estando a tensão concentrada no centro do corpo de prova. Durante a realização do ensaio termográfico cíclico, foi verificado o direcionamento do ponto crítico para o centro do metal de solda. Entretanto a falha inicial (ponto 1) do corpo de prova ocorreu na região de contato com a garra (região não monitorada pela câmera térmica). Após a falha do corpo de prova, o mesmo foi reposicionado e o ensaio reiniciado. A segunda falha (ponto 2) ocorreu no centro da seção reduzida. A falha inicial não sendo no centro do metal de solda, não resultou em suficientes patamares de tensão acima do limite de fadiga (somente 2) e não possibilita a utilização do método de energia para estimativa da curva S-N. A Figura V.5 apresenta a imagem do corpo de prova representativo desta geometria.

Devido a concorrência entre criticidades à fadiga entre a seção reduzida do metal de solda e o ponto de contato da garra com a parte do corpo de prova com metal base, decidiu-se por desconsiderar essa geometria e aumentar o grau de redução de seção do corpo de prova para evitar a possibilidade de ocorrência da falha fora da seção reduzida do metal de solda.

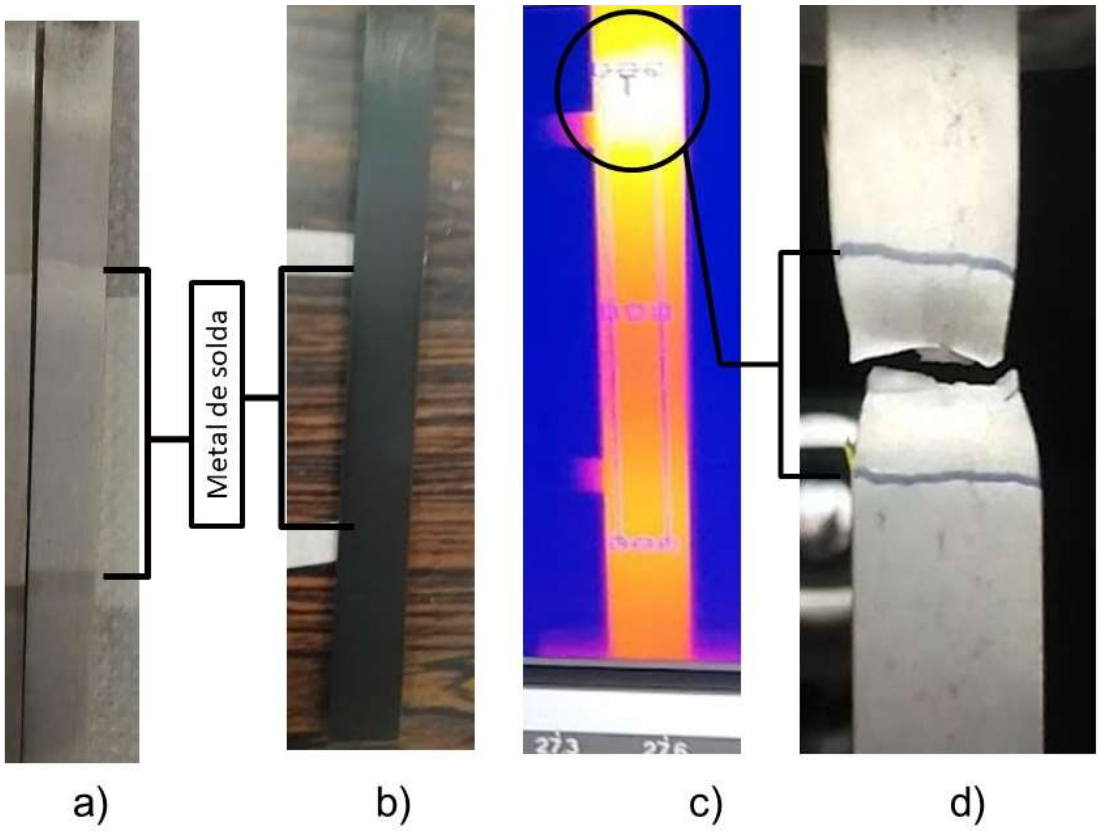


Figura V.4 – Corpo de prova representativo da geometria 1 sem seção reduzida. (a) com ataque químico antes do ensaio; (b) com pintura preta fosca, (c) imagem termográfica durante o ensaio; (d) corpo de prova fraturado após ensaio.

A Geometria 3 apresenta seção reduzida de 13 para 6 mm, também integralmente formada por metal de solda. Durante a realização do ensaio termográfico cíclico, foi observada a ocorrência do pico de temperatura no centro da seção reduzida, assim como a falha do final do corpo de prova. Desta forma, observou-se uma tensão máxima no centro do corpo de prova suficiente para ocorrência da falha, no metal de solda. A Figura V.6 apresenta a imagem do corpo de prova representativo desta geometria.

A Geometria 4 apresenta seção reduzida de 13 para 6 mm, e raio de 20 mm, representando uma seção reduzida de menor comprimento. Da mesma forma que a Geometria 3, durante o ensaio termográfico cíclico, esta geometria de corpo de prova apresentou pico de temperatura concentrado no centro da seção reduzida, mostrando-se igualmente adequado à utilização para termográficos cíclicos, com intenção de ocorrência da fratura no centro do mesmo. A Figura V.7 apresenta detalhes do corpo de prova.

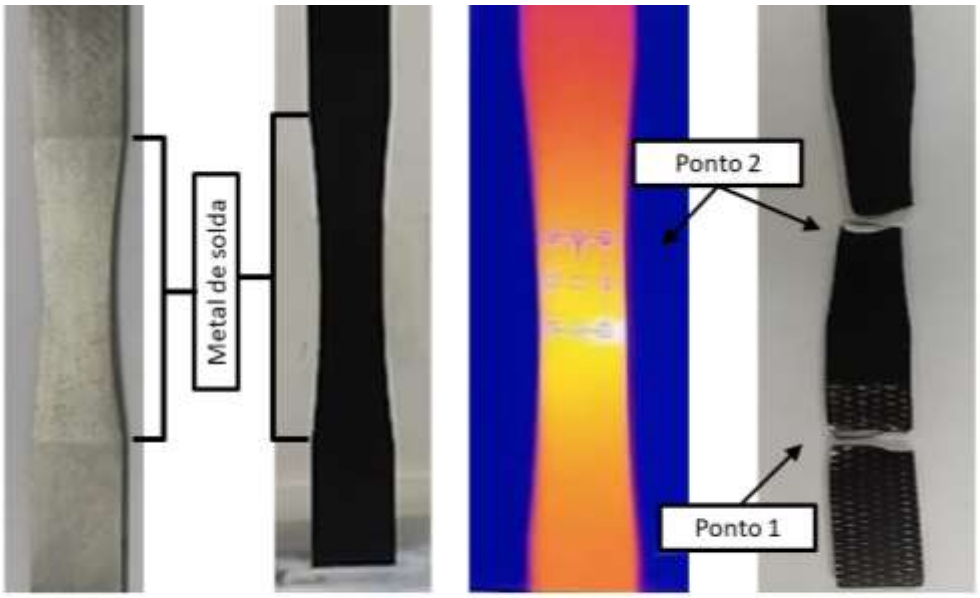


Figura V.5 – Corpo de prova representativo da geometria 2 com seção reduzida de 10 mm de largura. (a) com ataque químico para destacar o metal de solda antes do ensaio; (b) com pintura preta fosca; (c) imagem termográfica do corpos de prova durante o ensaio; (d) corpo de prova fraturado após ensaio mostrando dois pontos de fratura.

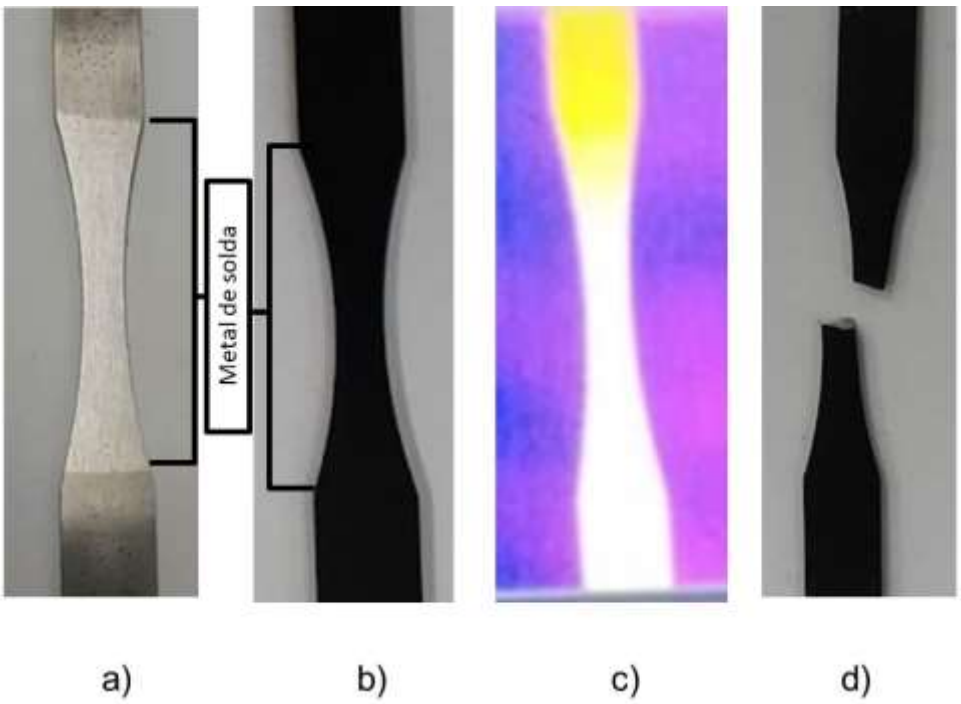


Figura V.6 – Corpo de prova representativo da geometria 3 com seção reduzida de 6 mm e raio de 100 mm, (a) com ataque químico antes do ensaio; (b) com pintura preta fosca; (c) imagem termográfica do corpo de prova durante o ensaio; (d) corpo de prova fraturado após ensaio.

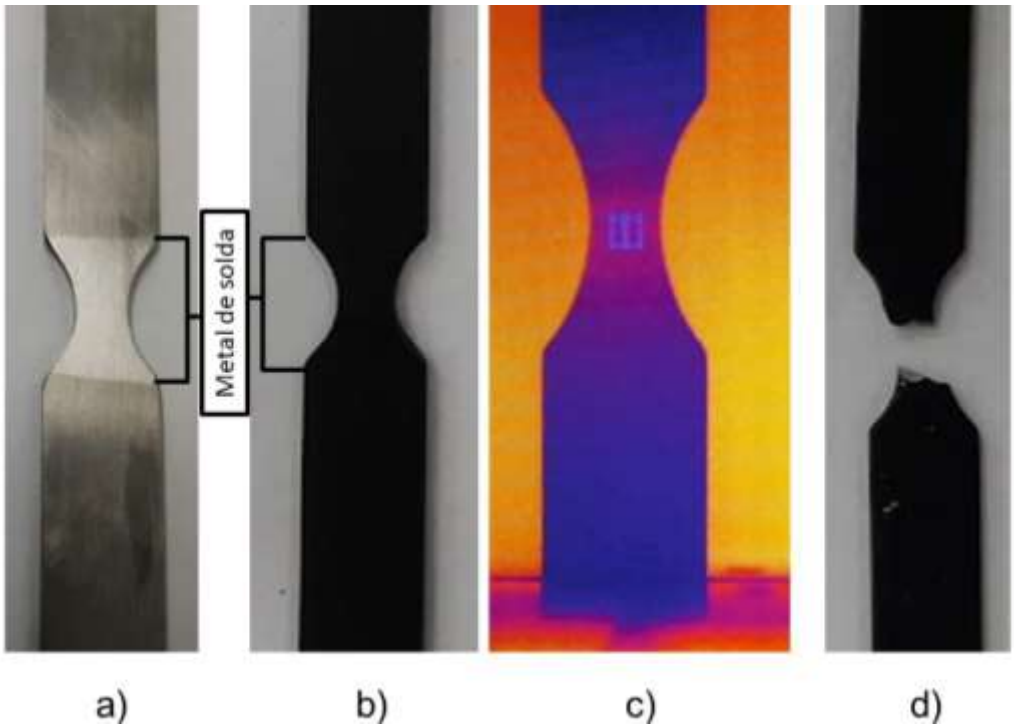


Figura V.7 – Corpo de prova representativo da geometria 4 com seção reduzida de 6 mm e raio de 10 mm, (a) com ataque químico antes do ensaio; (b) com pintura preta fosca; (c) imagem termográfica do corpo de prova durante o ensaio; (d) corpo de prova fraturado após ensaio.

Para determinação da geometria do corpo de prova, sob a luz do ensaio termográfico cíclico, são recomendados pelo menos 5 patamares de tensão acima do limite de fadiga [De Finis et al., 2015]. Complementando, para possibilitar a aplicação do método de energia, a ruptura do cp deve ocorrer no ponto de análise, no caso o centro do corpo do metal de solda.

Com base no exposto, as Geometrias 3 e 4, ou outras geometrias intermediárias, estariam aptas a serem utilizadas nos ensaios, caso o comprimento do metal de solda permanecesse inalterado. Entretanto, deve-se observar que a junta soldada apresenta diferentes comprimentos de metal de solda, devido ao perfil do chanfro (Figura III.4), e que diferentes comprimentos de seção reduzida nem sempre estariam aptos para os ensaios.

Com objetivo de patronizar os corpos de prova e reduzir o número de variáveis dos ensaios, optou-se pela utilização da Geometria 4 para todos os corpos de prova fabricados a partir da junta soldada. Para os corpos de prova de aço HY 80, cuja microestrutura é mais homogênea e as propriedades mecânicas são nominalmente constantes ao longo do comprimento do corpo de prova, poder-se-ia utilizar outros desenhos. No entanto, optou-se pela utilização da mesma geometria de corpo de prova (Geometria 4) visando padronização entre os ensaios.

V.2.2 – Comportamento em fadiga do metal de solda grau R4

Conforme mostrado previamente, o metal de solda estudado apresenta propriedades mecânicas compatíveis com os metais de base que atendem os requisitos para o grau R4 da IACS W22 [2016]. Inicialmente foi possível avaliar de forma pontual o limite de fadiga deste metal de solda considerando todas as metodologias aplicadas e a metodologia S-N tradicional a partir do limite de resistência medido do material.

As Tabelas IV.22 e IV.24 apresentam respectivamente os limites de fadiga obtidos pelos métodos estático e cíclico. As diferenças entre o método estático e o S-N tradicional é de 2% e entre o cíclico e o S-N tradicional é de -3,5 %. Ambos os resultados são bastante próximos, sendo considerados aceitáveis para cálculos de fadiga. Desta forma, em se tratando de projetos a fadiga, onde não sejam previstas falhas por fadiga, estes métodos são ferramentas bastante interessantes para verificação do limite de fadiga deste material. Uma vez que para utilização em componentes de ancoragem, basicamente todos os materiais são pelo menos ensaiados a tração, monitorar estes ensaios com equipamento adequado de termografia infra vermelha, pode ser de grande valia e praticamente sem interferências nos procedimentos regulares, pois resultariam em dados importantes e confiáveis de fadiga.

Ampliando a análise de fadiga, pode-se realizar ensaios cíclicos para medir o limite de fadiga pelo método cíclico, obtendo mais resultados, de forma a aumentar a massa de dados e reduzir as incertezas do projeto.

Em relação à previsão da curva S-N do metal de solda, foi observado na Figura IV.17 um comportamento equivalente ao obtido com a técnica tradicional, indicando que os métodos termográficos mostram-se adequados para avaliar o comportamento de um metal de solda de alta resistência.

O item V.1 relata homogeneidade das propriedades mecânicas entre diferentes regiões da junta soldada (Figuras IV.1 e IV.2) , o que seria esperado devido à microestrutura obtida. Isto possibilitou que todos os resultados de fadiga fossem agrupados para aumentar os resultados válidos na análise realizada, sobretudo pela pouca disponibilidade de material para a demanda elevada de carga experimental. Com o intuito de confirmar esta hipótese, foi realizada uma análise sobre possíveis diferenças de propriedades de fadiga dos corpos de prova retirados das regiões de superfície e central. Conforme mostrado na Tabela V.1 e na Figura V.8, os resultados foram similares dentro da mesma faixa de dispersão, corroborando as análises prévias das referidas regiões da junta soldada, onde mesmo o metal de solda apresentou homogeneidade em termos de comportamento mecânico, microestrutura e

desempenho em fadiga.

Desta forma, entende-se que a ratificação desta tendência em trabalhos futuros pode contribuir decisivamente para possibilitar a retirada dos corpos de prova para ensaios de fadiga em qualquer posição do metal de solda, o que seria mais uma vantagem da metodologia termográfica, principalmente, para juntas soldadas de menor espessura.

Tabela V.1 – Resultados de limite de fadiga do metal de solda, agrupados entre superfície e região central (raiz), após ensaio à razão de carga R = 0,1.

CP	Posição	S_e (MPa)	Média
D3	Superfície	306	300 ± 8
D4	Superfície	294	
D19	Região central	311	304 ± 13
D25	Região central	292	
D26	Região central	293	
D28	Região central	318	

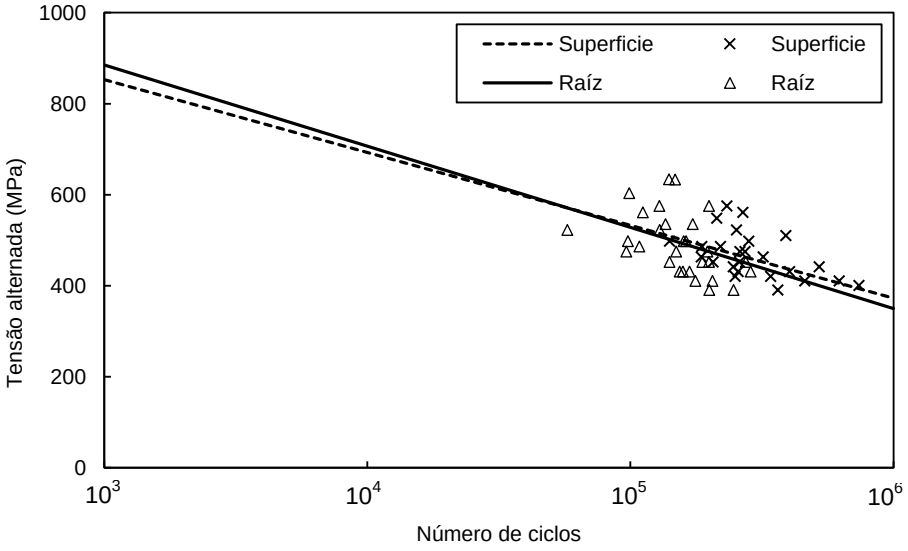


Figura V.8 – Resultados obtidos pelo método de energia e respectivas curvas S-N estimadas para corpos de prova retirados de diferentes regiões do metal de solda.

Finalmente, independente da precisão e/ou previsão de diferentes técnicas que possam ser adequadas para metais de solda de alta resistência, é crucial uma avaliação da adequação do metal de solda para juntas soldadas de aços utilizados em componentes de ancoragem. Como já comentado, embora as propriedades mecânicas sejam uma importante evidência positiva neste aspecto, os resultados em ensaios de fadiga é que sustentam o potencial de utilização de cada material.

Neste aspecto, a literatura dispõe de dados para um aço fundido, um aço forjado e para um aço laminado, todos retirados de componentes de ancoragem

fabricados em aço grau R4 [Chaves, 2010; Pires 2007]. Isto caracteriza resultados obtidos pelos três processos de fabricação usualmente empregados nestes componentes. Estes dados foram obtidos de corpos de prova modificados em relação à norma ASTM STP 566 [1974] e submetidos à ensaios de acordo com a técnica tradicional S-N por flexão rotativa [ASTM STP 566, 1974].

Inicialmente construiu-se um diagrama tensão alternada x número de ciclos para os resultados dos aços grau R4 forjado, fundido e laminado. No mesmo diagrama, foram inseridos os resultados dos ensaios equivalentes ao S-N realizados nesta tese. Esses ensaios foram corrigidos para a mesma razão de carga R = -1 e pelo fator intensificador de tensões k_f, conforme procedimento apresentado anteriormente. Seguindo a prescrição do método S-N tradicional, para equivalência dos resultados, dever-se-ia também ajustar às demais condições dos ensaios realizados nesta tese, aplicando os fatores redutores de vida a fadiga (k_a, k_b e k_c). Entretanto essa correção não é linearmente aplicada aos corpos de prova, pois apresenta maior influência em corpos de prova para vidas longas [Castro et al., 2009]. A definição da curva S-N tradicional ajusta a tensão limite para vida de 10^6 ciclos, deixando inalterada a tensão associada a 1.000 ciclos (vida curta), desta forma é realizada uma correção proporcional (linear em log x log). Nesta comparação optou-se por não realizar essa correção, com foco conservador. Caso essas correções fossem implementadas, para definir uma tensão alternada que resultasse no mesmo dano e respectivo número de ciclos que o corpo de prova resistiria, esta tensão seria proporcionalmente maior para vidas mais longas.

A Figura V.9 apresenta esquematicamente as curvas S-N com e sem correção pelos fatores redutores de vida a fadiga, mostrando a sua influência para vidas longas.

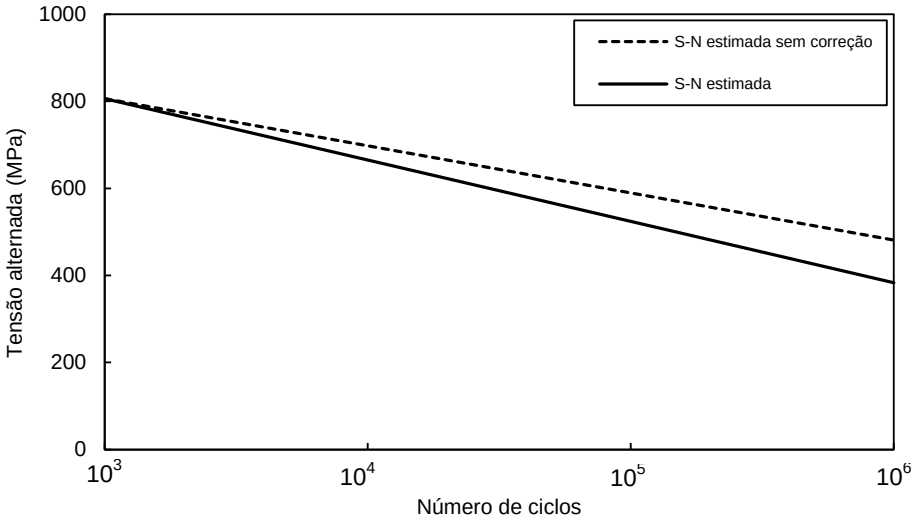


Figura V.9 – Curvas S-N com e sem correção pelos fatores K's mostrando a influência dos fatores redutores de vida em fadiga para vidas longas.

A Figura V.10 apresenta o diagrama com os dados dos corpos de prova dos ensaios S-N tradicionais para aço fundido e forjado [Chaves, 2010] e laminado [Pires, 2007]. São também plotados os resultados dos ensaios S-N realizados nesta tese, onde percebe-se uma boa correlação entre os resultados, mesmo com os dados do metal de solda sendo apresentados sem correção, o que resulta em uma abordagem conservativa.

As análises iniciais indicam a adequação do metal de solda para fabricação de componentes de ancoragem, pois o metal de solda apresenta propriedades à fadiga correspondentes às das demais rotas de fabricação. Certamente é necessário o desenvolvimento de um programa experimental mais extenso que permita confirmar esta indicação.

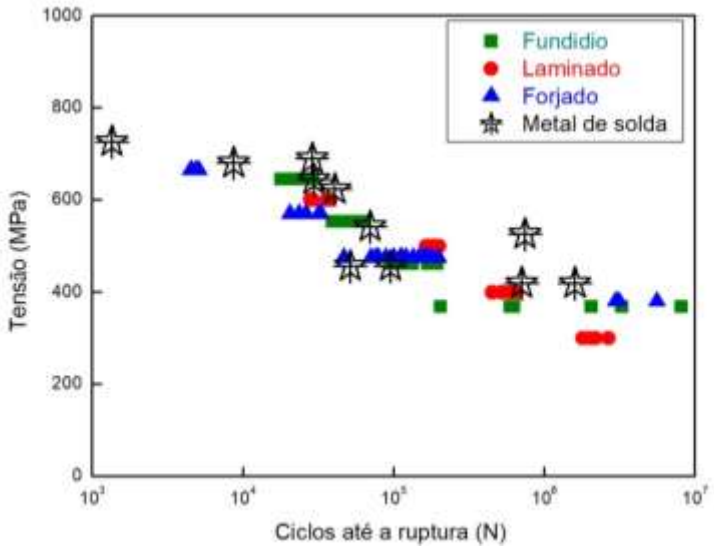


Figura V.10 – Diagrama apresentando resultados dos ensaios de fadiga para materiais obtidos por diferentes rotas de fabricação e ensaios equivalentes ao S-N realizados em carregamento axial para o metal de solda.

A mesma literatura apresenta curvas S-N calculadas para aços IACS W22 grau R4 [2016], obtidas a partir de ensaios de flexão rotativa para materiais forjados e fundidos [Chaves 2010] e laminados [Pires 2007]. Utilizando estes dados, elaborou-se outro diagrama com foco nas curvas calculadas para os respectivos aços grau R4 (Figura V.11). A curva S-N estimada nesta tese, corrigida para equivaler às curvas S-N tradicionais também está representada na Figura. Esta curva foi corrigida pela equação elíptica para carga média e pelos fatores redutores de vida em fadiga (k's), para a tensão associada a 10^6 ciclos. Como referência, plotou-se também a curva S-N tradicional calculada a partir do limite de resistência mínimo especificado para aços grau R4.

Observa-se que para os materiais utilizados nessa comparação, dentre as rotas mais aceitas para sistemas de ancoragem acompanham a semelhante tendência no comportamento a fadiga, em relação à curva estimada a partir do limite de resistência para materiais classificados como grau R4, a partir do equacionamento tradicional.

A curva com comportamento fora deste padrão é a do aço fundido, que apresenta sensível decaimento da curva para vidas longas. Esse decaimento pode ser justificado pelo intensificador de tensões intrínseco associado a materiais fundidos, relatado por [Castro et al, 2009].

É também observado no diagrama que o comportamento a fadiga do metal de solda acompanha o comportamento dos aços utilizados nas uniões soldadas. Este fato representa mais um ponto positivo para dar suporte à aprovação do uso deste tipo de processo de fabricação em linhas de ancoragem.

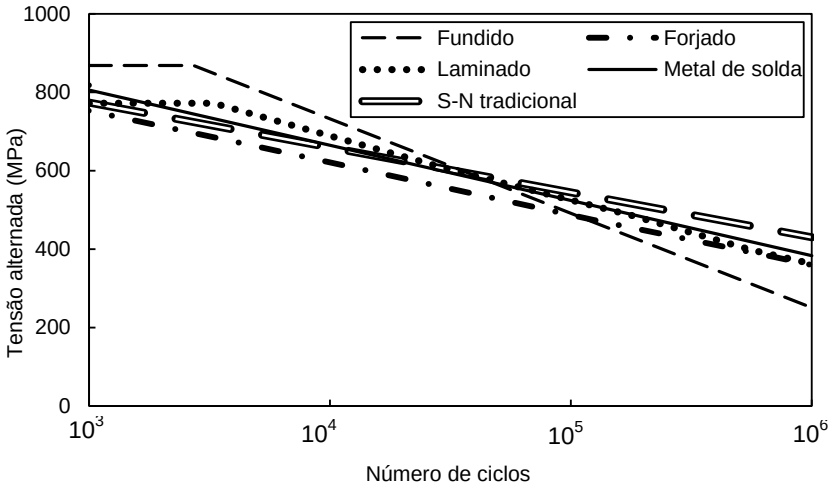


Figura V.11 – Curvas S-N tradicionais plotadas para os aços laminado, forjado e fundido, a curva de metal de solda estimada nesta tese e a curva estimada a partir do limite de resistência especificado para aços grau R4.

V.2.3. – Comportamento em fadiga do aço HY 80

Conforme apresentado e discutido ao longo desta tese, foi utilizado um segundo material de alta resistência para seguir o mesmo programa de ensaios e análises do metal de solda. Em relação à metodologia tradicional, os métodos estático e cíclico apresentaram diferenças de 3,5% e 7% respectivamente. Essas diferenças são consideradas aceitáveis e representam uma ferramenta bastante promissora e rápida para obtenção de dados para projeto em fadiga. Conforme descrito para o

metal de solda grau R4, e também válido para HY 80, praticamente todos os materiais dessa classe são ensaiados a tração, para comprovação de atendimento aos requisitos mecânicos. Monitorar esses ensaios com equipamento para aplicação da técnica termográfica estática resultaria em valores de limite de fadiga confiáveis, praticamente sem interferência nos ensaios de tração já realizados atualmente. Já para realização dos ensaios cíclicos, como é necessário equipamento para carregamento cíclico, mais corpos de prova e ensaios além dos já realizados, pode representar maiores tempos e dificuldades. Entretanto abre a possibilidade de obter mais dados de limite de fadiga, mas também em estimar a curva S-N do material.

Quando se deseja um projeto a fadiga para vida infinita, a princípio, o método estático supre à necessidade, sem grandes interferências. Já para projetos mais complexos, onde a vida do componente, não necessariamente é infinita, pode-se lançar mão de ensaios termográficos cíclicos.

A Figura V.12 mostra os resultados obtidos para este material considerando as metodologias termográficas, a curva tradicional S-N e os ensaios equivalentes ao S-N, onde se observa uma boa correlação dos dados. Adicionalmente, verifica-se uma diferença discreta de inclinação entre a curva S-N tradicional e a estimada pelo método de energia, inicialmente indicando que a metodologia tradicional prevê que este material é mais sensível ao numero de ciclos, do que foi estimado pelo método de energia. Adicionalmente os verifica-se que os limite de fadiga estão dispostos entre os resultados das duas curvas, indicando que essas pequenas diferenças são inerentes à fadiga.

Embora também carecendo de uma carga experimental maior para uma base ampla e sólida, os ensaios equivalentes ao S-N realizados para o aço HY 80 também indicam adequação das propriedades de fadiga medidas e principalmente adequação das técnicas termográficas para materiais desta classe.

De uma forma geral, este comportamento seria esperado, visto que o aço HY 80, por ser um material base laminado, temperado e revenido, apresenta menor heterogeneidade do que um metal de solda.

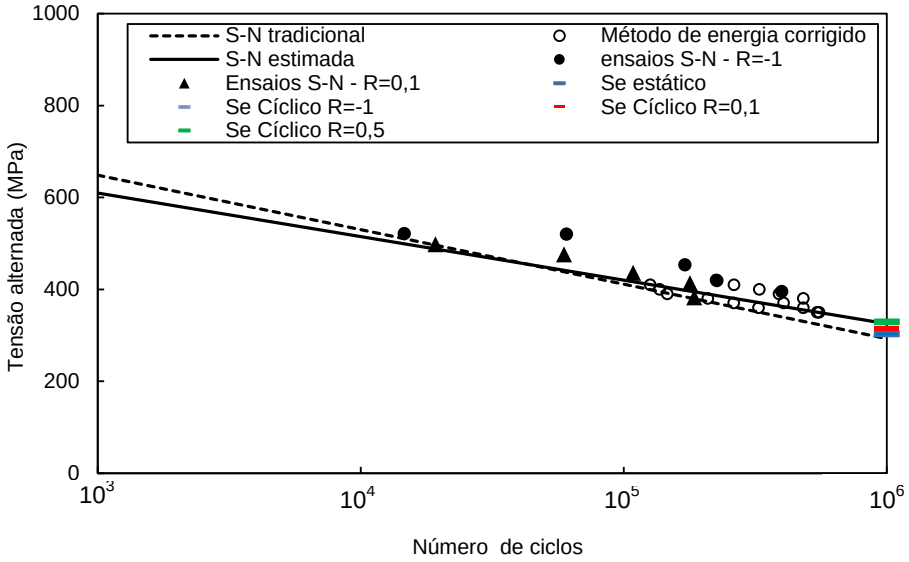


Figura V.12 – Ensaios termográficos, curva S-N e ensaios equivalentes ao S-N para o aço HY 80.

V.3 – Uma abordagem geral dos resultados obtidos

A presente tese pretende contribuir para ampliar a discussão sobre a aceitação de juntas soldadas em algumas aplicações onde a soldagem não é considerada, com base nas seguintes premissas:

a) É reconhecido que existem no mercado consumíveis de soldagem adequados para fornecer metais de solda com propriedades adequadas [Jorge et al., 2015, 2019; Gomes et al., 2013, 2019; 2020; Keehan et al., 2010] em condições onde juntas soldadas utilizando um componente real aplicado em cabos de amarração foram testados e;

b) O método termográfico pode fornecer resultados de fadiga em tempos reduzidos para componentes reais. Trabalhos anteriores abordando juntas soldadas usando métodos termográficos estudaram apenas condições específicas encontradas em pesquisas de laboratório [Crupi et al., 2009; Corrigliano et al., 2016, 2017]. Nenhuma estrutura real foi avaliada.

A associação dessas características pode minimizar a questão crucial relacionada à aplicação de juntas soldadas, ou seja, a falta de informações que suportem dados experimentais para decisões gerenciais adequadas em cronogramas aceitáveis.

Os resultados mostraram que as metodologias termográficas apresentam um elevado potencial para esta aplicação, não somente por propiciar resultados equivalentes aos obtidos por técnicas tradicionais, mas principalmente pela geração de dados com tempos e volume de materiais reduzidos, assim permitindo decisões gerais mais adequadas com potencial redução de custos e riscos de acidente.

Particularmente em relação ao metal de solda estudado, esta geração de resultados é crucial para uma discussão mais ampla sobre o emprego de juntas soldadas em alguns componentes que hoje não são fabricados e/ou reparados por soldagem, na maioria das vezes por não haver literatura disponível sobre o comportamento em fadiga. No caso estudado, foi possível observar o desempenho adequado deste metal de solda, inclusive em comparação aos metais base usualmente utilizados na fabricação dos componentes.

Em relação à previsão das técnicas termográficas, em uma abordagem de projeto onde o parâmetro seja a vida infinita, ou a não previsão de ocorrência de falha por carregamento cíclico, pode-se utilizar as metodologias estática ou cíclica, esta última somente para medir o limite de fadiga.

Inicialmente pode-se planejar a medição do limite de fadiga pelo método estático. Considerando que ensaios de tração convencionais são realizados em 100% dos materiais utilizados em componentes de ancoragem, poder-se-ia realizar os procedimentos termográficos para realização do ensaio e aplicação do método estático.

Em um segundo nível de medição de propriedades a fadiga, caso estejam disponíveis além de material para ensaios, uma máquina para ensaios cíclicos, pode-se realizar o método cíclico para levantamento do limite de fadiga.

Em um terceiro nível e complementando a análise anterior, a partir dos dados monitorados no ensaio cíclico, podem-se realizar cálculos do método de energia de deformação para que seja possível estimar também a curva S-N para o referido material.

Pelos resultados obtidos nesta tese, entende-se que as metodologias termográficas de medição de propriedades de fadiga dos materiais, parecem ser uma ferramenta potencialmente promissora e que poderia trazer agilidade e redução de recurso para realização de projeto sob carregamentos cíclicos, mantendo ou mesmo aumentando a confiabilidade do projeto.

Embora esta pesquisa deva ser aprofundada e experimentos adicionais que confirmem esses resultados promissores ainda sejam necessários, acredita-se que o procedimento proposto seja adequado para metais de solda de aços de alta resistência (LR > 690 MPa), uma vez que a microestrutura é homogênea ao longo da espessura. Certamente, a mesma observação pode ser estendida para metais base de alta resistência com microestrutura também homogênea, conforme também observado.

CAPÍTULO VI
CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Com base nos resultados obtidos com as técnicas experimentais utilizadas, permite-se concluir:

(a) O metal de solda estudado apresenta comportamento mecânico e de fadiga equivalente aos dos materiais base utilizados em componentes de ancoragem fabricados por diferentes rotas; indicando ser possível sua adoção em carregamento cíclico;

(b) O método termográfico estático apresentou limite de fadiga com boa correlação em relação à metodologia tradicional S-N, para os materiais estudados;

(c) O método termográfico cíclico apresentou limite de fadiga com boa correlação, em relação ao método tradicional S-N, sendo ligeiramente conservativo em relação a estes;

(d) O método de energia pode ser indicado como uma ferramenta para estimativa de curva S-N de aços de alta resistência;

(e) As metodologias termográficas são sugeridas como uma vantajosa alternativa em relação às técnicas tradicionais para aplicação em aços de alta resistência, já que podem permitir resultados mais imediatos com boa confiabilidade, econômicos e com menor necessidade de material disponível;

(f) As metodologias termográficas podem ser indicadas para avaliação do comportamento em fadiga de metais de solda de alta resistência, assim contribuindo para solucionar a questão da falta de dados destes materiais.

Para continuidade do presente Tese, permite-se sugerir:

a) Ampliar os resultados para outros metais de solda de alta resistência, de modo a confirmar os resultados desta tese;
b) Estudar o comportamento de juntas soldadas de aços de alta resistência, em máquina de flexão rotativa utilizando corpos de prova padrão S-N monitorados por termografia;
c) Avaliar a eficácia das metodologias termográficas para análise da região crítica de juntas soldadas (metal de solda, ZTA e metal base) de aços de alta resistência;
d) Estudar metais de solda de menor resistência, com microestruturas diferentes nas regiões colunar e reaquecida e;
e) Verificar procedimentos para monitorar o percentual de vida consumida ou residual a partir das técnicas termográficas.

CAPÍTULO VII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMRAEI M., AHOLA A., AFKHAMI S., BJORK T., HEIDARPOUR A., ZHAO X. **Effects of heat input on the mechanical properties of butt-welded high and ultra-high strength steels**. Engineering Structures 198 109460, 2019. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.109460.

API, API RP 2SK, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, **"Design and Analysis of Station keeping Systems for Floating Structures"**, API Recommended Practice 2SK, 3rd Edition, 2005, Addendum May 2008.

ARREDONDO, A., FERNANDEZ, J., SILVEIRA, E., ARANA, J.L., **Corrosion fatigue behavior of mooring chain steel in seawater,** Proceedings of the ASME 2016 35th International Conference on Ocean, Offshore and Artic Engineering OMAE2016 June 19-24, Busan, Korea, 2016. https://doi.org/10.1115/OMAE2016-54426

AURSAND M, HAAGENSEN PJ, SKALLERUD B.H. **Remaining fatigue life assessment of corroded mooring chains using crack growth modelling**. Marine Structure 90 103446, 2023. https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2023.103446

BAGAVATHIAPPAN, S. B.B. LAHIRI, T. SARAVANAN, JOHN PHILIP, T. AYAKUMAR**, Infrared thermography for condition monitoring – A review,** Infrared Physics & Technology 60, 35-55, 2013.

BARTON, J. M., STANLEY, P., **Reproducibility and reliability of the response from four SPATE systems,** Experimental Mechanics 37 440-444. 181**,** 1997**.**

BERNARD-CONNOLLY, M., BUI-QUOC, T., BIRON, A., **Journal of Engineering materials and Technology**, 1987.

CASTRO, J.T.P., MEGGIOLARO, M.A., **Fadiga - Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço:** Volume II - Propagação de Trincas, Efeitos Térmicos e Estocásticos, 2009.

CHAVES, A.P., **Estudo comparativo da vida em fadiga de aços fundidos e forjados de aços de alta resistência para utilização em acessórios de linhas de ancoragem de plataformas offshore**,109p., Dissertação (Mestrado) – PPEMM, CEFET/RJ, Rio de Janeiro, 2010.

COELHO, W.P, NOGUEIRA, Y.R.G., **Soldagem do aço 8630 modificado**, TCC, dezembro, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Soldagem, UFMG, 2015, 93p.

CHOI B.C., KIM B., KIM B.J., CHOI Y., LEE S.J., JEON J.B., KIM Y., KIM H.C., **Effect of microstructure on low-temperature fracture toughness of a submerged-arc-welded low-carbon and low-alloy steel plate.** Metals 11 1839, 2021. https://doi.org/10.3390/met11111839

CHOUNG, J., LEE, J., **Study on prediction of stresses by out-of-plane and in-plane bending moments in offshore mooring chain, Ships and Offshore Structures,** v.13, n.1, p.98-112, 2018.
https://doi.org/10.1080/17445302.2018.1426806

CLIENTI, C., FARGIONE, G., LA ROSA, G., RISITANO, A., RISITANO, G., **A first approach to the analysis of fatigue parameters by thermal variations in static tests on plastics,** Engineering Fracture Mechanics, 77 -2010.

COCHET, J., THUILLIER, S., LOULOU, T., DECULTOT, N., CARRE, P., MANACHA, P.Y., **Heat treatment of 34CrNiMo6 steel used for mooring Shackles,** Int J Advanced Manufacturing Technology 91:2329–2346, 2017

CORIGLIANO P., CRUPI V., EPASTO G., GUGLIELMINO E., RISITANO G. **Fatigue life prediction of high strength steel welded joints by energy approach.** Procedia Structure Integrity 2:2156-2163, 2016.
https://doi.org/10.1016/j.prostr.2016.06.270

CORRIGLIANO, P., EPASTO, G., GUGLIELMINO M, E., RISITANO, G., **Fatigue analysis of marine welded joints by means of DIC and IR images during static and fatigue tests,** Engineering Fracture Mechanics, v.183, n.1, p.26-38, 2017. https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.06.012

COSTA, E.C., **Caracterização do aço SAE 8630 modificado e amanteigado com Inconel 625 pelo processo de soldagem MIG,** Dissertação M.Sc., UFP, março, 2013, 78p.

CORIGLIANO P., CUCINOTTA F., GUGLIELMINO E., RISITANO G., SANTONOCITO D. **Thermographic analysis during tensile tests and fatigue assessment of S355 steel.** Procedia Structural Integrity 18:280-286, 2019.
https://doi.org/10.1016/j.prostr.2019.08.165

CORIGLIANO P., CUCINOTTA F., GUGLIELMINO E., RISITANO G., SANTONOCITO D. **Fatigue assessment of a marine structural steel and comparison with Thermographic Method and Static Thermographic Method.** Fatigue Fracture of Engineering Materials Structure 4330:1-10, 2019b.
https://doi.org/10.1111/ffe.13158

CORIGLIANO P., CRUPI V. **Review of fatigue assessment approaches for welded marine joints and structures.** Metals 12 1010, 2022.
https://doi.org/10.3390/ met1206101.

CRAPPS, J., HE, H., BAKER, D., BHATTACHARJEE, S., MAIJHI, S., WILUTIS, E., **Strength assessment of degraded mooring chains**, Offshore Technology Conference held in Houston, Texas, USA, 1–4 May 2017., OTC-27549-MS, 2017. https://doi.org/10.4043/27549-MS

CRUPI V., GUGLIELMINO E., MAESTRO M., MARINÒ A. **Fatigue analysis of butt welded AH36 steel joints: thermographic method and design S-N curve.** Marine Structures 22:373-386, 2009.
https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2009.03.001

CRUPI, V., GUGLIELMINO, E., RISITANO, G., TAVILLA, F.**, Experimental analyses of SFRP material under static and fatigue loading by means of thermographic and DIC,** 2015.

DAI, T., LIPPOLD, J.C.**, Tempering effect on the fusion boundary region of alloy 625 weld overlay on 8630 steel,** Welding in the World, 2018, https://doi.org/10.1007/s40194-018-0560-3, p.1-16.

DE FINIS, R., PALUMBO, D., ANCONA, F., GALIETTI, U., **Fatigue limit evaluation of various martensitic stainless Steel with new robust thermographic data analysis,** International Journal of Fatigue, May 2015.
DOI 10.1016/j.ijfatigue.2014.12.010

DET NORSKE VERITAS, **Fatigue Design of Offshore Steel Structures,** DNV-RPC203, 2010.

DIAZ. F. A.; PATTERSON. E. A.; YATES. J. R., **Application of thermoelastic stress analysis for the experimental evaluation of the effective stress intensity factor".** Article. Frattura e Integrità Strutturale, 25, 2013.

DINIZ J.L.C., JORGE J.C.F., SOUZA L.F.G., MENDES M.C., PACHECO P.M.C.L., **Mechanical properties and fatigue performance of chain links welded by arc welding processes.** Journal of Materials Engineering and Performance, 2023.
https://doi.org/10.1007/s11665-023-08136-5

DUARTER, S.M.A., COSTA, E.C., ALMEIDA, J.G., CAVALCANTE, F.J.N., LIMA, S.J.G., **Caracterização do aço AISI 8630M amanteigado com o arame ER80S–D2 pelo processo de soldagem "MAG"**, 8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 18 a 22 de maio de 2015, Salvador, Bahia, Brasil, p.1-10, COF-2015-0474

DULIEU-SMITH, S.M., **Alternative calibration techniques for quantitative thermoelastic stress analysis"**, Strain, pp. 9-16, 1995.

FAN J., GUO X.L., WU C.W., **Fatigue performance assessment of welded joints using the infrared thermography**. Struct Eng Mech 44(4):417-429, 2012. https://doi.org/10.12989/sem.2012.44.4.417

FARGIONE G., GERACI A., LA ROSA G., RISITANO A., **Rapid determination of the fatigue curve by the thermographic method.** International Journal of Fatigue 24:11-19, 2002.
https://doi.org/10.1016/S0142-1123(01)00107

FARROW, G.H., POTTS, A.E., WASHINGTON, D.G., **Investigations into fatigue performance of offshore mooring chains,** Proceedings of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering OMAE2017, June 25-30, 2017, Trondheim, Norway, OMAE2017-62218.
https://doi.org/10.1115/OMAE2017-62218

FELTNER C.E., AND MORROW J. D., **Microplastic strain hysteresis energy as a criteria for fatigue failure,** Journal of basic Engineering, ASME, 83, 15-22, 1961.

FERNANDEZ, J. STORESUND, W., NAVAS, J., **Fatigue performance of grade R4 and R5 mooring chains in seawater,** Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering OMAE2014, June 8-13, 2014, San Francisco, California, USA, OMAE2014-234912014. https://doi.org/10.1115/OMAE2014-23491

FONTAINE E., KILNER A., CARRA C., WASHINGTON D., MA K., PHADKE A., **Industry survey of past failures, pre-emptive replacements and reported degradation for mooring systems of floating production units.** In: Offshore technology conference, Houston, Texas, USA; 2014. Paper OTC-25273. https://doi.org/10.4043/25273-MS

FOTI P., SANTONOCITO D., FERRO P., RISITANO G., BERTO F., **Determination of fatigue limit by static thermographic method and classic thermographic method on notched specimens.** Procedia Structural Integrity 26 (2020) 166-174. https://doi.org/ 10.1016/j.prostr.2020.06.020

FREUDENTHAL, A. M., WEINER, J.H., **On Thermal Aspects of Fatigue**, Journal Applied Physics, vol. 27, number 1, page. 44-50, January 1956.

GABRIELSEN, O., LARSEN, K., REINHOLDTSEN, S., **Fatigue test of used mooring chain,** Proceedings of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2017, June 25-30, 2017, Trondheim, Norway, OMAE2017-61382. https://doi.org/10.1115/OMAE2017-61382

GEMILANG G.M., REED P.A.S., SOBEY A.J., **Selection of appropriate numerical models for modelling the stresses in mooring chains.** Marine Structures 75(1) 102864, 2021. https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2020.102864.

GONZÁLES, G.L.G, GONZÁLEZ, J. A. O., FREIRE, J.L.F, **Medição do fechamento de trincas de fadiga utilizando a correlação de imagens digitais, COTEQ 2017, 101.**

HARWOOD, N., CUMMINGS, W. M., **Thermoelastic Stress Analysis CRC Press,** 1 edition, 1991.

IACS, W22, **International Association of Classification Societies, Offshore Mooring Chain,** Specification W22, England, London, 2016

IDAPALAPATI, S., AKISANYA, A.R., LOH, K.M., YEO, S., **Failure analysis of a failed anchor chain link,** Engineering Failure Analysis, v.89, p.258-270, 2018. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2018.03.007

INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, Offshore and Arctic Engineering OMAE2017, June 25-30, 2017, Trondheim, Norway, OMAE2017-61720. https://doi.org/10.1115/OMAE2017-61720

JAFARI H., **Mooring for Floating Structure in Deep Waters along with a Case Study in ABAQUS.** M.Sc. Thesis, Stavanger University, Norway, june 15 2021, 93p.

JONHSTON, C.F., **Statistical analysis of fatigue test data**, Paper presented at the ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2017, June 25-30, 2017, Trondheim, Norway. https://doi.org/10.1115/OMAE2017-62212

JORGE, J.C.F., SOUZA, L.F.G., SANTOS FILHO, O.R., SANTOS FILHO, A.M.F., BOTT, I.S., GUIMARÃES, F.H.B., **Relação tenacidade/microestrutura da ZTA de aço fundido ASTM A 148 Gr. 80-50 para acessórios de ancoragem de plataformas de petróleo,** Soldagem & Inspeção, v.0, n.4, p.192-197, 2004.

JORGE J.C.F., SANTOS FILHO A.M.F., DINIZ J.L.C., SOUZA L.F.G., MENDES M.C., **Evaluation of high strength cast steel welded joints suitable to mooring components.** Soldagem e Inspeção 27: e2720, 2022.
https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI27.20

JORGE, J.C.F., MENDES, M.C., ARAÚJO, L.S., **Avaliação de juntas soldadas de um aço fundido de alta resistência para a indústria offshore**, Soldagem & Inspeção, v. 23, n.2, p.205-224, 2018.

KAZASIDIS M., PANTELIS D., CABALLERO F.G., CAPDEVILA C., CASSIDY J., BILALIS E., LUPOI R., **Dissimilar welding between conventional and high strength low alloy naval steels with the use of robotic metal cored arc welding.** International Journal of Advanced Manufacturing Technology 113:2895-2907, 2021
https://doi.org/10.1007/s00170-021-06819-8

KHAJA, A. A., & ROWLANDS, R. E., **TSA Analysis of Vertically-and Incline-loaded Plates containing Neighboring Holes.** Thermomechanics and Infra-Red Imaging, Volume 7 (pp. 117-122). Springer, New York, NY, 2011.

KVITRUD, A., **Lessons learned from the Norwegian mooring line failures 2010-2013,** Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering OMAE2014, June 8-13, 2014, San Francisco, California, USA 2014, OMAE2014-23095.
https://doi.org/10.1115/OMAE2014-23095

LA ROSA G., RISITANO A., **Thermographic methodology for rapid determination of the fatigue limit of materials and mechanical components.** International Journal of Fatigue 22(1):65-73, 2000.
https://doi.org/10.1016/S0142-1123(99)00088-2

LEMAITRE, J. AND CHABOCHE, J.L., **"Mechanics of Solids Materials"**, Cambridge University Press, 1990.

LIU M., GUO H., LIU Z., DU C., GUO C., ZHAN X., LI X., **Effect of tempering temperature on the microstructure and stress corrosion cracking susceptibility of ultra-high-strength mooring steel.** Journal of Materials Engineering Performance 30:4217-4229, 2021.
https://doi.org/10.1007/s11665-021-05764-7

LONE, E.N., LEIRA, B.J., GABRIELSEN, O.,SAUDER, T., AKSNES, V., LARSEN,K., **Influence of Mean Tension on Mooring Line Fatigue Life.** Proceedings of the ASME 2020 39th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering OMAE2020, June 28-July 3 (2020) Fort Lauderdale, FL, USA, OMAE2020–18628

LONE E.M., MAIN P., GABRIELSEN O., SAUDER T., LARSENA K., LEIRA B.J. **Analysis of S-N data for new and corroded mooring chains at varying mean load levels using a hierarchical model.** Marine Structures 91 103466, 2023. https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2023.103466

LUONG M.P., **Fatigue limit evaluation of metal using an infrared thermographic technique.** Mechanical Materials 1998;28(1-4):155-163.
https://doi.org/10.1016/S0167-6636(97)00047-1

LUONG, M.P., **Infrared thermography scanning of fatigue in metals,** Nuclear Engineering and Design 158(2-3):363-376, 1995.
https://doi.org/10.1016/0029-5493(95)01043-H

MA, K., SHU, H., SMEDLEY, P. D., HOSTIS, L., DUGGAL, A., **A historical review on integrity issues of permanent mooring systems,** Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA; 2013, Paper OTC 24025, 2013.
https://doi.org/10.4043/24025-MS

MA, K., GABRIELSEN O, LI, Z., BAKER, D., YAO,A., VARGAS, P., LUO, M.,IZADPARAST, A., ARREDONDO, A., ZHU, L., SVERDLOVA, N., HOGSAT, I.S., **Fatigue tests on corroded mooring chains retrieved from various fields**. Proceeding of the 38th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2019, June 9–14, (2019) Glasgow, Scotland. Paper OMAE2019–95618.
https://doi.org/10.1115/OMAE2019-95618

Mainier, F.B., Canto, M.O., Meiriño, M.J., Delesposte, J.E., Junior, A.A.,
Characteristics of Grade R4 Steel Manufactured by Ingot Casting and Used in the Production of Offshore Mooring Chains, Universidade Federal Fluminense, Escola de Engenharia, Niterói, Rio de Janeiro, Brazil, 2023.
doi: 10.7225/toms.v12.n01.w02

MENDOZA J., HAAGENSEN P.J., KÖHLER J., **Analysis of fatigue test data of retrieved mooring chain links subject to pitting corrosion.** Marine Structures 81 103119, 2022. https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2021.103119.

MENDOZA J., BISMUT E., STRAUB D., KÖHLER J. **Optimal life-cycle mitigation of fatigue failure risk for structural systems.** Reliability Engineering and System Safety 222 108390, 2022b.
https://doi.org/10.1016/j.ress.2022.108390

MEOLA, CAROSENA, **Infrared Thermography: Recent Advances And Future Trends**, Bentham Science Publishers, e-book, 2012

MILITARY SPECIFICATION, **Steel plate, alloy, structural, high yield strength, (HY-80 and HY-100)**, MIL-S-16216K(SH), June, 1987.

NARIMANI M., HAJJARI E., ESKANDARI E., SZPUNAR J.J., **Electron backscattered diffraction characterization of S900 HSLA steel welded joints and evolution of mechanical properties.** Journal of Materials Engineering Performance 31:3985-3997, 2022. https://doi.org/10.1007/s11665-021-06454-0

OLIVEIRA G.L.G., MIRANDA H.C., MIRANDA E.C., PINHEIRO P.H.M., **Double-layer technique for welding subsea joints without post welding heat treatment.** Soldagem & Inspeção 27: e2707, 2022.
https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI27.07

PACHECO, P. M. C. L., **Análise do acoplamento termomecânico em materiais elasto-viscoplásticos**, Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica da PUC-Rio, 1994.

PAIVA, V. E. L., FREIRE, J.L.F., ALARCÓN, M.V.G., VIEIRA, R.B., GONZÁLEZ, J.A.O., CASTRO, J.T.P., **Fatigue Assessment Of A Low Carbon Steel Using Dixon's Up-And-Down Method And Infrared Thermography,** annual SEM Conference, 2018.

PAIVA, V. E. L., VIEIRA, R. B., GONZÁLES, G.L.G., DINIZ, J.L.C., MENDES, L. C. FREIRE, J.L.F. **Non-destructive evaluation of hot-spots using the IR thermography,** Anals of SEM Annual Conference, 2022

PAIVA, V. E., REGO, L, CASTRO, J. T. P., FREIRE, J. L.F, **Fatigue characterization of the c36000 copper alloy using the thermographic method.** in: 24th ABCM international congress of mechanical engineering, 2017, Curitiba. proceedings of the 24th ABCM international congress of mechanical engineering, 2017.

PAIVA, V.E.L., **Modern Experimental Techniques with an Emphasis on Infrared Thermography to the Assessment of Fatigue Components with Dents**, Tese de Doutorado, Pontificia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Março 2020 .

PAIVA, V.L.E., FREIRE, J.L.F, ETCHEBEHERE, R.C., **Assessment of chain links using infrared thermography**, CONAEND&IEV 2018 – 378.

PEREZ, I.M., BASTID, P., VENUGOPAL, V. **Prediction of residual stresses in mooring chains and its impact on fatigue life,** Proceedings of the ASME 2017 36th

PEREZ, I.M., BASTID, P., CONSTANTINESCU, A., VENUGOPAL, V., **Multiaxial fatigue analysis of mooring chain links under tension loading: influence of mean load and simplified assessment,** Proceedings of the ASME 2018 37th International Conference on Ocean, Offshore and Artic Engineering OMAE 2018, June 17-22, 2018, Madrid, Spain, OMAE 2018, OMAE2018-77552.
https://doi.org/10.1115/OMAE2018-77552

PIRES F.S., JORGE J.C.F., SOUZA L.F.G., PACHECO P.M.C.L., **Fatigue residual life assessment of IACS W22/2004 grade R4 steel used in the manufacturing of mooring chains.**19th International Congress of Mechanical Engineering, November 5-9, Brasília, Brazil, 2007.

PIRES, F.S., **Avaliação do efeito do dano por fadiga nas propriedades de tração e dureza do aço grau R4 da norma IACS W22/2004 utilizado na confecção de amarras de linhas de ancoragem**, 90p., Dissertação (Mestrado) – PPTEC, CEFET/RJ, Rio de Janeiro, 2007.

PITARRESI, G., PATTERSON, E.A., **A review of the general theory of thermoplastic stress analysis,** Journal of Strain Analysis, vol. 38, no. 5, 2003

QI, H., DIAKIDES, N.A., **Infrared Thermal Imaging,**

QUINN, S., DULIEU-BARTON, J. M., & LANGLANDS, J. M., **Progress in thermoelastic residual stress measurement.** Strain, 40(3), 127-133, 2004.

QUINN, S., SHIANG-JIUN, L., MCCABE, J., ROWLANDS, R., **Determining Orthotropic Coefficients From, and Thermoelastic Stress Analysis of Diametrally Loaded Composite Disk,** Conference: ASME 2006 International Mechanical Engineering Congress and Exposition.

REGO, L.L.L., CASTRO, J.T.P., FREIRE, J.L.F., PAIVA, V.E.L., **Fatigue Characterization of The C36000 Copper Alloy Using The Thermographic Method,** Cobem-2017-1512.

RICOTTA, M., MENEGHETTI, G., ATZORI, B., RISITANO, G., RISITANO, A., **Comparison of experimental thermal methods for the fatigue limit evaluation of a stainless steel.** Metals, 9(6), 677, 2019.
https://doi.org/10.3390/met9060677

RISITANO A., RISITIANO G., **Cumulative damage evaluation of steel using infrared thermography.** Theory Applied Fracture Mechanics, 54(2):82-90, 2010.
https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2010.10.002

RISITANO A., RISITANO G. **Determining fatigue limits with thermal analysis of static traction tests.** Fatigue Fracture of Engineering Materials Structure 36:631-639, 2013. https://doi.org/10.1111/ffe.12030

RISITANO G., GUGLIELMINO E., SANTONOCITO D., **Evaluation of mechanical properties of polyethylene for pipes by energy approach during tensile and fatigue tests.** Proceedings Structure Integrity 13:1663-1669, 2018.
https://doi.org/10.1016/j.prostr.2018.12.348

RISITANO, G., RISITANO, A, CLIENTI, C., **Determination of the fatigue limit by semi static tests,** Convegno Nazionale IGF XXI, Cassino (FR), 322-330, Italia, 13-15 Giugno 2011.

RODRIGUES, L.D., **Aplicação da Técnica D.I.C a espécimes com diferentes formas, materiais e gradientes de deformação.** Tese de Doutorado, PUC-Rio, 2014

SANTOS FILHO, O.R., **Performance evaluation of high strength steel chain links welded by SMAW process submitted to fatigue testing**, Anais do 7º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, São Luiz, MA, 31 de julho a 03 de Agosto, ABCM, p.1-9, 2012.

SANTOS FILHO, O.R., DINIZ J.L.C., COÊLHO, M.J.. S., SOUZA, L.F.G., JORGE, J.C.F., MENDES, M.C., ARAÚJO, L.S., **Avaliação de juntas soldadas de um aço fundido de alta resistência para a indústria offshore**, Soldagem & Inspeção, v. 23, n.2, p.205-224, 2018.

SHARPE, W.N., **Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics**; Ed. Springer; 1st edition, 2008.

SHIGLEY, J. E., MISCJKE, C., **Mechanical Engineering Design,** 5th edition, McGraw-Hill, New York, 1989; (SHIGLEY, 1972)

STANLEY, P. AND CHAN, W.K. **SPATE stress studies of plates and rings under in-plane loading",** Experimental Mechanics, 26, 360–370, 1986.

SUN X.J., YUAN S.F.,, XIE Z.J., DONG L.L., SHANG C.J., MISRA R.D.K., **Microstructure-property relationship in a high strength-high toughness combination ultra-heavy gauge offshore plate steel: the significance of multiphase microstructure,** Materials Science Engineering A 689:212-219, 2017.
https://doi.org/10.1016/j.msea.2017.02.058

TAYLOR, G.I., QUINNEY,H., **Proceedings of the Royal Society, London,** 1934.

TAKEUCHI T., UTSUNOMIYA T., GOTOH K., SATO I., **Development of interlink wear estimation method for mooring chain of floating structures: Validation and new approach using three-dimensional contact response.** Marine Structures 77 102927, 2021.
https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2020.102927

THOMPSON,W., **Lord Kelvin, On the thermo-elastic and thermo-magnetic properties of matter**, Royal Society of Edinburg, 20, 161, 1853.

TONG M., DI X., LI C., WANG D., **Toughening mechanism of intercritical heat-affected zone in a 690 MPa grade rack plate steel.** Materials Characterization 144:631-640, 2018.
https://doi.org/10.1016/j.matchar.2018.08.021

TONG L., NIU L., REN Z., ZHAO X., **Experimental investigation on fatigue behavior of butt-welded high-strength steel plates.** Thin-Walled Structure. 165 107956, 2021.
https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.107956

VAN HELVOIRT, L.C., **Static and Fatigue Tests on Chain Links and Chain Connecting Links**, Offshore Technology Conference. Houston. Proceedings Texas: USA, Paper OTC-4179, 1982.
https://doi.org/10.4043/4179-MS.

VIEIRA R.B., **Thermography Applied to the Study of Fatigue in Polycarbonate,** Tese de Mestrado, PUC-Rio, 2016.

WU, Y., WANG, T., EIDE, O., HAVERTY, K., **Governing factors and locations of fatigue damage on mooring lines of floating structures,** Ocean Engineering 96 109-124, 2015.
https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2014.12.036

XUE, X., CHEN, N., WU, Y., XIONG, Y., GUO, Y., **Mooring system fatigue analysis for a semi-submersible,** Ocean Engineering, v.156, p. 550–563, 2018.

ZENER, C. AND SMITH, C., Grains, **Phases and Interfaces: Interpretation of Microstructures.** Transaction metallurgy Society of AIME, 175, 15-51, 1948.