

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
PPMec

**DETERMINAÇÃO DE CURVAS DE FADIGA EM UNIÕES SOLDADAS DO AÇO
INOXIDÁVEL AISI 316L**

Fábio Brongar Milech

Dissertação para Obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Rio Grande
2015

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
PPMec

Fábio Brongar Milech

**DETERMINAÇÃO DE CURVAS DE FADIGA EM UNIÕES SOLDADAS DO AÇO
INOXIDÁVEL AISI 316L**

Orientador: Professor Kleber Eduardo Bianchi, Dr.

Rio Grande
2015

Fabio Brongar Milech

**DETERMINAÇÃO DE CURVAS DE FADIGA EM UNIÕES
SOLDADAS DO AÇO
INOXIDÁVEL AISI 316L**

Dissertação apresentada à
Universidade Federal do Rio Grande
– FURG, como parte dos requisitos
para a obtenção do título de Mestre
em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Engenharia
de Fabricação

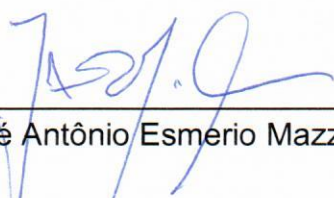
Data: 31/03/2015

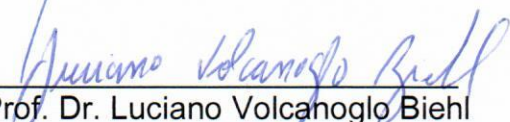
Resultado: APROVADA

Banca Examinadora:


Orientador: Professor Kleber Eduardo Bianchi, Dr. (PPMec/FURG)


Professor Louriel Oliveira Vilarinho, Dr. (FEMEC/UFU)


Professor José Antônio Esmerio Mazzaferro, Dr. (PROMEC/UFRGS)


Prof. Dr. Luciano Volcanoglo Biehl
Coordenador do PPMec/FURG

Dedico essa dissertação a meus familiares, minha noiva Taciana Hirdes e a meus amigos.

AGRADECIMENTOS

Inicialmente a Deus, por sempre guiar-me pelo caminho correto e me proporcionar força, dedicação e maturidade durante o período de realização do presente trabalho.

Ao meu orientador e amigo Professor Kleber Eduardo Bianchi, pela confiança, dedicação e ensinamentos transmitidos durante a execução da pesquisa.

Aos Professores do PPMec Douglas Bezerra de Araújo, Luciano Volcanoglo Biehl, Cleiton Rodrigues Teixeira e Alice Gonçalves Osório pela amizade, sugestões e conhecimentos transmitidos.

Ao Engenheiro Daniel Souza, pelo auxílio e amplo conhecimento na operação e execução das amostras soldadas e utilização de equipamentos do laboratório de soldagem.

Aos colegas do PPMec Ederson, Maurício, Márcio, Rodrigo, Vagner, Edilson e Leonardo, pela amizade e troca de conhecimentos durante o período de confecção do trabalho.

Ao Instituto Federal Sul-Rio-Grandense (IFSul), por ceder os equipamentos para usinagem dos corpos de prova e execução dos ensaios de tração.

Aos Professores Leonardo Vianna e Bóris Niemczewski, pelo tempo e conhecimentos disponibilizados para a execução da usinagem das amostras, contribuindo de forma substancial para realização da presente pesquisa.

Ao SENAI de Rio Grande e ao Professor Renato pelo auxílio na retificação das amostras.

Aos responsáveis pela operação do MEV no CEME-Sul da FURG, pelo profissionalismo e colaboração na execução das análises.

A FAPERGS pelo apoio financeiro.

Ao meu pai, Dário Bonow Milech, pelo incentivo e dedicação incondicional em proporcionar-me sempre o melhor, dentro do possível. A minha noiva, Taciana Hirdes, pela paciência, incentivo, amizade e compreensão em todos os momentos. Com certeza, a confiança e incentivo de vocês foram essenciais para execução desse trabalho. Muito obrigado.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	14
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
2.1. Aços inoxidáveis	21
2.1.1. Aços inoxidáveis martensíticos	23
2.1.2. Aços inoxidáveis ferríticos	23
2.1.3. Aços inoxidáveis austeníticos	23
2.1.4. Aços inoxidáveis duplex	24
2.1.5. Aços inoxidáveis endurecidos por precipitação (PH)	25
2.2. Considerações gerais sobre processos de soldagem	25
2.2.1. Zona fundida (ZF)	27
2.2.2. Zona termicamente afetada (ZTA)	29
2.2.3. Tensões residuais	30
2.2.4. Soldabilidade dos aços inoxidáveis	32
2.2.5. Descontinuidades oriundas do processo de soldagem	34
2.3. Introdução ao estudo da fadiga em componentes metálicos	36
2.4. Fadiga em uniões soldadas	41
2.5. Fatores que afetam o comportamento de juntas soldadas sujeitas a fadiga	42
2.6. Influência das tensões residuais na fadiga de uniões soldadas	45
2.7. Descontinuidades e soluções para melhorias da vida em fadiga de uniões soldadas	45
2.8. Fadiga em uniões soldadas do aço austenítico AISI 316L	47
3. MATERIAL E MÉTODOS	48
3.1. Caracterização do material	48
3.2. Especificação do número de corpos de prova e repetições dos experimentos	51
3.3. Confeção das placas de teste	52
3.4. Soldagem das placas de teste	54
3.5. Inspeção da região da solda	57
3.5.1. Macrografia	57
3.5.2. Micrografia	57
3.5.3. Teste de microdureza Vickers	58
3.6. Usinagem dos corpos de prova	58
3.7. Medição dos ângulos no pé da solda	62
3.8. Ensaio de fadiga	64
3.9. Análise de fratura	65

4.	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	66
4.1.	Considerações sobre o processo de soldagem	66
4.2.	Análise macroestrutural do cordão de solda	66
4.3.	Análise microestrutural do metal de base, ZTA e zona fundida.....	67
4.4.	Análises de Microdureza Vickers	70
4.5.	Análise dos ensaios de fadiga.....	73
4.5.1.	Curva de fadiga para os corpos de prova com solda em bruto	77
4.5.2.	Curva de fadiga para os corpos de prova soldados com reforços usinados.....	80
4.5.3.	Curva de fadiga para os corpos de prova sem solda.....	83
4.6.	Comparação entre as curvas de fadiga	86
4.7.	Análise da fratura dos corpos de prova com solda	87
4.8.	Análise da fratura dos corpos de prova com solda e reforços usinados	89
4.9.	Análise da fratura dos corpos de prova sem solda.....	90
5.	CONCLUSÃO.....	93
6.	REFERÊNCIAS	96

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Diagrama resumo das etapas do processo de validação de uma união	15
Figura 2 – Diagrama resumo das etapas do processo de validação de uma união	18
Figura 3 – Detalhe K de uma união estrutural soldada	19
Figura 4 – Conjunto de curvas S-N para os detalhes de solda	19
Figura 5 – Efeito de concentração de tensão associado ao reforço de uma junta soldada de topo	21
Figura 6 – Taxa de corrosão de aços ao cromo expostos por um período de 10 anos em atmosfera industrial.....	22
Figura 7 – Variação de calor na peça de acordo com a densidade de potência da fonte	26
Figura 8 – Fluxo de calor geral da soldagem por fusão	26
Figura 9 – Regiões da uma junta soldada em relação à temperatura	27
Figura 10 – Crescimento epitaxial do metal de solda próximo à linha de fusão	28
Figura 11 – Resistência mecânica da zona fundida em função do processo de soldagem.....	29
Figura 12 – Distribuição das tensões bidimensionais (a – Tensões longitudinais e b – Tensões transversais).....	31
Figura 13 – Distribuição de tensões tridimensionais	31
Figura 14 – Tensões transversais ao longo da espessura	31
Figura 15 – Diagrama de Schaeffler	33
Figura 16 – Sequências de solidificação em aços inoxidáveis austeníticos	33
Figura 17 – Defeitos planares: a) associados a fusão dos materiais e b) caracterizados pela geometria final do cordão ou filete de solda	35
Figura 18 – Defeitos não planares: a) porosidade e b) inclusão de escória	36
Figura 19 – Eixo naval fraturado por fadiga mecânica	38
Figura 20 – Aspecto micrográfico da propagação da trinca.....	39
Figura 21 – Abordagens distintas para determinação da resistência a fadiga	40
Figura 22 – Parâmetros que influenciam a resistência à fadiga de uniões soldadas.....	42
Figura 23 – Classificação de juntas de topo: a) transversais; b) longitudinais.....	43
Figura 24 – Locais de início de propagação de trincas em uniões de topo	43
Figura 25 – Comparação da resistência à fadiga de três peças mecânicas: a) plana, b) com furo central e c) com nervura longitudinal à carga	44
Figura 26 – Gráfico tensão x deformação de corpo de prova sem solda	50
Figura 27 – Gráfico tensão x deformação de corpo de prova com solda	50
Figura 28 – Ensaio de tração sendo realizado	51
Figura 29 – Pré-disposição das placas de teste na chapa	53
Figura 30 – Corte plasma das placas de teste	53
Figura 31 – Configurações da junta soldada	54
Figura 32 – Ponteamento das placas de teste: a) vista geral das placas e b) ampliação do ponteamento	54
Figura 33 – Projeto do suporte para fixação das placas de teste para soldagem: a) vista isométrica geral e b) vista lateral esquerda	55
Figura 34 – Suporte de fixação para soldagem.....	55
Figura 35 – Preparação para soldagem	56

Figura 36 – Corte por plasma das tiras correspondentes aos CPs	58
Figura 37 – Preparação corpo de prova soldado.....	59
Figura 38 – Dimensões do corpo de prova.....	60
Figura 39 – Sequência de fresagem dos corpos de prova	61
Figura 40 – Corpos de prova fresados.	61
Figura 41 – Fresagem reforço e raiz do cordão de solda	62
Figura 42 – Retificação corpos de prova.....	62
Figura 43 – Ilustração do local onde as medições foram realizadas.....	63
Figura 44 – Máquina de fadiga.....	64
Figura 47 – Aspecto visual do cordão de solda	67
Figura 50 – Micrografia da ZTA próxima a raiz do cordão de solda	69
Figura 51 – Micrografia da ZTA	69
Figura 52 – Micrografia da zona fundida com detalhe do modo de solidificação A + F	70
Figura 53 – Micrografia da zona fundida.....	70
Figura 56 – Indentações do ensaio de microdureza na ZTA e zona fundida	72
Figura 57 – Indentações do ensaio de microdureza na ZTA na região próxima ao reforço	73
Figura 58 – Indentações do ensaio de microdureza no cordão e ZTA na região próxima à raiz	73
Figura 59 – União de topo com solicitação transversal ao cordão	74
Figura 60 – Curvas de fadiga para aços estruturais segundo Eurocode 3.....	76
Figura 61 – Curvas de fadiga para aços estruturais segundo AWS D1.1	76
Figura 62 – Curvas de fadiga para aços estruturais segundo IIW	77
Figura 63 – Curva S-N para material soldado	78
Figura 64 – Vista do corpo de prova soldado após ruptura por ensaio de fadiga.....	78
Figura 65 – Ruptura de corpo de prova soldado na zona fundida	80
Figura 66 – Curva S-N para material soldado	81
Figura 67 – Ruptura na zona fundida de corpo de prova soldado e com reforços usinados	83
Figura 68 – Curva S-N para material sem solda.....	84
Figura 69 – Vista do corpo de prova sem solda após ruptura por ensaio de fadiga	85
Figura 70 – Ruptura de corpo de prova soldado na borda do corpo de prova.....	86
Figura 71 – Comparação entre as curvas de fadiga dos ensaios nas três condições propostas.	87
Figura 72 – Início da trinca do corpo de prova soldado B8	87
Figura 73 – Superfície de fratura de corpo de prova soldado	88
Figura 74 – Superfície de fratura do corpo de prova D12.....	89
Figura 75 – Início da trinca do corpo de prova soldado A12	89
Figura 76 – Superfície de fratura do corpo de prova A12.....	90
Figura 77 – Direção de propagação da trinca do corpo de prova sem solda E2.....	91
Figura 78 – Sequência de propagação da trinca do corpo de prova sem solda E2	91
Figura 79 – Início das marcas estrias de propagação no corpo de prova sem solda E2	92
Figura 81 – Superfície de fratura do corpo de prova E2	93

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química do aço inoxidável AISI 316L em estudo	48
Tabela 2 – Resultados ensaio tração do material sem solda	49
Tabela 3 – Resultados ensaio tração do material com solda	49
Tabela 4 – Valores recomendados para ensaio de fadiga de acordo com a norma ASTM E739	52
Tabela 5 – Parâmetros utilizados para corte plasma	54
Tabela 6 – Parâmetros de soldagem utilizados.....	56
Tabela 7 – Dimensões dos cordões dos corpos de prova	63
Tabela 8 – Faixa de tensão aplicada para cada corpo de prova.	65
Tabela 9 – Resultados ensaio Microdureza Vickers	71
Tabela 10 – Valor de tensão aproximada para uma vida em fadiga de 1×10^8 ciclos.....	75
Tabela 11 – Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova soldados	78
Tabela 12 – Comparação entre a expectativa de vida em fadiga para uniões de topo sujeitas a carregamentos transversais.....	79
Tabela 13 – Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova soldados e com reforços usinados.....	80
Tabela 14 – Comparação entre a expectativa de vida em fadiga para uniões de topo com os reforços retirados, sujeitas a carregamentos transversais.....	81
Tabela 15 – Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova sem solda	84
Tabela 16 – Comparação entre a expectativa de vida em fadiga para materiais sem solda sujeitos a carregamentos transversais	85

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

MIG/MAG	<i>Metal Inert Gas / Metal Active Gas</i>
NBR	Norma brasileira
AWS	<i>American Welding Society</i>
IIW	<i>International Institute of Welding</i>
CIDECT	<i>Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire</i>
ECCS	<i>European Convention for Constructional Steelwork)</i>
AISC	<i>American Institute of Steel Construction</i>
API	<i>American Petroleum Institute</i>
$\Delta\sigma$	Faixa de tensão
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
S	Tensão aplicada
N	Número de ciclos para fratura
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
φ	Ângulo de tangência
h	Altura de reforço
$\sigma_{\text{máx}}$	Tensão máxima
σ_{nom}	Tensão nominal
ASM	<i>American Society for Metals</i>
ZTA	Zona termicamente afetada
A_0	Área de contato
MB	Metal de base
ZF	Zona fundida
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
Cr_{eq}	Cromo Equivalente
Ni_{eq}	Níquel Equivalente
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
R	Razão de tensão
CP	Corpo de prova

RESUMO

Os aços inoxidáveis têm sido cada vez mais empregados em estruturas de engenharia, pois atualmente estão disponíveis no mercado ligas que aliam boa soldabilidade, resistência mecânica e à corrosão. Os pontos críticos dessas estruturas usualmente são as uniões e a fadiga é um fator importante a ser considerado. No caso de uniões soldadas, o processo de dimensionamento deve ser particularmente criterioso, pois nesses pontos há a possibilidade da presença de elevado nível de tensões residuais e de descontinuidades, resultantes do próprio processo de soldagem. Assim, o presente trabalho visou inicialmente obter as curvas de fadiga do aço inoxidável AISI 316 L, para uma união soldada de topo com carregamento transversal, em três condições distintas: *a)* corpos de prova sem solda, *b)* corpos de prova com cordão em bruto e *c)* corpos de prova com cordão usinado para retirada dos reforços de face e raiz. Posteriormente, os resultados foram comparados com os dados provenientes nas normas Eurocode 3 – seção 1.9 (1991) e AWS D1.1 (2010), bem como as recomendações do IIW (HOBACHER, 2008). Nesse contexto, placas de teste do aço inoxidável AISI 316 L de 6 mm de espessura foram soldadas em passe único, por meio de uma junta transversal ao sentido de laminação, e posteriormente usinadas para dar a forma final aos corpos de prova, seguindo as normas que regem os ensaios de fadiga em uniões soldadas. Foram realizados ensaios metalográficos e de resistência mecânica das uniões, visando sua validação. Tais ensaios evidenciaram a integridade do cordão e ausência de descontinuidades importantes. Em sequência, os corpos de prova sofreram testes com carga repetida em máquina servohidráulica, para levantamento dos diagramas S-N. Para as três condições de ensaios, a vida em fadiga dos corpos de prova superou os valores sugeridos pelas normas e recomendação citadas. Os resultados foram ainda mais expressivos nos corpos de prova que tiveram os reforços usinados, obtendo-se uma vida em fadiga substancialmente superior aos corpos de prova soldados. Dessa forma, verificou-se que o emprego de uma técnica de pós-soldagem relativamente simples (a retirada dos reforços de face e raiz) resultou num incremento importante na vida em fadiga dos corpos de prova. Por fim, todos os resultados obtidos levam a crer que os aços inoxidáveis deveriam ser tratados, nas normas e recomendações que regem o projeto de uniões soldadas, como um grupo à parte dos aços estruturais e patináveis.

Palavras chave: Uniões soldadas. Fadiga. Aço inoxidável AISI 316 L.

ABSTRACT

The use of stainless steels in engineering structures have been increased, as different alloys are currently available in the market some often combine good weldability, strength and oxidation resistance. The critical points of these structures are usually the unions and the main failure cause is fatigue. In the case of welded joints, the dimensioning process should be particularly substantial, because in these points there is the presence of high level of residual stresses and discontinuities, resulted from the welding process itself. Thus, this work aims to obtain the fatigue curves for AISI 316L stainless steel, a butt welded joint a transverse loading in three different conditions: a) no welding specimens, b) specimens with as it is welded, and c) specimens with welded fillet machined to remove the face and the root reinforcement. Subsequently, the results were compared to the data from Eurocode 3 - section 1.9 (1991) and AWS D1.1 (2010) guidelines and as well as IIW recommendations (HOBACHER, 2008). In this context, a 6 mm thick AISI 316L stainless steel plates were welded in a single pass in the transverse rolling direction, and subsequently machined to give the final shape to the specimens. This process followed the guidelines that rule the fatigue tests on welded joints. Metallographic and mechanical strength tests were conducted on the welded joints, for their validation. These tests showed the integrity of the welded joint and no major discontinuity. Following that, the specimens were tested using cycling loads in a servo-hydraulic machine, to obtain the S-N diagrams. For the three tested conditions, the specimens fatigue life exceeded the values suggested by the standard guidelines recommendation already cited. The results were even more significant in the specimens that the reinforcement was machined, resulting in a substantially higher fatigue life of the welded test specimens. Thus, it was observed that the use of a relatively simple post-welding technique (the removal of the face and root reinforcements) resulted in a significant increase in the specimens fatigue life. Finally, all the results obtained suggest that the stainless steel should be treated, by the guidelines and recommendations governing agencies that rule the welded joints design, as a separate group of structural steel and high strength low alloy steel.

Keywords: Welded joints. Fatigue. Stainless steel AISI 316 L.

1. INTRODUÇÃO

O projeto de uniões soldadas visa especificar o arranjo geométrico das partes a serem unidas e os materiais a serem adotados (metal de base e de adição), bem como determinar a dimensão dos cordões.

Para o projetista iniciante, com bons conhecimentos na área de mecânica dos sólidos e de fadiga dos materiais, a tarefa pode, à primeira vista, parecer simples. Porém, algumas particularidades das uniões soldadas tornam o processo de dimensionamento consideravelmente mais complexo do que no caso de outros componentes mecânicos.

Inicialmente, um fato importante a ser considerado é que, em alguns casos, a tensão de trabalho (ou tensão nominal) pode ser de magnitude menor do que as tensões residuais, decorrentes do processo de soldagem. Além disso, a geometria da união muitas vezes é bastante desfavorável ao fluxo de forças, tanto sob o ponto de vista macro (a forma geral do cordão gera concentração de tensões) como microgeométrico. Por exemplo a superfície bastante irregular do cordão, e a presença de inclusões de escória, pequenos vazios ou defeitos, mordeduras e microtrincas, surgidos no resfriamento do metal de solda, representam microconcentradores de tensão, que causam considerável diminuição da vida em fadiga da união, quer seja pelo fato de eliminarem o tempo de nucleação de uma trinca – pois esta já apresenta dimensão considerável desde o primeiro ciclo de carga – como pelo fato de aumentarem a sua taxa de propagação.

Como exemplo, a Figura 1 mostra, de forma simplificada, a associação desses fatores sobre uma união em T.

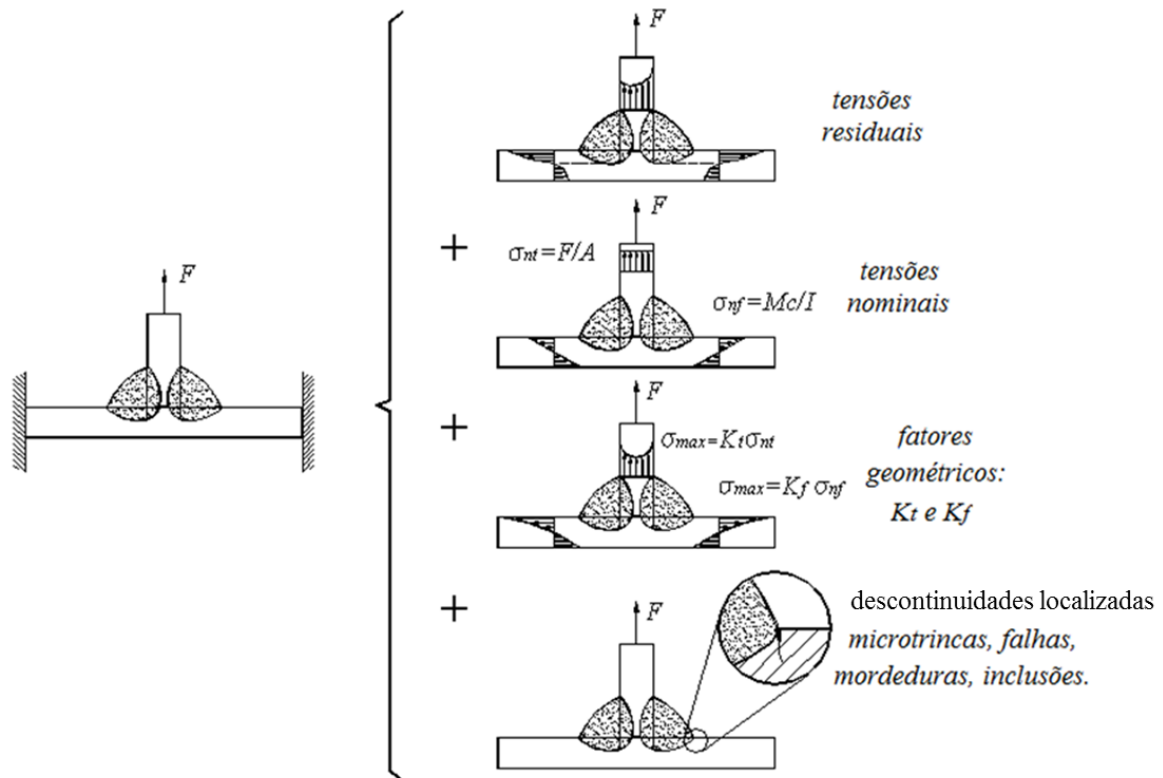
A partir do conhecimento dessas características das uniões soldadas, surgem alguns questionamentos, tão simples quanto importantes, por exemplo:

- Não é possível adotar processos de soldagem que gerem baixas ou mesmo nenhuma tensão residual?
- É possível unir peças mecânicas por meio de um processo de soldagem que não gere os vários microdefeitos citados?

Esses questionamentos fazem parte do dia a dia do engenheiro de soldagem. A princípio, de forma geral, pode-se dizer que os processos que geram maior nível de tensão residual usualmente são mais complexos, quer seja no próprio processo em si, como na preparação das peças a serem unidas. Por outro lado, devido à facilidade de uso em campo, os processos a arco elétrico MIG/MAG e eletrodo tubular têm sido os mais empregados na

fabricação de estruturas civis, navais e *offshore*. Tais métodos de soldagem apresentam aporte de energia considerável, com um arco elétrico que se desloca ao longo da junta.

Figura 1 – Diagrama resumo das etapas do processo de validação de uma união



Em algumas áreas da engenharia, como o setor naval e *offshore*, as peças a serem unidas apresentam grande porte, o que significa que há um nível elevado de restrição aos deslocamentos dessas peças no momento da união. Portanto, a concentração de tensões é praticamente inevitável. Por outro lado, sempre que possível, devem ser adotados procedimentos que propiciem uma menor concentração de tensões.

De qualquer forma, antes de dar início ao processo de dimensionamento da união, o projetista deve assegurar-se quanto à execução do processo de soldagem, ou seja, estando convicto de que os cordões venham a ser fabricados com boa qualidade, então é razoável adotar a premissa de que tais cordões não apresentem defeitos importantes como falta de fusão, decoesão lamelar ou trincas por hidrogênio. Dessa forma, de modo simplista, pode-se considerar que os cordões venham a apresentar a integridade estrutural necessária (ou, pelo menos, sejam tão íntegros quanto um cordão de solda possa ser).

Normas que abordam o dimensionamento de uniões soldadas descrevem os procedimentos em seções específicas, nas quais não é apresentada nenhuma orientação sobre

os processos de fabricação em si. Esse último conteúdo faz parte de outras seções dessas normas, servindo de referencial para a adoção de um processo de soldagem adequado, que confira a qualidade necessária ao cordão. Dessa forma, nas seções que abordam o dimensionamento de uniões soldadas, as informações fornecidas ao projetista dizem respeito apenas aos aspectos de resistência mecânica, com base em critérios de carga estática e de fadiga (no caso de soldagem de grandes placas ou colunas, o critério de flambagem também é recomendado).

Os códigos NBR 8800 (2008), Eurocode 3 (1991) e AWS D1.1 (2010), bem como as orientações do IIW (*International Institute of Welding*) (HOBACHER, 2008) e CIDECT (*Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire*) (WARDENIER et al., 1995; Zhao et al., 2000) adotam algumas considerações importantes que simplificam e tornam o processo de dimensionamento bastante robusto. Dentre essas se destacam: *i*) as estruturas são compostas por chapas, barras e tubos de alumínio, aço estrutural ou aço patinável, *ii*) as configurações estruturais básicas são as vigas, colunas, pórticos e treliças planas e espaciais, muitas vezes reforçadas por nervuras e contraventamentos, *iii*) a união das barras é feita por soldagem ou por meio de parafusos, *iv*) as cargas são preponderantemente cíclicas, superpostas a cargas estáticas (peso próprio e pesos mortos) e quase estáticas (temporárias ou sazonais, como o peso de neve, por exemplo) e, por fim, *v*) os elos mais críticos da estrutura são as uniões e, portanto, a abordagem é inversa ao usualmente preconizado nos cursos de engenharia: a especificação das barras se dá em função das uniões (e não o contrário).

Segundo Zhao et al. (2000), vários métodos foram desenvolvidos com o objetivo de determinar a resistência à fadiga de uniões soldadas. Dentre esses se destacam:

- Método da classificação
- Método da tensão de cisalhamento perfurante (*punching shear method*)
- Método da resistência estática
- Método da tensão geométrica ou método da tensão de pico (*hot spot stress method*)
- Método da mecânica da fratura

Os métodos do *punching shear* e da tensão de *hot spot* são voltados ao dimensionamento de uniões soldadas em estruturas compostas por tubos de seção circular ou retangular. O primeiro é empregado pelo API (*American Petroleum Institute*) no caso de estruturas *offshore*, ao passo que o segundo é recomendado pelo IIW – comissão XV, para estruturas tubulares em geral. Já o método da tensão estática, correlaciona a resistência à fadiga com o comportamento estático da união, apesar de simples, é um método aplicável apenas a

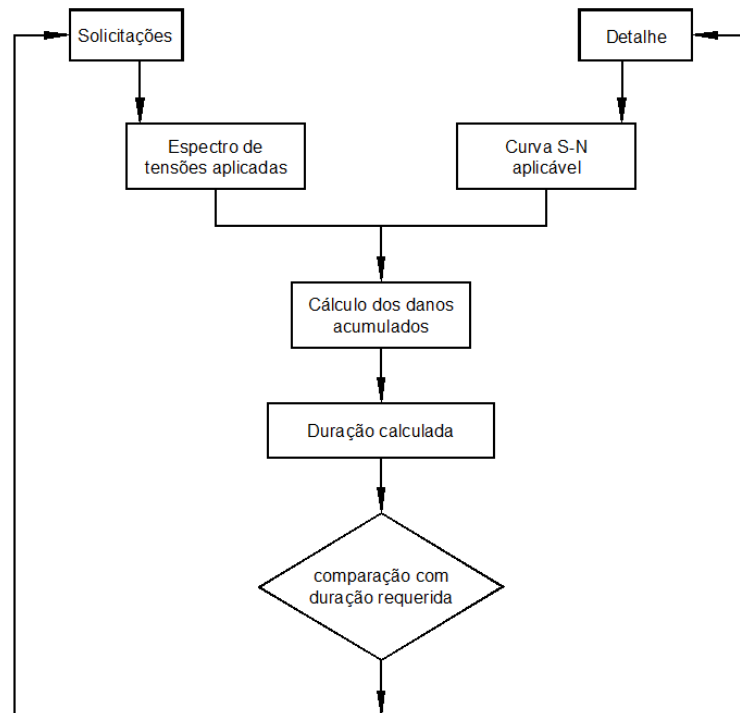
alguns casos e situações de carga. Por fim, o método da mecânica da fratura é empregado sempre que houver necessidade e possibilidade de acompanhamento do crescimento das trincas estruturais em campo, sendo um método aplicável tanto para casos de fadiga de baixo como de alto número de ciclos. Apesar de poderoso, esse método apresenta três grandes desvantagens ao projetista de uniões estruturais soldadas: *i)* não é uma metodologia presente nas principais normas para estruturas, *ii)* frequentemente é necessário recorrer a ensaios extensos e caros e *iii)* desconsidera o período de nucleação das trincas na união, período esse que representa a maior parte da vida da união, quando é empregado algum processo posterior à soldagem (*hammer peening* ou *TIG dressing*, por exemplo).

Por fim, o método classificatório (o mais empregado na atualidade) é baseado numa constatação simples: diferentes composições de carga e de tipo de união podem apresentar desempenho em fadiga muito semelhantes. Com base nisso, os comitês de normas como a Eurocode 3 – seção 1.9 (1991) e AWS D1.1 (2010), bem como IIW (HOBACHER, 2008) desenvolveram, ao longo de décadas de ensaios sobre uniões reais, tabelas contendo a descrição geométrica e o tipo de carga atuante na união, juntamente com um número de classificação (chamado de *detail category number*, *FAT number* ou simplesmente *joint category*).

Anexas a essas tabelas, encontram-se famílias de diagramas S-N correspondentes às categorias. Portanto, o procedimento de projeto é bastante simples: *i)* especifica-se *a priori* a geometria da união e determina-se a carga (direção e frequência), *ii)* calcula-se a tensão nominal atuante (desconsidera-se os efeitos de concentração de tensão, tensões residuais ou outros quaisquer, pois, como já dito, os corpos de prova usados pelos comitês normativos, para a obtenção dos diagramas e tabelas, apresentavam condições semelhantes), *iii)* procura-se na tabela de norma o número de classificação da composição carga/geometria da união em análise e *iv)* com base no diagrama S-N correspondente a esse número de classificação do detalhe, obtém-se o tempo estimado de vida. Esse procedimento pode ser empregado em laços iterativos, visando a otimização da união e, portanto, da própria estrutura em si. No caso de solicitações variáveis, essas normas também sugerem a análise de dano cumulativo, baseada na regra de Miner.

Um resumo das etapas do processo de validação de uma união sob carga cíclica é mostrado na Figura 2.

Figura 2 – Diagrama resumo das etapas do processo de validação de uma união

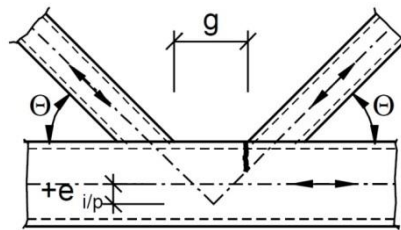


Fonte: Adaptado de BRANCO et al. (1999, p. 692)

Segundo Branco et al. (1999, p. 691-726), além dos já citados anteriormente, há outros Institutos e Centros de Pesquisa que, há décadas, dedicam esforços no estudo de materiais e de uniões estruturais soldadas, como o ECCS (*European Convention for Constructional Steelwork*), a AISC (*American Institute of Steel Construction*) e a AWS (*American Welding Society*). Os resultados provenientes desse grande número de ensaios são empregados na elaboração das diferentes normas internacionais. Por exemplo, o texto na norma NBR 8800 referencia, em vários pontos, a AWS D1.1.

A Figura 3 mostra um exemplo de detalhe construtivo, uma união K, com perfis cilíndricos de aço estrutural, retirada da Eurocode 3 – Seção 1.9 (1991). Essa configuração macro-geométrica específica (ou detalhe, como designado pela norma), é classificada como categoria 90, ou seja, os ensaios realizados sobre corpos de prova de geometria semelhante à da figura, mostraram que a faixa de tensões admissível para uma vida de 2 milhões de ciclos é $\Delta\sigma = 90 \text{ N/mm}^2$.

Figura 3 – Detalhe K de uma união estrutural soldada

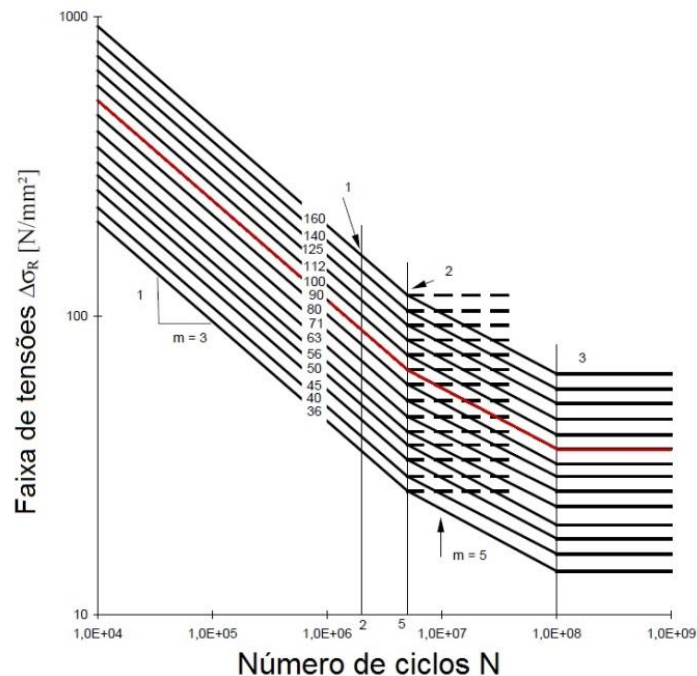


Fonte: Eurocode 3 – seção 1.9 - Fadiga (1991, p 27)

Nessa figura também é mostrado o modo de falha mais comum, ou seja, para o detalhe K, a trinca é nucleada no ponto de encontro de um tubo menor (*brace*) com o tubo base (*chord*). Essa informação é importante para direcionar as atividades de inspeção de trincas, que faz parte das atividades de manutenção da estrutura em operação.

A Figura 4 mostra o conjunto de curvas S-N apresentada pela Eurocode 3 – Seção 1.9 (1991). Nessa figura, a curva de categoria 90, correspondente ao detalhe K, foi grifada em vermelho.

Figura 4 – Conjunto de curvas S-N para os detalhes de solda



Fonte: Adaptado de Eurocode 3 – seção 1.9 - Fadiga (1991, p. 15)

Portanto, o procedimento para dimensionamento de cordões de solda para estruturas metálicas de aço ou alumínio é baseado na comparação entre a tensão máxima atuante e a

resistência à fadiga da união, para cada nó dessa estrutura e condição de carregamento. Por esse motivo, as informações contidas nos diagramas S-N, relacionando macro-geometria do detalhe e resistência mecânica, como visto nas Figuras 3 e 4, são a base do dimensionamento seguro de estruturas compostas por uniões soldadas.

Contudo, apesar das normas atuais serem fruto de um extenso trabalho sobre corpos de prova semelhantes aos detalhes presentes em estruturas reais (o que confere robustez ao método), a abordagem simplificada apresentada por esses códigos não considera alguns aspectos importantes, que podem modificar, tanto de forma positiva como negativa, a expectativa de vida dos cordões.

Dentre os principais fatores limitantes nas normas consultadas pode-se citar:

- 1) Escassa informação sobre o comportamento do metal de adição em temperaturas abaixo do limite de transição dúctil-frágil.
- 2) Limitação às estruturas de aço ou alumínio.
- 3) Escassa informação quanto ao efeito de melhorias nos cordões: *TIG dressing*, *hammer peening*, *shot peening*, *laser shock peening*, *toe grinding* e usinagem do reforço.

No que diz respeito ao primeiro aspecto, sabe-se que, em baixas temperaturas, os materiais metálicos tendem a apresentar comportamento frágil, o que é agravado pelo estado de tensões residuais imposto pelo próprio processo de soldagem. Essa questão é importante para estruturas que irão operar em ambiente com temperaturas negativas.

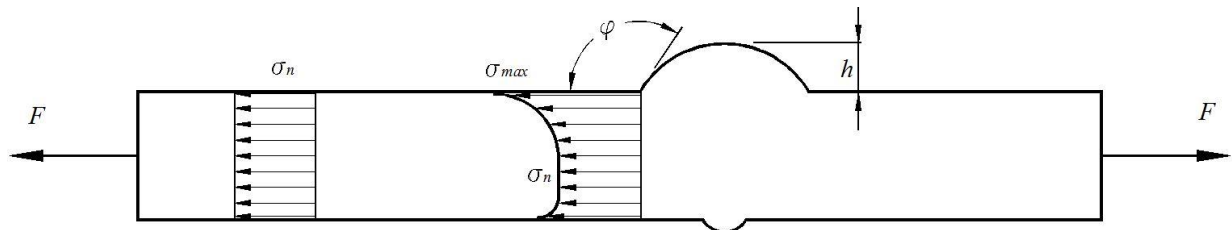
Quanto ao segundo aspecto, tem havido aumento contínuo no uso de componentes estruturais de aço inoxidável, principalmente em estruturas navais, *off-shore* e construções civis, como mostram os trabalhos de GEDGE (2008), BADDON (2008), ZILLI et al. (2008) e ROSSI (2014). Quando se deseja uma boa resistência à corrosão, os aços inoxidáveis mais comumente empregados são o AISI 304 e 316, que apresentam microestrutura austenítica. O aço AISI 316 apresenta adição de Molibdênio, num teor médio de 2,5%, o que lhe confere resistência à corrosão localizada (*pitting*) superior ao 304. Essa propriedade de resistência à corrosão localizada é importante para estruturas e componentes que irão operar em ambiente salino, em que há presença de soluções de Cloro.

Tendo em vista que os principais modos de falha dos detalhes estruturais estão associados à Fratura e Fadiga, a geração de tensões residuais de compressão, obtida por meio dos processos de martelamento e *shot peening*, ocasiona o retardo na nucleação das trincas, fase que, em muitos casos, corresponde à maior parte da vida do componente estrutural.

Já o processo de retirada do reforço ocasiona atenuação no efeito de concentração de tensões associado à geometria do cordão. Ou seja, ao contrário do senso comum, a retirada do reforço de uma união de topo ocasiona incremento na capacidade de carga (BRANCO et al., 1999, p. 812).

A Figura 5 mostra o caso hipotético de uma barra de material contínuo, cujas protuberâncias nas faces se assemelham ao reforço de um cordão de solda. Esta barra está em tração pura e a presença da descontinuidade geométrica, caracterizada pelos parâmetros ϕ e h , ocasiona aumento considerável da tensão nas bordas superior e inferior. Portanto, a retirada completa do reforço, mesmo com acabamento de superfície relativamente grosseiro, ocasiona incremento considerável da capacidade de carga ou da vida em serviço da barra.

Figura 5 – Efeito de concentração de tensão associado ao reforço de uma junta soldada de topo



Fonte: Adaptado de Branco et al (1991, p. 296, 299)

Considerando o exposto, o presente projeto é voltado ao levantamento da resistência à fadiga de cordões de solda em juntas de topo, efetuados em corpos de prova de aço inoxidável AISI 316L, avaliando três configurações: a) corpos de prova sem solda (material contínuo), b) cordão em bruto (com reforço) e c) cordões com o reforço usinado.

Por meio desse trabalho pretende-se estender o conhecimento sobre o dimensionamento de uniões soldadas a um material distinto, no caso, o aço inox AISI 316L, considerando ainda o efeito da retirada do reforço na vida em fadiga de um detalhe estrutural unido de topo.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

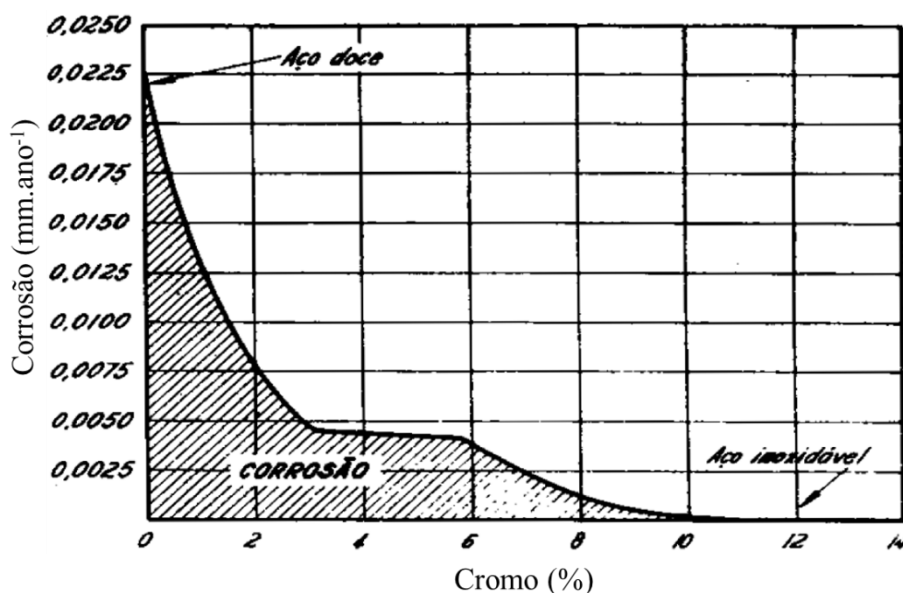
2.1. Aços inoxidáveis

Os aços inoxidáveis são ligas ferrosas, contendo em sua estrutura principal elementos como Níquel e Cromo, apresentando adições de outros elementos de liga como o carbono,

silício, molibdênio, manganês, dentre outros. O Cromo é o elemento mais importante na obtenção da principal característica destes tipos de aços, a resistência a corrosão. São caracterizados como “aços inoxidáveis”, as ligas Fe-Cr ou Fe-Cr-Ni contendo pelo menos de 10 a 12%Cr (MODENESI, 2001, p. 4).

A porcentagem da concentração de Cr nos aços é diretamente relacionada com a taxa de corrosão. A Figura 6 relaciona a corrosão em mm.ano^{-1} e a porcentagem de Cr de aços estudados em atmosfera industrial por um período de 10 anos, evidenciando que quanto maior a porcentagem de Cr, menor a corrosão.

Figura 6 – Taxa de corrosão de aços ao cromo expostos por um período de 10 anos em atmosfera industrial



Fonte: Autor (adaptado de CHIAVERINI, 1990, p. 365)

A utilização dos aços inoxidáveis é extremamente variada, abrangendo desde produtos voltados à geração de energia, construção civil, naval e *offshore*, até equipamentos para processamento de alimentos. A maioria dos aços inoxidáveis pode ser unida por processos de soldagem, porém, muitos requerem procedimentos especiais (LIPPOLD e KOTECKI, 2005, p. 2), além de cuidados redobrados quanto à parametrização e tempo de resfriamento.

Basicamente, os aços inoxidáveis são subdivididos em cinco tipos principais. Quatro deles são definidos conforme sua estrutura e microestrutura: martensíticos, ferríticos, austeníticos e duplex. O último é baseado no tipo de tratamento térmico utilizado: endurecíveis por precipitação (ASM, 1990, p. 2006).

2.1.1. Aços inoxidáveis martensíticos

Os aços inoxidáveis martensíticos são ligas de Fe-Cr, com percentual de Cromo variando de 10,5 a 18% e de Carbono máximo de 1,2% (ASM, 1990, p. 2006).

São empregados em aplicações onde é necessária uma combinação de alta resistência mecânica e à corrosão sob condição atmosférica. O baixo teor de Cromo e os baixos elementos de liga dos aços inoxidáveis martensíticos, tornam esses tipos de aços menos onerosos quando comparados com os demais tipos (LIPPOLD e KOTECKI, 2005, p. 56).

Devido à formação de martensita não revenida durante o resfriamento pós soldagem, os aços inoxidáveis martensíticos são considerados os de menor soldabilidade dentre todos os aços inoxidáveis. Portanto, devem ser tomadas precauções especiais quando for necessária sua soldagem, quando o teor de Carbono for superior a 0,1% (LIPPOLD e KOTECKI, 2005, p. 57).

2.1.2. Aços inoxidáveis ferríticos

São ligas compostas basicamente por Fe-Cr, podendo ainda conter Molibdênio, Silício, Alumínio, Titânio ou Nióbio, que conferem características específicas ao aço. O percentual de Cromo varia de 10,5 a 30% e o percentual de Carbono é inferior a 0,1% (ASM, 1990, p. 2007).

Apresentam uma resistência à corrosão ligeiramente superior aos aços inoxidáveis martensíticos e austeníticos, além de apresentarem um bom coeficiente de expansão térmica (LIPPOLD e KOTECKI, 2005, p. 88). Ao contrário dos aços inoxidáveis martensíticos, estes tipos de aços não são endurecíveis por têmpera.

Por fim, apresentam baixa soldabilidade quando comparados com os austeníticos, limitando sua aplicabilidade em estruturas, devido a problemas como a fragilização da região da solda (MODENESI, 2001, p. 30). Por outro lado, métodos voltados à redução desse efeito vêm sendo estudados, como por exemplo a utilização de metal de adição austenítico, emprego de baixa energia na soldagem e tratamentos térmicos pós-soldagem.

2.1.3. Aços inoxidáveis austeníticos

Dentre os aços inoxidáveis, são os de maior utilização. Tratam-se de ligas Fe-Cr-Ni, com teores de Cromo variando entre 16 e 26%, Níquel de até 35% e Manganês até 15% (ASM, 1990, p. 2007). A gama de possibilidades de produção de diferentes ligas é significativamente maior, quando comparada com outros tipos de aços inoxidáveis.

Geralmente apresentam boa ductilidade e tenacidade, bem como elevado alongamento quando solicitados estaticamente. Outro aspecto importante é a soldabilidade satisfatória (MODENESI, 2001, p. 36; OZYYUREK, 2008). Porém, seu custo é relativamente maior quando comparado com os aços inoxidáveis ferríticos e martensíticos, devido a seus componentes de liga (LIPPOLD e KOTECKI, 2005, p. 142).

Considerando suas características mecânicas e a ótima resistência a corrosão, diversos estudos vêm sendo desenvolvidos nas mais diversas áreas de atuação, apresentando resultados extremamente significativos, abrangendo desde projetos estruturais até próteses ortopédicas (ANTUNES et al., 2010).

2.1.4. Aços inoxidáveis duplex

Os aços inoxidáveis duplex apresentam uma microestrutura mista de austenita e ferrita, sendo alguns ricos em ferrita. Dentro dessa família de aços inoxidáveis, alguns são mais ricos em ferrita, outros em austenita e alguns com certo equilíbrio entre essas microestruturas. Devido ao seu elevado teor de Cromo e outros elementos de liga, esse aço apresenta maior resistência à corrosão sob-tensão quando comparado, por exemplo, com o aço inoxidável austenítico 316 (ASM, 1994, p. 1711).

Possuem um limite de escoamento superior aos aços austeníticos, o que, por consequência, permite ao projetista reduzir significativamente a espessura e peso da estrutura (MODENESI, 2001, p. 62). Devido a esse e outros fatores, estudos sobre a utilização deste tipo de aço em projetos estruturais, vem sendo discutido entre diversos pesquisadores, como GEDGE (2008), BADDON (2008) e ROSSI (2014), surgindo como uma das alternativas em prol da sustentabilidade em construções civis por exemplo.

Contudo, apesar da boa soldabilidade, estudos apresentados por Kotecki (2010) e Roldão (2010) apontam alguns cuidados na soldagem desse tipo de aço. Fatores como a velocidade de resfriamento e aporte térmico devem ser levados em consideração na parametrização do processo de soldagem, para evitar tanto a formação de uma quantidade acentuada de ferrita, com consequente perda de tenacidade do material, como mudanças indesejadas na ZTA.

2.1.5. Aços inoxidáveis endurecidos por precipitação (PH)

São aços com ligas compostas por Cromo, Níquel e elementos que promovem o endurecimento por precipitação, como Cobre, Alumínio e Titânio. Podem ser tanto austeníticos quanto martensíticos na condição solubilizada (ASM, 1990, p. 2007).

São capazes de alcançar os pontos de alta resistência, próximos a 1.520 MPa em algumas séries, possuindo ainda boa ductilidade e tenacidade quando submetidos a tratamento térmico adequado. São exemplos de aplicações: válvulas, engrenagens e eixos estriados (LIPPOLD e KOTECKI, 2005, p. 265).

2.2. Considerações gerais sobre processos de soldagem

Pode-se considerar o processo de soldagem como um dos mais importantes meios de fabricação, união e manutenção de peças metálicas do setor industrial metal-mecânico.

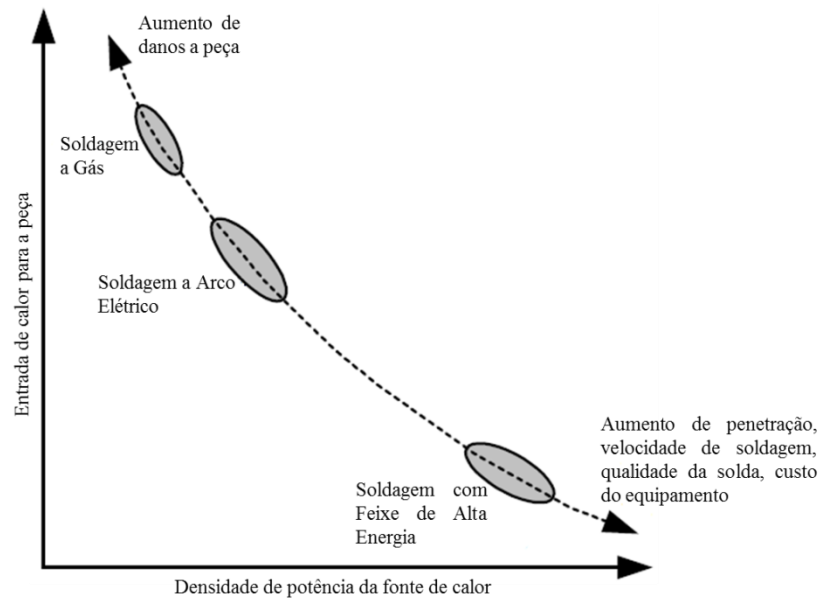
Segundo MODENESI et al. (2012, p. 1), o uso intensivo da soldagem no meio industrial está associado a diversos fatores, sendo o principal, sua relativa simplicidade operacional. Ao mesmo tempo, o processo de soldagem pode fragilizar o material, devido à aplicação de uma elevada densidade de energia em um pequeno volume do mesmo, podendo ocasionar significativas alterações estruturais e de propriedades dentro e próximo da região da solda.

A soldagem por fusão é a que oferece a maior gama de possibilidades de processos distintos, sendo definida por KOU (2003, p. 3), como um processo de união de metais no qual a união destes é conseguida por fusão, sendo subdividida em três categorias:

- a) Soldagem a gás;
- b) Soldagem a arco;
- c) Soldagem com feixe de alta energia;

O que difere os processos, é fonte de calor utilizada (chama, arco elétrico e feixe de alta energia, respectivamente). A Figura 7 mostra a diferença entre entrada de calor para a peça a ser soldada em relação a densidade de potência da fonte de calor considerando os três meios de soldagem por fusão.

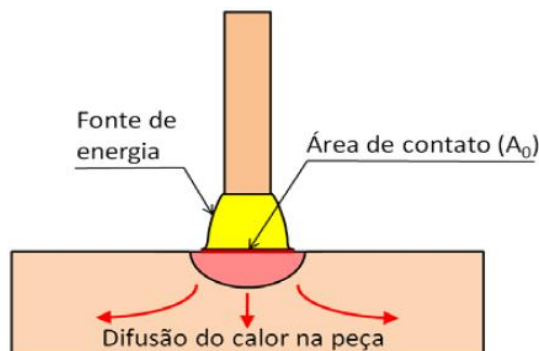
Figura 7 – Variação de calor na peça de acordo com a densidade de potência da fonte



Fonte: Adaptado de KOU (2003, p. 4)

A Figura 8 mostra o princípio da soldagem por fusão, na qual devido à aplicação concentrada de energia em uma região a ser soldada (representada pela área A_0), ocorre o aquecimento do material até a sua fusão. Deve-se considerar que, devido aos metais, de uma forma geral, apresentarem uma condutividade térmica elevada, o calor é transmitido de forma substancial para o restante da peça. Como resultado dessa transmissão de calor, há o resfriamento indesejado da região da junta e, adicionalmente, as áreas próximas e umas pouco mais afastadas acabam sendo afetadas.

Figura 8 – Fluxo de calor geral da soldagem por fusão



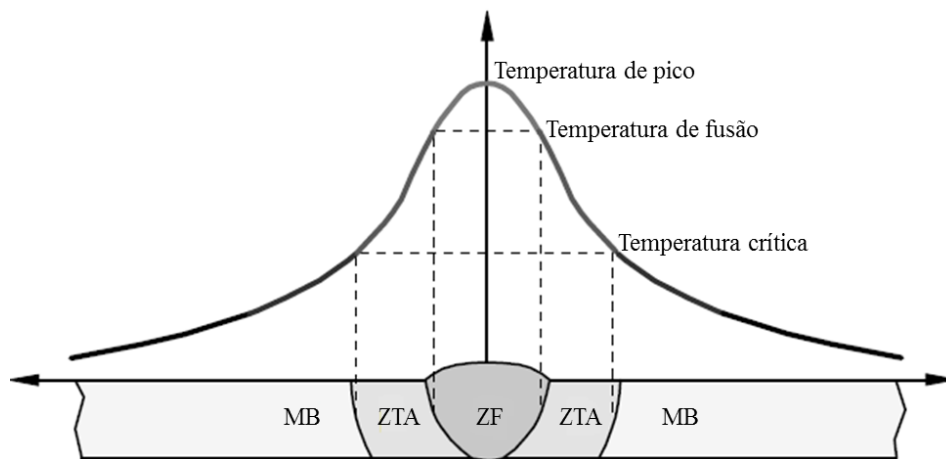
Fonte: MODENESI (2009, p. 2)

Assim, para a soldagem obter êxito e ocorrer a fusão entre metal de base e metal de adição, a fonte terá que fornecer energia a uma taxa suficientemente alta em uma área

suficientemente reduzida, garantindo que essa energia em forma de calor se disperse para o restante da peça.

Durante o processo de soldagem, as regiões adjacentes ao metal de base são expostas a ciclos térmicos devido à energia de soldagem, sendo que as temperaturas são reduzidas quanto mais se afastam da fonte de calor, desta forma, proporcionando mudanças microestruturais ao longo da seção transversal. Em juntas obtidas pelo processo de soldagem por fusão, considera-se o perfil da união caracterizado por três regiões distintas: metal de base (MB), zona fundida (ZF) e zona termicamente afetada (ZTA), conforme mostra a Figura 9.

Figura 9 – Regiões da uma junta soldada em relação à temperatura



Fonte: Adaptado de MODENESI et al. (2012, p. 79)

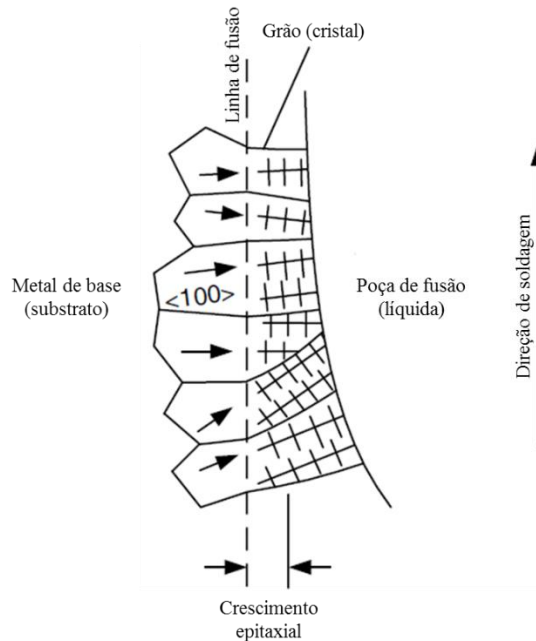
2.2.1. Zona fundida (ZF)

No caso de soldagem autógena, a zona fundida, também conhecida como metal de solda, é constituída, totalmente pelo metal de base resolidificado. Já quando é empregado em metal de adição, ela se constitui de uma mistura dos metais de adição e de base (KOU, 2003, p. 170).

Segundo KOU (2003, p. 170) e MODENESI et al. (2012, p. 125), na soldagem autógena, o metal líquido da poça de fusão está em contato com um substrato de composição idêntica (parte não fundida do metal de base). Portanto, o crescimento de grãos inicia deste substrato na linha de fusão e progride na direção da linha central da solda. Tal processo de iniciação é chamado de crescimento epitaxial (algumas vezes chamado de nucleação epitaxial). Neste processo, o crescimento do grão inicia-se pelo arranjo dos átomos da fase líquida

no substrato sólido existente, estendendo este, sem alterar a orientação cristalográfica, conforme mostra a Figura 10, onde as setas no metal de base indicam a direção mais fácil de crescimento.

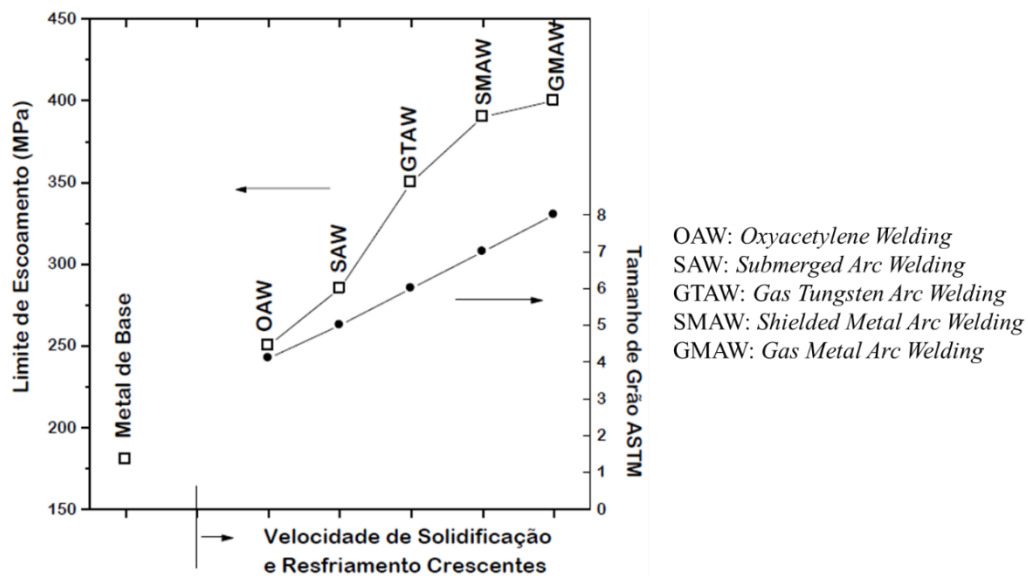
Figura 10 – Crescimento epitaxial do metal de solda próximo à linha de fusão



Fonte: Adaptado de KOU (2003, p. 171)

De acordo com MODENESI (2012, p. 37), os processos de soldagem que utilizam uma elevada energia de soldagem (por exemplo, arco submerso e eletroescória) tendem a gerar uma solda com estrutura relativamente grosseira, enquanto que soldas produzidas por processos como eletrodos revestidos, MIG/MAG e TIG apresentam granulação mais fina. Como resultado, a zona fundida tende a apresentar limites de escoamento e resistência maiores do que um metal de base similar, mesmo quando seu teor de carbono e/ou elementos de liga forem menores. A Figura 11 mostra um exemplo clássico deste tipo de fenômeno em um aço com porcentagem de carbono abaixo de 0,1%.

Figura 11 – Resistência mecânica da zona fundida em função do processo de soldagem



Fonte: MODENESI (2012, p. 38) apud LINNERT (1964)

2.2.2. Zona termicamente afetada (ZTA)

A ZTA compreende regiões do metal de base que, durante a aplicação de energia decorrente do processo, foram expostas às variações de temperatura que causaram alterações microestruturais e modificaram as propriedades desse metal, e devido às peculiaridades dessas variações e ao desenvolvimento de um complexo estado de tensões e deformações, as alterações que ocorrem na ZTA podem levar a resultados indesejáveis.

A formação desta região é influenciada basicamente pelas características do metal de base e pelos fatores que determinam o ciclo térmico de soldagem (MODENESI et al., 2012, p. 140).

A mudança microestrutural que ocorre na ZTA e o tamanho de grão nessa região após o processo de soldagem são de difícil controle. Vários trabalhos vêm sendo realizados buscando aperfeiçoar mediante novas técnicas e em diversos materiais o tamanho de grão na ZTA após o processo de soldagem, com cordões de passe único e também cordões com múltiplos passes, como descrito no trabalho de MA et al (2014).

Teoricamente, em projetos de união soldada de responsabilidade, principalmente em solicitações dinâmicas, a resistência à fratura na ZTA deve ser considerada, visto que devido ao ciclo térmico do processo de soldagem, a união pode ter sofrido alterações metalúrgicas significativas, podendo haver redução na vida do componente. O trabalho desenvolvido por Zengliang & Kangda (1997) em aço Cr-Mn 16MnR (padrão Chinês) mostrou que a região da

ZTA é substancialmente menos resistente a solicitações dinâmicas em comparação com o metal de adição e o metal de base.

2.2.3. Tensões residuais

As tensões residuais são geralmente um resultado indesejado de processos de fabricação (laminação, conformação, usinagem, soldagem, tratamentos térmicos, etc.) (BRANCO et al., 1999, p. 571; AKHLAGHI, 2014, p. 6).

Tensões residuais podem ser definidas como tensões que existem em um componente ou corpo na ausência de qualquer solicitação exterior ou gradientes de temperatura, sendo o resultado de deformações de origem térmica ou mecânica, acompanhada de deformação plástica do metal (BRANCO et al., 1999, p. 571; RADAJ, 2003, p. 5). Essas tensões podem ocorrer em escala microscópica ou macroscópica.

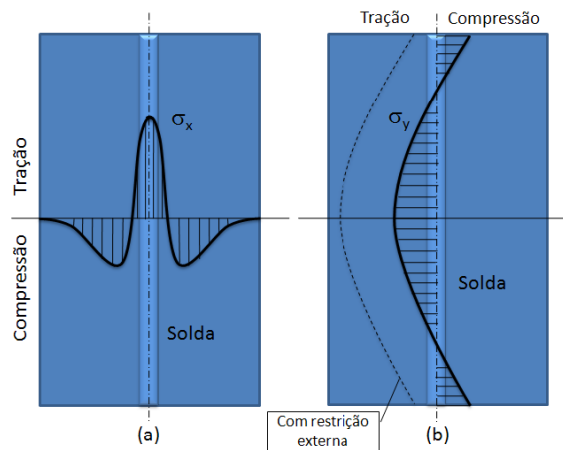
Segundo Araújo (2012), as tensões que aparecem em uma união soldada podem ser classificadas segundo a sua direção, em longitudinais e transversais a linha de solda ou cordão. Ou seja, tensões residuais de tração e compressão atuam segundo essas direções.

As tensões longitudinais (Figura 12a e Figura 13a), resultantes da contração longitudinal do cordão de solda devido ao resfriamento, são de tração e apresentam elevada representatividade na zona central da junta, sendo equilibradas por tensões de compressão no restante da seção.

As tensões residuais transversais (Figura 12b e Figura 13b), resultantes da contração transversal do cordão de solda devido ao resfriamento, apresentando tensões de tração de pequena amplitude na parte central da junta, sendo equilibradas por tensões de compressão nos extremos. A Figura 12b ainda mostra um aspecto de tensões residuais em cordões realizados com restrição externa, o que por consequência, aumenta a tensão residual de tração.

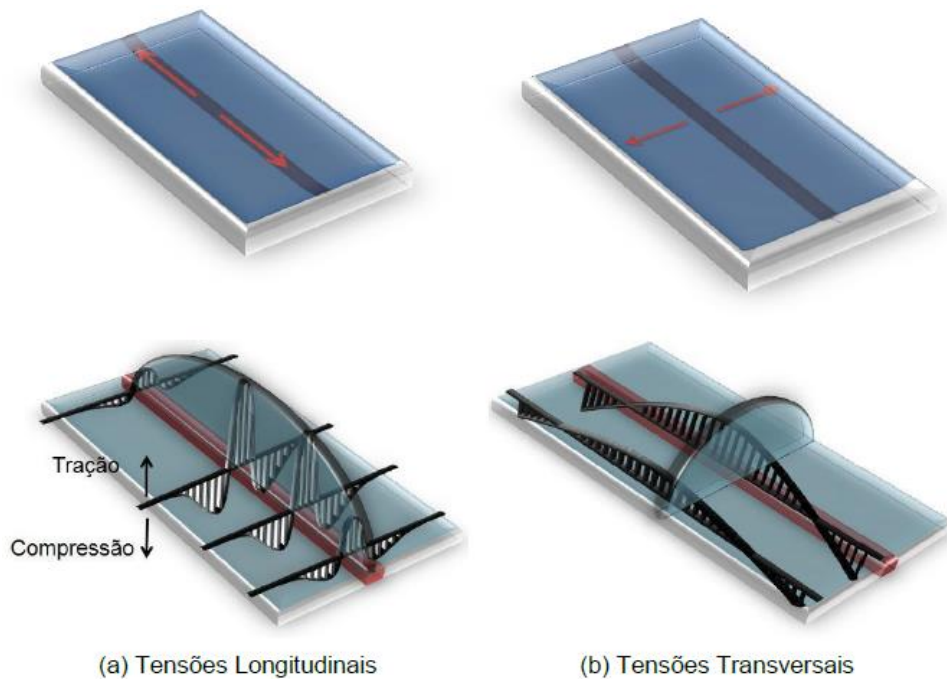
Ainda, segundo BRANCO et al (1999, p. 579); Araújo (2012), se a espessura da chapa ou componente for suficientemente elevada, podem desenvolver-se tensões residuais de ao longo da espessura, conforme mostra a Figura 14.

Figura 12 – Distribuição das tensões bidimensionais (a – Tensões longitudinais e b – Tensões transversais)



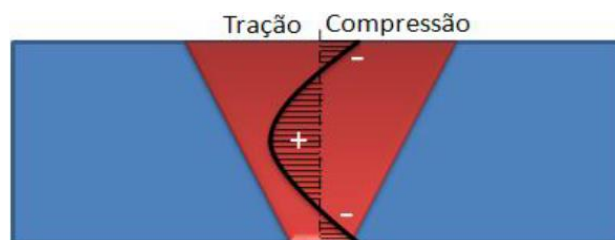
Fonte: Araújo (2012)

Figura 13 – Distribuição de tensões tridimensionais



Fonte: Araújo (2012)

Figura 14 – Tensões transversais ao longo da espessura



Fonte: Araújo (2012)

A medição de tensões pode ser realizada experimentalmente por meio de diversas técnicas (furo cego, difração de raios-x, difração de nêutrons, ultrassom, etc.), como realizado por Mansur et al. (2011), onde se avaliou a tensão residual e os limites de resistência a fadiga em juntas dissimilares, sendo que para a determinação da tensão residual nas chapas, foi utilizando o método do furo cego. Porém, muitas delas apresentam limitações, como baixa resolução, difícil interpretação de dados e possibilidade de execução somente em laboratório, por ser ensaio destrutivo ou semi-destrutivo. A escolha do método adequado irá depender de uma série de fatores: tamanho das peças, local a ser realizado, custo, geometria da junta, etc.

Uma solução alternativa é a utilização de modelagem matemática, pelo Método de Elementos Finitos (MEF), que apresenta resultados significativos quando comparados com dados experimentais, de uma maneira menos onerosa, como mostrado pelos trabalhos desenvolvidos por Deng & Murakawa (2005), Deng et al. (2007) e Lee & Chang (2013).

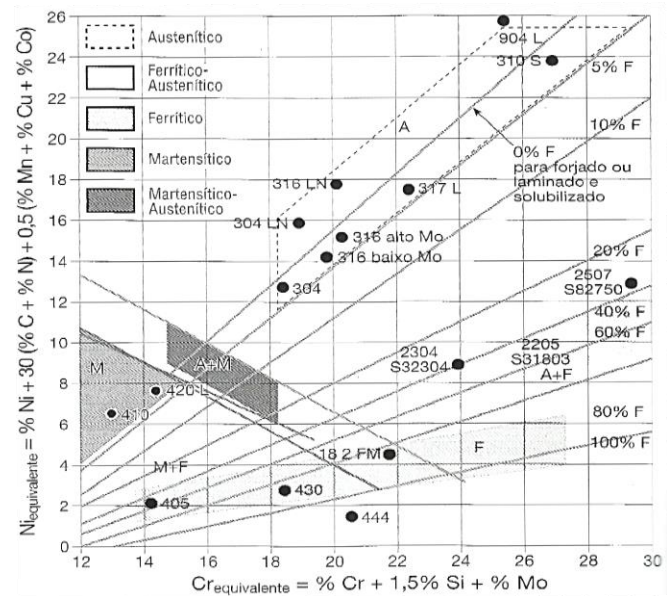
2.2.4. Soldabilidade dos aços inoxidáveis

Os aços inoxidáveis são vistos como de boa soldabilidade, mas ao mesmo tempo, estão sujeitos a problemas se os parâmetros adequados não forem aplicados (LIPPOLD e KOTECKI, 2005, p. 173). Mesmo considerando sua boa soldabilidade, os aços inoxidáveis apresentam propriedades físicas que os tornam de menor soldabilidade que aços “doces”, como a menor temperatura de fusão, baixo coeficiente de condutividade térmica, maior coeficiente de expansão térmica e uma resistência elétrica superior.

Para estimar as propriedades da ZF (Zona Fundida) de aços inoxidáveis, após soldagem, são utilizados dois parâmetros: o Cr_{eq} (Cromo equivalente) e o Ni_{eq} (Níquel equivalente), os quais são representados em diagramas constitucionais empíricos, como o Diagrama de Schaeffler (MODENESI, 2001, p. 45).

O Diagrama de Schaeffler permite prever a microestrutura da ZF com base na sua composição química, de acordo com seu percentual de ferrita δ , sendo também válido para utilização e caracterização de microestruturas em aços inoxidáveis ferríticos e martensíticos. É de utilização basicamente simples, bastando calcular os equivalentes de Cromo e Níquel do metal de base (MB) e do metal de adição (MA) de acordo com as equações mostradas nos eixos x e y da Figura 15.

Figura 15 – Diagrama de Schaeffler

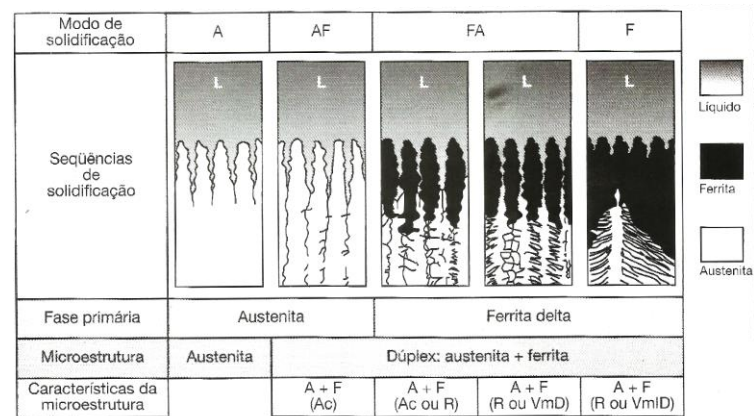


Fonte: COLPAERT (2008, p. 524)

Pode-se observar no diagrama da Figura 15, que é possível ter-se composições de ferrita dentro da região compreendida pelos aços austeníticos, implicando na presença de frações de ferrita delta na sua microestrutura.

Segundo Colpaert (2008, p. 530), a sequência de solidificação dos aços austeníticos (e dos aços dúplex austeníticos-ferríticos) é especialmente importante na fabricação e na soldagem desses aços. A Figura 16 mostra sequências de solidificação típicas em aços inoxidáveis austeníticos.

Figura 16 – Sequências de solidificação em aços inoxidáveis austeníticos



*A = austenita, F = ferrita, Ac = acicular, R = em rede, Vm = vermicular ou em “esqueleto”, D = dendrítica, ID = interdendrítica.

Fonte: COLPAERT (2008, p. 524)

2.2.5. Descontinuidades oriundas do processo de soldagem

Além de detectar e caracterizar os defeitos, também é necessário determinar se tais descontinuidades são ou não aceitáveis o que, por sua vez, depende diretamente do custo e segurança exigido em projeto.

Ressalta-se que a existência de descontinuidades em uma junta não significa necessariamente que a mesma seja defeituosa e, portanto, deva ser rejeitada. Esta condição depende de aplicação a que se destina o componente. Em geral uma descontinuidade é caracterizada por meio da comparação do tipo e grandeza do defeito, o que é efetuado por processo de inspeção, com valores estabelecidos em um código, norma ou especificações iniciais de projeto. Assim, considera-se que uma junta soldada contém defeitos quando esta apresenta descontinuidades ou propriedades que não atendam ao exigido pelas normas ou parâmetros de projeto vigentes.

Segundo BRANCO et al., (1999, p. 457), numa peça soldada podem surgir diversos defeitos, quer produzidos durante a execução do cordão, ou iniciados por fadiga ou corrosão. Designa-se como descontinuidade qualquer interrupção da estrutura típica de uma junta soldada. Neste sentido, pode-se considerar como descontinuidade, a falta de homogeneidade de características físicas, mecânicas ou metalúrgicas do material ou da solda (MODENESI, 2012, p. 151).

Ainda, BRANCO et al., (1999, p. 457) comenta que o surgimento de defeitos na região da solda é um fenômeno influenciado por vários fatores, como por exemplo: a geometria da junta, a espessura e propriedades dos materiais que constituem a junta, a posição e orientação adotados no momento da soldagem, a presença de elementos corrosivos no ambiente de operação da peça ou estrutura soldada, as propriedades mecânicas e microestruturais da ZTA, por fim, o nível de tensões residuais e de tensões aplicas e tensões surgidas em trabalho.

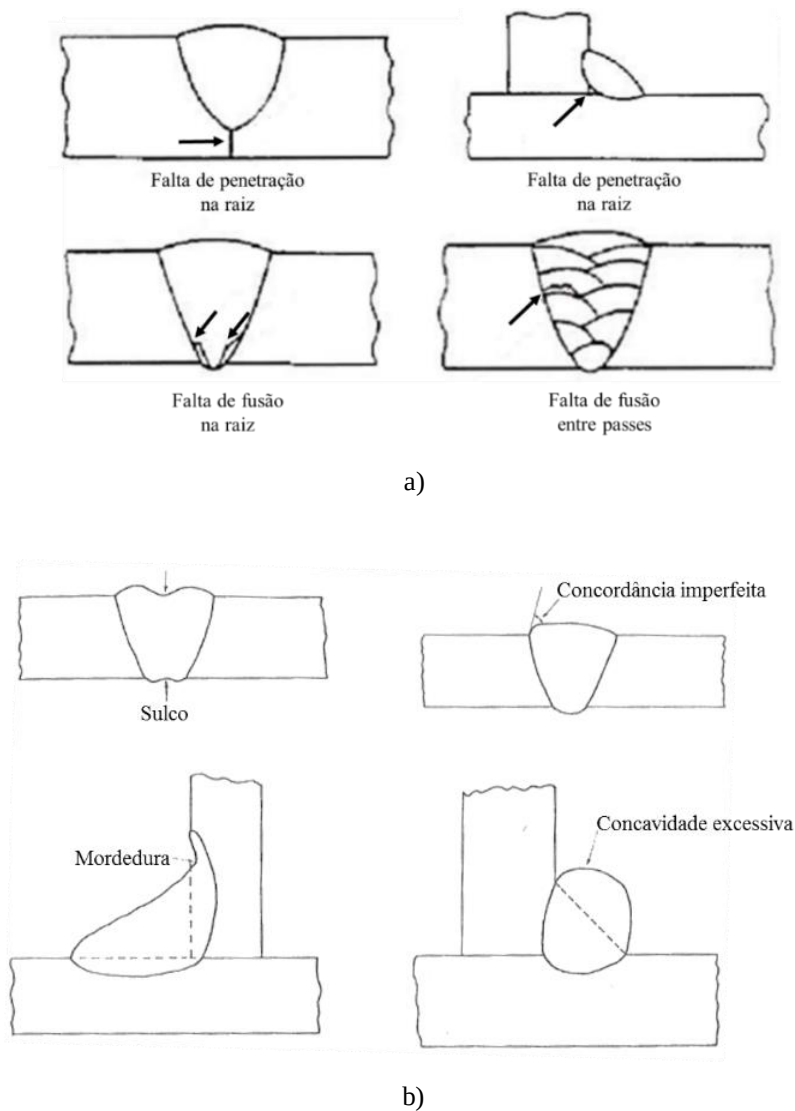
De uma forma geral, tais descontinuidades são classificadas, segundo sua origem, da seguinte forma:

- Oriundos do processo de soldagem adotado
- Decorrentes da execução do processo de soldagem
- Ligados a fatores de natureza metalúrgica e à composição química dos metais de adição e de base
- Ligados à forma da soldagem

Além disso, pode-se conceitualmente separar os defeitos de soldagem em dois grupos: defeitos planares (Figura 17) e defeitos não planares (Figura 18). Defeitos planares abrangem

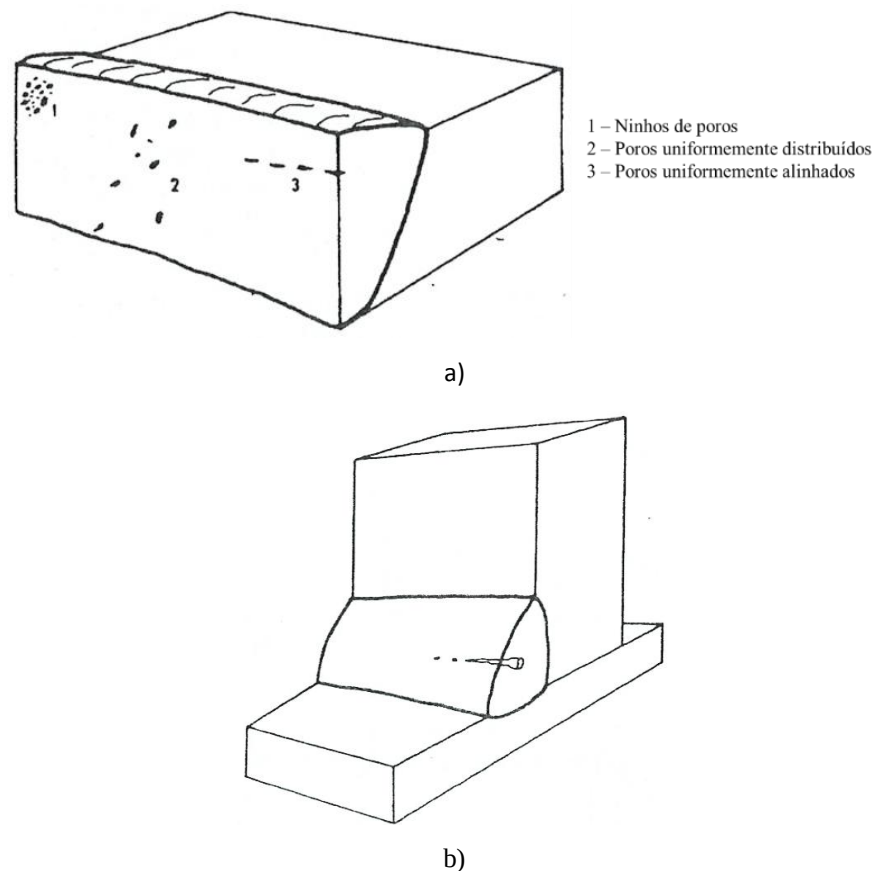
defeitos como trincas, defeitos de forma (mordeduras, sulcos, concavidade na raiz, falta de fusão, falta de penetração etc.). Defeitos não planares abrangem defeitos como porosidades e inclusão de escória (BRANCO et al., 1999, p. 458).

Figura 17 – Defeitos planares: a) associados a fusão dos materiais e b) caracterizados pela geometria final do cordão ou filete de solda



Fonte: Adaptado de BRANCO et al., 1999, p. 462 – 463

Figura 18 – Defeitos não planares: a) porosidade e b) inclusão de escória



Fonte: BRANCO et al. (1999, p. 459 – 460)

2.3. Introdução ao estudo da fadiga em componentes metálicos

Os primeiros estudos de fadiga em materiais metálicos encontrados na literatura datam de 1837, de autoria do Engenheiro de Minas A. J. Albert, que realizou testes de carregamento cíclico em correntes de elevadores de carga utilizados nas minas em Clausthal, na Alemanha (SCHÜTZ, 1996, p. 265).

Ainda em meados do século XIX, diferentes pesquisadores na Europa observaram que pontes e componentes de linhas ferroviárias passavam a apresentar fissuras com o passar do tempo. Como esse tipo de fissura não acontecia nos ensaios anteriormente efetuados em protótipos, em condições de carregamento estático, logo se apreendeu que tais fissuras estariam correlacionadas ao caráter repetitivo da aplicação de carga sobre os componentes. À medida que o século avançava e o uso de metais se expandia com o desenvolvimento das máquinas, houve incremento vertiginoso das falhas em componentes sujeitos a cargas dinâmicas (ASM, 1996, p. 41), algumas das quais catastróficas. Dessa forma, constatou-se a necessidade urgente

de um melhor entendimento dos mecanismos de falha associados aos esforços dinâmicos, pois tais mecanismos, à época, não se traduziam em critérios de projeto.

No ano de 1850, o Engenheiro ferroviário alemão August Wöhler apresentou os primeiros dados experimentais sobre fadiga em eixos de locomotivas, que sofriam ruptura abrupta com um tempo de vida muito abaixo da expectativa de vida, afirmando que o parâmetro mais significativo para vida em fadiga é a amplitude de tensão, desta forma, introduzindo o conceito de tensão aplicada (S) em função do número de ciclos para ruptura (N), comumente conhecidas como curvas S-N ou curvas de Wöhler (ASM, 1996, p. 10; BRANCO et al., 1999, p. 137). A partir destas curvas, Wöhler pôde comprovar que a vida em fadiga decresce quando a amplitude de tensão aplicada aumenta, e concluiu que o material quando submetido a cargas cíclicas, pode vir a falhar mesmo considerando valores de tensão inferiores à tensão de ruptura e de escoamento do material.

O fenômeno de fadiga correlaciona diferentes campos de conhecimento, como a engenharia de materiais, o projeto mecânico, os processos de fabricação, de ensaios mecânicos e de análises não destrutivas, bem como a engenharia de confiabilidade. Portanto, a abordagem de projeto de componentes sujeitos a cargas de fadiga deve levar em consideração o caráter multidisciplinar – portanto complexo – do problema.

A norma ASTM E 1823 - 96 (1998) apresenta a seguinte definição de fadiga:

Processo de modificação estrutural permanente, localizada e progressiva que ocorre num material submetido a condições que produzem tensões e deformações flutuantes que podem culminar em trincas ou fratura completa após um número suficiente de ciclos (1998, p. 1019, tradução do autor).

A falha por fadiga é de natureza frágil, mesmo em metais normalmente dúcteis, originando uma fratura com aparência brilhante, muitas vezes sem indícios aparentes de deformação plástica. O processo ocorre pela iniciação e propagação de uma ou mais trincas e, comumente, a superfície fraturada é perpendicular à direção de aplicação da tensão. Talvez o aspecto mais grave da falha por fadiga seja a forma como a ruptura ocorre: catastrófica, abrupta e sem qualquer aviso prévio (CALLISTER, 2007, p. 228).

Apesar da ruptura por fadiga ser descrita como frágil devido à pequena região deformada plasticamente e à forma lisa da superfície de fratura, seu aspecto final é bastante próprio. Desta forma, as fraturas por fadiga são normalmente fáceis de serem diferenciadas das fraturas frágeis, por que elas são progressivas e deixam marcas características.

Macroscopicamente, elas aparecem como marcas de "praia" ou "conchas", as quais representam os ciclos da carga de fadiga (KOU, 2003, p. 132).

Não havendo marcas macroscópicas, uma ferramenta que pode auxiliar na determinação e caracterização das estrias provocadas pela fratura por fadiga, é o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV).

A Figura 19 mostra um eixo de propulsão naval que sofreu ruptura abrupta por fadiga. A trinca se originou na superfície do eixo, região de maior tensão, num ponto em que havia um cordão de solda.

Figura 19 – Eixo naval fraturado por fadiga mecânica

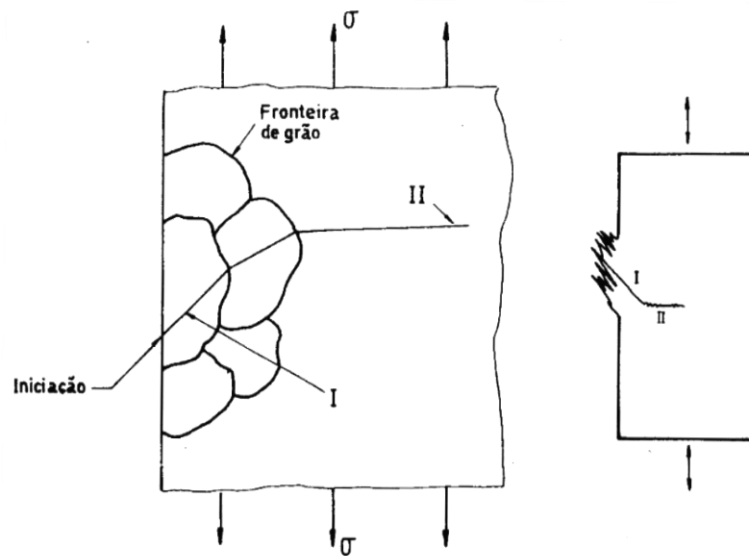


Fonte: LASSEN & RECHO (2006, p. 13)

Segundo DIETER (1981, p. 9) e BRANCO et al., (1999, p. 138), o mecanismo de fadiga é compreendido em quatro fases sucessivas: *i*) nucleação ou iniciação da trinca de fadiga, *ii*) crescimento lento da trinca em bandas de deslizamento, *iii*) crescimento rápido da trinca nos planos de alta tensão de tração e, por fim, *iv*) ruptura final.

A Figura 20 mostra o aspecto micrográfico da propagação de uma trinca de fadiga nas fases I e II.

Figura 20 – Aspecto micrográfico da propagação da trinca



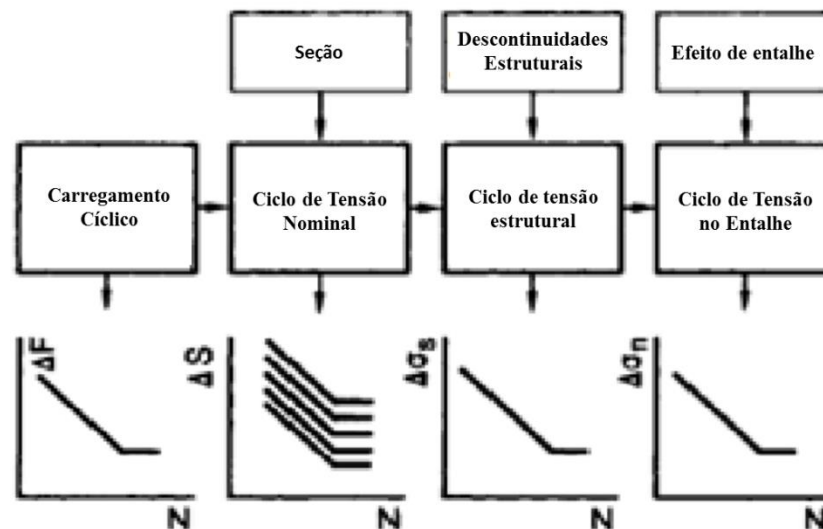
Fonte: BRANCO et al. (1999, p. 138)

O processo de iniciação das trincas por fadiga geralmente ocorre a partir de uma falha na superfície da peça (por exemplo, uma microinclusão ou reentrância decorrente de algum processo de fabricação) ou em algum detalhe geométrico, concentrador de tensão (furo, rasgo, ressalto, etc.). Ou seja, quando as solicitações cíclicas são baixas, a iniciação é controlada pelas tensões atuantes naquele ponto, sendo este processo, portanto, muito influenciado pelas propriedades mecânicas do material, acabamento superficial e tensões residuais junto à superfície do entalhe. Para RADAJ (1996), as abordagens adotadas no projeto, dimensionamento e otimização de componentes estruturais, por critérios de resistência à fadiga, são baseadas em parâmetros de tensão e deformação locais. Nos danos causados por fadiga, o problema é dividido em duas fases principais: a iniciação e propagação da trinca. Assim, a compreensão do fenômeno de iniciação e de propagação da trinca, de forma macro e microscópica até a sua ruptura, é de fundamental importância para o engenheiro ou projetista.

A avaliação de um componente sujeito à fadiga pode ser efetuada por abordagens distintas. Para fins de comparação, o carregamento cíclico foi distribuído nas três abordagens mais significativas encontradas na literatura, ou seja, os critérios da tensão nominal, da tensão crítica ou estrutural (tensão de *hot spot*) e da tensão no entalhe.

As três principais abordagens, citadas por RADAJ (1996), são ilustradas na Figura 21.

Figura 21 – Abordagens distintas para determinação da resistência a fadiga



Fonte: Adaptado de RADAJ (1996)

No caso específico das peças e componentes estruturais soldados, os métodos ou critérios mostrados na figura anterior já foram anteriormente citados nos parágrafos iniciais da introdução. O primeiro diagrama S-N mostrado na figura corresponde à abordagem clássica empregada no dimensionamento de peças mecânicas para fadiga de alto ciclo (JUVINALL, 1991, NORTON, 2004, BUDYNAS & NISBETT, 2011). Já a família de curvas S-N correspondente ao quadro “Ciclo de Tensão Nominal” da figura, corresponde ao método da classificação. Já o terceiro diagrama, correspondente ao critério da tensão de hot spot tem sido recomendado pelo IIW (Hobbacher, 2008) e CIDECT (Zhao et al., 2000) para o dimensionamento de estruturas tubulares. Por fim, o terceiro critério corresponde ao método da mecânica da fratura, extremamente importante no caso de peças e estruturas de responsabilidade em que seja possível monitorar, por processo de inspeção, o crescimento das trincas e, dessa forma, prever quando a ruptura instável ocorreria.

Quanto ao último critério, da mecânica da fratura, um aspecto a ser considerado é a espessura do material a ser empregado, sendo que influência da espessura do componente na taxa de propagação de trincas de fadiga está relacionada à restrição plástica na ponta da trinca. Uma restrição plástica maior, característica de espessuras maiores favorece a ocorrência de mecanismos estáticos de propagação (clivagem, fissuração intergranular e coalescência de microcavidades) e, com isso, o aumento da taxa de crescimento de trincas. Para estes casos, ou seja sob estado plano de deformação, tem-se uma fratura plana, perpendicular à tensão aplicada.

Por outro lado, sob estado plano de tensões, tem-se uma fratura que tende a inclinar-se 45° em relação ao eixo da tensão aplicada (ALBUQUERQUE, 2004, p. 21).

Maiores detalhes sobre o fenômeno da fadiga de componentes e estruturas soldadas são abordados na próxima seção.

2.4. Fadiga em uniões soldadas

Como citado anteriormente, a fonte mais severa de falhas nas uniões soldadas é a fratura, quer seja pela fragilização do material (campo de estudo da mecânica da fratura) como pelo processo de fadiga.

Um exemplo emblemático dessas falhas é a série de navios Liberty, desenvolvida e fabricada no esforço associado à II Guerra Mundial. Esses navios foram os primeiros a apresentar cascos confeccionados exclusivamente por processo de soldagem, o que permitia uma fabricação consideravelmente mais rápida para os padrões da época. Contudo, vários desses navios apresentaram trincas severas, que motivaram o aprofundamento dos estudos em mecânica da fratura e fadiga (ANDERSON, 1995, p. 10).

Desde lá, diversos estudos vêm sendo realizados em torno do fenômeno de fadiga em uniões soldadas, seja em estruturas navais (Parmentier & Huther, 2013), tubulações de gás e petróleo (Martins & Branco, 2004), reatores (Huang et al., 2006; Reddy et al., 2008), estruturas civis (Akhlaghi, 2014), dentre outros muitos trabalhos.

Visto o crescente aumento de utilização de uniões soldadas, várias sociedades de engenharia desenvolveram códigos, normas e recomendações específicas para auxílio ao projetista, como a *American Welding Society* (AWS), *Eurocode*, *American Society of Mechanical Engineers* (ASME), *International Institute of Welding* (IIW), *Comité International pour le Développement et l'Etude de la Constrution Tubulaire* (CIDECT) e *European Convention for Constructional Steelwork* (ECCS).

Cada código, norma ou recomendação apresenta critérios e peculiaridades diferentes para o dimensionamento da união. Trabalhos como o de Machado (2011), buscaram evidenciar e diferenciar os métodos de dimensionamento aplicados a algumas dessas normas (AWS, AISC, Eurocode 3 e Marinha EUA), comparando os resultados do dimensionamento de juntas do tipo “T” com base nas normas citadas.

Já o trabalho de Sonsino (2008) aborda a fadiga multiaxial em uniões soldadas, concluindo que, independentemente do critério de avaliação (tensão nominal, tensão de *hot spot* ou local/entalhe), deve-se primeiramente considerar a ductilidade dos materiais em estudo.

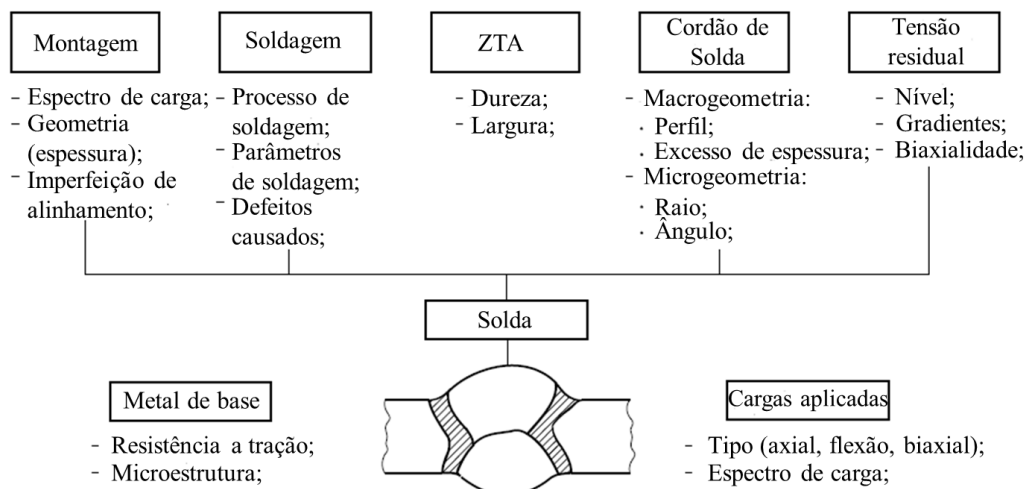
2.5. Fatores que afetam o comportamento de juntas soldadas sujeitas a fadiga

Segundo BRANCO et al., (1999, p. 291), o comportamento em serviço de juntas soldadas é afetado por várias particularidades, podendo-se citar como mais significativas: geometria da junta, forma de carregamento – estático, dinâmico ou combinado – presença de concentradores de tensão e de tensões residuais, bem como de descontinuidades, defeitos e falhas.

O procedimento de dimensionamento de uma união composta por um metal de adição de comportamento dúctil, a ser empregado sob carga estática, é direcionado no sentido de obter maior resistência mecânica na região do cordão em relação ao metal de base. Portanto, garantindo-se que o processo de soldagem seja adequado, pode-se afirmar que a ruptura dar-se-á no metal de base, longe do cordão de solda, e que a resistência à tração do corpo de prova corresponde à do metal de base (BLONDEAU, 2008, p. 213). Assim, pode-se dizer que, no caso de cargas estáticas, a presença do cordão de solda não afeta diretamente na resistência à tração do material, se houver penetração total. Porém, no caso de solicitação cíclica, mesmo que as tensões se localizem no domínio elástico do material, a forte tendência ao surgimento de intrusões e extrusões na região do cordão fatalmente leva à falha nessa região. Esse fenômeno é intensificado pela presença das tensões residuais decorrentes do processo de soldagem, bem como do efeito de concentração de tensões associado à geometria irregular do cordão (BRANCO et al., 1999, p. 293; BLONDEAU, 2008, p. 234).

De uma forma geral, a Figura 22 mostra um exemplo de parâmetros que influenciam direta e indiretamente à resistência a fadiga de uniões soldadas.

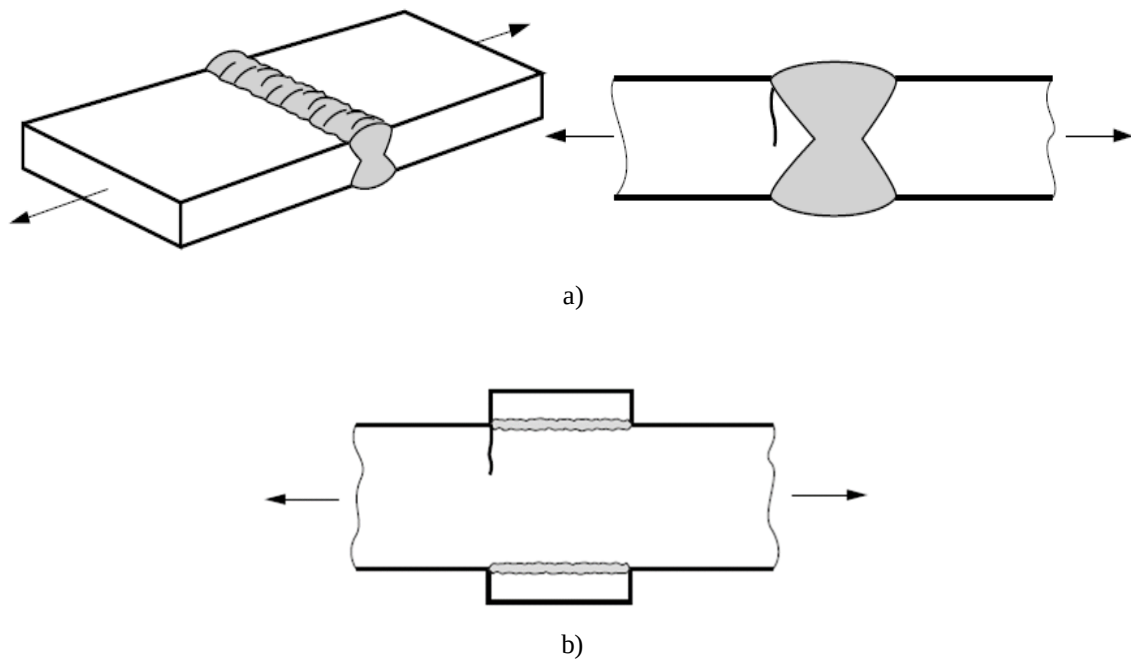
Figura 22 – Parâmetros que influenciam a resistência à fadiga de uniões soldadas



Fonte: Adaptado de BLONDEAU (2008, p. 214)

Dentre os parâmetros apresentados, a direção de aplicação da carga em relação à linha de solda pode ser considerada um dos parâmetros mais críticos. A direção da carga mostrada na Figura 23, pode ser transversal ou longitudinal. Nessa figura também são mostrados os modos de crescimento de trincas, segundo a direção da carga atuante sobre o cordão.

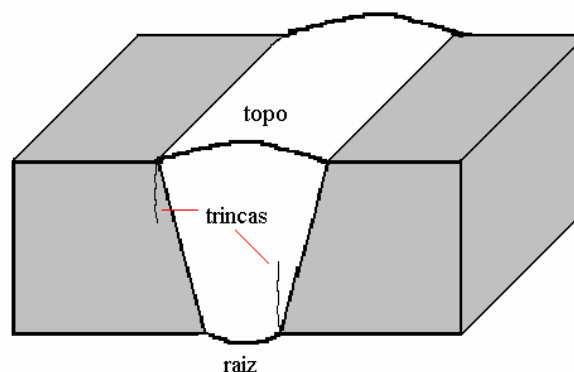
Figura 23 – Classificação de juntas de topo: a) transversais; b) longitudinais.



Fonte: BLONDEAU (2008, p. 209, 210).

Segundo BRANCO et al., (1999, p. 296) e Albuquerque (2004, p. 30), em juntas transversais, como no caso do presente trabalho, a trinca se inicia na borda do cordão de solda e se propaga da direção da espessura da peça. Como mostrado na Figura 24. Essa região apresenta elevado nível de tensões devido à presença da junta soldada.

Figura 24 – Locais de início de propagação de trincas em uniões de topo

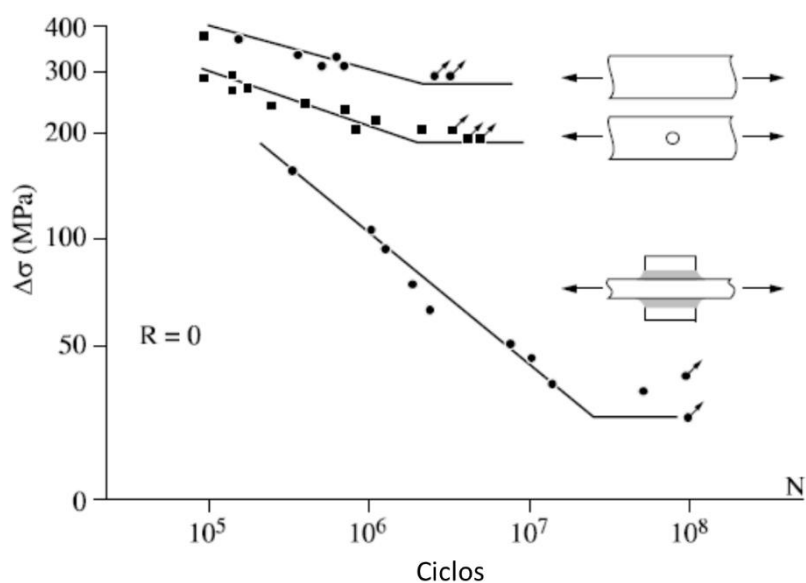


Fonte: Adaptado de BRANCO et al., (1999, p. 294)

BRANCO et al., (1999, p. 299), citando trabalhos realizados por Gregor (1971); Kihara (1960) e Trufyakov (1966) afirmam que os parâmetros que mais influenciam na concentração de tensão são a altura (ou raio do reforço) e o ângulo de tangência (φ) no pé do cordão, anteriormente mostrados na Figura 5 (Pág. 21). Resultados encontrados por Nguyen & Wahab (1998), em uniões de topo sujeitas a sollicitações dinâmicas transversais ao cordão, mostraram que a eliminação do cordão de solda proporcionou um valor de concentração de tensão menor na união soldada, minimizando consequentemente a susceptibilidade à iniciação de trincas de fadiga e, consequentemente, causando incremento significativo na vida.

A Figura 25 mostra a comparação das curvas de resistência à fadiga de três componentes estruturais semelhantes, compostos de mesmo material e submetidos à mesma carga de tração. O primeiro se trata de uma placa plana, o segundo de uma placa com furo central e o terceiro consiste numa placa com nervura soldada, longitudinal à carga. O resultado dos ensaios para levantamento das curvas S-N para essas três geometrias mostra que o componente soldado apresenta declínio sensível da resistência à fadiga em relação aos demais. Cabe notar que a nervura longitudinal não está diretamente sujeita a carregamento (ou seja, não se trata de uma união cruciforme em que as placas, transversais entre si, transmitem a carga de uma à outra). Percebe-se, dessa forma, a importância de uma abordagem de projeto criteriosa, ou seja, dentro do possível, a união por meio de soldagem deve ser evitada.

Figura 25 – Comparação da resistência à fadiga de três peças mecânicas: a) plana, b) com furo central e c) com nervura longitudinal à carga



Fonte: Adaptado de BLONDEAU (2008, p. 208)

2.6. Influência das tensões residuais na fadiga de uniões soldadas

A presença de tensões residuais de compressão na superfície de um componente soldado reduz localmente o valor da sollicitação mecânica, o que, desta forma, dificulta a iniciação de trincas de fadiga nessa região, ao passo que, por outro lado, a presença de tensões residuais de tração tem efeito negativo ao desempenho em fadiga, por aumentar localmente o valor da sollicitação mecânica e, conseqüentemente, facilitar a nucleação da trinca (ASM 1998, p. 1069; MODENESI et al., 2012, p. 96).

Segundo Nguyen & Wahab (1998), no que diz respeito à direção, as tensões residuais no sentido longitudinal são mais significativas do que as transversais.

2.7. Descontinuidades e soluções para melhorias da vida em fadiga de uniões soldadas

Como descrito nas seções anteriores, as descontinuidades provenientes do processo de soldagem são os fatores primordiais para a redução da vida em fadiga de uma união soldada. No caso de sollicitações estáticas, os defeitos considerados mais importantes são os desalinhamentos axiais e angulares, que causam sobretensão considerável quando da aplicação das cargas de trabalho, bem como as porosidades (BLONDEAU, 2008, p. 468). No caso de sollicitações dinâmicas, são preponderantes os defeitos planares e não planares, dentre outros (BLONDEAU, 2008, p. 468; BRANCO et al., 1999 p. 291; HICKS, 1999, p. 51; KOU, 2003, p. 131; LASSEN; RECHO, 2006, p. 17).

Efeitos de superfície, tamanho, carga, temperatura e confiabilidade são cobertos por normas como a Eurocode 3 (1991) e a AWS D1.1 (2010), pois os dados presentes nessas normas foram obtidos a partir de ensaios sobre uniões reais, de qualidade assegurada, porém. Sem nenhum tratamento posterior para alívio de tensões ou melhoria do desempenho da união. Já os efeitos causados por esses processos de melhoria nem sempre são abordados pelas normas.

Há diversos motivos para se aumentar o desempenho em fadiga de juntas soldadas, podendo-se citar como exemplos o aumento da confiabilidade e a redução de peso da estrutura como um todo, tendo em vista que as uniões soldadas representam os elos mais fracos dessas estruturas. Considerando isso como premissa, diversos processos vêm sendo empregados e estudados ao longo dos anos, visando a retirada de defeitos pré-existentes na solda, a melhoria da geometria ou a diminuição das tensões residuais. Dentre os métodos principais pode-se citar: martelamento, *shot peening*, *toe grinding*, *TIG dressing*, roleteamento, tratamento térmico de

alívio de tensões e usinagem do reforço. Cada um desses métodos de melhoramento apresenta particularidades que o tornam mais adequado em situações específicas.

Sabe-se que a introdução de tensões residuais de compressão é benéfica para uniões soldadas sujeitas a carregamentos dinâmicos, pois evita que as trincas sejam nucleadas ou, no caso de trincas pré-existentes, retarda sua propagação.

As técnicas que causam tensões compressivas são o martelamento, o roleteamento, o *hammer peening* (técnica em que a margem do cordão é martelada com um martelo pneumático, equipado com uma única ferramenta com cabeça semiesférica ou com um dispositivo de agulhas agrupadas) e o *shot peening* (técnica em que são lançadas esferas de aço sobre a superfície a ser tratada). Resultados do trabalho realizado por Habibi et al. (2012) mostraram um aumento significativo da vida em fadiga de uniões soldadas aplicadas a estruturas *offshore*, evidenciando a eficiência do método.

Porém, o trabalho desenvolvido por Trško et al. (2014) mesmo não sendo aplicados a uniões soldadas, deve ser comentado, visto que apresentou resultados negativos para o aumento de vida em fadiga do material estudado (liga de alumínio AW 7075) após sujeito ao tratamento por *shot penning*. Nesse caso, houve uma intensidade de aplicação de cargas muito elevadas na operação de *shot penning*, causando danos à integridade física do material com consequente redução da vida em fadiga quando comparado com espécimes tratados com cargas menores.

Quando um componente soldado é sujeito a um tratamento térmico buscando o alívio de tensões, se verifica um aumento da resistência à fadiga para vidas longas, sendo praticamente desprezível para níveis de tensões elevadas (fadiga de baixo ciclo). Cabe observar que esse tratamento térmico só será benéfico se remover por completo as tensões residuais presentes na união, caso contrário, o seu efeito será praticamente nulo (BRANCO et al., 1999, p. 585 apud Andrews; Waring, 1974).

Uma alternativa para minimizar os defeitos apresentados no pé do cordão de solda é a realização de um passe de refusão utilizando a técnica *TIG dressing*. Esta técnica consiste em reaquecer e refundir o último passe com um arco TIG (Tungsten Inert Gas) apontado para o pé do cordão, obtendo-se uma concordância satisfatória entre o metal de solda e o metal de base (BRANCO et al., 1999, p. 817). Trabalhos realizados por van Es et al., (2013) e Albuquerque (2004) apresentaram resultados satisfatórios, mostrando aumento significativo da vida em fadiga dos componentes estudados.

Como já comentado anteriormente, o trabalho de Nguyen & Wahab (1998) apresentou resultados significativos na vida em fadiga aplicando a usinagem do reforço do cordão de solda.

Já trabalhos desenvolvidos por Lieurade et al. (1993) e Soya et al. (1993) apresentam comparações sobre os métodos descritos anteriormente.

2.8. Fadiga em uniões soldadas do aço austenítico AISI 316L

Como já comentado anteriormente, a soldabilidade dos aços inoxidáveis é satisfatória, desde que se tome os cuidados necessários quanto a parametrização e operacionalização no processo de soldagem.

Na literatura, são encontrados diversos trabalhos voltados ao estudo do aço 316L, tanto experimentais quanto utilizando MEF, em condições como não soldado, e após realizada a soldagem. A pesquisa voltada a uniões soldadas do aço inoxidável austenítico 316L é extremamente variada, buscando dados, por exemplo, sobre soldabilidade, tensões residuais, resistência mecânica, dureza, distorções oriundas do processo de soldagem, expectativa de vida em fadiga e fluência de uniões soldadas voltadas às mais diferentes áreas.

Os trabalhos realizados por Puchi-Cabrera et al. (2008), apresentam resultados do aço 316L sob fadiga de alto ciclo, enquanto que as pesquisas desenvolvidas por Mohammad et al. (2013), Kim et al. (2008) e Martins & Branco (2004), se voltaram à determinação experimental do comportamento do 316L quando sujeito à fadiga e fluência em altas temperaturas. Esses trabalhos foram voltados a vasos de pressão, reatores nucleares, turbinas de gás e óleo e estruturas.

No trabalho realizado por Huang et al. (2006), foi realizado a soldagem de chapas de aço inoxidável 316L utilizando o processo GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) conhecido também como TIG, verificando posteriormente a vida em fadiga dos corpos de prova em temperatura ambiente e também a uma temperatura de 300°C, variando parâmetros como orientação da amostra e razão de tensão (R), encontrando resultados significativos quanto aos parâmetros avaliados.

Pode-se citar também, o trabalho realizado por Puchi-Cabrera et al. (2007), onde são referenciadas diversas pesquisas sobre estudos realizados em torno dos aços inoxidáveis. Neste trabalho, foram verificados os efeitos dos modos de transferência metálica e o teor de O₂ na mistura Ar/O₂ na soldagem de chapas de 316L utilizando o processo GMAW. Após, foi determinada a vida em fadiga de espécimes soldados considerando as variantes mencionadas anteriormente, mostrando que a composição da mistura de gases no processo de soldagem GMAW de uniões soldadas do aço inoxidável 316L, pode influenciar significativamente na vida em fadiga dessas juntas. O resultado do emprego de uma composição adequada ocasiona

a redução do raio de curvatura no pé da solda, resultando em uma menor concentração de tensão localizada e consequentemente uma vida em fadiga mais expressiva.

3. MATERIAL E MÉTODOS

Este capítulo descreve as atividades relacionadas à preparação dos experimentos, sendo subdividido nas seguintes seções:

- a) Caracterização do material: composição química e resistência mecânica
- b) Determinação do número de corpos de prova
- c) Fabricação das placas de teste: corte, soldagem, usinagem
- d) Inspeção da união: macrografia, micrografia e microdureza
- e) Usinagem dos corpos de prova
- f) Medição dos ângulos no pé da solda
- g) Ensaaios de fadiga
- h) Análise de fratura

Ressalta-se que, para melhor entendimento, a forma como são aqui apresentados os procedimentos difere um pouco da ordem cronológica das atividades realmente executadas.

3.1. Caracterização do material

O material utilizado para confecção do presente trabalho foi o aço inoxidável austenítico AISI 316L, na forma de chapa com 6 mm de espessura. A composição química do material foi determinada via espectrometria de emissão óptica, utilizando um equipamento da marca *Oxford*, modelo *Foundry-Master Pro*. O resultado encontrado foi comparado com valores especificados pela ASTM A 276-06, e podem ser vistos na Tabela 1.

Tabela 1 – Composição química do aço inoxidável AISI 316L em estudo

	Composição química (% peso)							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
ASTM	0,03	1,0	2,0	0,045	0,03	16,0 / 18,0	10,0 / 14,0	2,0 / 3,0
Autor	0,03	0,499	1,35	0,024	0,013	17,8	9,63	2,11

Para determinação das propriedades mecânicas do aço AISI 316L utilizado, foram realizados ensaios de tração visando obter os limites de resistência à tração e de escoamento. O valor de tensão nominal máxima para o aço inoxidável AISI 316L sem solda varia de 550 a 690

MPa, tensão de escoamento mínimo de 220MPa e alongamento mínimo de 40% (Practical Guidelines for the Fabrication of Duplex Stainless Steel, 2014).

A máquina utilizada para realização dos ensaios de tração é da marca EMIC, modelo GR012, com capacidade de carga estática total de 10 t.

Foram realizados cinco ensaios em corpos de prova sem solda. As dimensões dos mesmos, juntamente com os parâmetros de ensaio, seguiram a norma NBR ISO 6892-1.

Também foram realizados ensaios de tração em cinco corpos de prova com solda, buscando indícios da integridade do cordão, sendo que os parâmetros dimensionais dos corpos de prova seguiram recomendações da norma EN 895:1995.

A Tabela 2 mostra os resultados dos ensaios de tração realizados nas amostras sem solda e a Tabela 3 mostra os resultados das amostras com solda.

Tabela 2 – Resultados ensaio tração do material sem solda

Corpo de prova sem solda	Força máx. (kN)	Tensão máx. (MPa)	Deformação esp. ruptura (%)	Tensão escoamento (MPa)
CP1	66	607,5	57	403,03
CP2	64	591,5	56	407,62
CP3	65	603,6	54	420,13
CP4	65	605,7	56	417,59
CP5	64	595,5	56	408,68
Média	64,8	600,76	55,8	411,41

Tabela 3 – Resultados ensaio tração do material com solda

Corpo de prova com solda	Força máx. (kN)	Tensão máx. (MPa)	Deformação esp. (%)	Tensão escoamento (MPa)
CP1	66	612,2	52	441,54
CP2	66	611,9	50	434,54
CP3	67	617,9	53	435,67
CP4	67	621,9	55	445,02
CP5	67	618,7	53	436,23
Média	66,6	616,52	52,6	438,6

As figuras 26 e 27 mostram, respectivamente, os gráficos de tensão x deformação dos corpos de prova sem solda e com solda.

Figura 26 – Gráfico tensão x deformação de corpo de prova sem solda

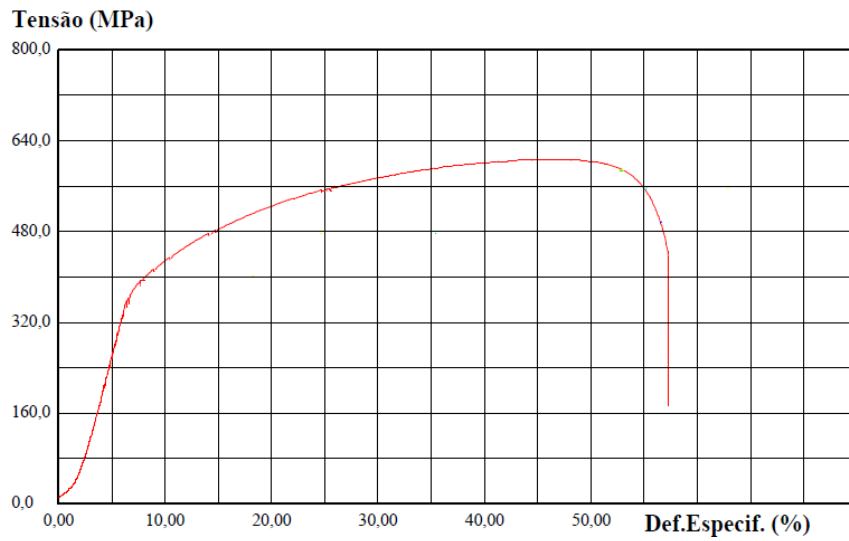
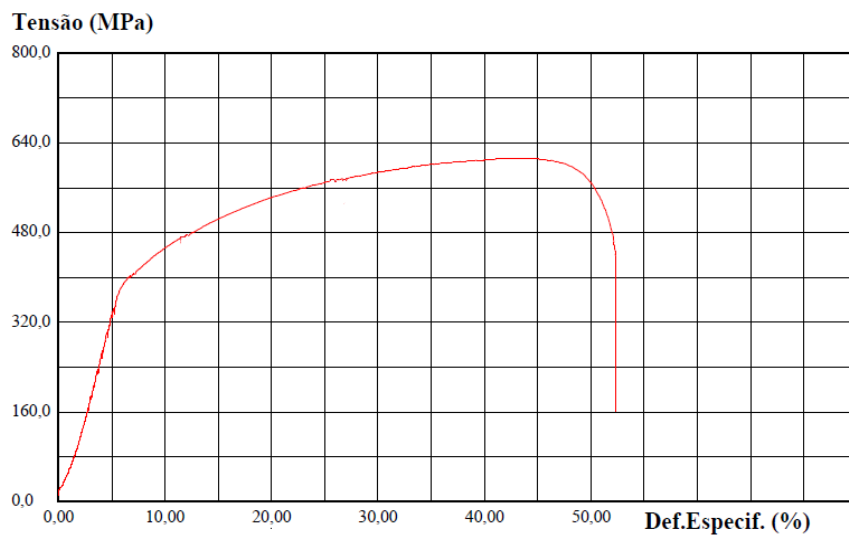
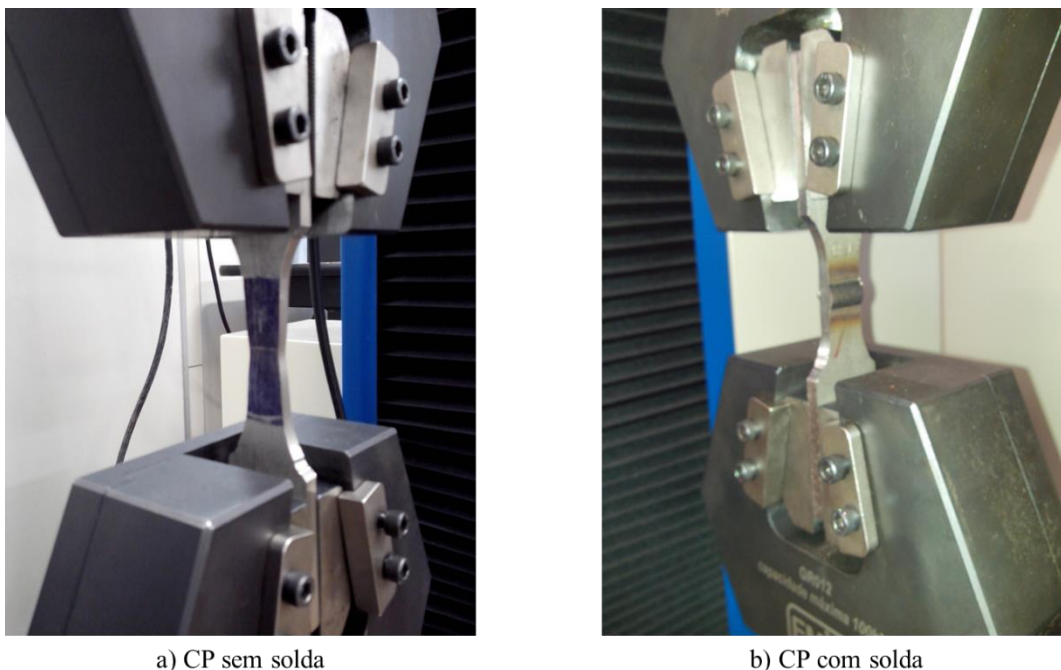


Figura 27 – Gráfico tensão x deformação de corpo de prova com solda



As partes (a) e (b) da Figura 28 mostram, respectivamente, a realização do ensaio de tração em corpos de prova sem solda e com solda.

Figura 28 – Ensaio de tração sendo realizado



a) CP sem solda

b) CP com solda

Os ensaios de tração realizados mostraram que os corpos de prova soldados apresentaram valores médios de resistência mecânica maiores do que os corpos de prova não soldados. Isso ocorreu tanto no limite de escoamento (tensão correspondente à deformação específica de 0,2%) como na tensão última. Além disso, mesmo os maiores valores de limite de escoamento e de tensão última obtidos nos corpos de prova sem solda foram inferiores aos menores valores obtidos nos corpos de prova com solda.

Isso ocorreu pelo fato dos ensaios dos corpos de prova com solda apresentarem uma área maior, devido a presença dos reforços de face e de raiz, consequentemente levando a resultados de resistência mecânica superiores aos corpos de prova sem solda.

3.2. Especificação do número de corpos de prova e repetições dos experimentos

Foi estabelecida a meta de realizar ensaios de fadiga com carga repetida de tração, para determinação das curvas S-N correspondentes a três grupos distintos de corpos de prova de aço inoxidável AISI 316L: a) corpos de prova sem solda, b) corpos de prova soldados e c) corpos de prova soldados com retificação do reforço nas duas faces – superior e inferior.

Os corpos de prova se enquadram no detalhe estrutural soldado por união de topo, com carregamento transversal do cordão. Há consenso em todas as normas e diretrizes quanto ao modo de falha esperado, qual seja, a propagação de trincas de fadiga no pé da solda, na face

superior ou na raiz. Essa região representa a interface entre o metal de solda e a ZTA, local em que é comum a existência de defeitos decorrentes do processo de soldagem. Além disso, nos corpos de prova com reforço, também representa um ponto geométrico de concentração de tensões.

O número de pontos de análise e de corpos de prova necessários para o levantamento de cada uma das curvas S-N foi estabelecido considerando a disponibilidade de material, tempo para realização dos ensaios e o respeito às normas.

A Tabela 4, adaptada da norma ASTM E739, recomenda valores mínimos de corpos de provas e suas respectivas replicações para ensaios de fadiga. Para confecção das curvas S-N do presente trabalho, foram utilizados dois corpos de prova por ponto de carga aplicada, totalizando um número de dez corpos de prova por curva, ou ainda, sete corpos de prova com uma replicação de aproximadamente 43% por curva determinada.

Tabela 4 – Valores recomendados para ensaio de fadiga de acordo com a norma ASTM E739

Tipo de ensaio	Número mínimo de corpos de prova	Replicação mínima (%)
Preliminar	6 a 12	17 a 33
Pesquisa e desenvolvimento de componentes e corpos de prova	6 a 12	33 a 50
Dados utilizáveis em projeto	12 a 24	50 a 75
Dados com confiabilidade estatística	12 a 24	75 a 88

Fonte: Adaptado de ASTM E739 p. 3

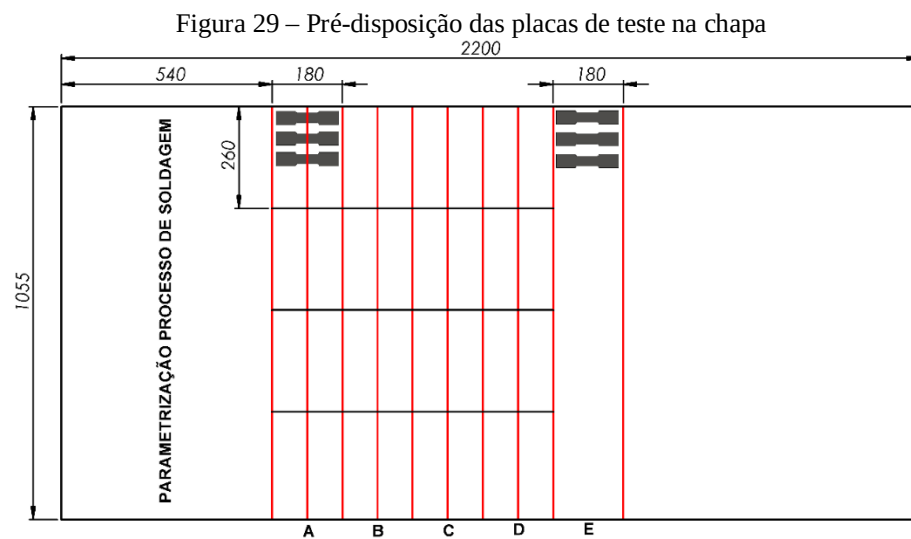
3.3. Confecção das placas de teste

As chamadas “placas de teste” são chapas compostas por duas tiras de material, unidas por soldagem utilizando junta de topo. Das placas de teste são retirados os corpos de prova, por meio de processos que serão descritos numa próxima seção.

Para confecção das mesmas, foram realizadas, em sequência, as operações de corte a plasma, usinagem por aplainamento e soldagem, nos Laboratórios do Grupo de Estudos em Fabricação e Materiais (GEFMat) da FURG.

Inicialmente foi realizado o estudo da pré-disposição das tiras e placas de teste na chapa, visando um melhor aproveitamento da mesma, bem como o respeito ao sentido de laminação. A Figura 29 mostra as tiras correspondentes às placas de teste, designadas pelas letras “A” até “D”, bem como uma tira adicional “E”, destinada aos corpos de prova sem solda.

Os desenhos dos corpos de prova, foram adicionados apenas para facilitar o entendimento do resultado final esperado. Também se observa na mesma figura, a parte da chapa destinada à parametrização do processo de soldagem. Primeiramente a chapa foi cortada no sentido indicado pelas linhas em vermelho e posteriormente conforme mostram as linhas em preto. Salienta-se novamente que todos os corpos de prova estão orientados no sentido longitudinal e, conseqüentemente, todos estão alinhados com a direção de laminação da chapa.



Os cortes das tiras foram realizados mediante processo de corte a plasma, conforme mostra a Figura 30, utilizando uma máquina da marca *Hypertherm* modelo *Powermax 1650*, seguindo os parâmetros mostrados na Tabela 5. A tocha plasma foi acoplada a um robô de seis graus de liberdade modelo *HP20D* da fabricante *Yaskawa Motoman*, facilitando o corte, garantindo a manutenção dos parâmetros adotados e reduzindo o tempo de corte das placas.

Figura 30 – Corte plasma das placas de teste

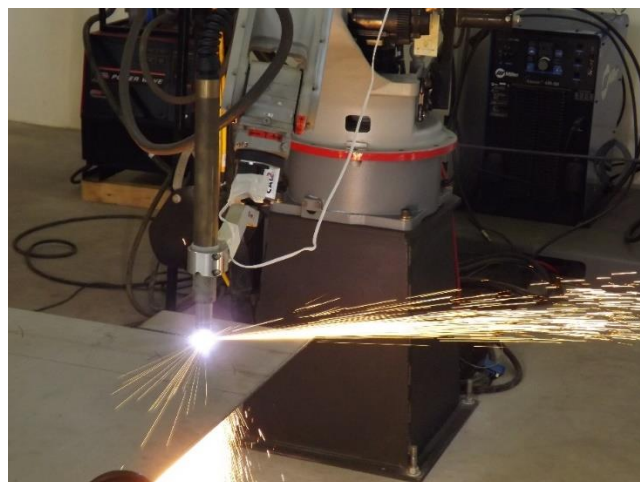


Tabela 5 – Parâmetros utilizados para corte plasma

Pressão (bar)	Ir (A)	DBP (mm)	Velocidade de corte (mm.min ⁻¹)
5	70	3	800

Ir = Corrente regulada; DBP = Distância Bocal Peça

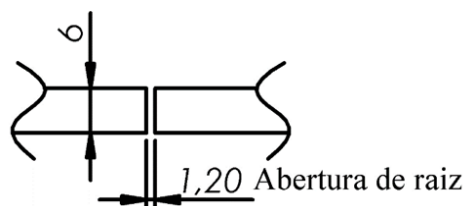
Após a operação de corte, as placas foram fresadas, buscando uma uniformidade de dimensões e retirada da zona termicamente afetada proveniente do corte térmico.

3.4. Soldagem das placas de teste

Conforme recomendações da norma AWS D1.1 (2010), para soldagem de chapas com espessura até 6 mm, em uniões de topo, não há necessidade de confecção de chanfro. Sendo assim, adotou-se o projeto de junta mostrado na Figura 31.

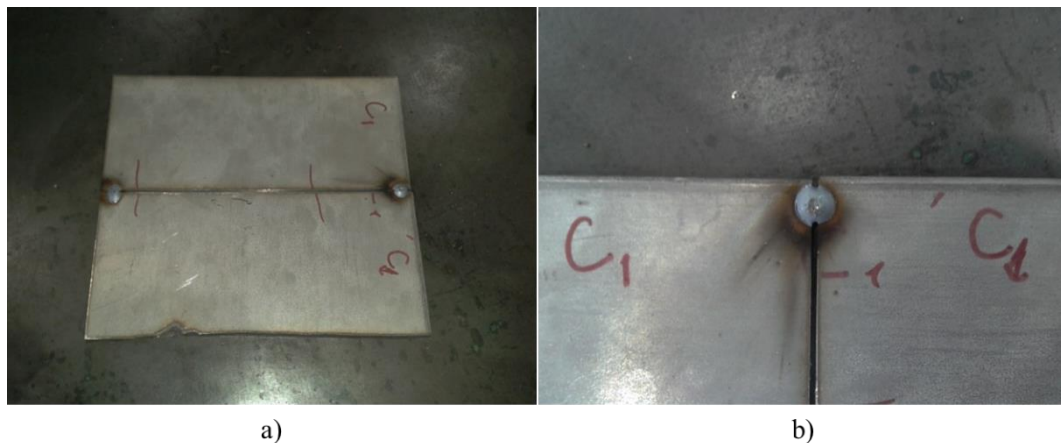
Figura 31 – Configurações da junta soldada

*Dimensões em mm



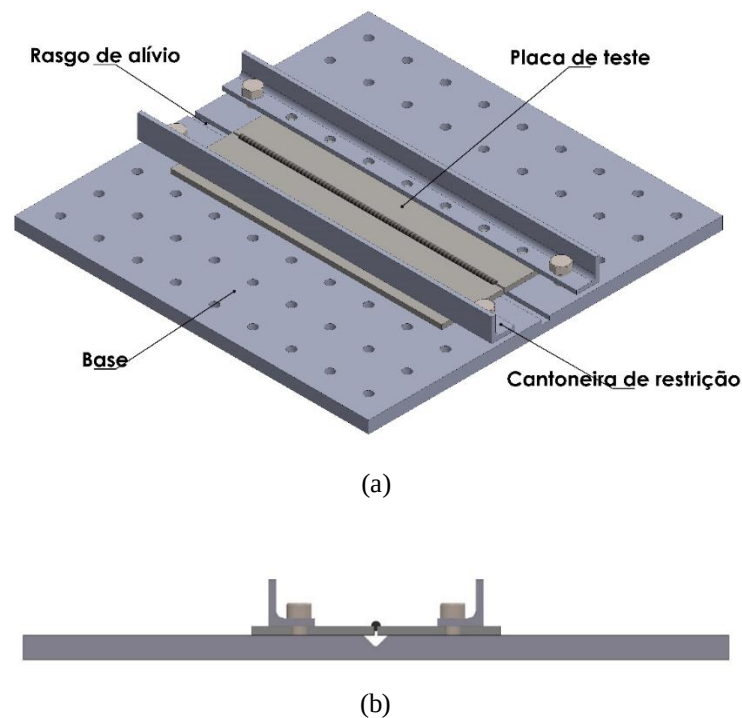
Para realização da soldagem, foi necessário o ponteamto inicial das tiras, mostrado na Figura 32, para manter a abertura de raiz com uma dimensão uniforme de 1,2 mm.

Figura 32 – Ponteamto das placas de teste: a) vista geral das placas e b) ampliação do ponteamto



Para a realização do cordão de solda nas placas de teste, foi necessário elaborar um suporte de fixação, com o intuito de impedir a movimentação e restringir o empenamento das placas. Este dispositivo foi dimensionado para que vários tipos de configurações de tamanhos e perfis de solda possam ser restringidos. A Figura 33 mostra desenhos tridimensionais, em vista e perspectiva frontal, do dispositivo.

Figura 33 – Projeto do suporte para fixação das placas de teste para soldagem: a) vista isométrica geral e b) vista lateral esquerda



A Figura 34 mostra uma fotografia do dispositivo, pronto para uso no trabalho.

Figura 34 – Suporte de fixação para soldagem



A soldagem foi realizada mediante o processo GMAW, com a tocha acoplada ao robô HP20D *Yaskawa Motoman*. A fonte de soldagem utilizada possui característica estática de tensão constante, modelo *Smashweld 408 TopFlex* da fabricante ESAB, com possibilidade de regulagem da velocidade de alimentação de arame de forma contínua e regulagem de tensão em escalas. O tipo de arame-eletrodo adotado foi da classe AWS E316LSi de diâmetro 1,0 mm e gás de proteção Ar + 2% O₂ com vazão regulada em 16 l/min.

A adição de Si no arame utilizado tem como principal função proporcionar uma melhor molhabilidade no cordão.

A Figura 35 mostra a preparação e ajustagem do robô para posterior soldagem.

Figura 35 – Preparação para soldagem



Para realização dos cordões, foi necessário determinar os parâmetros de soldagem adequados ao aço 316L, para espessura de 6 mm, para o que foram realizados 12 testes. Após a parametrização, a transferência do metal de adição foi do tipo goticular, apresentando uma solda com penetração total, boa molhabilidade e altura de reforço de 2,5 mm em média, abaixo do valor máximo estabelecido pela norma AWS D1.6 (2007), cujo valor é de 3 mm.

Os parâmetros de soldagem, descritos na Tabela 6, apresentaram uma tensão média de 26 V e uma corrente média de 235 A.

Tabela 6 – Parâmetros de soldagem utilizados

U _{média} (V)	I _{média} (A)	Valim (m.min ⁻¹)	Vsold (cm.min ⁻¹)	DBCP (mm)
26	235	12,5	40	18

Ur = tensão regulada na fonte; Valim = Velocidade de alimentação; Vsold = Velocidade de soldagem; DBCP = Distância Bico de Contato Peça

3.5. Inspeção da região da solda

3.5.1. Macrografia

Para a avaliação da integridade do cordão e, conseqüentemente, da adequação dos parâmetros de soldagem adotados, foram realizados alguns ensaios metalográficos. Para realização da macrografia, a amostra passou por três processos distintos: desbaste, polimento e ataque com reagente adequado.

Na operação de desbaste, buscando deixar a superfície plana, a amostra foi lixada manualmente, em sequência, pelas lixas de numeração 180, 240, 320 e 400, girando 90° a cada mudança. Após a superfície já plana, foi realizado o acabamento, preparando a amostra para o polimento, utilizando respectivamente as lixas 500, 600 e 1000.

Para realização da análise, foi utilizado um microscópio ótico de luz refletida da marca Olympus, modelo GX 51S.

3.5.2. Micrografia

Realizou-se ensaio de microscopia óptica para avaliação qualitativa da microestrutura da união. Para tal, os corpos de prova foram preparados também passando por três etapas distintas: desbaste, polimento e ataque com reagente adequado.

Igualmente como descrito na seção anterior, na operação de desbaste, a amostra foi lixada manualmente, utilizando as lixas de numeração 180, 240, 320 e 400, girando 90° a cada mudança. Posteriormente, utilizou-se as lixas de numeração 500, 600, 1000 e 2000 na operação de acabamento e preparação para polimento.

Também, o polimento foi realizado com o auxílio de uma politriz elétrica, utilizando soluções diluídas de Alumina (Al_2O_3) de granulometria igual a 0,6 μm .

Os reagentes utilizados para o ataque químico foram 15 ml Ácido Clorídrico (HCl), 10 ml de Ácido Nítrico (HNO_3) e 10 ml de Ácido Acético Glacial ($\text{C}_2\text{H}_4\text{O}_2$), sendo realizado por imersão, durante 26 segundos.

As análises foram realizadas utilizando um microscópio ótico de luz refletida da marca Olympus, modelo GX 51S, produzindo imagens de tamanhos variando de 50 a 500 μm .

3.5.3. Teste de microdureza Vickers

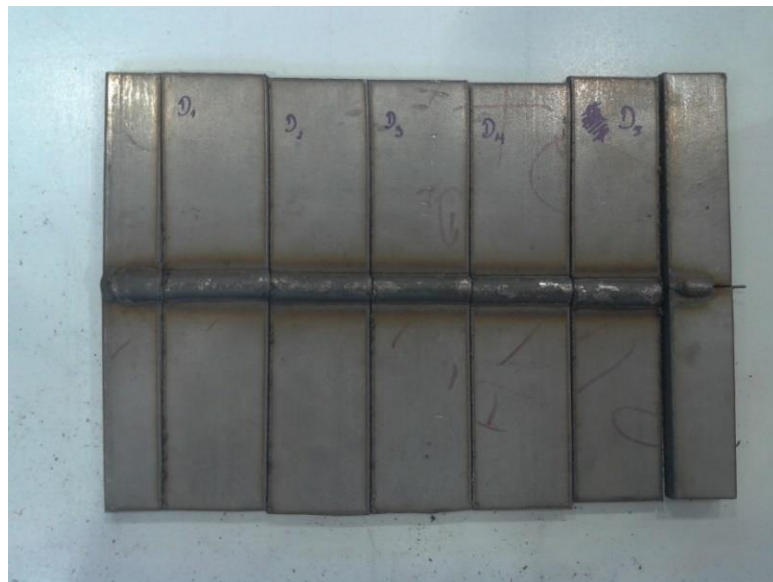
Foram realizados testes de microdureza Vickers no metal de base (MB), zona termicamente afetada (ZTA) e zona fundida (ZF) respectivamente. Para tal, foi utilizado um microdurômetro da marca Shimadzu, modelo HMV-2, considerando 0,5 HV de carga (aproximadamente 4,903 N), um tempo de 10 segundos para cada ponto de análise.

3.6. Usinagem dos corpos de prova

Após estas etapas, as amostras passaram por outros processos de usinagem, com o objetivo de lhes conferir a forma final. Esse trabalho foi executado no Laboratório de Usinagem do Instituto Federal Sul-Rio-Grandense (IFSul), em Pelotas/RS.

Para confecção dos corpos de prova, a placa de teste foi novamente submetida a processo de corte por plasma (Figura 36), utilizando-se os mesmos parâmetros citados na Tabela 5. Buscou-se a máxima aproximação do tamanho padrão, visando reduzir posteriores operações de usinagem.

Figura 36 – Corte por plasma das tiras correspondentes aos CPs



De acordo com a norma ISO/TR 14345 (2012), utilizada como base para confecção das amostras e posterior realização dos ensaios, o corte térmico é permitido, porém, deve ser realizada uma posterior usinagem da zona afetada pelo processo. Além disso, a mesma norma recomenda o descarte das pontas do cordão de solda, conforme mostrado na Figura 36. Por

esses motivos, o corpo de prova também passa por um processo de usinagem lateral, na qual é retirada a região da ZTA em ambos os lados.

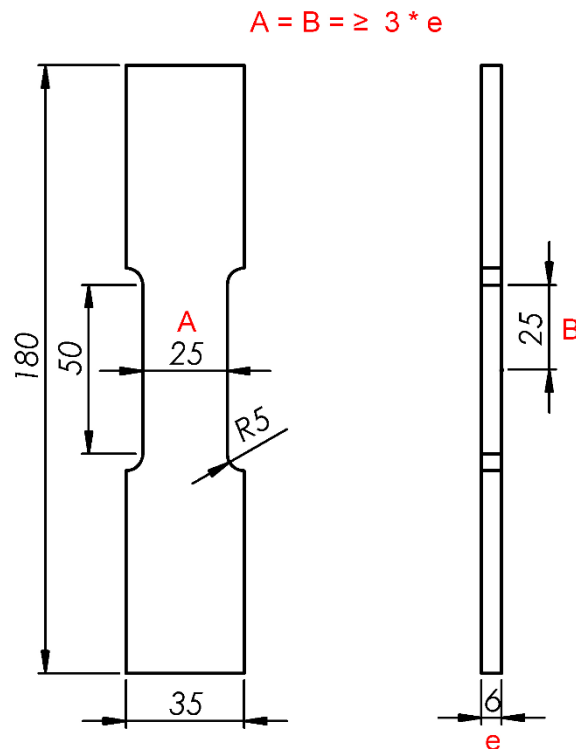
Para isso, os corpos de prova foram submetidos à operação de fresagem lateral, conforme mostra a Figura 37, utilizando uma fresadora vertical da marca *Heinz* e pastilhas de metal duro. Foi utilizada uma rotação de 355 rpm, velocidade de corte 60 m.min^{-1} e avanço da mesa de 200 mm.min^{-1} .

Figura 37 – Preparação corpo de prova soldado



Os corpos de prova foram dimensionados de acordo com a norma ISO/TR 14345 (2012), e apresentam uma geometria conforme exemplificada na Figura 38, sendo que as dimensões “A” e “B”, são diretamente relacionadas com a espessura “e”, igual a 6 mm.

Figura 38 – Dimensões do corpo de prova



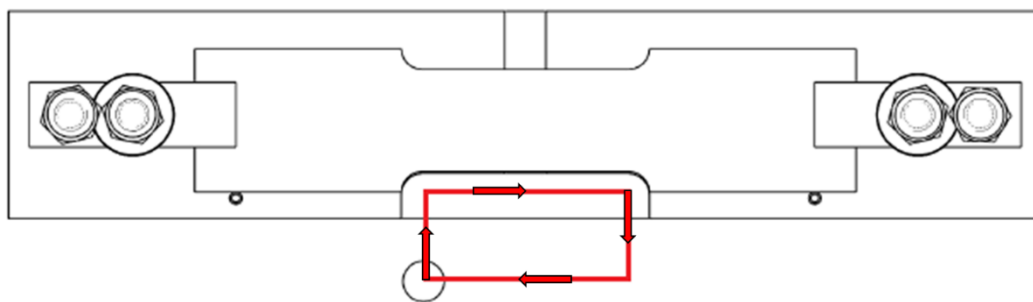
O último processo de usinagem realizado sobre os corpos de prova foram os raios de 5 mm em ambos os lados das amostras, conforme mostrou a Figura 38.

A repetitividade nas dimensões dos corpos de prova é muito importante para obtenção de resultados fidedignos. Considerando esse aspecto e também a redução de tempo, foi realizada a programação de um comando numérico destinado à fresagem de todos os corpos de prova em um centro de usinagem vertical. O equipamento em questão é da marca *Diplomat*, modelo *Skybull 600*, e possui 4 graus de liberdade.

Utilizou-se rotação de 2000 rpm e avanço de 0,3 mm por aresta, sendo que a ferramenta utilizada foi uma fresa de topo de 10 mm de diâmetro, com duas arestas cortantes em metal duro, sendo que, todos os corpos de prova tiveram suas dimensões verificadas após a usinagem.

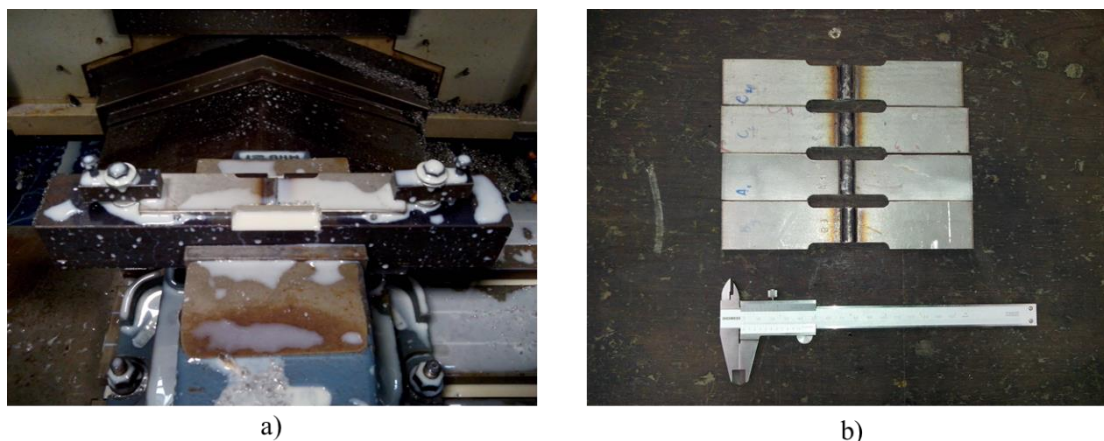
A Figura 39 mostra um desenho do dispositivo de fixação do CP na morsa do centro de usinagem, bem como a trajetória descrita pela ferramenta no processo de usinagem.

Figura 39 – Sequência de fresagem dos corpos de prova



A Figura 40a mostra o dispositivo e o CP sobre a morsa do centro de usinagem, e a Figura 40b, mostra o resultado final da usinagem.

Figura 40 – Corpos de prova fresados.



Após confecção do perfil dos corpos de prova, fez-se necessária a retirada do reforço e da raiz de parte dos corpos de prova a serem empregados no levantamento do diagrama S-N desse tipo de união específica. A escolha desses corpos de prova se deu de forma aleatória.

De acordo com a norma ISO/TR 14345 (2012), as ranhuras provenientes do processo de usinagem devem ficar no mesmo sentido da aplicação de carga, ou seja, transversal ao cordão de solda, apresentando ainda, um acabamento superficial R_a máximo de $3,2 \mu\text{m}$ (que representa um valor relativamente grosseiro para, por exemplo, um processo de retífica).

Esses corpos de prova passaram primeiramente por um processo de fresagem do reforço e da raiz do cordão, mostrado na Figura 41, e após, por um processo de retificação, realizado no laboratório de usinagem do SENAI da cidade de Rio Grande.

Foi utilizada uma retificadora plana tangencial da marca Mello, modelo P36, buscando a rugosidade necessária, conforme Figura 42.

Figura 41 – Fresagem reforço e raiz do cordão de solda



Figura 42 – Retificação corpos de prova



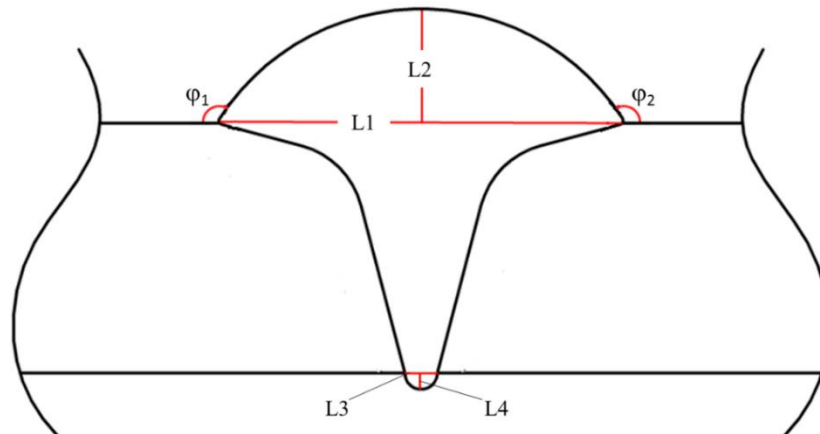
3.7. Medição dos ângulos no pé da solda

Como já mencionados em seções anteriores, a altura do reforço (h) e o ângulo de tangência (φ) no pé do cordão são fatores que influenciam diretamente no valor de concentração de tensão no cordão, o que, conseqüentemente, influencia na vida em fadiga da união. Considerando esses fatores, foi realizada a medição da altura e largura dos reforços, tão como

os ângulos de tangência, buscando verificar a influência da variação do ângulo sobre os resultados dos ensaios de fadiga.

As medições foram feitas com o auxílio do software ImageJ, e a Figura 43 mostra esquematicamente o local onde as medidas foram realizadas.

Figura 43 – Ilustração do local onde as medições foram realizadas



A Tabela 7 mostra os valores das medições da altura e largura dos reforços e dos ângulos de tangência no pé da solda dos corpos de prova com solda que foram sujeitos aos ensaios de fadiga.

Tabela 7 – Dimensões dos cordões dos corpos de prova

Identificação CP	Altura do reforço (mm)	Largura do reforço (mm)	Altura da raiz (mm)	Largura da raiz (mm)	Φ_1 (°)	Φ_2 (°)
B8	3	12,17	1,04	2,26	153	135
C5	2,9	11,3	0,44	2,2	138	142
C6	2,63	11,09	0,2	1	130	133
D5	3,2	11,04	0,85	2,16	130	138
A15	3,2	11,15	0,5	1,5	130	127
D2	3	11,73	0,8	1,9	137	142
A4	2,94	10,7	0,4	1,17	130	129
B3	2,77	11,19	0,8	1,47	140	137
A9	2,7	11,79	1,4	2,4	135	152
B1	2,72	10,97	0,5	2,3	128	132
Média	2,906	11,313	0,693	1,836	135,1	136,7

3.8. Ensaios de fadiga

Os corpos de prova foram sujeitos a ensaios de fadiga, considerando três grupos de corpos de prova: a) sem solda, b) com solda e c) com solda e reforços retirados.

A escolha dos corpos de prova sujeitos aos ensaios de fadiga foi completamente aleatória, considerando os corpos de prova restantes, sendo que todos foram devidamente identificados de acordo com sua disposição inicial na chapa, conforme já mostrado na Figura 29.

Para os ensaios de fadiga, utilizou-se uma máquina servo-hidráulica da marca Shimadzu, modelo EHF-EV200K1-020-1A, com capacidade de carga dinâmica de 100 kN (Figura 44), localizada no Laboratório de Ensaios Mecânicos do GEFMat da FURG. Todos os ensaios foram executados a temperatura ambiente, com frequência variando de 15 a 20 Hz e razão de tensões $R = 0$, ou seja, carga pulsada ou repetida.

Figura 44 – Máquina de fadiga



Fonte: Catálogo do fabricante

Para estimar os valores de carga de ensaio, tomou-se como referência os diagramas S-N presentes nas recomendações da norma Eurocode 3 – seção 1.9 – Fadiga (1993). Segundo essa norma, as uniões de topo com carregamento transversal com reforço, apresentam uma Categoria do Detalhe de 60. Já a retirada do reforço proporciona um diagrama S-N mais elevado, correspondente à Categoria do Detalhe 80. Por fim, barras e perfis em estado de laminação correspondem a uma Categoria 160.

É importante ressaltar que a norma Eurocode 3 – seção 1.9 – é aplicável apenas aos aços estruturais (dentre esses os patináveis). Porém, as recomendações do IIW (Hobbacher, 2008) incluem o aço inoxidável em sua relação de materiais. Como as abordagens da norma Eurocode e do IIW são muito semelhantes, julgou-se adequado estender o uso das curvas correspondentes aos aços estruturais para os aços inoxidáveis. A filosofia constante dessas normas é que as uniões soldadas apresentam naturalmente descontinuidades e, principalmente, microtrincas decorrentes do próprio processo de soldagem. Portanto, o mecanismo de falha é controlado menos pela resistência mecânica do material do que pela própria trinca em si. Tais considerações são, portanto, bastante conservativas, pois associam diversos tipos de materiais completamente distintos a uma pequena família de diagramas S-N. As faixas de tensões aplicadas e as frequências utilizadas nos ensaios estão apresentadas na Tabela 8, sendo que cada ponto executado, corresponde a dois corpos de prova.

Tabela 8 – Faixa de tensão aplicada para cada corpo de prova.

	Tensão (MPa)	Frequência (Hz)	Identificação CP's
Sem solda	210	20	E18
	250	20	E16 / E11
	290	15	E1 / E9
	300	15	E2 / E3
	348	10	E17 / E15
	385	10	E19 / E22
Com solda	160	20	B8 / C5
	180	20	C6 / D5
	190	20	A15 / D2
	210	20	A4 / B3
	300	15	A9 / B1
Com solda (reforço e raiz retificados)	250	20	B13
	300	15	C1 / D10
	330	15	D9
	350	15	C11
	370	15	A12 / B14

3.9. Análise de fratura

Após os ensaios de fadiga, foi realizada a análise da superfície de fratura de algumas amostras, buscando indícios dos locais de nucleação das trincas.

Primeiramente foi feita a análise macrográfica da fratura, utilizando um microscópio ótico de luz refletida da marca Olympus, modelo GX 51S. Após, as mesmas fraturas foram analisadas por meio de Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV), utilizando o equipamento da marca Jeol, modelo JSM 6610 LV.

Os ensaios no MEV foram realizados no Centro de Microscopia Eletrônica do Sul do Estado (Ceme-Sul) na FURG.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. Considerações sobre o processo de soldagem

Na maioria dos cordões de solda, realizados após parametrização, constatou-se um aspecto visual aceitável, ou seja, boa altura de reforço e raiz, ausência de porosidade superficial, mordeduras ou desalinhamentos.

Porém, dois cordões apresentaram um pequeno desalinhamento entre as chapas, conforme mostra a Figura 45, devido, provavelmente, ao ponteamto inicial feito de forma inadequada. Por esse motivo, esses corpos de prova foram descartados para realização de ensaios de fadiga.

Figura 45 – Desalinhamento entre chapas após realização do cordão de solda (espessura = 6mm)



4.2. Análise macroestrutural do cordão de solda

As Figuras 46 e 47 mostram, respectivamente, a macrografia e o aspecto visual do cordão de solda de uma placa de testes.

Figura 46 – Macrografia da seção transversal do cordão de solda (espessura = 6mm)



Figura 4745 – Aspecto visual do cordão de solda

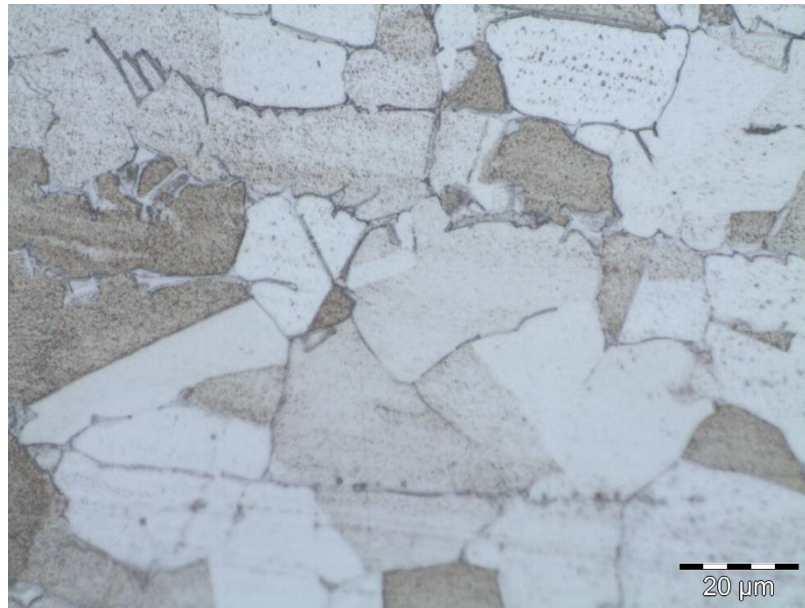


Essas figuras permitem concluir que os cordões apresentaram boa penetração e molhabilidade, além de uma geometria adequada, pelos parâmetros da AWS D1.1 (2010): altura de reforço de face de aproximadamente 2,7 mm e raiz em torno de 0,5 mm, também evidenciados na AWS D1.6 (2007). Observou-se a inexistência de porosidades, mordeduras ou inclusões visíveis, bem como uma fusão completa entre metal de base e metal de adição.

4.3. Análise microestrutural do metal de base, ZTA e zona fundida

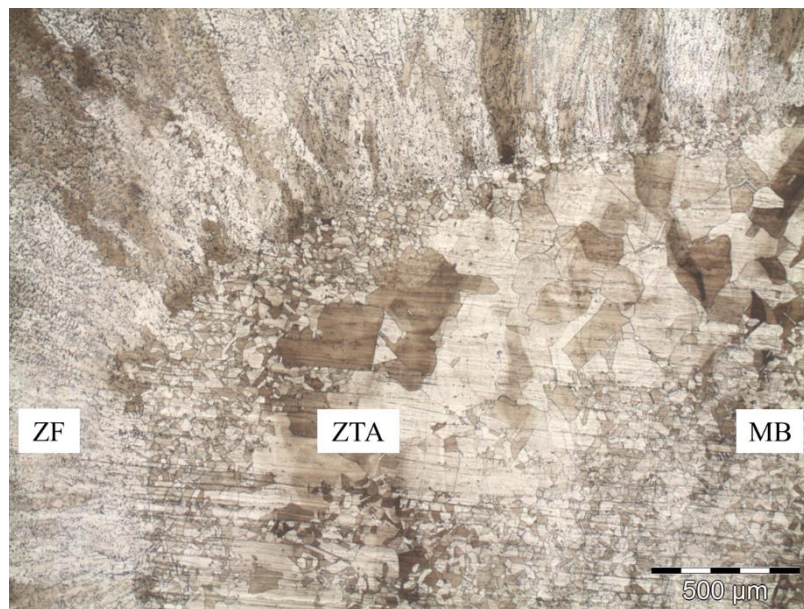
O metal de base (aço inoxidável AISI 316L) apresentou uma microestrutura predominantemente austenítica, com grãos poligonais de austenita e presença de maclas, conforme mostra a Figura 48.

Figura 48 – Micrografia do metal de base



No processo de soldagem, devido ao aporte térmico seguido pelo resfriamento rápido do material, houve uma recristalização e um crescimento de grão característico ao longo da ZTA, conforme mostram as Figuras 49 e 50.

Figura 49 – Micrografia da ZTA próxima ao reforço do cordão de solda



*ZF = zona fundida; ZTA = zona termicamente afetada; MB = metal de base

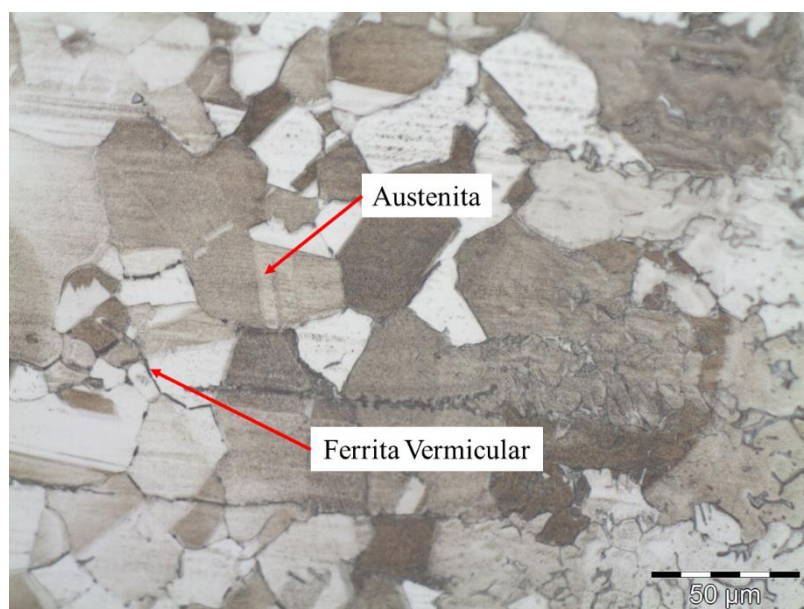
Figura 460 – Micrografia da ZTA próxima a raiz do cordão de solda



*ZF = zona fundida; ZTA = zona termicamente afetada; MB = metal de base

A Figura 51 mostra a microestrutura da ZTA, composta de grãos austeníticos e veios de ferrita vermicular no contorno dos grãos.

Figura 471 – Micrografia da ZTA

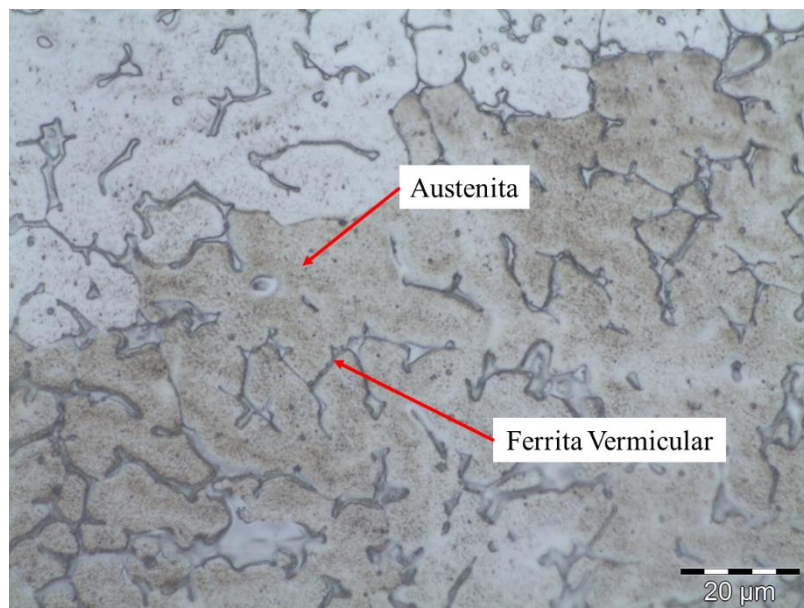


A microestrutura da zona fundida resultou basicamente em austenita + ferrita vermicular, como mostram as Figuras 52 e 53. Há similaridade com os resultados obtidos por Tsay et al. (2008) e Mataya et al. (2003).

Figura 482 – Micrografia da zona fundida com detalhe do modo de solidificação A + F



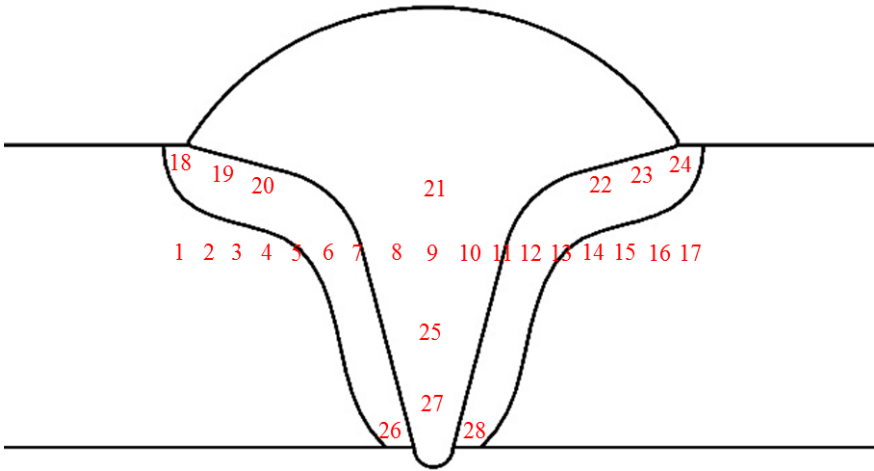
Figura 493 – Micrografia da zona fundida



4.4. Análises de Microdureza Vickers

A Figura 54 mostra os pontos onde foram realizadas as indentações, considerando metal de base, ZTA e zona fundida, respectivamente.

Figura 54 – Localização das indentações do ensaio de Microdureza Vickers

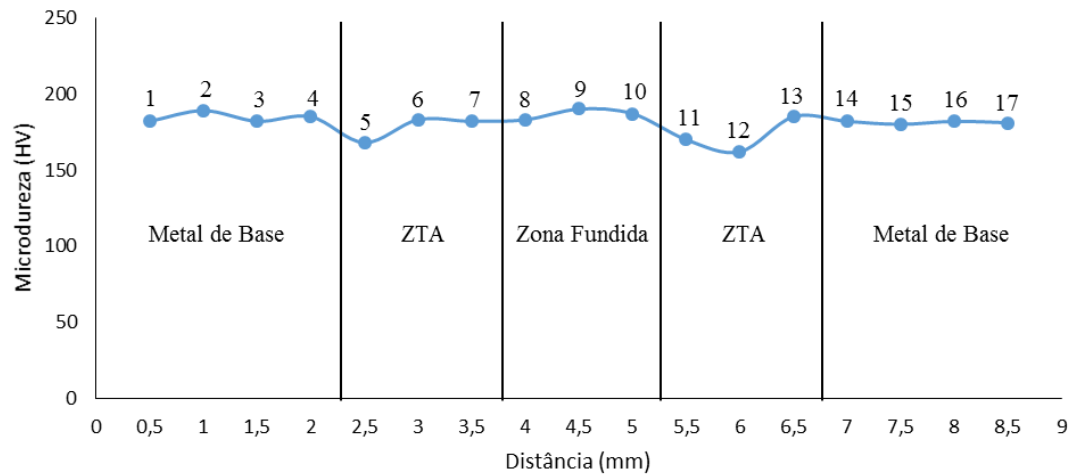


Os resultados do ensaio de Microdureza Vickers estão apresentados na Tabela 9, seguido pelo perfil de dureza da junta soldada, considerando os pontos de 1 a 17. Adotou-se uma distância de 0,5 mm por ponto de análise, conforme mostra a Figura 55.

Tabela 9 – Resultados ensaio Microdureza Vickers

Ponto	Valor da Microdureza Vickers (HV)	Localização da indentação	Ponto	Valor da Microdureza Vickers (HV)	Localização da indentação
1	182	MB	15	180	MB
2	189	MB	16	182	MB
3	182	MB	17	180	MB
4	185	MB	18	166	ZTA
5	168	ZTA	19	171	ZTA
6	183	ZTA	20	184	ZTA
7	182	ZTA	21	202	ZF
8	183	ZF	22	195	ZTA
9	190	ZF	23	184	ZTA
10	187	ZF	24	190	ZTA
11	170	ZTA	25	184	ZF
12	162	ZTA	26	189	ZTA
13	185	ZTA	27	190	ZF
14	182	MB	28	188	ZTA
Média MB = 189,25					
Média ZTA = 175,08					
Média ZF = 189,33					

Figura 55 – Perfil de microdureza da junta soldada.



Os resultados da Tabela 9 mostraram não haver diferenças significativas entre a dureza nos pontos de análise considerados, sendo os locais com menor dureza localizados na ZTA, nos pontos 5, 12, 18 e 19, provavelmente devido à ZTA apresentar uma granulometria mais grosseira em alguns pontos (Figura 57). Os pontos de maior dureza encontram-se localizados na zona fundida.

Também, pode-se observar na Figura 55, que o perfil de dureza da junta, considerando metal de base, ZTA e zona fundida, apresentou valores relativamente próximos nas três condições.

As Figuras 56, 57 e 58 mostram macrografias das indentações e seus respectivos pontos.

Figura 506 – Indentações do ensaio de microdureza na ZTA e zona fundida

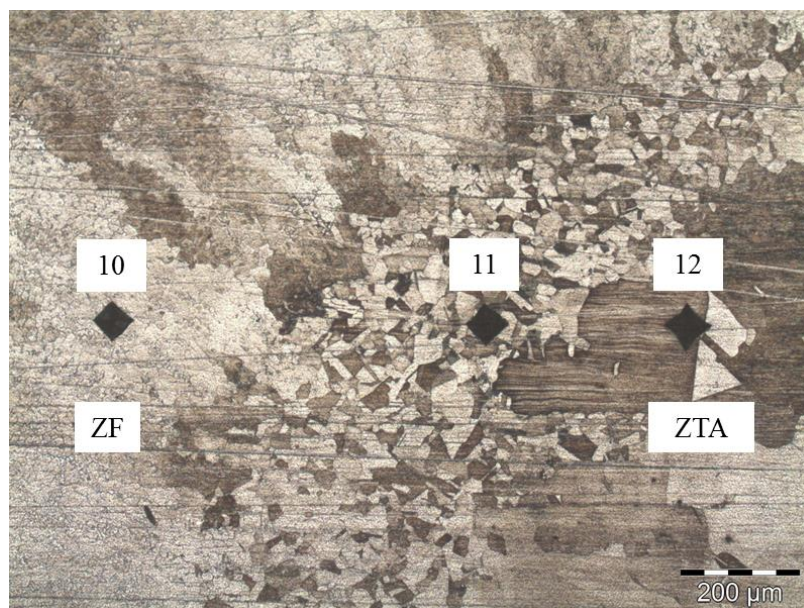


Figura 517 – Indentações do ensaio de microdureza na ZTA na região próxima ao reforço

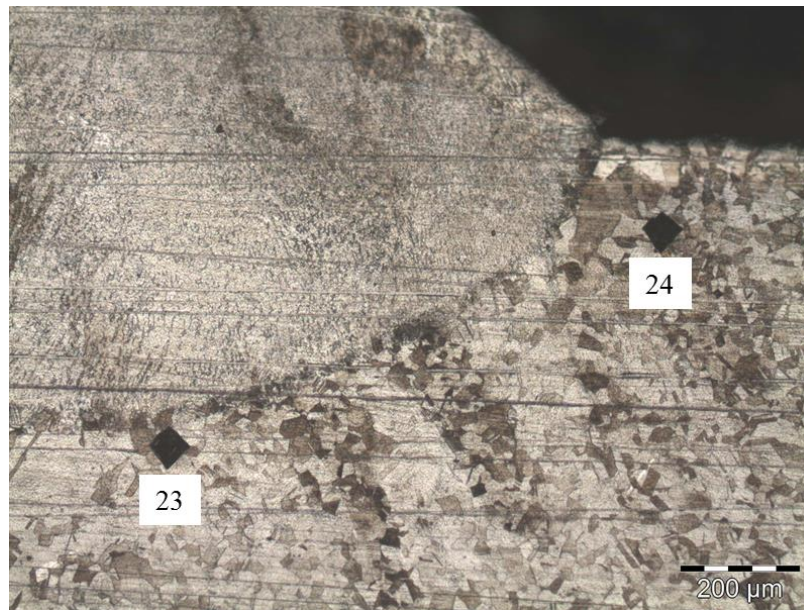
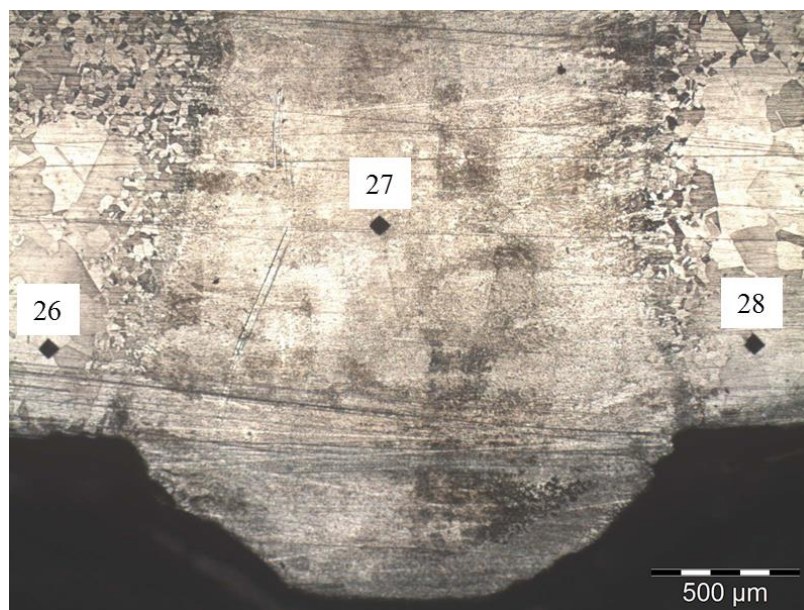


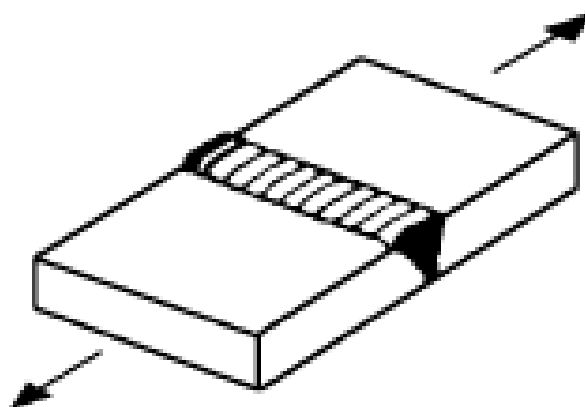
Figura 528 – Indentações do ensaio de microdureza no cordão e ZTA na região próxima à raiz



4.5. Análise dos ensaios de fadiga

Nessa seção os resultados obtidos nos ensaios de fadiga são comparados com os dados das recomendações do IIW (HOBACHER, 2008) e das normas Eurocode 3 (1991) e AWS D1.1 (2010). Considera-se uma união de topo com penetração total, sujeita a tensões transversais ao cordão de solda, como mostrado na Figura 59.

Figura 5953 – União de topo com solicitação transversal ao cordão



Fonte: HOBACHER, 2008 p. 49

Como já dito anteriormente, foram considerados três casos: *a)* corpos de prova sem solda (metal de base), *b)* corpos de prova soldados com penetração total e por fim, *c)* corpos de prova semelhantes ao caso *b)*, porém, com a usinagem dos reforços.

Inicialmente, cabe ressaltar algumas diferenças entre as normas e as recomendações citadas. Tanto o IIW, como as normas Eurocode 3 e AWS D1.1, classificam os tipos de uniões soldadas por categorias, ou seja, para uma determinada geometria de união (topo, canto, em X, em T, com chanfros, com reforço usinado, etc.) e modo de carregamento (transversais ou longitudinais aos cordões de solda), existe um valor de tensão, retirado do correspondente diagrama S-N, a ser tomado como parâmetro pelo projetista no processo de dimensionamento. Esse parâmetro é chamado pelo IIW de “classe de fadiga FAT”, enquanto que a Eurocode e a AWS chamam de “categoria do detalhe” (*detail category*). As três referências contêm curvas para os materiais estruturais na condição sem solda.

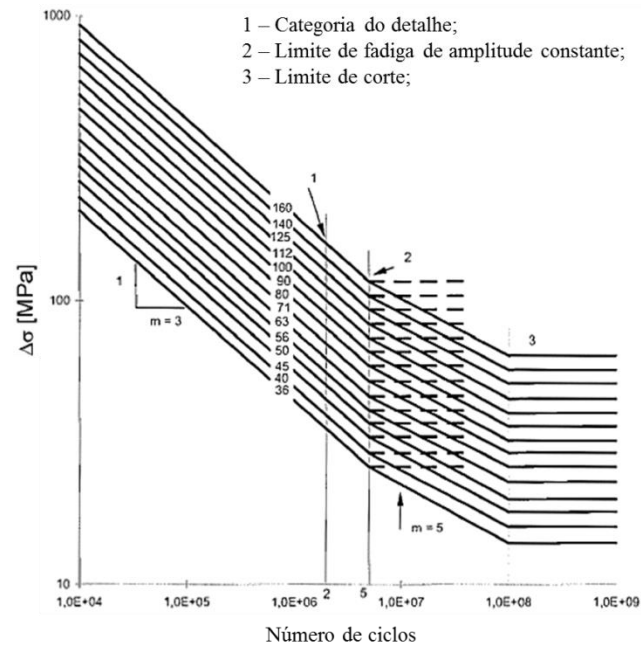
A Tabela 10 mostra, de acordo com cada norma/recomendação, a resistência à fadiga esperada no caso de carregamentos transversais em aços estruturais, para uniões de topo, uniões de topo com reforço usinado e material sem solda, respectivamente, sendo os valores de tensão apresentados para uma vida infinita de $1,0 \times 10^8$ ciclos.

Tabela 10 – Valor de tensão aproximada para uma vida em fadiga de 1×10^8 ciclos

Condição	Norma	Tipo de classificação	Tensão calculada (MPa)
Soldado	Eurocode 3	Categoria do detalhe "71"	45
	AWS D1.1	Categoria do detalhe "C"	62
	IIW	FAT 71	42
Soldado com usinagem do reforço	Eurocode 3	Categoria do detalhe "112"	72
	AWS D1.1	Categoria do detalhe "B"	110
	IIW	FAT 125	75
Sem solda	Eurocode 3	Categoria do detalhe "160"	102
	AWS D1.1	Categoria do detalhe "A"	180
	IIW	FAT 160	101,7

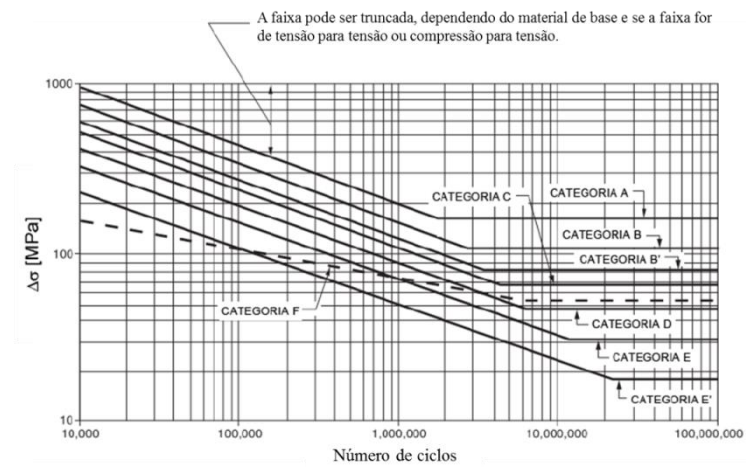
Cabe ressaltar ainda que as normas Eurocode 3 e AWS D1.1 declaram que as curvas de fadiga expostas são válidas para os aços estruturais (para uniões de peças estruturais em alumínio, são apresentadas outras famílias de curvas). Ou seja, tais normas não abrangem as uniões soldadas de aços inoxidáveis. Já as recomendações do IIW (2008), ao contrário, citam que as curvas apresentadas são válidas também para a classe de aços inoxidáveis. As Figuras 60, 61 e 62, mostram, respectivamente, as curvas de fadiga de acordo com a Eurocode 3, AWS D1.1 e IIW.

Figura 540 – Curvas de fadiga para aços estruturais segundo Eurocode 3



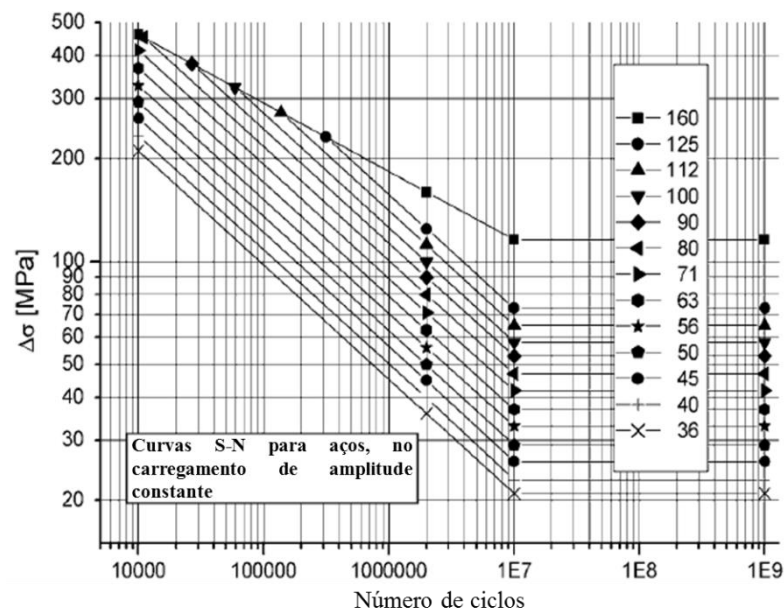
Fonte: Adaptado de Eurocode 3 (1991, p. 15)

Figura 551 – Curvas de fadiga para aços estruturais segundo AWS D1.1



Fonte: Adaptado de AWS D1.1 (2010, p. 49)

Figura 562 – Curvas de fadiga para aços estruturais segundo IIW



Fonte: Adaptado de IIW (2008, p. 43)

Para o levantamento das curvas S-N do presente trabalho, considerando as três condições de corpos de prova, foram realizadas regressões lineares, tomando como referência a Equação 1:

$$\text{Log}N = A + B\text{Log}Sr$$

na qual:

N = número de ciclos;

Sr = intervalo da tensão aplicada;

A, B = constantes da análise de regressão linear.

4.5.1. Curva de fadiga para os corpos de prova com solda em bruto

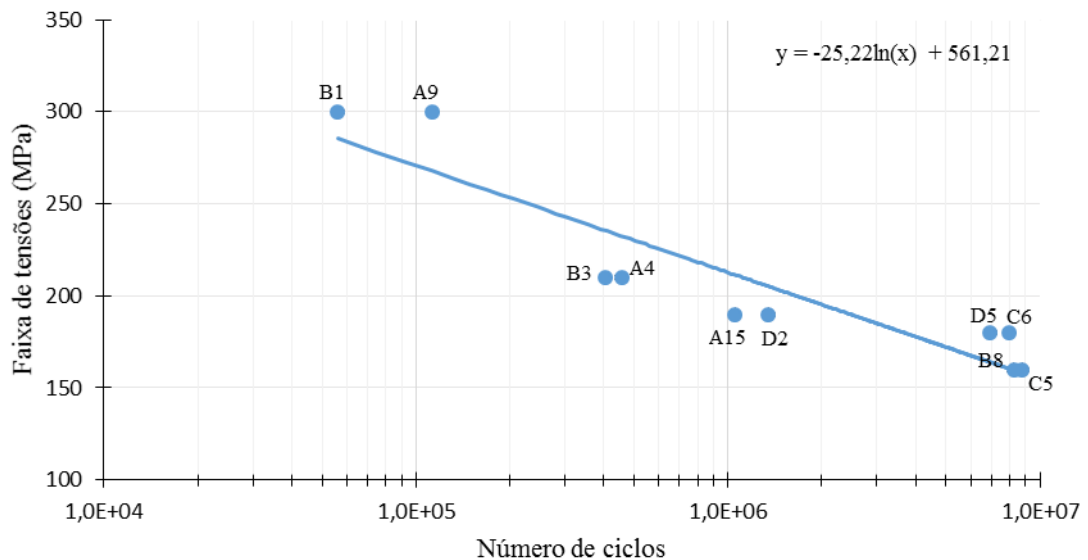
A escolha das amostras para realização dos ensaios ocorreu de forma completamente aleatória. Os ensaios foram conduzidos inicialmente pelos valores de tensão maiores (300 MPa), de aproximadamente 70% da tensão de escoamento do material na condição como soldado, decrescendo até valores próximos a 35% da tensão de escoamento (160 MPa).

Os resultados dos ensaios de fadiga nos corpos de prova com solda, para cada intervalo de tensão aplicada, estão apresentados na Tabela 11. Já a curva S-N é mostrada no gráfico da Figura 63.

Tabela 11 – Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova soldados

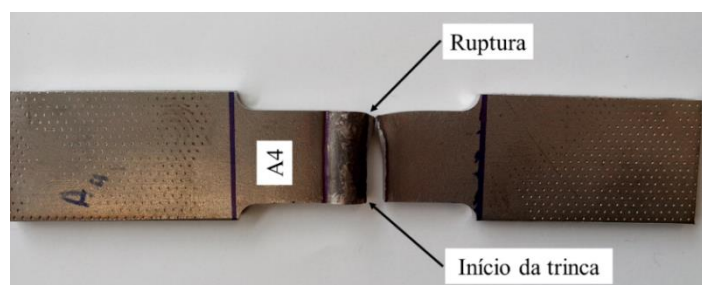
Identificação CP	Tensão (MPa)	Vida em fadiga (ciclos)	Origem da fratura
B8	160	8.237.501	ZTA
C5	160	8.791.977	ZTA
C6	180	7.955.213	ZTA
D5	180	6.930.000	ZTA
A15	190	1.053.141	ZTA
D2	190	1.351.089	ZTA
A4	210	455.274	ZTA
B3	210	404.343	ZTA
A9	300	112.506	ZTA
B1	300	56.174	ZTA

Figura 573 – Curva S-N para material soldado



A maioria dos corpos de prova apresentou ruptura no pé do cordão de solda (ZTA) como esperado, visto ser a zona de maior concentração de tensão da união, conforme mostra a Figura 64.

Figura 584 – Vista do corpo de prova soldado após ruptura por ensaio de fadiga



A Tabela 12 mostra uma comparação entre a vida em fadiga de uniões de topo sujeitas a carregamentos transversais ao cordão, em relação a alguns níveis de tensão, considerando as normas Eurocode 3 (1991) e AWS D1.1 (2010), as recomendações do IIW (2008) e os resultados obtidos pelo presente trabalho.

Tabela 12 – Comparação entre a expectativa de vida em fadiga para uniões de topo sujeitas a carregamentos transversais

Tensão (MPa)	Trabalho (média de ciclos)	Vida em fadiga (aproximada)		
		Eurocode 3 (ciclos)	AWS D1.1 (ciclos)	IIW (ciclos)
160	$8,5 \times 10^6$	$3,0 \times 10^5$	$4,0 \times 10^5$	$2,3 \times 10^5$
180	$7,4 \times 10^6$	$2,0 \times 10^5$	$2,6 \times 10^5$	$1,5 \times 10^5$
190	$1,2 \times 10^6$	$1,5 \times 10^5$	$2,1 \times 10^5$	$1,2 \times 10^5$
210	$4,3 \times 10^5$	$9,0 \times 10^4$	$1,7 \times 10^5$	$8,0 \times 10^4$
300	$8,4 \times 10^4$	$4,0 \times 10^4$	$5,0 \times 10^4$	$2,8 \times 10^4$

Observa-se na Tabela 12 que, para todos os níveis de tensão, os resultados preliminares encontrados pelo presente trabalho superam as estimativas de vida em fadiga das demais recomendações citadas.

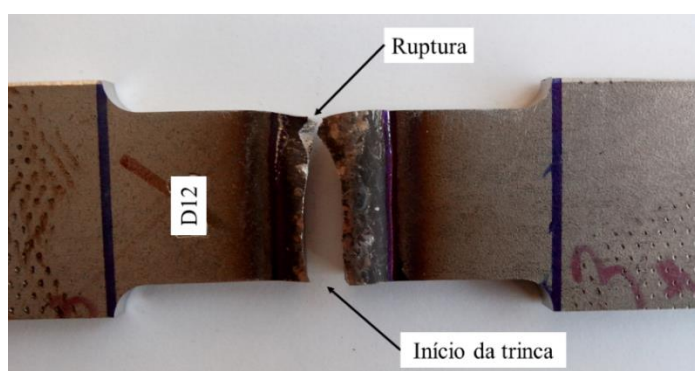
Quando se compara, por exemplo, o número de ciclos atingido para a tensão de 160 MPa (a mais próxima da vida infinita, considerada, nesse trabalho, como 1×10^8 ciclos), o resultado superou a norma Eurocode 3 em aproximadamente $8,2 \times 10^6$ ciclos. Isso significa que, pelos resultados obtidos, a categoria do detalhe “71”, recomendada por essa norma para uniões de topo sujeitas a carregamentos transversais ao cordão, poderia ser substituída pela categoria “160” (correspondente ao material laminado, sem solda). Em relação à AWS D1.1, os resultados encontrados superaram a norma em $8,1 \times 10^6$ ciclos, significando que a categoria do detalhe “C” poderia ser substituída pela “B” (correspondente às uniões de topo com reforço usinado). Já considerando as recomendações do IIW, os resultados preliminares superam a norma em $8,3 \times 10^6$ ciclos, desta forma, podendo-se utilizar como parâmetro de projeto a curva de fadiga FAT 160 (material laminado, sem solda), ao invés da FAT 71 recomendada. Desta forma, pode-se considerar os critérios de projeto adotados pela norma AWS D1.1 como sendo os menos conservativos e mais próximos quando comparados com os resultados encontrados.

Possivelmente um dos motivos da obtenção de resultados acima do esperado está na qualidade das uniões soldadas realizadas, fruto de um procedimento adequado de parametrização da soldagem e do emprego do robô.

Ainda, pode-se observar que não houve diferença significativa nos resultados dos ensaios de fadiga em relação aos ângulos de tangência (φ) no pé da solda, mostrados na Tabela 7.

Por fim, um corpo de prova localizado no cordão “D” (da placa em que foram retirados os corpos de prova D10 à D15), apresentou ruptura na zona fundida (Figura 65), após aproximadamente 1×10^6 ciclos a uma tensão de 180 MPa, mostrando aparentemente, falta de fusão entre as placas (a ser discutido posteriormente).

Figura 595 – Ruptura de corpo de prova soldado na zona fundida



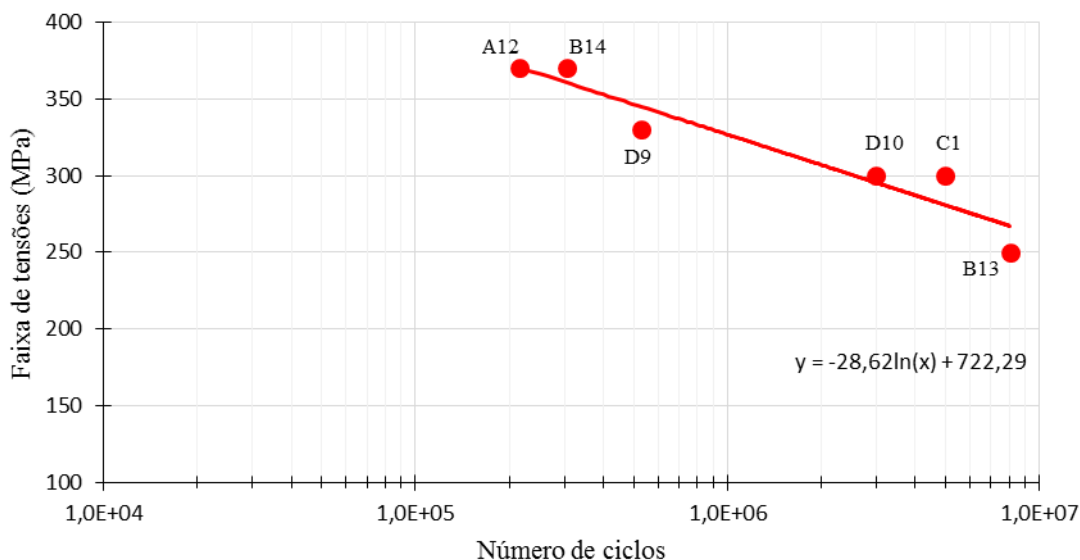
4.5.2. Curva de fadiga para os corpos de prova soldados com reforços usinados

As amostras escolhidas para realização dos ensaios, já tinham sido previamente escolhidas (também de forma completamente aleatória), devido à necessidade de usinagem dos reforços. Os resultados dos ensaios de fadiga nos corpos de prova soldados com reforços usinados, para cada intervalo de tensão aplicada, estão apresentados na Tabela 13 e a curva S-N mostrada no gráfico da Figura 66.

Tabela 13 – Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova soldados e com reforços usinados

Identificação CP	Tensão (MPa)	Vida em fadiga (ciclos)	Origem da fratura
B13	250	8.031.925	sem fratura
C1	300	5.000.253	sem fratura
D10	300	3.000.241	sem fratura
D9	330	530.508	ZTA
D12	350	69.315	ZF
A12	370	215.057	ZTA
B14	370	305.519	ZTA

Figura 606 – Curva S-N para material soldado



Foram realizados somente sete ensaios, devido a problemas ocorridos durante a operação de retificação, que reduziram sensivelmente a qualidade superficial de alguns corpos de prova, diminuindo sua espessura. Ainda, os corpos de prova B13, C1 e D10 não apresentaram fratura, pois houve a interrupção proposital do ensaio, visto que, de acordo com a tensão empregada, as amostras já teriam superado as especificações da Eurocode 3, AWS D1.1 e IIW para a classificação correspondente à junta de topo com reforços usinados, demonstrando a efetividade da eliminação dos reforços no aumento da vida em fadiga, a ser discutido a seguir.

A Tabela 14 mostra uma comparação entre a vida em fadiga de uniões de topo com os reforços retirados sujeitas a carregamentos transversais ao cordão, em relação a alguns níveis de tensão, considerando as normas Eurocode 3 (1991) e AWS D1.1 (2010), as recomendações do IIW (2008) e os resultados obtidos pelo presente trabalho.

Tabela 14 – Comparação entre a expectativa de vida em fadiga para uniões de topo com os reforços retirados, sujeitas a carregamentos transversais

Tensão (MPa)	Vida em fadiga (aproximada)			
	Trabalho (média de ciclos)	Eurocode 3 (ciclos)	AWS D1.1 (ciclos)	IIW (ciclos)
250	$8,03 \times 10^6$	$2,5 \times 10^5$	$2,8 \times 10^5$	$2,0 \times 10^5$
300	$4,0 \times 10^6$	$2,0 \times 10^5$	$1,7 \times 10^5$	$1,0 \times 10^5$
330	$5,3 \times 10^5$	$1,0 \times 10^5$	$1,2 \times 10^5$	$8,0 \times 10^4$
350	$6,9 \times 10^4$	$9,0 \times 10^4$	$1,0 \times 10^5$	$7,0 \times 10^4$
370	$2,6 \times 10^5$	$8,0 \times 10^4$	$9,0 \times 10^4$	$6,0 \times 10^4$

Observa-se na Tabela 14 que, para todos os níveis de tensão, novamente os resultados preliminares encontrados pelo presente trabalho superaram as estimativas de vida em fadiga das recomendações citadas.

A título de exemplo, comparando-se o número de ciclos para a tensão de 250 MPa, constata-se que foram atingidos aproximadamente $7,8 \times 10^6$ ciclos a mais do que o valor indicado pela Eurocode 3. Assim, pode-se dizer que a categoria do detalhe “125”, recomendada por essa norma, poderia ser substituída pela categoria do detalhe “160” (material sem solda). Em relação à AWS D1.1, os resultados preliminares superaram a norma em $7,7 \times 10^6$ ciclos, significando que a categoria do detalhe “B” poderia ser substituída pela categoria do detalhe “A” (material sem solda). Considerando as recomendações do IIW, os resultados atingiram cerca de $7,8 \times 10^6$ ciclos a mais do que o previsto, o que permitiria a passagem de uma curva de fadiga FAT 112 para uma FAT 160 (material sem solda).

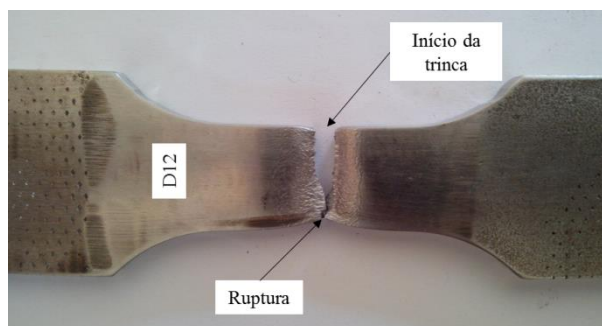
Dessa forma, nota-se que, para as três fontes de referência, houve resultados similares, ou seja, a usinagem dos reforços de uma união soldada aumentou consideravelmente a vida em fadiga dos corpos de prova. Tal resultado está de acordo com Branco, Fernandes & Castro (1999, p.813), que afirmam: “Nas juntas topo a topo a remoção do reforço do cordão por maquinagem faz com que a junta fique com uma resistência à fadiga próxima da do metal de base.”

Tal afirmação representa uma das motivações para o presente trabalho. Por um lado, Branco, Fernandes & Castro afirmavam que, por meio de uma remoção cuidadosa do reforço de um cordão de união de topo, a curva S-N a ser empregada no processo de dimensionamento seria a do metal de base (que é a mais elevada das famílias de curvas S-N mostradas nas figuras 61, 62 e 63). Já as normas Eurocode e AWS, bem como as recomendações do IIW, aconselhavam a adoção de uma curva S-N superior à da união em que não houve retirada do reforço, porém, inferior à do metal de base.

Portanto, os resultados obtidos nos testes realizados, ainda que preliminares, indicam que a abordagem recomendada pela Eurocode, AWS e IIW é conservativa, no que diz respeito ao aço inoxidável 316L.

A maior parte dos corpos de prova foi levada à ruptura a partir de uma trinca surgida no pé da solda. Contudo, similarmente ao descrito na seção anterior, o corpo de prova D-12, mostrado na Figura 67, apresentou ruptura na zona fundida, apresentando falta de fusão entre as placas, não sendo utilizado como dado válido para o levantamento da curva de fadiga.

Figura 617 – Ruptura na zona fundida de corpo de prova soldado e com reforços usinados



Por fim, é importante ressaltar que foram encontrados diversos problemas na elaboração do diagrama S-N mostrado na Figura 66. Houve uma grande dispersão, tanto no que diz respeito ao acabamento obtido no processo de retificação dos cordões, como nos próprios dados de ensaio. Um ponto observado é que, com a retirada do reforço e consequente aproximação ao comportamento do metal de base, o cordão de solda pode vir a não ser o local primordial para nucleação das trincas. Ou seja, esse cordão passa a concorrer com outros defeitos do corpo de prova (microentalhes gerados pelo processo de usinagem, inclusões do material, etc.). Adicionalmente, no planejamento dos experimentos, adotou-se por base as recomendações do IIW, que incluem o aço inoxidável em seus diagramas S-N correspondentes aos aços estruturais. Por esse motivo, foram aplicadas cargas de ensaio relativamente baixas. Consequentemente, três dos corpos de prova – B13, C1 e D10 – atingiram uma vida muito acima da inicialmente esperada. Para não haver prejuízo ao cronograma, esses três ensaios foram interrompidos quando a vida atingida se aproximou àquela esperada para o metal de base. Por todos esses motivos, os dados obtidos até o momento não podem ser considerados definitivos. Novos ensaios, com maior faixa de cargas e número de corpos de prova, devem ser realizados para obtenção de um diagrama mais fidedigno.

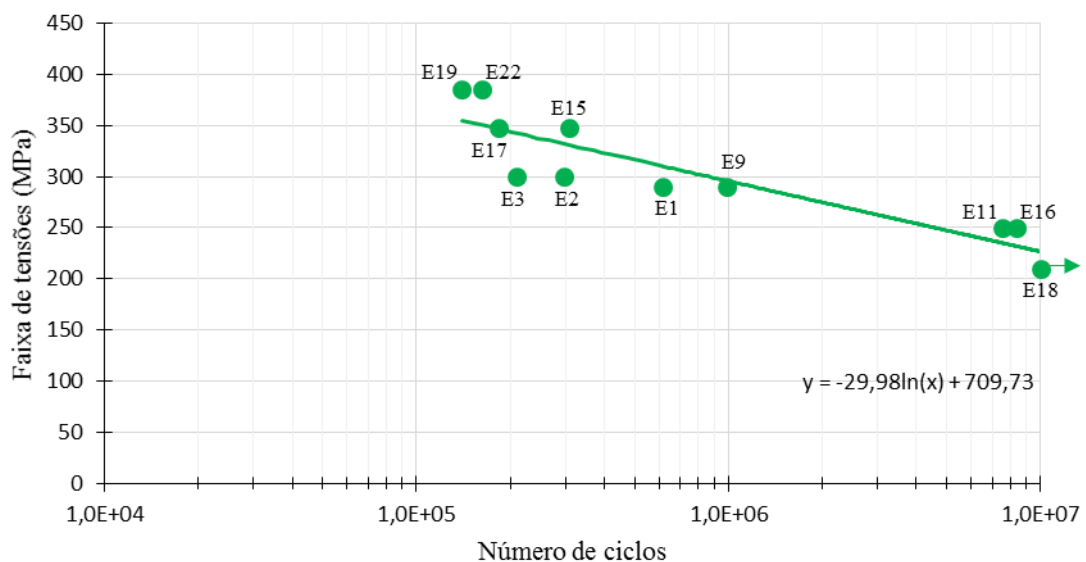
4.5.3. Curva de fadiga para os corpos de prova sem solda

Como descrito na seção de Materiais e Métodos, os corpos de prova sem solda foram retirados de uma tira única, estando alinhados com o sentido de laminação da chapa. Já a ordem de realização dos ensaios de fadiga foi aleatória. A Tabela 15 apresenta os resultados para as amostras sem solda, para cada intervalo de tensão. A Figura 68 mostra a curva S-N obtida.

Tabela 15 – Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova sem solda

Identificação CP	Tensão (MPa)	Vida em fadiga (ciclos)	Origem da Fratura
E18	210	10.000.000	Metal de base
E11	250	7.558.706	Metal de base
E16	250	8.389.381	Metal de base
E1	290	613.455	Metal de base
E9	290	985.997	Metal de base
E2	300	297.462	Metal de base
E3	300	209.462	Metal de base
E17	348	183.095	Metal de base
E15	348	308.449	Metal de base
E19	385	139.530	Metal de base
E22	385	161.717	Metal de base

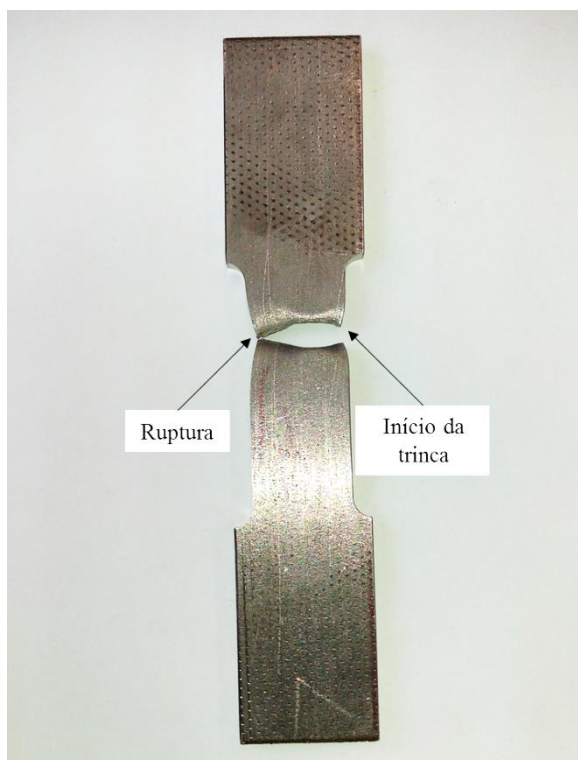
Figura 628 – Curva S-N para material sem solda



Da mesma forma que com os corpos de prova soldados, os ensaios foram conduzidos inicialmente pelos valores de tensão maiores (300 MPa), de aproximadamente 70% da tensão de escoamento do material sem solda, decrescendo até valores próximos a 50% da tensão de escoamento (210 MPa).

O local de ruptura dos corpos de prova foi bastante variado, mas dentro da seção útil para ruptura, conforme mostra a Figura 69.

Figura 6963 – Vista do corpo de prova sem solda após ruptura por ensaio de fadiga



A Tabela 16 permite a comparação entre a vida em fadiga obtida nos ensaios realizados, para alguns níveis de tensão, em relação à expectativa de vida segundo as normas Eurocode 3 (1991), AWS D1.1 (2010) e as recomendações do IIW (2008).

Tabela 16 – Comparação entre a expectativa de vida em fadiga para materiais sem solda sujeitos a carregamentos transversais

Tensão (MPa)	Vida em fadiga (aproximada)			
	Trabalho	Eurocode 3	AWS D1.1	IIW
210	$1,0 \times 10^7$	$1,0 \times 10^6$	$1,0 \times 10^6$	$5,0 \times 10^5$
250	$7,97 \times 10^6$	$6,0 \times 10^5$	$6,0 \times 10^5$	$2,0 \times 10^5$
290	$8,0 \times 10^5$	$3,8 \times 10^5$	$3,8 \times 10^5$	$1,2 \times 10^5$
300	$2,53 \times 10^5$	$3,0 \times 10^5$	$3,0 \times 10^5$	$1,0 \times 10^5$
348	$2,46 \times 10^5$	$2,0 \times 10^5$	$2,0 \times 10^5$	$5,0 \times 10^4$
385	$1,51 \times 10^5$	$1,5 \times 10^5$	$1,5 \times 10^5$	$2,0 \times 10^4$

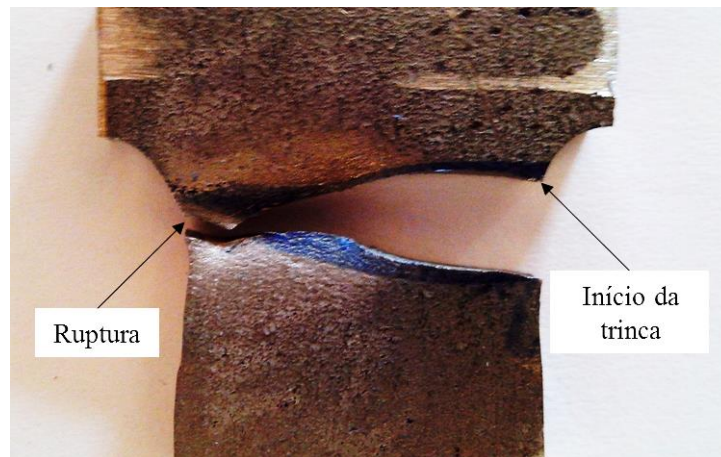
Antes da realização dos ensaios, considerava-se que os resultados deveriam se aproximar, em termos de expectativa de vida, com os valores das normas ou recomendação, por dois motivos: a) as normas citadas estão baseadas na premissa de que, nos aços estruturais soldados, o mecanismo de propagação das trincas é preponderantemente governado pela

geometria da união, forma de carregamento e material utilizado e *b)* as recomendações do IIW estendem os diagramas S-N apresentados aos aços inoxidáveis.

Porém, como pôde ser visto na Tabela 16, a vida em fadiga obtida no presente trabalho superou a expectativa para as três referências: Eurocode 3, AWS D1.1 e IIW.

Considerando que os corpos de prova sem solda não possuem concentradores de tensão devido ao processo de soldagem, o acabamento superficial passa a ser um fator importante na vida em fadiga. Como já mencionado, os corpos de prova passaram por processos de usinagem para confecção do perfil desejado, feitos em centro de usinagem com ferramentas adequadas. Porém, uma amostra apresentou uma ruptura no raio de redução de seção, conforme mostra a Figura 70.

Figura 640 – Ruptura de corpo de prova soldado na borda do corpo de prova

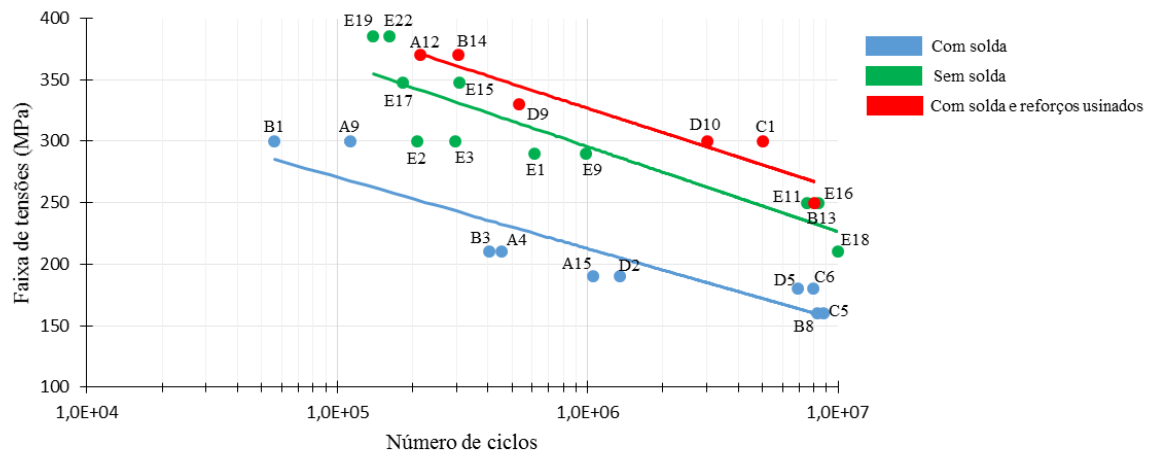


A ruptura ocorreu neste local devido, provavelmente, à concentração de tensão promovida pelo processo de fresagem, na confecção do corpo de prova.

4.6. Comparação entre as curvas de fadiga

A Figura 71 mostra uma comparação entre as curvas obtidas, considerando os ensaios realizados em corpos de prova com solda, com solda e reforços usinados e sem solda.

Figura 71 – Comparação entre as curvas de fadiga dos ensaios nas três condições propostas

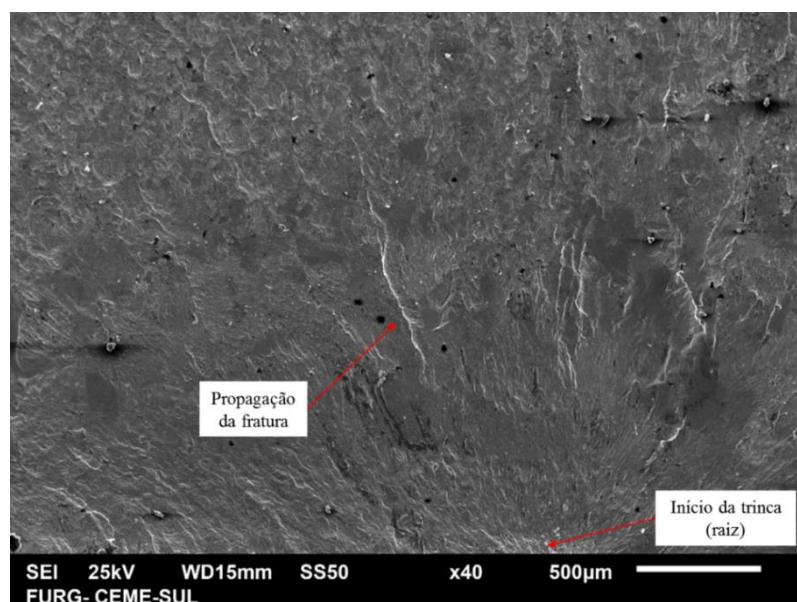


Para todas as condições de corpos de prova, os resultados encontrados foram superiores às normas consideradas como parâmetros de comparação. Ainda, pode-se observar na Figura 71 que, conforme esperado, segundo Branco, Fernandes & Castro (1999), houve um incremento substancial de vida em fadiga nos corpos de prova que tiveram os reforços usinados, se aproximando da vida em fadiga do material de base.

4.7. Análise da fratura dos corpos de prova com solda

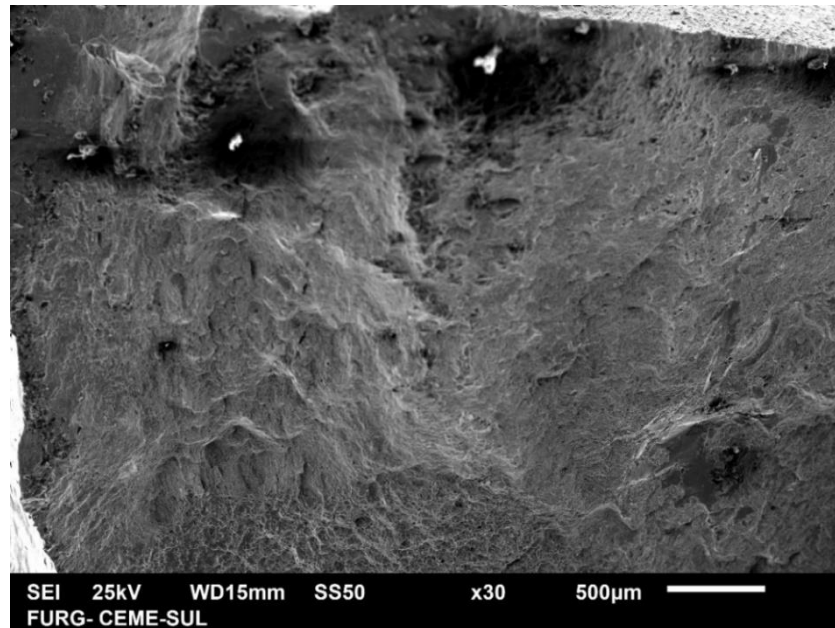
A Figura 72 mostra a região de início e de propagação da trinca do corpo de prova B8. A propagação da fratura ocorreu da parte inferior (raiz) para a parte superior (reforço) da amostra.

Figura 652 – Início da trinca do corpo de prova soldado B8



A Figura 73 mostra a superfície de fratura final do mesmo corpo de prova, localizado próximo ao reforço do cordão. Cabe colocar que, como observado nas figuras que mostram corpos de prova rompidos (como, por exemplo, as Figuras 67, 69 e 70), o aço inoxidável 316 L apresenta elevada ductilidade e, portanto, a ruptura final não é abrupta. Ou seja, anteriormente à ruptura, há elevada deformação plástica.

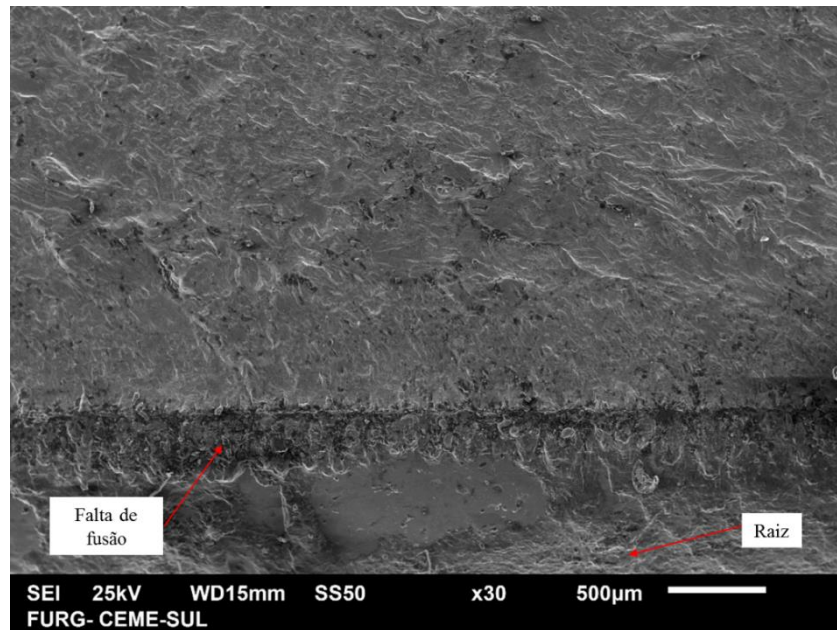
Figura 663 – Superfície de fratura de corpo de prova soldado



Observa-se que a região mostrada na Figura 72 apresenta menor rugosidade, ao passo que a região de ruptura final, vista na Figura 73 possui uma superfície com um ligeiro alongamento no material de adição, evidenciado pela diferença de altura na superfície do local da ruptura.

Também foi analisada a superfície de fratura do corpo de prova D12 que, como mostrado anteriormente na Figura 68, apresentou ruptura na zona fundida. A Figura 74 indica que, aparentemente, houve falta de fusão na soldagem das placas de teste, na região próxima à raiz do cordão, o que pode ter ocorrido devido ao espaçamento excessivo entre as placas.

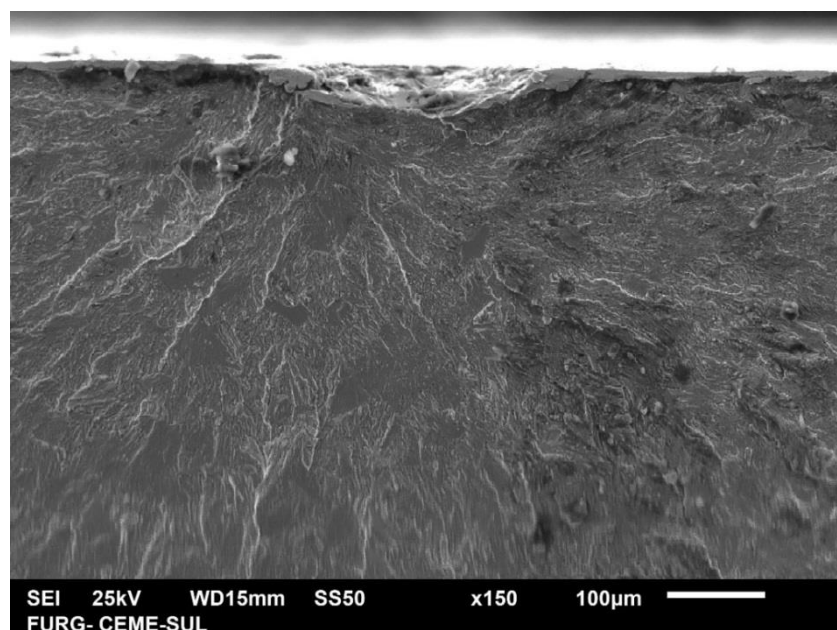
Figura 674 – Superfície de fratura do corpo de prova D12



4.8. Análise da fratura dos corpos de prova com solda e reforços usinados

A Figura 75 apresenta a superfície de fratura do corpo de prova A12, na região de nucleação e de propagação da trinca. Observa-se claramente o local de início da fenda, numa reentrância da superfície da amostra, ponto em que ocorre concentração de tensões. Supõe-se que esse defeito seja decorrente do processo de usinagem, tendo permanecido na superfície mesmo após a operação de lixamento.

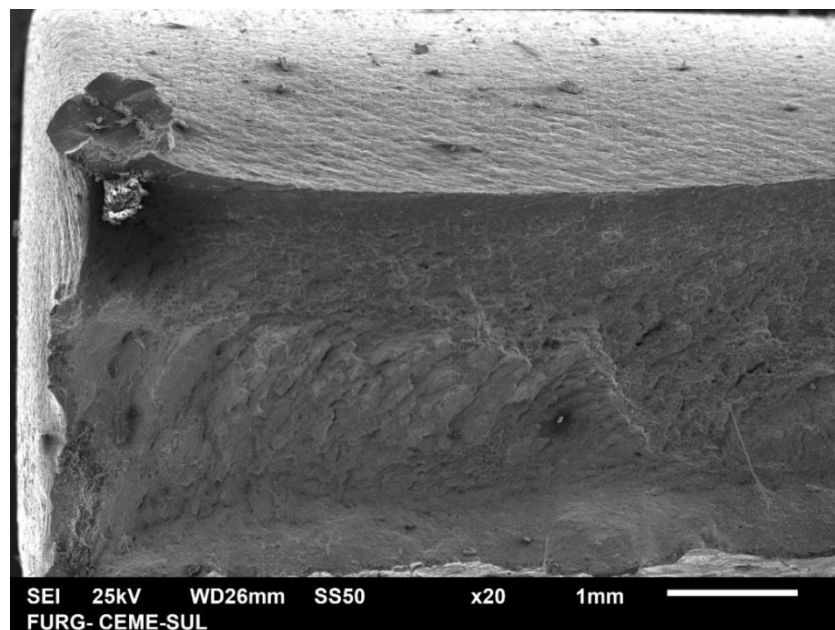
Figura 685 – Início da trinca do corpo de prova soldado A12



Mesmo com esse pequeno defeito de superfície, o corpo de prova apresentou uma vida em fadiga acima das expectativas, as quais, por sua vez, foram estimadas com base na categoria do detalhe e FAT apresentadas nas referências Eurocode 3, AWS e IIW. Por outro lado, é natural pensar que, se não existisse tal defeito de superfície, o corpo de prova teria apresentado uma vida ainda maior.

A Figura 76 mostra o aspecto da região final de fratura do corpo de prova A12.

Figura 696 – Superfície de fratura do corpo de prova A12



4.9. Análise da fratura dos corpos de prova sem solda

A Figura 77 mostra a região de nucleação e de propagação da trinca no corpo de prova E2. Observa-se que o início da trinca não é bem definido, pois ocorreu na lateral do corpo de prova (Figura 78)

Figura 707 – Direção de propagação da trinca do corpo de prova sem solda E2

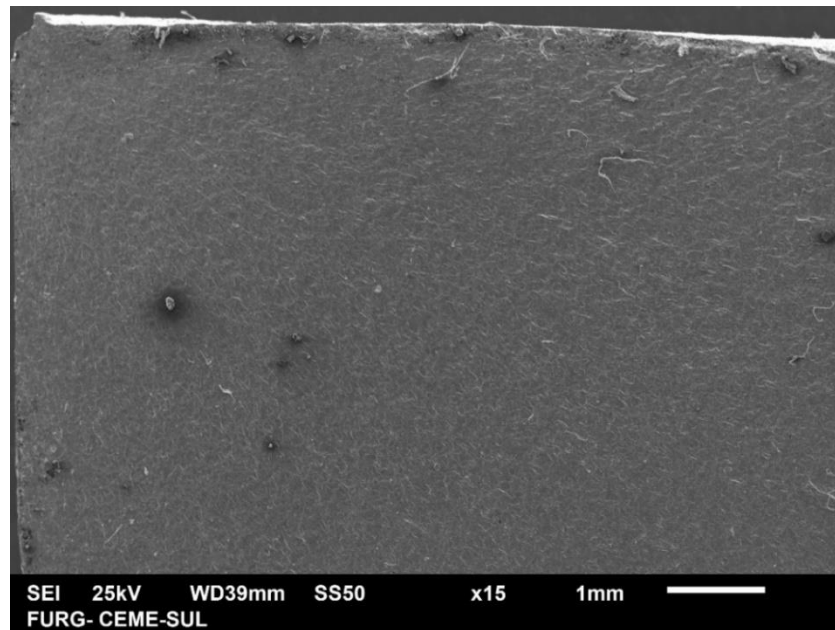
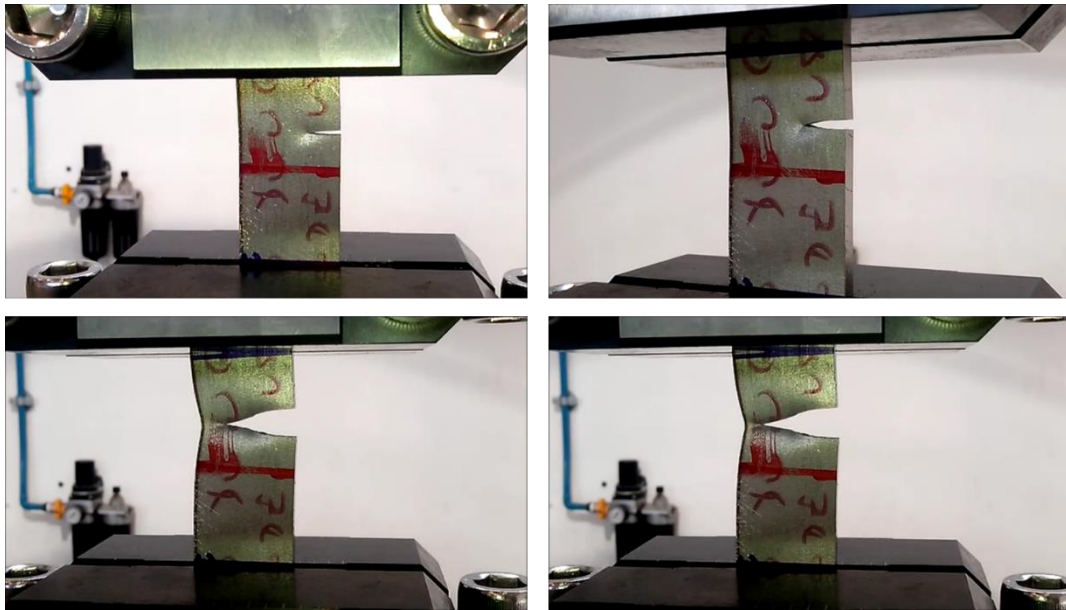


Figura 718 – Sequência de propagação da trinca do corpo de prova sem solda E2



As Figuras 79 e 80 mostram as estrias na região de propagação, ao passo que a Figura 81 apresenta a região final de fratura.

Figura 729 – Início das marcas estrias de propagação no corpo de prova sem solda E2

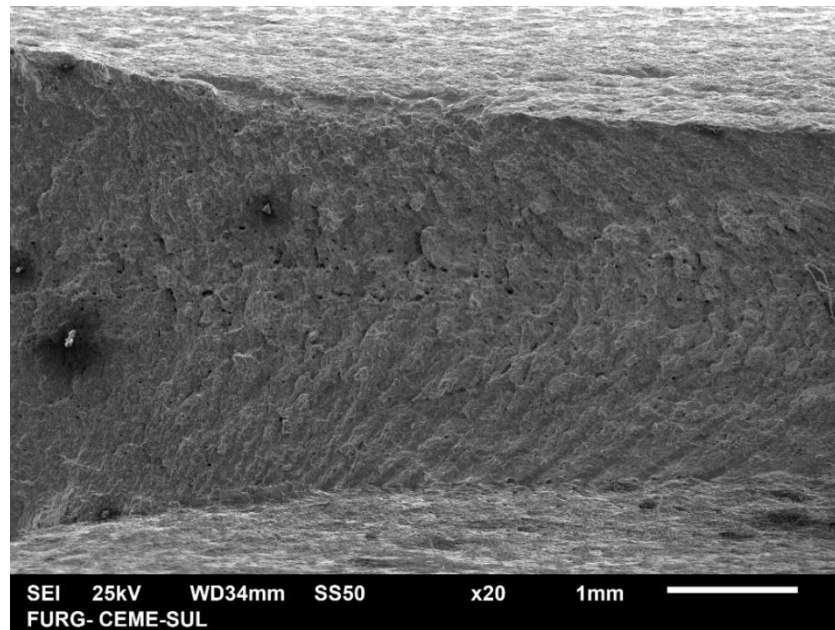


Figura 80 – Final das estrias de propagação no corpo de prova sem solda E2

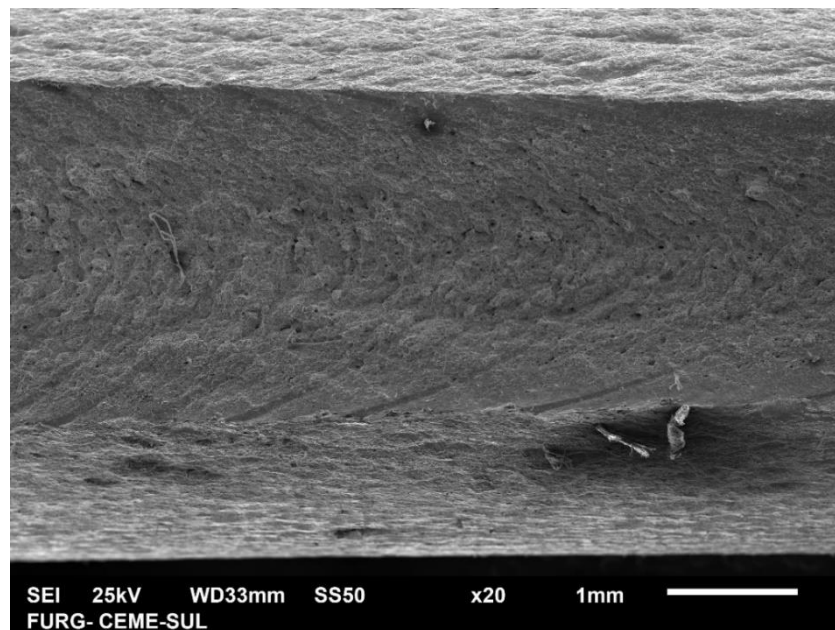
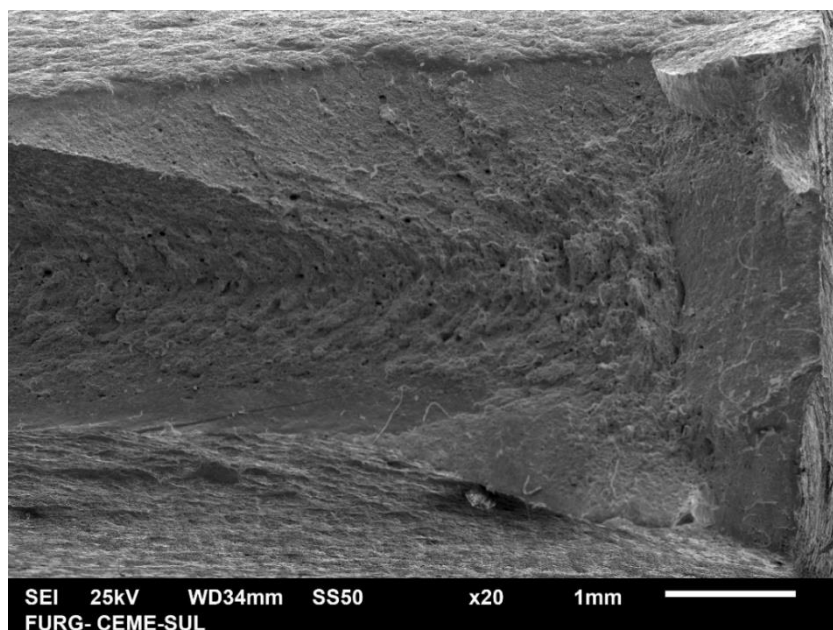


Figura 731 – Superfície de fratura do corpo de prova E2



5. CONCLUSÃO

Esse trabalho visou contribuir para a ampliação do conhecimento quanto ao emprego do aço inoxidável AISI 316 L como material base de estruturas mecânicas soldadas. Por aliar boa resistência mecânica e resistência à oxidação, os aços inoxidáveis em geral têm sido cada vez mais empregados como elementos estruturais em sistemas mecânicos.

Foram realizados testes para avaliação do comportamento em fadiga de corpos de prova em aço AISI 316 L, com uma união soldada a topo com carregamento transversal ao cordão. Tais corpos de prova foram soldados, em passe único, por processo GMAW robotizado, o qual proporcionou boa repetibilidade e cordões de elevada qualidade, com baixo índice de defeitos como poros, inclusões de escória ou falta de fusão.

Foram então realizados os testes de fadiga em máquina servohidráulica considerando três casos: *a)* corpos de prova com cordão em bruto, *b)* corpos de prova com cordão usinado para retirada dos reforços de face e raiz e *c)* corpos de prova sem solda. Como esperado, observou-se que a zona mais suscetível à fratura corresponde ao pé do cordão, o que está de acordo com as normas Eurocode 3, AWS D1.1 e recomendações do IIW. Porém, em todos os casos – *(a)*, *(b)* e *(c)* – os resultados de vida em fadiga dos corpos de prova superaram os parâmetros sugeridos por essas normas e recomendações.

Contudo, no caso *(b)*, correspondente aos corpos de prova em que os reforços foram usinados, os resultados foram ainda mais expressivos. Nesse caso, a vida em fadiga foi

substancialmente superior aos corpos em que os reforços não foram retirados. Além disso, também foi constatado comportamento superior aos parâmetros sugeridos pelas normas Eurocode 3 e AWS D1.1, bem como as recomendações do IIW. Ou seja, os dados colhidos no presente trabalho indicam que é correta a afirmação de Branco, Fernandes & Castro (1999), segundo os quais, a retirada dos reforços em uniões de topo causa uma aproximação do comportamento em fadiga esperado para o metal de base.

Na mesma linha de raciocínio, os dados obtidos indicam que, no caso de uniões de topo em peças de aço inoxidável AISI 316 L, as diretrizes das normas Eurocode 3, AWS D1.1 e recomendações do IIW são conservativas. Quanto a esse tópico é importante ressaltar alguns detalhes importantes: *a)* as normas e recomendações citadas se aplicam a uniões soldadas em campo, ou seja, em situações em que a dispersão de resultados é consideravelmente maior do que no caso desse trabalho, em que a soldagem foi automatizada e programada por profissional especializado; *b)* as normas Eurocode 3 – seções 1.8 e 1.9 – e AWS D1.1 se aplicam apenas aos aços estruturais e patináveis, ou seja, não abrangem qualquer família de aços inoxidáveis. Já as recomendações do IIW inserem os aços austeníticos dentro dos dados e diagramas correspondentes aos aços estruturais (como se fizessem parte desse grupo de materiais).

Diante dessas considerações, conclui-se que atualmente há uma lacuna nas normas e recomendações voltadas ao projeto de uniões soldadas, no que diz respeito ao uso dos aços inoxidáveis como material estrutural. Entende-se que, por suas propriedades mecânicas e resistência à oxidação, bem como por seu emprego cada vez maior em estruturas de engenharia, os aços inoxidáveis, dentro em breve, virão a constar nas normas e códigos voltados ao dimensionamento de uniões soldadas. Por outro lado, os resultados obtidos no presente trabalho, o qual (verdade seja dita) abordou apenas um tipo de aço inoxidável e uma geometria de união, indicam que, por seu desempenho superior, esses aços não devem ser incluídos no conjunto dos aços estruturais ou patináveis, mas, ao contrário, tais normas e códigos devem apresentar parâmetros e diagramas específicos.

Como já dito, o presente trabalho teve um foco bastante restrito a um aço inoxidável e uma geometria de união. Além disso, os próprios ensaios já realizados devem ser repetidos e intensificados, visando obter maior confiabilidade estatística das curvas apresentadas.

Por fim, constatou-se nesse trabalho que o emprego de uma técnica pós-soldagem relativamente simples – a retirada dos reforços de face e raiz – ocasionou incremento importante na vida em fadiga dos corpos de prova. Nos estudos realizados, observou-se a carência de dados consolidados sobre processos pós-soldagem de melhoria dos cordões e filetes, como por

exemplo, o *toe grindind* e o *TIG dressing*. Aparentemente, esses processos significam desafios para os pesquisadores da área, devido ao aspecto multifatorial, o que se traduz em pesquisas muito extensas. De qualquer forma, por sua comprovada eficácia, tais métodos podem vir a ser temas de trabalhos futuros.

6. REFERÊNCIAS

AKHLAGHI, F. Z. Welding Simulation and Fatigue Assessment of Tubular K-Joints in High-Strength Steel. 28 abril 2014. 228p. Tese - École Polytechnique Fédérale de Lausanne. Suíça, 2014.

ALBUQUERQUE, M. C. S. Comportamento à Fadiga de Juntas Soldadas de Tubulações Marítimas Tratadas pela Técnica Tig Dressing. 23 de setembro 2004. 190p. Tese - (Doutorado em Engenharia de Processos) UFCG/CCT. Campo Grande, 2004.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E 1823 – 96: Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing**, 1998 Annual Book of Standards, Section 3: Metals Test Methods and Analytical Procedures, USA, 1998, V. 03.01, p. 1014 - 1033.

ANDERSON, T. L. **Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications**. 2ª ed. Boca Raton: CRC Press, 1995.

ANTUNES, R. A. et al. Study of the corrosion resistance and in vitro biocompatibility of PVD TiCN-coated AISI 316 L austenitic stainless steel for orthopedic applications. *Surface & Coatings Technology*, Elsevier, v. 205, p. 2074-2081, 2010.

ARAÚJO, D. B. Estudo de distorções em Soldagem com uso de Técnicas Numéricas e de Otimização. 15 de junho 2012. 240p. Tese - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia, 2012.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. *NBR ISO 6892-1: Materiais metálicos – Ensaio de tração à temperatura ambiente*. Rio de Janeiro, 2013.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. *NBR 8800: Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios*. Rio de Janeiro, 2008.

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS INTERNATIONAL. **ASM Handbook – Volume 1: Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. USA, 1990.

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS INTERNATIONAL. **ASM Handbook – Volume 4: Heat Treating**. USA, 1994.

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS INTERNATIONAL. **ASM Handbook – Volume 19: Fatigue and Fracture**, USA, 1996.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E1823-96 – Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E739 – 10 – Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data**. ASTM International, West Conshohocken, 2013.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.1/D1.1M:2010: Structural Welding Code.** Miami, 2010.

BADDOO, N. R. Stainless steel in construction: A review of research, applications, challenges and opportunities. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 64, p. 1199-1206, 2008.

BLONDEAU, R. **Metallurgy and Mechanics of Welding: Processes and Industrial Applications.** 2ª ed. USA: John Wiley & Sons, 2008. 514 p.

BRANCO, C. M.; FERNANDES, A. A.; CASTRO, P. M. S. T. **Fadiga de Estruturas Soldadas.** 2. ed. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian, 1999.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. BS EN 895:1995: **Destructive tests on welds in metallic materials. Transverse tensile test.**

BUDYNAS, R. G & NISBETT, K. J. **Elementos de máquinas de Shigley: projeto de engenharia mecânica.** 2011. p. 1084. ISBN 978-85-63308-20-7.

CALLISTER, W. D. **Materials science and engineering: An introduction.** 7ª ed. USA: John Wiley & Sons, 2007. 975 p.

CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos.** 6ª ed. São Paulo: ABM, 1990. 576 p.

COLPAERT, H. Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns, 4ª edição revista e atualizada por André Luiz V. da Costa e Silva, Editora Blucher, São Paulo, 2008.

DENG, D.; MURAKAWA, H. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements. *Computational Materials Science*. Elsevier, v. 37, p. 269-277, 2005.

DENG, D.; MURAKAWA, H.; Liang, W. Numerical and experimental investigations on welding residual stress in multi-pass butt-welded austenitic stainless steel pipe. *Computational Materials Science*. Elsevier, v. 42, p. 234-244, 2007.

DIETER, G. **Metalurgia mecânica.** 2ª ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1981. 653 p.

EUROCODE 3 (1991). **Design of steel structures: Part 1.9 – Fatigue.**

GEDGE, G. Structural uses of stainless steel – buildings and civil engineering. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 64, p. 1194-1198, 2008.

HABIBI, N. et al. The effect of shot peening on fatigue life of welded tubular joint in offshore structure. *Materials and Design*, Elsevier, v. 36, p. 250-257, 2012.

HICKS, J. **Welded joint design.** 3ª ed. New York: Industrial Press, 1999. 155 p.

IIW-1823-07:2008 A. Hobbacher “Recommandation for fatigue design of welded joints and componentes”.

HUANG, J-Y. et al. High-Cycle Fatigue Behavior of Type 316L Stainless Steel. *Materials Transactions*, v. 47, No. 2, p. 409-417, 2006.

ISO/TR 14345. Fatigue – Fatigue testing of welded componentes – Guidance. Suíça, 2012.

JUVINALL, R. C.; MARSHEK, K. M. *Fundamentals of Machine Component Design*, 2nd edition. John Wiley, 1991.

KIM, D. W.; CHANG, J-H; RYU, W-S. Evaluation of the creep–fatigue damage mechanism of Type 316L and Type 316LN stainless steel. *Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, v. 85, No. 2, p. 378-384, 2008.

KOTECKI, D. J. Some Pitfalls in Welding of Duplex Stainless Steels. *Soldagem e Inspeção*, v. 15, No. 4, p. 336-343, 2010.

KOU, S. **Welding Metallurgy**, 2^a ed. Nova Jersey: John Wiley & Sons, 2003. 466 p.
KIRKHOPE, K.J.; BELL, R.; CARON, L.; BASU, R.I. **Weld Detail Fatigue Life Improvement Technics**. Ontario: Ship Structure Committee of ABS American Bureau of Shipping, 1996.

LASSEN T.; RÉCHO N. **Fatigue Life Analyses of Welded Structures: Flaws**. Londres: ISTE, 2006.

LEE, C-H.; CHANG, K-H. Comparative study on girth weld-induced residual stresses between austenitic and duplex stainless steel pipe welds. *Applied Thermal Engineering*, Elsevier, v. 63, p. 140-150, 2014.

LIEURADE, H.P. et al. Efficiency of improvement techniques on the fatigue strength as a function of the type of welded joint. *Welding in the World*, v. 31, n.4, p. 268-271, 1993.

LINNERT, G.E. **Welding Metallurgy**. v. 2. AWS, New York. 1964, 674p.

LIPPOLD, J. C.; KOTECKI, D. J. **Welding Metallurgy and Weldability of Stainless Steel**. Nova Jersey: John Wiley & Sons, 2005. 362 p.

MA, R. et al. Grain refinement of HAZ in multi-pass welding. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 214, p. 1131-1135, 2014.

MACHADO, I. G. Dimensionamento de Juntas Soldadas de Filete: Uma Revisão Crítica. *Soldagem e Inspeção*, São Paulo, v. 16, No 2, p. 189-201, 2011.

MANSUR, T. R. et al. Estudo das tensões residuais em juntas soldadas de materiais dissimilares a determinação dos limites da resistência à fadiga dos metais de base. *Soldagem e Inspeção*, São Paulo, v. 16, No 3, p. 274-284, 2011.

MARIN, J. **Mechanical Behavior of Engineering Materials**. Englewood Cliffs, N. J.: Prentice-Hall, 1962, p. 224.

MARTINS, R. F.; BRANCO, C. M. A fatigue and creep study in austenitic stainless steel 316L used in exhaust pipes of naval gas turbine. *Fatigue Fract Engng Mater Struc*, v. 27, p. 861-871, 2004.

MATAYA, M. C.; NILSSON, E. R.; BROWN, E. L.; KRAUSS, G. *Hot Working and recrystallization of as-cast 316L*. Metallurgical and Materials Transactions A, 2003, v. 34a (agosto), p. 1683-1703.

MODENESI, P. J. **Soldabilidade dos Aços Inoxidáveis**. São Paulo, SENAI-SP, 2001. 100 p.

MODENESI, P. J. **Introdução à Física do Arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais**. Belo Horizonte, 2009, 158 p.

MODENESI, P. J. **Soldabilidade dos Aços Transformáveis**. Belo Horizonte, 2012. 79 p.

MODENESI, P. J. et al. **Introdução à Metalurgia da Soldagem**. Belo Horizonte, 2012, 209 p.

MOHAMMAD, K. A et al. Experimental Determination of the Fatigue Behavior of Austenitic 316L Stainless Steel under Fatigue and Creep-Fatigue Tests at High Temperature. *International Journal of Metal and Steel Research Technology*, v. 1, p. 1-11, 2013.

NGUYEN, T. N.; WAHAB, M.A. The effect of weld geometry and residual stresses on the fatigue of welded joints under combined loading. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 77, p. 201-208, 1998.

NORTON, Roberto L. Projeto de Máquinas: uma abordagem integrada, 2ª edição. Porto Alegre: Bookman, 2004. 921p.

ÖZYÜREK, D. An effect of weld current and weld atmosphere on the resistance spot weldability of 304L austenitic stainless steel. *Materials and Design*, Elsevier, v. 29, p. 597-603, 2008.

PARMENTIER, G.; HUTHER, M. S-N Curves for Welded, Non-Welded or Improved Welded Details of Marine Structures. *Procedia Engineering*, Elsevier, v. 66, p. 49-61, 2013.

PRATICAL GUIDELINES FOR THE FABRICATION OF DUPLEX STAINLESS STEEL. Third Edition 2014. IMO, London, UK.

PUCHI-CABRERA, E. S. et al. Fatigue life of AISI 316L stainless steel welded joints, obtained by GMAW. *Revista de Metalurgia*, Elsevier, v. 43, No. 3, p. 215-227, 2007.

PUCHI-CABRERA, E. S. et al. High cycle fatigue behavior of 316L stainless steel. *International Journal of Fatigue*, v. 30, p. 2140-2146, 2008.

RADAJ, D. Review of Fatigue Strength Assessment of Nonwelded and Welded Structures Based on Local Parameters. *International Journal of Fatigue*, v. 18, 3ª ed., p. 153-170, 1996.

RADAJ, D. **Welding Residual Stresses and Distortion: Calculation and Measurement**. Düsseldorf: Ed. DVS-Verlag, 2003. 397 p.

REDDY, G. V. P. et al. High temperature low cycle fatigue properties of 316(N) weld metal and 316L(N)/316(N) weld joints. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 30, p. 538-546, 2008.

ROLDÃO, A. M. B. Estudo do Efeito do Aporte Térmico nas Propriedades Mecânicas e Microestruturais do Aço Inoxidável Duplex Uns S 31803 em Chapa Grossa, Soldado Pelo Processo GMAW. Maio 2010. 112p. Dissertação - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2010.

ROSSI, B. Discussion on the use of stainless steel in constructions in view of sustainability. *Thin-Walled Structures*, v. 83, p. 182-189, 2014.

SCHÜTZ, W. **A history of fatigue**. Engineering Fracture Mechanics, vol.54, nº 2. p. 263-300, 1996.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho**. São Paulo: Artliber Editora, 2008. 284 p.

Shimadzu Servopulser Manual, “Manual of operation Shimadzu EHF-EV200K1-020-1A”. Japan, 2010.

SONSINO, C. M. Multiaxial fatigue assessment of welded joints – Recommendations for design codes. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 31, p. 173-187, 2009.

SOYA, I.; TANAKA, S.; TANAKA, Y. Fatigue strength and its thickness effect in steel joints with improved weld. *Welding in the world*, v. 31, n. 1, p. 28-36, 1993.

TRŠKO, L. et al. Fatigue life of AW 7075 aluminium alloy after severe shot peening treatment with different intensities. *Procedia Engineering*, Elsevier, v. 74, p. 246-252, 2014.

VAN ES. ET AL. TIG-dressing of high strength butt welded connections – Part 2: physical testing and modelling. *Procedia Engineering*, Elsevier, v. 66, p. 126-137, 2013.

WARDENIER, J., DUTTA, D., YEOMANS, N., PACKER, J.A. AND BUCAK, Ö. (1995). Design Guide for Structural Hollow Sections in Mechanical Applications, TÜV-Verlag, Köln, Alemanha.

ZENGLIANG, G.; KANGDA, Z. Comparison of the Fracture and Fatigue Properties of 16MnR Steel Weld Metal, the HAZ and the Base Metal. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 63, p. 559-562, 1997.

ZHAO, X.L., HERION, S., PACKER, J.A., PUTHLI, R., SEDLACEK, G., WARDENIER, J., WEYNAND, K., VAN WINGERDE, A. AND YEOMANS, N. (2001a). Design Guide for Circular and Rectangular Hollow Section Welded Joints under Fatigue Loading, TÜV-Verlag, Köln, Alemanha.

ZILLI, G. et al. Application of duplex stainless steel for welded bridge construction in an aggressive environment. European Communities, Luxemburgo, 2008.