

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
PPMec

**DETERMINAÇÃO DAS CURVAS DE FADIGA EM UNIÕES SOLDADAS DO
AÇO INOXIDÁVEL DUPLEX S31803**

William Ramires Almeida

Rio Grande
2016

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
PPMec

William Ramires Almeida

**DETERMINAÇÃO DAS CURVAS DE FADIGA EM UNIÕES SOLDADAS DO
AÇO INOXIDÁVEL DUPLEX S31803**

Orientador: Professor Kleber Eduardo Bianchi, Dr.

Rio Grande
2016



UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE - FURG
ESCOLA DE ENGENHARIA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
PPMec

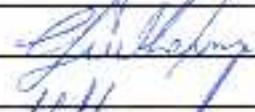


Ata nº 07/2016 da Defesa de Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande - FURG. Aos dezoito dias do mês de março de dois mil e dezesseis, foi instalada a Banca de Defesa de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande - FURG, às nove horas no anexo do prédio dois no Mini Auditório da Escola de Engenharia campus Carreiros - FURG, a que se submeteu o mestrando **William Ramires Almeida**, nacionalidade brasileiro, dissertação ligada a Linha de Pesquisa Simulação e Controle de Processos de Fabricação do PPMec, com o seguinte título: **Determinação Das Curvas De Fadiga Em Uniões Soldadas Do Aço Inoxidável Duplex S31803**, referendada pela Câmara Assessora do Curso, o Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro, Prof. Dr. Carlos Eduardo Marcos Guilherme e Prof. Dr. Felipe Tempel Stumpf, sob a presidência do Professor Dr. Kleber Eduardo Bianchi. Analisando o trabalho, os Professores da Banca Examinadora o consideraram:

1. Kleber Eduardo Bianchi: Aprovado
2. José Antônio Esmerio Mazzaferro: APROVADO
3. Carlos Eduardo Marcos Guilherme: APROVADO
4. Felipe Tempel Stumpf: APROVADO

Foi concedido um prazo de 30 dias, para o candidato efetuar as correções sugeridas pela Comissão Examinadora (anexo) e apresentar o trabalho em sua redação definitiva, sob pena de não expedição do Diploma. A ata foi lavrada e vai assinada pelos membros da Comissão.

Assinaturas:

1. Kleber Eduardo Bianchi 
CPF: 410.783.230-49
 2. José Antônio Esmerio Mazzaferro 
CPF: 467.609.620-87
 3. Carlos Eduardo Marcos Guilherme 
CPF: 732.896.700-25
 4. FELIPE TEMPEL STUMPF 
CPF: 007.595.560-22
- William Ramires Almeida: William R Almeida

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer a Deus, por me propiciar mais uma oportunidade de crescimento profissional e pessoal e me fornecer força e empenho não só durante este trabalho, mas durante as dificuldades impostas pela vida.

Ao meu orientador, amigo e colega de trabalho Professor Kleber Eduardo Bianchi primeiramente pela confiança em mim, por sua dedicação, pelos grandes conhecimentos transmitidos e por sua paciência em sempre me atender plenamente quando precisei.

A meus familiares próximos: Heloisa Helena Ramires Almeida, Ilson da Silva Almeida, Cristiano Ramires Almeida e Cristian Ramires Almeida, Iná da Silva Almeida e Edailson da Silva Almeida por sempre acreditarem, incentivarem e vibrarem a cada etapa concluída, sem vocês isto não seria possível.

A minha namorada, Fabiani Figueiredo Caseira pelo apoio.

Aos demais professores que participaram de forma importante neste trabalho: Douglas Bezerra de Araujo, Luciano Volcanoglo Biehl, Carlos Eduardo Marcos Guilherme e Felipe Tempel Stumpf, pelos conhecimentos transmitidos e a amizade criada.

Ao Engenheiro Daniel Souza pela inestimável auxílio durante todo o processo de soldagem

A toda a equipe do laboratório POLICAB, professores: Fulvio Chimisso, Carlos Guilherme, Felipe Stumpf e aos técnicos: Tales Popiolek Jr e Devanir Oliveira, o apoio de vocês foi fundamental para que eu pudesse alcançar os resultados deste trabalho, também sou grato pela amizade desenvolvida ao longo do período em que trabalhamos no laboratório.

Aos meus colegas do PPMec: Geordano, Tarique, Thais, Ederson e Adilar pela amizade, apoio e troca de conhecimentos durante o período

A Universidade Federal de Rio Grande e a Escola de Engenharia por me proporcionarem esta oportunidade de qualificação pessoal.

RESUMO

Devido à constante evolução ocorrida nas últimas décadas, atualmente estão disponíveis no mercado ligas de aços inoxidáveis que conciliam características de elevada resistência à corrosão com boa soldabilidade e resistência mecânica. Conseqüentemente, tem havido aumento expressivo no emprego de tais ligas como material de base de sistemas ou componentes estruturais. De forma geral, o ponto crítico de estruturas construídas em aço são suas uniões, soldadas ou parafusadas, as quais acabam por sofrer carregamentos variáveis em operação, decorrentes dos deslocamentos de pessoas ou veículos, da presença sazonal de neve e, por fim, associados a efeitos aerodinâmicos – ventos e furacões – ou hidrodinâmicos – ondas e marés. Em decorrência disso, o mecanismo de falha mais comum, para o qual a estrutura deve ser dimensionada, é a fadiga nas uniões. Cada tipo de união – parafusada, soldada ou por adesivos – apresenta características intrínsecas, porém, no caso de juntas soldadas, o procedimento de projeto deve ser particularmente criterioso. Nesse caso, o comportamento em fadiga é influenciado pela presença de tensões residuais e de defeitos ou descontinuidades, oriundos do próprio processo de soldagem, bem como pelo efeito geométrico de concentração de tensões associado à forma irregular dos cordões.

Nesse contexto, o presente trabalho visa obter as curvas de fadiga de uma união soldada de topo com carregamento transversal ao cordão, fabricada em aço inoxidável duplex S31803, para três condições distintas: a) corpos de prova soldados, b) corpos de prova soldados com os reforços dos cordões de solda removidos e c) corpos de prova sem solda. Após obtidas as curvas, as mesmas foram comparadas com as normas Eurocode 3 - seção 1.9 (1991) e AWS D1.1 (2010) e com as recomendações de soldagem do IIW (HOBACHER, 2008).

Para tal, tiras de 4,2 mm do aço inoxidável duplex S31803 foram unidas em passe único por processo GMAW, no sentido transversal ao sentido de laminação. Posteriormente, as placas soldadas foram usinadas para conferir a forma final dos corpos de prova, seguindo as normas que guiam a fabricação de corpos de prova para ensaios de fadiga. Após a usinagem para definição do

formato, os corpos de prova foram separados de forma aleatória, e um grupo foi novamente usinado para efetuar a remoção do reforço. Para evidenciar a qualidade da união, foram realizados ensaios de resistência mecânica e metalográficos. Evidenciada a qualidade da união, os corpos de prova foram submetidos a ensaios de fadiga com carga repetida em máquina servohidráulica, para determinação dos diagramas S-N. Para as três condições, os resultados encontrados foram superiores aos valores fornecidos pelas normas e recomendações. Os corpos de prova que tiveram o reforço removido apresentaram elevado incremento da vida útil, aproximando-se do comportamento em fadiga do material em bruto. Conclui-se que, no caso de uniões de topo, a retirada dos reforços de face e de raiz proporciona grande incremento na vida útil. Por fim, o estudo mostrou indícios que, devido às suas características distintas, os aços inoxidáveis apresentam comportamento em fadiga superior aos demais aços estruturais ferríticos ou bainíticos e, portanto, deveriam apresentar dados próprios nas normas que abordam o dimensionamento de uniões soldadas.

Palavras chave: Uniões soldadas. Fadiga. Aço inoxidável duplex S31803

ABSTRACT

As a result of the constant evolution occurred along last decades, stainless steel alloys which combine high corrosion resistance with good weldability and mechanical strength characteristics are nowadays commercially available. Consequently, a significant increase in the use of such alloys as base material of structural components or systems is in course. In general, the critical point of steel built structures are the connections, usually welded or screwed, which are subjected to variable loads in operation, as a result of people or vehicles displacement and presence of snow and any other seasonable loading, as well as aerodynamic and hydrodynamic effects (winds, hurricanes, waves and tides). Therefore, the most common failure mechanism, for which the structure must be dimensioned, is fatigue in the joints. Each class of structural connection – bolted, welded or even by adhesion – presents intrinsic characteristics. However, in the case of welded joints, the assessment procedure must be particularly mindful. In that case, fatigue behavior is influenced by the presence of residual stresses and defects or discontinuities, emerged from the welding process itself, as well as by the geometric effect of stress concentration related to the irregular bead or fillet shape.

In this context, this paper presents S-N curves of butt-welded joints of duplex stainless steel S31803 specimens, with applied loads transverse to the bead. Three different configurations were tested: a) as-welded specimens, b) welded specimens with face and root reinforcements removed and c) base metal (no-welded) specimens. Afterwards, these curves are compared with standard data taken from Eurocode 3 - Section 1.9 (1991) and AWS D1.1 (2010), as well as the welding recommendations of IIW (HOBACHER, 2008).

For specimens preparation, 4.2 mm thick original strips of duplex stainless steel S31803 were welded in a single pass through a GMAW process, with bead positioned transversely to rolling direction. Subsequently, the welded plates were cut and the resulting strips were machined to the final specimen shape, dictated by fatigue tests standards. After this process, three samples composed by randomly chosen specimens were separated. Specimens of one of these samples have the face and root reinforcements removed by a machining and sanding process.

To ensure the beads presented an appropriate quality level, mechanical strength and metallographic tests were performed. So the specimens were subjected to fatigue tests in a servo-hydraulic machine for S-N diagrams determination. For the three test samples, the achieved specimens life was substantially higher than the expected values provided by the standards and recommendations. Particularly, specimens with reinforcements removed presented a very high response, near the base metal fatigue behavior. This last result indicates that the removal of face and root reinforcements in butt-joints provides a large increase in fatigue life. Finally, the study showed evidences that, due to its distinct characteristics, stainless steels present superior fatigue behavior than ordinary ferritic or bainitic structural steel. Therefore, this class of steels should own its proper set of data inside the standards for welded joints assessment.

Keywords: Welded joints. Fatigue. Duplex stainless steel S31803

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Taxa de corrosão dos aços em relação à proporção de cromo	19
Figura 2 – Comparativo da tensão de escoamento entre aços inoxidáveis duplex e o aço inoxidável austenítico 316L	22
Figura 3 – Desenvolvimento cronológico dos aços inoxidáveis duplex em termos da adição de nitrogênio e cromo.	24
Figura 4 – Diagrama de Schaeffler.....	25
Figura 5 – Sequência de solidificação dos aços inoxidáveis duplex e austeníticos	26
Figura 6 – Formação da microestrutura da solda em um aço inoxidável duplex	27
Figura 7 – Microestrutura de aço inoxidável duplex soldado pelo processo GTAW	28
Figura 8 – Defeitos planares: a) falta de fusão b) falta de penetração c) mordeduras	29
Figura 9 – Defeitos não planares: a) porosidade b) inclusão de escória.....	30
Figura 10 – Alterações macrogeométricas na seção em análise	31
Figura 11 – Exemplos de campos de tensão não uniformes gerados por conexões soldadas.....	32
Figura 12 – Modelo de abordagem a fadiga utilizando a mecânica da fratura .	34
Figura 13 – Diagrama generalizado dos fatores que influenciam no comportamento de uniões soldadas sujeitas a fadiga.....	36
Figura 14 – Efeito de carregamento em uniões de topo:.....	37
Figura 16 – Raio de concordância e ângulo de tangência de no reforço de uma junta de topo.....	38
Figura 17 – Comparação da resistência a fadiga entre uma placa plana, uma placa com furo centrado e uma placa com soldas de filete.....	40
Figura 18 – Barras de aço inoxidável duplex S31803 utilizadas no estudo.....	42
Figura 19 – Corpos de prova para ensaio de tração (sem solda).....	43
Figura 20 – Gráfico de tensão x deformação para o corpo de prova sem solda	44
Figura 21 – Gráfico de tensão x deformação para o corpo de prova soldado ..	45
Figura 22 – Ensaio de tração nos corpos de prova	45
Figura 23 – Configurações da união soldada (dimensões em mm)	49
Figura 25 – Dispositivo para fixação das placas de teste elaborado por Milech (2015).....	50
Figura 26 – Exemplo de medição da altura do reforço.....	51
Figura 27 – Placa de teste para ajuste dos parâmetros de soldagem.....	52
Figura 28 – Cortes nas placas de teste para macrografias	52
Figura 29 – Dimensões e regiões dos corpos de prova utilizados	54
Figura 30 – Disposição dos corpos de prova nas chapas	55
Figura 31 – Disposição dos corpos de prova sem solda	55
Figura 32 – Adaptação feita no dispositivo criado por Milech (2015) (já com as barras instaladas e ponteadas)	56
Figura 33 – Resultado dos cortes de duas placas.....	57
Figura 34 – Dispositivo para fixação dos corpos de prova.	58
Figura 35 – Trajetória da ferramenta.....	59

Figura 36 – Corpo de prova parcialmente usinado.....	59
Figura 37 – Representação esquemática dos pontos de medição.....	61
Figura 38 – Máquina utilizada para ensaios de fadiga	63
Figura 39 – Exemplos de uniões utilizadas	63
Figura 40 – Aspecto visual do cordão de solda da placa de testes.....	66
Figura 41 – Macrografia da seção transversal do corpo de prova.....	66
Figura 42 – Micrografia do metal de base	67
Figura 43 – Micrografia da ZTA próxima ao reforço do cordão	68
Figura 44 – Micrografia mostrando MB, ZTA e ZF próximo a raiz do cordão...	68
Figura 45 – Micrografia zona fundida no centro do cordão	69
Figura 46 – Micrografia da ZF: grãos de ferrita cercados de austenita	69
Figura 47 – Localização dos pontos de medição de dureza Vickers.....	70
Figura 48 – Perfil de dureza medido transversalmente ao cordão	72
Figura 49 – Pontos na região composta por MB + ZTA + ZF	72
Figura 50 – Pontos na região da ZTA próxima ao reforço.....	73
Figura 51 – Pontos na ZTA próximos a raiz do cordão e na raiz.....	73
Figura 52 – Diagrama S-N para aços estruturais proposta pela Eurocode 3 ...	77
Figura 53 – Curvas de fadiga para aços estruturais proposta pela AWS D1.1.	77
Figura 54 – Curvas de fadiga para aços estruturas (inclusive inoxidáveis) proposta por IIW.....	78
Figura 55 – Corpo de prova soldado rompido após ensaio de fadiga	80
Figura 56 – Detalhe da ruptura do corpo de prova.....	80
Figura 57– Diagrama S-N comparando os resultados obtidos a Eurocode/IIW e AWS	82
Figura 58 – Diagrama S-N comparando as expectativas de vida das normas com a encontrada.....	84
Figura 59- Ruptura na região soldada de corpo de prova sem reforço do cordão	85
Figura 60 – Ruptura no raio de curvatura de corpos de prova sem reforço do cordão.	86
Figura 61 – Diagrama S-N comparando os resultados encontrados no ensaio com as expectativas de vida fornecidas pelas normas.	88
Figura 62 – Ruptura do corpo de prova sem solda	88
Figura 63 – Detalhe da ruptura do corpo de prova sem solda.....	89
Figura 64 – Comparação entre as curvas de fadiga considerando os três tipos de corpos de prova.....	89
Figura 65 – Região de fratura do corpo de prova 3T6.....	92
Figura 66 – Detalhe da transição entre regiões do corpo de prova 3T6.....	92
Figura 67 – Superfície de fratura final do corpo de prova 3T6	93
Figura 68 – Região de fratura do corpo de prova 6T5.....	94
Figura 69 – Defeitos supostamente incluídos pela remoção do reforço do cordão	94
Figura 70 – Reentrância no corpo de prova 6T5.....	95
Figura 71 – Superfície de ruptura final do corpo de prova 6T5	95
Figura 72 – Região de fratura do corpo de prova L3.....	96
Figura 73 – Direção de propagação da trinca no corpo de prova L3.....	96
Figura 74 – Detalhe da reentrância no corpo de prova L3	97

LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Composição química do aço inoxidável duplex S31803 em estudo.	42
Tabela 2 - Resultados do ensaio de tração para corpos de prova não soldados	44
Tabela 3 - Resultados do ensaio de tração para corpos de prova soldados	44
Tabela 4 - Tamanhos de amostra propostos pela norma ASTM E739	48
Tabela 5 - Composição química do eletrodo OK 67.50	50
Tabela 6 - Parâmetros de soldagem utilizados nas placas de teste	51
Tabela 7- Média dos parâmetros de soldagem das placas	56
Tabela 8 - Parâmetros utilizados no corte plasma	57
Tabela 9 - Dimensões dos cordões dos corpos de prova soldados sujeitos a fadiga	61
Tabela 10 - Dimensões dos ângulos de tangencia medidos nos corpos de prova	62
Tabela 11 - Faixa de tensão aplicada para corpo de prova	65
Tabela 12 - Resultados da medição da microdureza Vickers	71
Tabela 13 - Tensões calculadas para uma vida esperada de 1,0E8 ciclos	76
Tabela 14 - Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova soldados	79
Tabela 15 - Comparativo entre a expectativa de vida proposta por normas e recomendações e a encontrada nos ensaios	81
Tabela 16 - Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova soldados com reforço removidos	83
Tabela 17 - Expectativa de vida proposta por normas e recomendações e a encontrada nos ensaios dos corpos de prova com reforços removidos	83
Tabela 18 - Resultado dos ensaios no material sem solda	86
Tabela 19 - Expectativa da vida em fadiga encontrada nos ensaios e proposta por normas e recomendações para corpos de prova sem solda	87

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A0	Área de contato
AISI	American Iron and Steel Institute
ASM	American Society for Metals
ASTM	American Society for Testing and Materials
AWS	American Welding Society
CIDECT	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
C_{req}	Cromo Equivalente
GMAW	Gas Metal Arc Welding
h	Altura de reforço
IIW	International Institute of Welding
MB	Metal de base
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
N	Número de ciclos para fratura
NBR	Norma brasileira
N_{ieq}	Níquel Equivalente
R	Razão de tensão
S	Tensão aplicada
ZF	Zona fundida
ZTA	Zona termicamente afetada
θ	Ângulo de tangência
$\Delta\sigma$	Faixa de tensão

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	14
1.1 Objetivo.....	18
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
2.1 Aços inoxidáveis	19
2.1.1 Aços inoxidáveis martensíticos.....	20
2.1.2 Aços inoxidáveis ferríticos	20
2.1.3 Aços inoxidáveis austeníticos.....	21
2.1.4 Aços inoxidáveis endurecidos por precipitação	21
2.1.5 Aços inoxidáveis duplex.....	22
2.1.6 Soldabilidade dos aços inoxidáveis	25
2.1.7 Soldabilidade dos aços inoxidáveis duplex.....	26
2.1.8 Defeitos de soldagem	28
2.3 Fadiga de uniões soldadas	30
2.3.1 Modelo da tensão nominal ou modelo de classificação.....	30
2.3.2 Modelo da tensão crítica ou estrutural (tensão de <i>hot spot</i>)	32
2.3.3 Modelo da mecânica da fratura	33
2.4 Normas sobre fadiga em uniões soldadas.....	34
2.5 Fatores que influenciam na vida em fadiga de juntas soldadas.....	35
3 MATERIAL E MÉTODOS.....	41
3.1 Caracterização do material	41
3.2 Determinação da quantidade necessária de corpos de prova e de repetição dos experimentos	46
3.3 Ajustes preliminares do processo de soldagem em placas de sacrifício.	48
3.4 Inspeção preliminar da união soldada das placas de sacrifício	52
3.4.1 Macrografia.....	52
3.4.2 Micrografia	53
3.4.3 Avaliação da microdureza.....	53
3.5 Dimensionamento dos corpos de prova para os ensaios de fadiga	54
3.6 Fabricação dos corpos de prova: soldagem e usinagem.....	55
3.7 Medição dos ângulos no pé da solda.....	60
3.8 Ensaios de fadiga.....	62
3.9 Análise da fratura	65
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	66
4.1 Considerações a respeito do processo de soldagem.....	66
4.3 Análise microestrutural do metal de base, ZTA e zona fundida	67

4.4 Análises de Microdureza Vickers	70
4.5 Ensaio de fadiga.....	74
4.5.1 Análise dos corpos de prova com solda	79
4.5.2 Análise dos resultados dos ensaios de fadiga em corpos de prova soldados com reforços removidos	82
4.5.3 Análise dos resultados dos ensaios de fadiga em corpos de prova sem solda	86
4.6 Resumo e discussão dos resultados de ensaio	89
4.7 Análise da fratura dos corpos de prova com solda	91
4.8 Análise da fratura dos corpos de prova com solda e reforços usinados .	93
4.8 Análise da fratura dos corpos de prova sem solda	96
5 CONCLUSÃO.....	98
REFERENCIAL TEORICO	100

1 INTRODUÇÃO

A soldagem ocupa atualmente uma posição chave na fabricação de componentes e sistemas mecânico-estruturais. Portanto, a integridade das uniões soldadas passa a ser vital para a eficácia e segurança do produto. Ao projetar uma união soldada é necessário especificar a dimensão do cordão, os materiais envolvidos (metal de base e metal de adição) bem como o melhor arranjo geométrico das partes envolvidas, considerando o fluxo de forças.

O processo de dimensionamento das uniões soldadas, quando sujeitas a carregamento cíclico, é consideravelmente complexo, pois se trata de um processo de análise multifatorial, o qual deve considerar as particularidades associadas a este tipo de união.

Dentre as diversas particularidades das uniões soldadas, podem ser citadas as seguintes:

- Macro-geometria da união:

A definição da geometria global da estrutura e, conseqüentemente, das uniões soldadas (topo, sobreposta, aresta, em T, em K, etc.) é muito importante. Devido ao desempenho inferior, no caso de cargas dinâmicas e critério de fadiga, de uniões em geral (quer sejam parafusadas, rebitadas ou soldadas) esses componentes usualmente representam o elo mais fraco de uma estrutura. Portanto, o procedimento de projeto de um componente ou estrutura mecânica deve ter por foco principal o dimensionamento confiável das uniões. A escolha de uma geometria desfavorável ao fluxo das forças que passam pelas uniões tem por consequência a obtenção de valores medíocres de vida em fadiga. Nesse caso, toda a estrutura deverá ser superdimensionada para que tais uniões atinjam uma vida aceitável. Num resumo, a adoção de atitudes de projeto simples, como a preferência por uniões de topo ao invés de sobrepostas ou de canto, bem como a colocação das uniões em pontos de menor tensão na estrutura, proporcionam um projeto estrutural leve, seguro e confiável.

- Defeitos da solda:

Os cordões e filetes de solda apresentam, em maior ou menor nível, uma série de defeitos: trincas, mordeduras, superfície irregular do cordão, inclusões de escória, vazios ou porosidades. O efeito decorrente desses defeitos é a concentração de tensões em nível microestrutural. Como a

fabricação de cordões ou filetes de solda perfeitos é inviável (ou praticamente impossível), os métodos de inspeção – destrutivos ou não destrutivos – têm grande importância na área da soldagem.

- Tensões residuais:

São tensões oriundas do processo em si, geradas devido à intensa variação de temperatura imposta ao material, resultando numa soma de efeitos de dilatação/contração térmica e de plasticidade do material. Tal fenômeno é intensificado quando houver restrições à deformação dos componentes da junta, devido ao peso próprio, no caso de chapas de grandes dimensões, ou ao uso de dispositivos de sujeição das placas base. As tensões, muitas vezes, podem atingir valores próximos à tensão de escoamento dos materiais.

Todas as particularidades citadas acima diminuem a vida em fadiga da união soldada, pois afetam tanto os períodos de nucleação como de propagação das trincas.

Ao dar início ao processo de dimensionamento de uma união soldada, o projetista deve assegurar-se que a mesma será fabricada com boa qualidade. Para isto é fundamental que sejam adotados os procedimentos relativos à fabricação previstos nas respectivas seções das normas de soldagem, como especificações de altura máxima de reforços, abertura máxima de chanfros (espaçamento entre chapas e ângulos) dentre outros. Também se faz necessária a escolha do metal de adição correto, geralmente apontado por normas técnicas ou indicado por fabricantes. Por fim, em relação à fabricação, também se faz necessário definir parâmetros de soldagem como tensão, corrente, velocidade de avanço e alimentação.

Após a fabricação é necessária a validação do cordão, por meio de testes destrutivos e não destrutivos, também especificados em seções específicas das normas de soldagem. Após estas etapas, de modo simplista, pode-se considerar que o cordão virá apresentar a qualidade e integridade estrutural necessárias, atingindo, dessa forma, a vida programada.

As normas utilizadas como referência para o projeto de uniões soldadas também apresentam seções específicas para dimensionamento destas uniões, onde se encontram informações a respeito da resistência mecânica da união

soldada, com base em critérios de carga estática e de fadiga. Para soldagem de colunas ou grandes placas, o critério de flambagem também é utilizado.

As normas AWS D1.1 (2010), Eurocode 3 (2003), NBR 8800 (2008) e as orientações técnicas do *International Institute of Welding* (IIW) (HOBACHER, 2008) e CIDECT (*Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire*) (ZHAO *et al.*, 2000, WARDENIER *et al.*, 1995) estabelecem conceitos em comum para simplificar o processo de projeto da união soldada. Estes conceitos também acrescentam robustez ao processo, que se traduz em segurança na união. Os conceitos são os seguintes:

- i. As estruturas são compostas por chapas, barras, perfis e tubos.
- ii. Os materiais predominantes são o aço estrutural e o alumínio.
- iii. As possíveis configurações estruturais são: colunas, vigas e treliças planas e espaciais.
- iv. A união dos componentes é efetuada por meio de soldagem ou de parafusos ou rebites.
- v. As cargas empregadas são cíclicas, superpostas a cargas estáticas (peso próprio e de elementos fixos).
- vi. Considera-se as uniões como os pontos críticos de uma estrutura ou peça mecânica, por isso, o dimensionamento dos demais componentes ocorre em função das uniões.

Segundo Radaj (1996) existem diversos modelos para determinar a resistência à fadiga de uniões soldadas. Os mais importantes são:

- Modelo da tensão nominal ou modelo de classificação
- Modelo da tensão no entalhe;
- Modelo da tensão crítica ou estrutural (tensão de *hot spot*);
- Modelo da mecânica da fratura.

O modelo da tensão de *hot spot* consiste em identificar picos de tensão da estrutura e determinar sua magnitude, método recomendado pelo IIW (2008) para o dimensionamento de estruturas tubulares em geral. Já o modelo da tensão no entalhe consiste em determinar as amplitudes da deformação ocorrida na raiz do entalhe antes da formação da trinca e comparar estas deformações com o respectivo diagrama S-N. O modelo da mecânica da fratura é utilizado em componentes que já possuem trincas nucleadas, este

método consiste em determinar um limite de intensidade de tensões, acima do qual ocorre crescimento da trinca. Deve ser feito acompanhamento permanente da trinca em campo. Este método apresenta algumas desvantagens ao projetista de uniões soldadas, tais como: não é abordado pelas principais normas utilizadas atualmente, desconsidera o período de nucleação da trinca, fator que pode aumentar consideravelmente a vida útil do componente e por último, é necessário realizar ensaios extensos para a aplicação do método.

O método classificatório é atualmente o mais empregado, devido a sua facilidade de aplicação. Também é abrangido pelas normas mais utilizadas. Este método é baseado em uma característica: diferentes configurações de união e de carga podem apresentar desempenho em fadiga semelhante, permitindo seu agrupamento dentro de uma categoria.

Considerando esta característica, as sociedades e entidades de engenharia que elaboram as normas Eurocode 3 - seção 1.9 (2003), AWS D1.1 (2010) e IIW (HOBACHER, 2008) desenvolveram, ao longo do tempo, ensaios com diversos tipos de uniões soldadas, fabricadas em condições de campo, e determinaram categorias nas quais essas uniões foram inseridas. Para orientar o projetista durante o dimensionamento da união, estas normas apresentam tabelas contendo a descrição geométrica da união, o tipo de carga aplicada e o número de classificação à qual pertence. Em geral as normas podem se referir a estes números de classificação como *detail category* ou *FAT number*, que representa a tensão para uma vida de 2×10^6 ciclos. Juntamente com as tabelas estão inseridos gráficos (chamados diagrama S-N) e equações referentes à vida em fadiga de cada categoria de união.

O procedimento para dimensionamento de uma união soldada pelo método da classificação torna-se simples e deve percorrer as seguintes etapas:

1. Especificação da geometria inicial da união e determinação da carga cíclica aplicada em termos de direção e grandeza.
2. Cálculo da tensão normal (tensão de trabalho) na seção. Não são considerados concentradores de tensão e tensões residuais decorrentes do processo de soldagem, pois já estão inclusos nas curvas das normas.
3. Enquadra-se a geometria e a carga na correspondente categoria de normas, obtendo-se então o número de classificação da união.
4. De posse desse número, por meio do diagrama S-N ou da equação correspondente, determina-se a vida em fadiga da união.

Caso a vida em fadiga encontrada não atenda às condições necessárias, pode ser iniciado um novo laço de projeto, adotando outro tipo de união ou peças com dimensões maiores. Também é possível o processo inverso, fixando como incógnita do problema a tensão admissível, para que a união atinja um valor especificado de vida.

Considerando o exposto até o momento, este projeto tem por objetivo a determinação da resistência à fadiga em uniões soldadas de aço inoxidável duplex classe S31803, tais uniões são soldadas de topo em duas configurações distintas: a) corpos de prova com cordão de solda e b) corpos de prova com cordão de solda com os reforços removidos. Adicionalmente, para efeito de comparação com os casos anteriores, será testando um terceiro caso: corpos de prova sem solda (material de base).

Busca-se, por meio desse trabalho, ampliar o conhecimento sobre o comportamento de uniões soldadas em aços inoxidáveis duplex, sujeitas a carregamentos cíclicos (fadiga), bem como o efeito da retirada dos reforços do cordão na resistência da união.

1.1 Objetivo

O objetivo principal do presente trabalho é determinar o comportamento em fadiga de uma união soldada de topo em aço inoxidável duplex S31803 submetida a uma carga cíclica repetida e compara-lo com as normas de referência para o projeto de uniões soldadas.

Os objetivos específicos são os seguintes:

- Determinação do diagrama S-N para a união soldada;
- Determinação do diagrama S-N para a união soldada com os reforços removidos;
- Determinação do diagrama S-N para o material sem solda;
- Comparação entre os resultados obtidos;
- Comparação dos resultados obtidos com as normas de referência.
- Análise das fraturas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Aços inoxidáveis

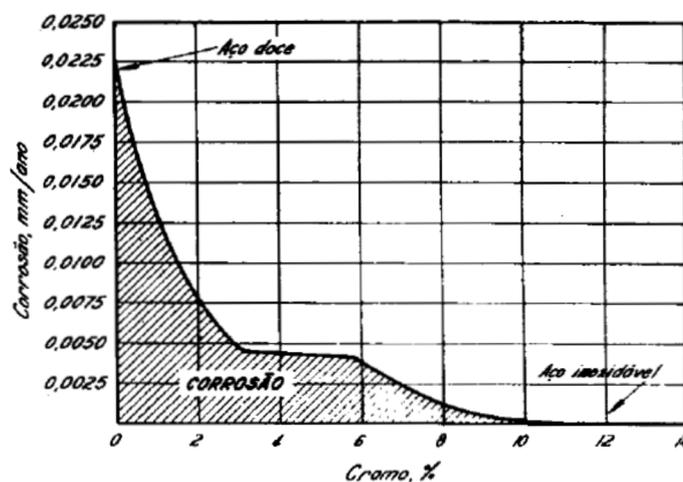
Os aços inoxidáveis são ligas metálicas cujos elementos adicionados visam conferir passividade, ou seja, a capacidade do material permanecer inalterado em um meio quimicamente agressivo. Essa passividade é obtida, nos aços inoxidáveis, por meio da formação espontânea de uma película superficial, a qual se mantém unida ao núcleo por forças atômicas (CHIAVERINI, 1990; MODENESI, 2001; LIPPOLD e KOTECKI, 2005).

O Cromo é o principal elemento de liga dos aços inoxidáveis e, dessa forma, a camada passiva de proteção é composta principalmente por óxido de Cromo. Um segundo elemento presente em alguns aços inoxidáveis é o Níquel, o qual confere maior resistência à corrosão em soluções de cloreto, bem como melhores propriedades mecânicas.

Num resumo, os aços inoxidáveis são ligas de Fe-C-Cr e Fe-C-Cr-Ni que contêm no mínimo 10,5% de Cromo (MODENESI, 2001). Porém, segundo a American Society for Metals - ASM (1990), alguns aços inoxidáveis podem chegar a composições com até 30% de Cromo.

Chiaverini (1990) apresentou uma relação entre a taxa de corrosão (mm/ano) e a porcentagem de Cromo na composição para aços expostos a uma atmosfera industrial por um período de dez anos. Os dados são representados na figura 1, abaixo.

Figura 1 – Taxa de corrosão dos aços em relação à proporção de cromo



Fonte: Chiaverini, 1990.

Por sua elevada resistência à corrosão, usualmente associada a boas propriedades mecânicas e aspecto estético agradável, os aços inoxidáveis possuem um vasto campo de aplicação. Lippold e Kotecki (2005) destacam o emprego desse material nas indústrias de geração de energia, química e petroquímica, bem como nas indústrias farmacêutica e alimentícia, nesse último caso, devido ao seu aspecto limpo e higiênico. Já McGuire (2008) e Zilli et al. (2008) apresentam aplicações no ramo das estruturas civis e arquitetura.

Conforme Lippold e Kotecki (2005) a maioria dos aços inoxidáveis são soldáveis, porém, requerem elevados cuidados quanto ao procedimento de soldagem, para que não ocorram problemas na zona fundida ou na ZTA (Zona termicamente afetada). Alguns dos problemas citados são alteração na composição de fases (austenítica e ferrítica) e crescimento de grão na ZTA.

ASM (1990) divide os aços inoxidáveis em cinco categorias, são elas:

- Aços inoxidáveis martensíticos;
- Aços inoxidáveis ferríticos;
- Aços inoxidáveis austeníticos;
- Aços inoxidáveis endurecidos por precipitação (PH);
- Aços inoxidáveis duplex.

2.1.1 Aços inoxidáveis martensíticos

São ligas de Fe-Cr-C com teor de 10,5 a 18% de Cromo e um máximo de 1,2% de Carbono, as quais apresentam uma estrutura martensítica, obtida por meio de tratamento têmpera e revenimento. Apresentam resistência à corrosão inferior a outros aços inoxidáveis, porém, satisfatória para ambientes pouco agressivos. São empregados geralmente em situações nas quais se deseja resistência mecânica, dureza e resistência a abrasão. Por fim, apresentam propriedades ferromagnéticas e, no caso de baixo teor de Carbono, podem ser facilmente trabalhados, tanto a quente como a frio. (ASM, 1990; CHIAVERINI, 1990; MODENESI 2001).

2.1.2 Aços inoxidáveis ferríticos

São ligas de Fe-Cr-C em que a fase predominante é a ferrita. O elemento de liga principal é o Cromo, presente em teores elevados, entre 12%

e 30%. O teor de Carbono em geral é bastante baixo, inferior a 0,2% e, portanto, esses aços não são endurecíveis por têmpera. Assim como os aços inoxidáveis martensíticos, também apresentam propriedades ferromagnéticas.

São utilizados na fabricação de eletrodomésticos, utensílios para cozinhas e laboratórios e sistemas de exaustão de automóveis (MODENESI, 2001; LIPPOLD e KOTECKI, 2005).

2.1.3 Aços inoxidáveis austeníticos

Os aços inoxidáveis austeníticos são o grupo mais numeroso e mais fabricado entre os aços inoxidáveis. São formados por uma liga de Fe-Cr-Ni-C contendo de 16% a 30% de Cromo, 6% a 26% de Níquel e menos de 0,30% de Carbono. Apresentam baixo limite de escoamento e limite de resistência e ductilidade altos. Apresentam a melhor soldabilidade e resistência a corrosão entre todos os aços inoxidáveis. Apresentam propriedades não magnéticas e, por seu comportamento a baixa temperatura, são frequentemente empregados em aplicações criogênicas. (MODENESI, 2001; ASM 1990)

2.1.4 Aços inoxidáveis endurecidos por precipitação

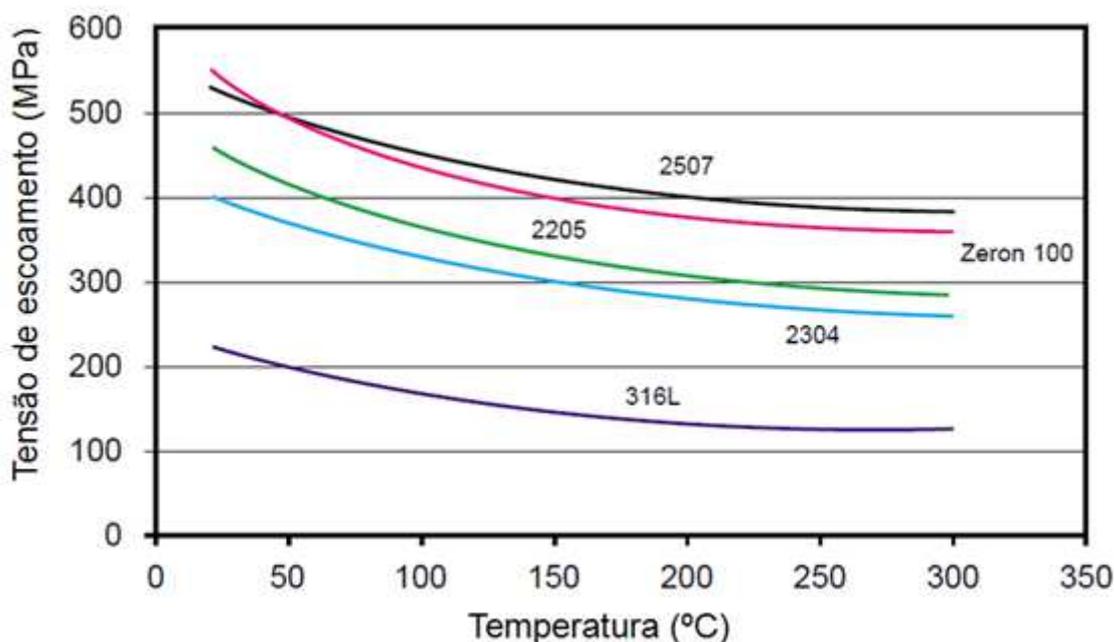
Identificados pelo sufixo PH estes aços apresentam elementos de liga adicionais, como Cobre, Titânio e Alumínio, que tornam possível o mecanismo de endurecimento por precipitação. Devido à formação de finos precipitados, estes aços são capazes de desenvolver elevados níveis de resistência mecânica e, quando combinados com estrutura martensítica, podem apresentar ductilidade e tenacidade superiores a outros aços inoxidáveis.

Apesar da combinação de boas propriedades mecânicas e de resistência à corrosão, estes aços são menos empregados que outros aços inoxidáveis. A dificuldade de fabricação dos aços inoxidáveis endurecidos por precipitação faz com que apresentem custos mais elevados em relação a outros aços inoxidáveis.

2.1.5 Aços inoxidáveis duplex

Aços inoxidáveis duplex são assim chamados por apresentarem, a temperatura ambiente, uma estrutura composta por austenita e ferrita, na proporção de 50% a 70%. Estes aços inoxidáveis possuem níveis de resistência mecânica extremamente elevados, podendo chegar ao dobro dos aços inoxidáveis austeníticos. Isto permite que os engenheiros adotem soluções mais esbeltas, reduzindo peso dos projetos. A figura 2 estabelece um comparativo entre alguns graus de aços inoxidáveis duplex e o aço inoxidável austenítico 316L (LIPPOLD e KOTECKI, 2005; MODENESI, 2001; IMO A 2014).

Figura 2 – Comparativo da tensão de escoamento entre aços inoxidáveis duplex e o aço inoxidável austenítico 316L



Fonte: Adaptado de IMO A, 2014.

Esse grupo de aços inoxidáveis também apresenta excelente resistência à corrosão, podendo ser empregado nos mesmos ambientes nos quais os aços inoxidáveis austeníticos são indicados. A adição de elevados níveis de Cromo, Molibdênio e Nitrogênio, bem como a estrutura duplex, fornecem boa resistência à corrosão galvânica e em ambientes contendo cloretos (IMO A, 2014).

2.1.5.1 Contexto histórico

O primeiro registro dos aços inoxidáveis duplex data de 1927 com a publicação da descoberta desta liga. Nos anos seguintes diversas empresas exploraram a fabricação deste aço, inicialmente na forma fundida. Já em 1929 o primeiro produto comercial foi lançado pela empresa Avesta Jernverk. Tratava-se de uma liga composta por 25% Cr e 5% Ni, chamada 453E. Entre 1932 e 1933, esta liga passou a receber 1% Mo, sendo então aplicada em autoclaves para produção de pólvora e válvulas para trabalho com sulfitos. (LIPPOLD e KOTECKI, 2005; GUNN, 2003)

Outro fato relevante sobre os aços duplex é que em 1933 um erro na fundição da liga 18%Cr-19%Ni-2,5%Mo gerou uma liga com 20%Cr-8%Ni-2,5%Mo. A análise dessa liga mostrou que existia um volume alto da fração de ferrita, disposta em uma matriz austenítica e insensibilidade à corrosão intergranular. Esse último aspecto foi de grande importância pois, até então, não havia aços inoxidáveis resistentes à corrosão intergranular. A liga foi patenteada por volta de 1935. Diversos laboratórios continuaram a pesquisa e, em 1940, surgiu oficialmente a família de aços inoxidáveis duplex, com patentes nos EUA, França e Suécia.

Durante o final da década de 1960 e início da década de 1970 três fatores passaram a impulsionar o uso do aço inoxidável duplex: *i*) a escassez de Níquel impulsionou o preço dos aços austeníticos, *ii*) o crescimento da indústria *offshore* gerou demanda por materiais que aliassem boa resistência à corrosão e mecânica e *iii*) houve avanços nas técnicas de produção, que permitiram a produção de aços com baixos teores de Carbono, Enxofre e Oxigênio. (GUNN, 2003; ALVAREZ-ARMAS, 2008)

2.1.5.2 Desenvolvimentos modernos

No começo da década de 1970 foi lançada uma nova patente, desenvolvida na Alemanha em conjunto com a Suécia, de uma liga de aço inoxidável duplex, chamada S31803 contendo 22% Cr e adição de Nitrogênio. Esta liga destacou-se por não ser sensível à corrosão intergranular mesmo após soldada. A introdução desta liga marcou a chamada "terceira geração das ligas de aços inoxidáveis duplex" sinalizando que a produção e a metalurgia de

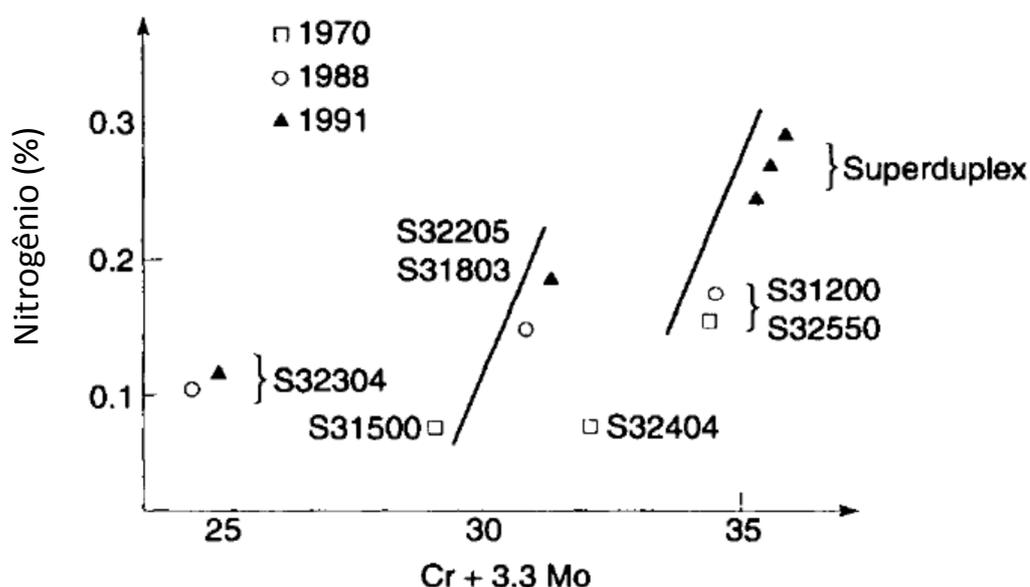
soldagem destes aços estavam consolidadas. O grau S31803 foi definido como padrão entre os aços inoxidáveis duplex. (GUNN, 2003; ALVAREZ-ARMAS, 2008)

Durante a década de 1980 foram desenvolvidos aços com teores de liga ainda mais altos, chamados aços inoxidáveis superduplex. Estes aços são empregados em ambientes extremamente agressivos, onde se deseja um excelente grau de resistência à corrosão combinado com elevada resistência mecânica. As ligas superduplex em geral são compostas por 25%Cr, 3-7%Ni, 3-4%Mo, 0,2-0,3%N, 0-2%Cu e 0-2%W e são representadas pelo grau S32550.

Outro surgimento importante, também na década de 1980, foi o dos aços inoxidáveis chamados "*lean duplex*", representados pelo grau S32304. Caracterizados pelo baixo teor de liga, em particular de Mo, quando comparados com o grau S31803. O baixo teor de liga dos aços *lean duplex* tornou sua produção mais barata e fez com que estes aços competissem diretamente com os aços inoxidáveis austeníticos 304L e 316L. Em relação a estes últimos, as ligas *lean duplex* apresentam maior resistência mecânica e melhor resistência à corrosão por pites. (GUNN, 2003)

A figura 3 apresenta uma relação cronológica do desenvolvimento das ligas de aço inoxidável duplex em termos da adição de nitrogênio e de cromo.

Figura 3 – Desenvolvimento cronológico dos aços inoxidáveis duplex em termos da adição de nitrogênio e cromo.



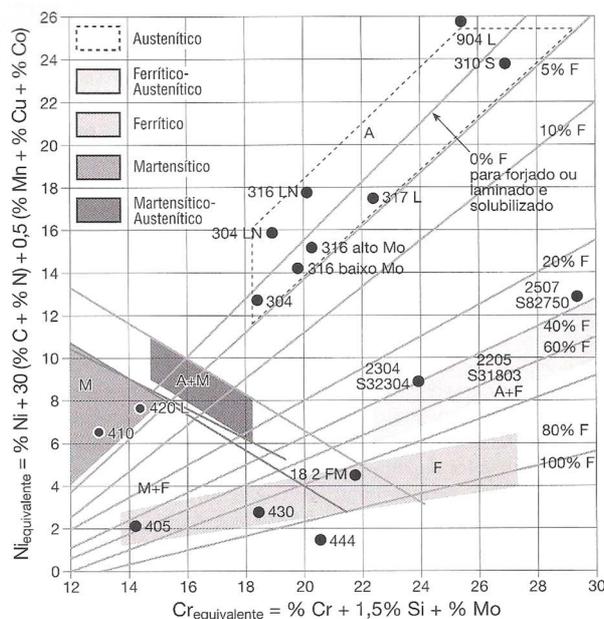
Fonte: Adaptado de Gunn, 2003. p. 5

2.1.6 Soldabilidade dos aços inoxidáveis

Em termos gerais os aços inoxidáveis são considerados materiais de boa soldabilidade, porém existem diversos procedimentos específicos que devem ser seguidos para que o resultado final da operação de soldagem não apresente defeitos. Quando os procedimentos não são seguidos, podem surgir problemas ainda durante a fabricação ou em serviço, geralmente associados ao controle inadequado da microestrutura oriunda do processo de soldagem. (LIPPOLD e KOTECKI, 2005)

Em geral, a estrutura da solda depende da taxa de resfriamento e dos teores de Cromo e de Níquel, porém outros elementos de liga também alteram a estabilidade relativa das fases. Para classificar o efeito, esses elementos foram divididos em dois grupos: formadores de ferrita (Cr, Mo, Si, Nb e Al) e de austenita (Ni, C, N e Mn) e são representados em termos do Cr equivalente (Cr_{eq}) e níquel equivalente (Ni_{eq}) respectivamente. Para visualizar a influência da combinação destes componentes, foram criados diagramas empíricos, sendo o Gráfico de Schaeffler o mais conhecido. Tal diagrama, representado na figura 4, permite prever a estrutura da zona fundida na solda. (MODENESI, 2001)

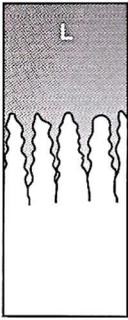
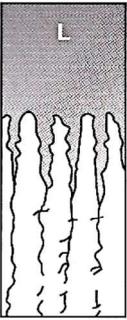
Figura 4 – Diagrama de Schaeffler



Fonte: Colpaert (2008 p. 254)

Colpaert (2008) coloca que a sequência de solidificação dos aços inoxidáveis duplex é especialmente importante na soldagem destes aços, pois determina o modo de formação da fração de ferrita. A figura 5 apresenta um resumo dos possíveis modos de solidificação dos aços inoxidáveis duplex e austeníticos.

Figura 5 – Sequência de solidificação dos aços inoxidáveis duplex e austeníticos

Modo de solidificação	A	AF	FA		F
Seqüências de solidificação					
Fase primária	Austenita		Ferrita delta		
Microestrutura	Austenita	Dúplex: austenita + ferrita			
Características da microestrutura		A + F (Ac)	A + F (Ac ou R)	A + F (R ou VmD)	A + F (R ou VmID)



Líquido
Ferrita
Austenita

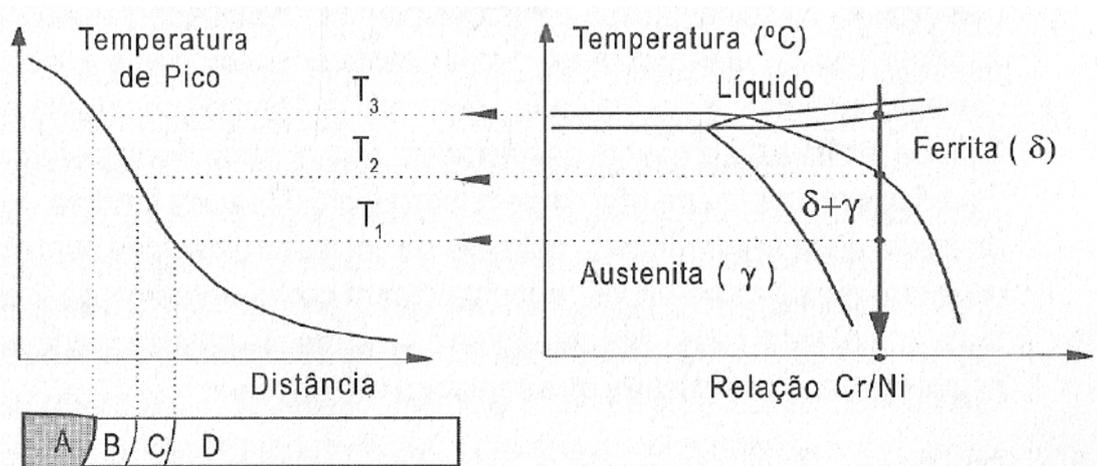
* A = austenita, F = ferrita, Ac = acicular, R = em rede, Vm = vermicular ou em "esqueleto", D = dendritica, ID = interdendritica.

Fonte: Colpaert (2008, p. 531)

2.1.7 Soldabilidade dos aços inoxidáveis duplex

Modenesi (2001) apresenta a imagem de um corte no diagrama ternário Fe-Cr-Ni, representada na figura 6, para um teor constante de Fe e uma relação Cr/Ni típica de um aço inoxidável duplex. Por meio dessa imagem é possível observar o que acontece na ZTA durante o processo de soldagem.

Figura 6 – Formação da microestrutura da solda em um aço inoxidável duplex

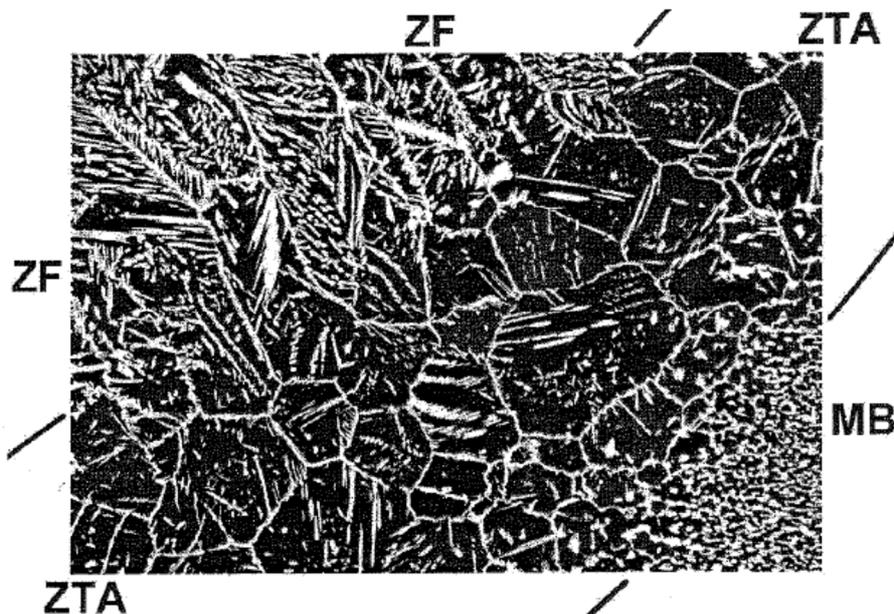


Fonte: Modenesi (2001, p. 65)

Nesta composição, para temperaturas T_3 , na interface entre metal de solda e metal de base, muito elevadas (por volta de 1300°C) o material tende a tornar-se totalmente ferrítico, devido à instabilidade da austenita, propiciando um intenso crescimento de grão. Conforme ocorre o resfriamento do material, a austenita volta a ser formada, nucleando-se nos contornos de grão da ferrita. Como a taxa de resfriamento no processo de soldagem é elevada, a quantidade de austenita formada nessa região é pequena. Como resultado, após concluído o processo de resfriamento, há menor quantidade de austenita nessa região (área B na figura 6) do que no metal de base. Em resumo, a região mais próxima ao cordão de solda apresenta um aumento de grão e redução no teor de austenita. No cordão de solda (região A na figura 6), se o metal de adição possuir composição semelhante ao metal de base, a microestrutura será similar ao metal de base, porém com a presença de grãos colunares de ferrita.

Em regiões mais afastadas do cordão de solda, submetidas a temperaturas menores que T_2 (regiões C e D na figura 6) ocorrerão aumento de grão e redução da austenita, porém em quantidades menos expressivas, se comparados com a região B. A figura 7 mostra a microestrutura típica de um aço inoxidável duplex soldado pelo processo GTAW (MODENESI, 2001).

Figura 7 – Microestrutura de aço inoxidável duplex soldado pelo processo GTAW



Fonte: Modenesi (2001 p. 66)

2.1.8 Defeitos de soldagem

Conforme Branco, Fernandes e Castro (1999), os processos de soldagem podem apresentar defeitos, muitas vezes de difícil detecção e caracterização. Além disso, há outro problema, não menos importante: a determinação se o defeito é ou não aceitável. A avaliação da gravidade do defeito depende da avaliação dos seguintes fatores:

- Posição e orientação do defeito:
 - Na zona fundida;
 - Na zona afetada pelo calor;
- A espessura e as propriedades dos materiais que compõem a união;
- A geometria da união;
- Nível de tensões aplicadas;
- Nível de tensões residuais;
- Tipo de serviço que a junta irá desempenhar.

Considerando os fatores expostos acima, observa-se que o defeito pode, em certas condições, ser aceitável e em outras não. Tal fato depende do custo e do nível de segurança exigido para a construção.

A busca por defeitos oriundos do processo de soldagem se dá por técnicas de inspeção, que podem ser consideradas como não destrutivas, quando permitem que o defeito seja encontrado e caracterizado sem a inutilização do componente, e destrutivas, quando exigem que o componente seja danificado para que o defeito seja encontrado. Após encontrado e caracterizado o defeito, esse é comparado com códigos de normas ou com as especificações do próprio projeto.

De forma genérica, pode-se considerar que os defeitos de soldagem são devidos a uma ou mais das seguintes causas:

- Processo de soldagem adotado;
- Execução do processo de soldagem;
- Fatores de natureza metalúrgica, características da composição química do material;
- Formato final da solda.

Os defeitos de soldagem podem ser divididos em duas categorias: defeitos planares, representados pela figura 8, e defeitos não planares, representados pela figura 9. Os defeitos planares abrangem trincas e defeitos de forma (mordeduras, sulcos, concavidades na raiz, falta de fusão e falta de penetração), já os não planares abrangem defeitos como porosidades e inclusões sólidas (inclusão de escória) (BRANCO, FERNANDES E CASTRO, 1999).

Figura 8 – Defeitos planares: a) falta de fusão b) falta de penetração c) mordeduras

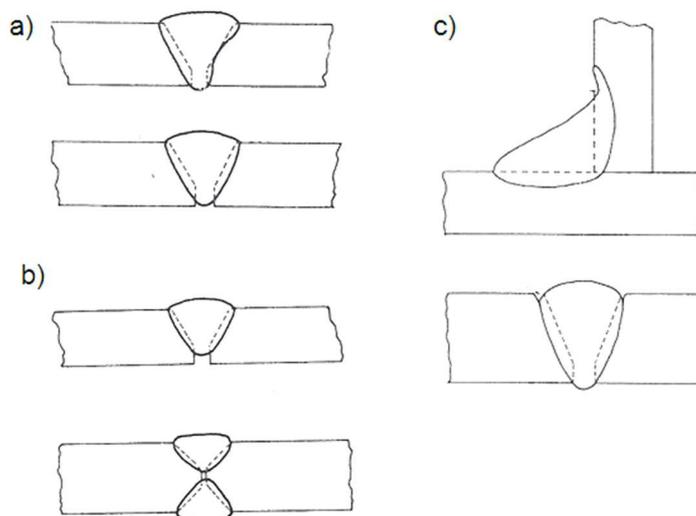
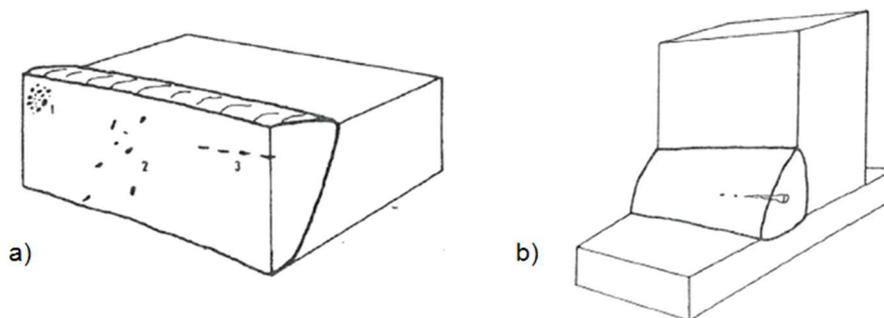


Figura 9 – Defeitos não planares: a) porosidade b) inclusão de escória



Fonte: Adaptado de Branco, Fernandes & Castro (1999, pag 461, 462 e 463)

2.3 Fadiga de uniões soldadas

A fadiga representa o principal modo de falha de componentes mecânicos sujeitos a carga variável. A apresentação dos critérios de falha baseados no fenômeno de fadiga não é o escopo desse trabalho, mas sim, uma introdução sobre a influência da presença de defeitos de soldagem, da geometria e das propriedades dos materiais da união na vida do componente.

Em seu trabalho, Radaj (1996) analisou os métodos existentes para avaliação de componentes soldados sujeitos à fadiga e apresentou os seguintes métodos:

- Modelo de abordagem global:
 - Modelo da tensão nominal ou modelo de classificação
- Modelos de abordagem local:
 - Modelo da tensão crítica ou estrutural (tensão de *hot spot*);
 - Modelo da mecânica da fratura.

2.3.1 Modelo da tensão nominal ou modelo de classificação

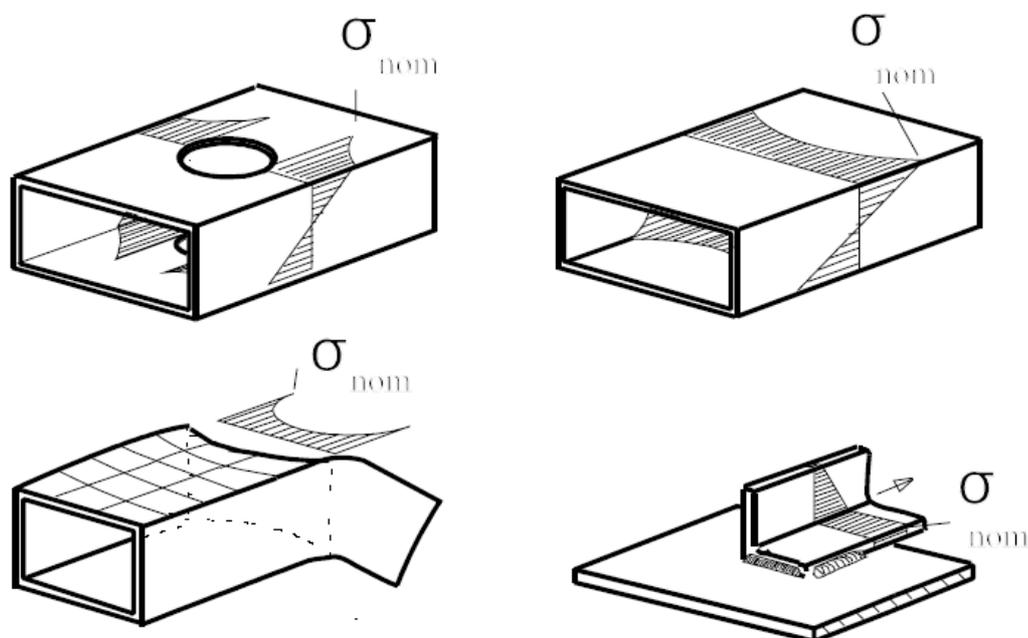
O método de abordagem de fadiga de uniões soldadas chamado modelo da tensão nominal consiste em determinar a tensão atuante na seção do material sob análise, desconsiderando os efeitos de concentração de tensão relacionados à união soldada. Ou seja, para a determinação da tensão nominal, considera-se somente a seção perpendicular à sollicitação e as cargas impostas. A união sob análise é então comparada com os resultados de ensaio

sobre uma união idêntica. Sociedades classificadoras, ao longo de vários anos de pesquisas, elaboraram circuitos de testes (*round robin tests*) para obter famílias de diagramas S-N para as principais geometrias de união (topo, sobreposta, T, K, etc.) e direção de carga (longitudinal ou transversal ao cordão). Os dados se aplicam a aços estruturais, aços patináveis e alumínio. Algumas normas estendem esses diagramas a alguns tipos de aços inoxidáveis (apenas austeníticos ou ferríticos e austeníticos, dependendo da norma) (AWS, 2010; Eurocode 1991; HOBACHER, 2008).

Em resumo, a aplicação da tensão nominal atuante no componente estrutural (ou seja, em uma região distante da união soldada) sobre a curva S-N permite estimar a vida do componente. O método se baseia na premissa de que as uniões sejam fabricadas com um nível de qualidade aceitável. Todo esse procedimento permite o dimensionamento de cordões de solda de alta confiabilidade (Radaj, 1996, Zhao et al., 2000).

Por fim, Hobbacher (2008) salienta que este modelo não considera as tensões localizadas associadas à união soldada, mas sim as tensões geradas por alterações macrogeométricas, como as exemplificadas na figura 10.

Figura 10 – Alterações macrogeométricas na seção em análise

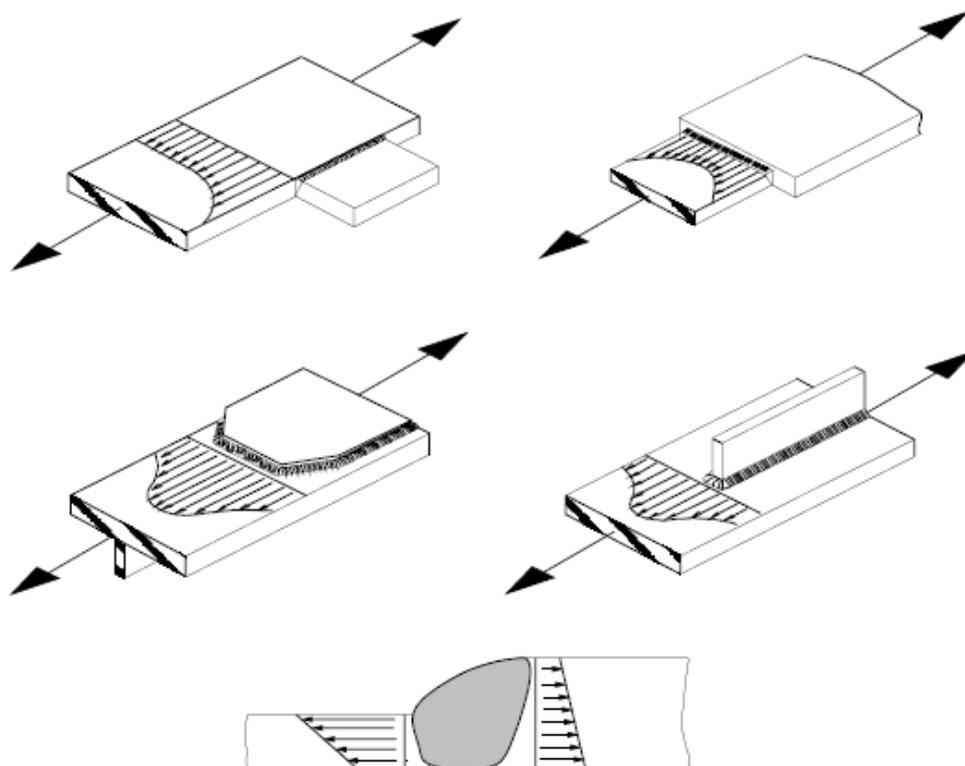


Fonte: Adaptado de Hobbacher (2008 p. 22)

2.3.2 Modelo da tensão crítica ou estrutural (tensão de *hot spot*)

Conforme Zhao et al. (2000) algumas uniões soldadas podem apresentar diferenças de rigidez ao longo da seção, o que gera uma distribuição de tensões não uniforme. Os pontos onde ocorrem os picos de tensão no cordão de solda são chamados de *hot-spot*, sendo propícios para a nucleação de trincas. O método da tensão crítica busca identificar estes pontos, quantificar as tensões de pico geradas e, por fim, aplicá-las num diagrama S-N para obter uma estimativa de vida em fadiga do componente. A figura 11 apresenta exemplos do campo de tensão não uniforme gerado por conexões soldadas.

Figura 11 – Exemplos de campos de tensão não uniformes gerados por conexões soldadas



Fonte: Adaptado de Hobbacher (2008 p. 24)

O método da tensão de *hot spot*, portanto, considera o efeito macrogeométrico ocasionado pela união soldada, cuja presença no componente gera uma diferença de rigidez estrutural e, conseqüentemente,

pontos de maior nível de tensão. Os efeitos microgeométricos, ocasionados por defeitos da solda (microtrincas, mordeduras, vazios, porosidades, etc.) e pela forma escamada da superfície dos cordões, são desprezados. Dessa forma, a tensão de *hot-spot* pode ser obtida por meio de análises de elementos finitos ou por processo de medição por *strain-gauges*.

Por envolver uma estimativa mais apurada da tensão sobre o cordão de solda, trata-se de um método mais complexo que o anterior. Por esse motivo, usualmente é empregado em geometrias de união complexas, não contempladas pelo método classificatório.

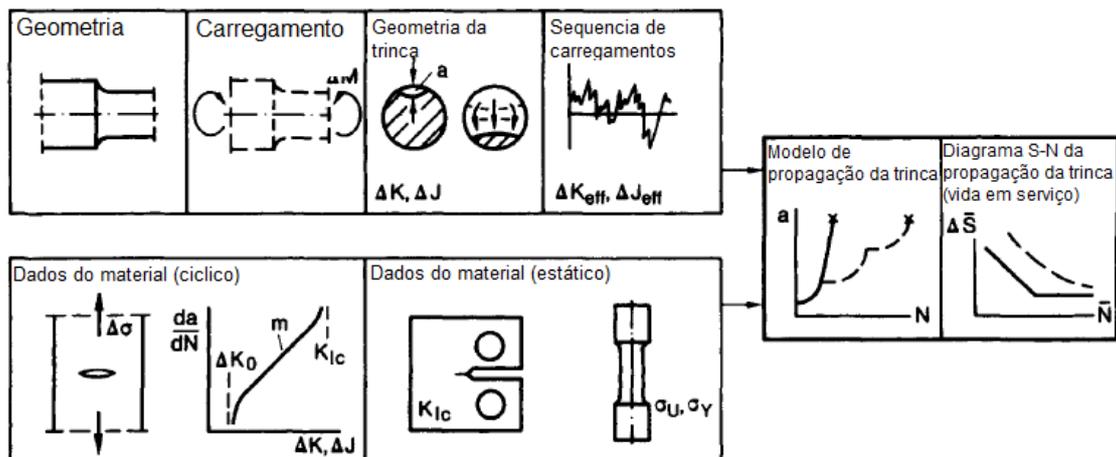
2.3.3 Modelo da mecânica da fratura

Esse método é utilizado para previsão do comportamento de um componente soldado, a partir do momento em que uma trinca em fase inicial é detectada. Por suas características, o método é eficaz para a previsão da vida em fadiga de componentes que possam sofrer avaliação periódica, por método não destrutivo, para detecção e medição das trincas nas regiões de solda.

O processo de análise e dimensionamento envolve a determinação do fator de intensidade de tensões K_I para o tipo e dimensões da principal trinca detectada na união. Com base na análise das cargas atuantes e nos valores de K_I , a vida restante do cordão pode ser estimada com base no diagrama de Paris correspondente. Dessa forma, quando a trinca adquirir grandes proporções, ou quando houver incremento significativo na carga aplicada, o que causa a aproximação da região de propagação instável no diagrama de Paris, deve ser realizada a manutenção: a trinca pode ser eliminada por processo corretivo ou então todo o componente é trocado.

A figura 12 ilustra o processo associado ao modelo da mecânica da fratura.

Figura 12 – Modelo de abordagem a fadiga utilizando a mecânica da fratura



Fonte: Adaptado de Radaj (1996, p 158)

2.4 Normas sobre fadiga em uniões soldadas

As falhas catastróficas ocorridas em alguns dos navios da série *Liberty*, na II Guerra Mundial, e dos aviões *Comet*, no pós-guerra, fomentaram a pesquisa sobre o fenômeno da fadiga e da mecânica da fratura em estruturas e, principalmente, em uniões soldadas e parafusadas.

Desde então, as pesquisas nesses temas têm ocorrido de forma contínua. Nos últimos tempos, diversos trabalhos vêm sendo desenvolvidos nos campos da aplicação da soldagem, seja em aços de aplicação naval (POLEZHAYEVA et al., 2015), soldas dissimilares em alumínio (RODRIGUEZ et al., 2016; RAO et al., 2016), veículos militares (BÜYÜKBAYRAM et al., 2015), estruturas de engenharia civil (EDWARDS e RAMULU, 2015; ZONG et al., 2015), componentes de trens e ferrovias (ZHAO et al., 2015; JUN et al., 2016), guindastes (RETTENMEIER et al., 2016), tubulações de petróleo e gás (SOWARDS et al., 2015), vasos de pressão (XU et al., 2014), influência do meio ambiente (HUDSON e SEWARD, 1976), usinas nucleares (SHANG et al., 2015) dentre outros inúmeros estudos.

Com a crescente utilização das uniões soldadas, houve a necessidade de padronização ou especificação de procedimentos, a fim de orientar o projeto e fabricação, garantindo assim a qualidade e a segurança da união. Diversas sociedades de engenharia desenvolveram códigos, normas e recomendações com esse fim. Dentre essas, podem ser citadas a *American Welding Society* (AWS) fundada em 1919, a norma europeia *Eurocode*, desenvolvida pelo

European Committee for Standardisation, a *American Society of Mechanical Engineers* (ASME), o *International Institute of Welding* (IIW), o *Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire* (CIDECT) e o *European Convention for Constructional Steelwork* (ECCS).

Machado (2011) compara os resultados do dimensionamento de uma junta em T com soldas de filete, de penetração parcial, utilizando as normas (Eurocode 3), código (AWS) e recomendações de organizações reconhecidas no meio de soldagem (IIW). O autor demonstra que essas sociedades possuem filosofias distintas e, em consequência deste fato, não há uma abordagem unificada.

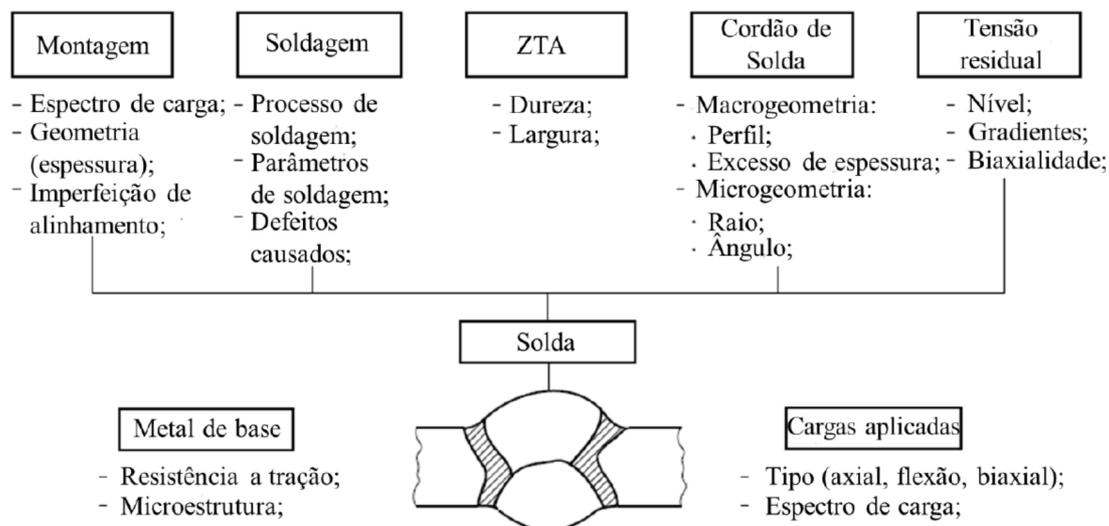
2.5 Fatores que influenciam na vida em fadiga de juntas soldadas

Branco, Fernandes e Castro (1999) citam que o comportamento de uniões soldadas sujeitas à fadiga pode ser afetado por diversos parâmetros, sendo os mais importantes:

- Geometria da junta;
- Presença de descontinuidades, falhas e defeitos;
- Presença de concentradores de tensões;
- Presença de tensões residuais.

Já Blondeau (2008) apresenta, na forma do diagrama esquemático representado na figura 13, todos os parâmetros que podem afetar uma união soldada.

Figura 13 – Diagrama generalizado dos fatores que influenciam no comportamento de uniões soldadas sujeitas a fadiga.



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

Por simplicidade, considera-se inicialmente uma junta de topo como a mostrada na figura 15, cuja resistência mecânica do cordão apresenta um valor próximo à encontrada no metal de base. Num ensaio de tração simples, sobre um corpo de prova com cordão transversal ao sentido de aplicação da carga, o acréscimo de seção na região soldada, devido aos reforços do cordão, faz com que a ruptura se dê fora da zona fundida, algumas vezes ocorrendo numa região distante do cordão.

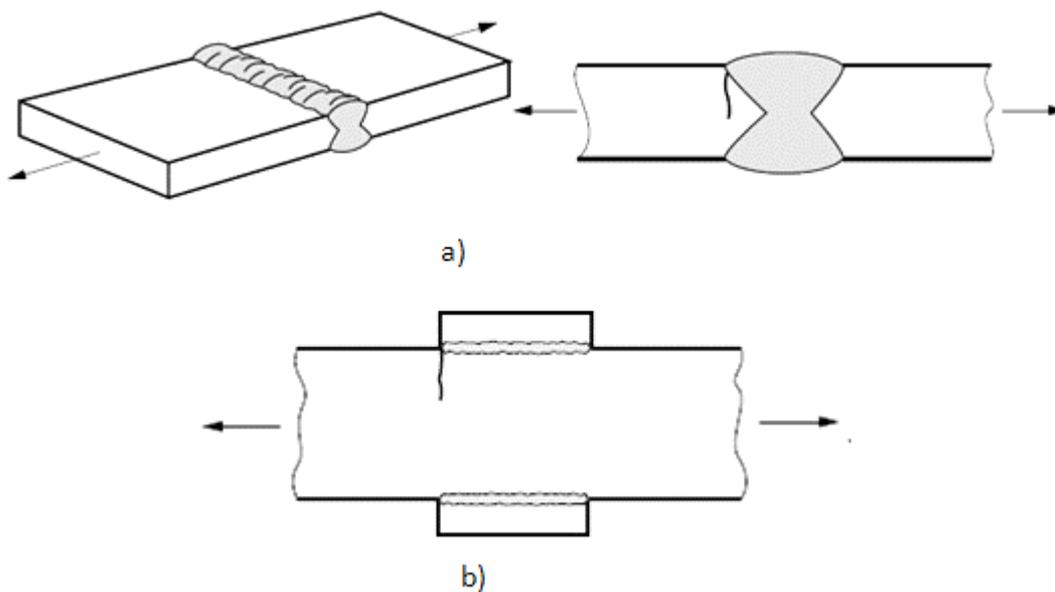
Já o comportamento em fadiga é diferente, ou seja, usualmente o ponto crítico é a região de interface entre zona fundida e metal de base, ou seja, a zona afetada pelo calor, na qual também se encontra a transição geométrica entre o reforço do cordão e a placa base. O somatório desses fatores – granulação grosseira na ZAC e concentração de tensões devido à geometria – causam a propagação de trincas de fadiga nessa região.

Além disso, a vida em fadiga é consideravelmente menor do que em uma peça contínua (sem solda), pois as trincas nessa região se propagam a taxas elevadas. Isso se deve à forte tendência ao surgimento de intrusões e extrusões (em outras palavras: microtrincas) nessa região de interface, fazendo com que o tempo de nucleação de trincas seja praticamente não existe. Por fim, a propagação também é intensificada pela concentração de tensões associada à geometria irregular do cordão, bem como ao surgimento de tensões residuais decorrentes do processo de soldagem.

Segundo Branco, Fernandes e Castro (1999), o surgimento de trincas na união soldada é diretamente influenciado pelo sentido de aplicação da carga em relação ao cordão de solda. De forma geral, a direção de aplicação da carga é dita transversal ou longitudinal. No primeiro caso, o cordão se encontra perpendicular à aplicação da carga, já no segundo, o cordão é paralelo à aplicação da carga. Por exemplo, no caso de uma união de topo como a da figura 14(a), o surgimento das trincas em uniões com carga transversal se dá no pé do cordão de solda e a trinca se propaga na direção da espessura da peça. O início da trinca nesta região se deve a dois efeitos já citados anteriormente: tensões residuais oriundas do processo de soldagem e concentrações de tensão promovidas pela geometria do cordão. Por outro lado, a figura 14(b) apresenta uma trinca típica oriunda de carregamento longitudinal, que ocorre numa das extremidades da nervura.

Figura 14 – Efeito de carregamento em uniões de topo:

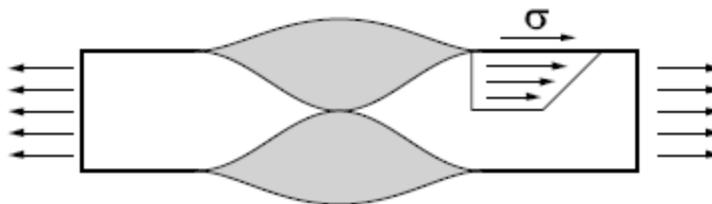
a) carga transversal e b) carga longitudinal



Fonte: Adaptado de Blondeau (2008, p. 209 - 210)

A figura 15 apresenta um esboço da distribuição não uniforme de tensões gerada pela macrogeometria do cordão de solda.

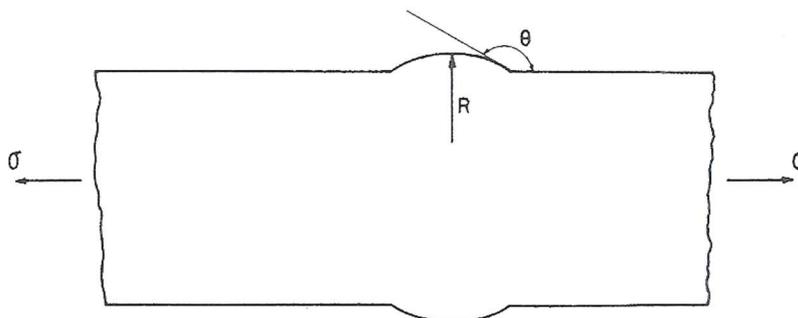
Figura 15 – Concentração de tensões criada pelo cordão de solda



Fonte: Blondeau (2008, p. 216)

Branco, Fernandes e Castro (1990) citam trabalhos de Gregor (1971), Kiara (1960) e Trufyakov (1966) que mostram que a concentração de tensões nas bordas do cordão é influenciada pelo raio de concordância R do reforço do cordão e pelo ângulo θ da tangente ao reforço também na borda do cordão. Esses parâmetros são mostrados na figura 16.

Figura 15 – Raio de concordância e ângulo de tangencia de no reforço de uma junta de topo.



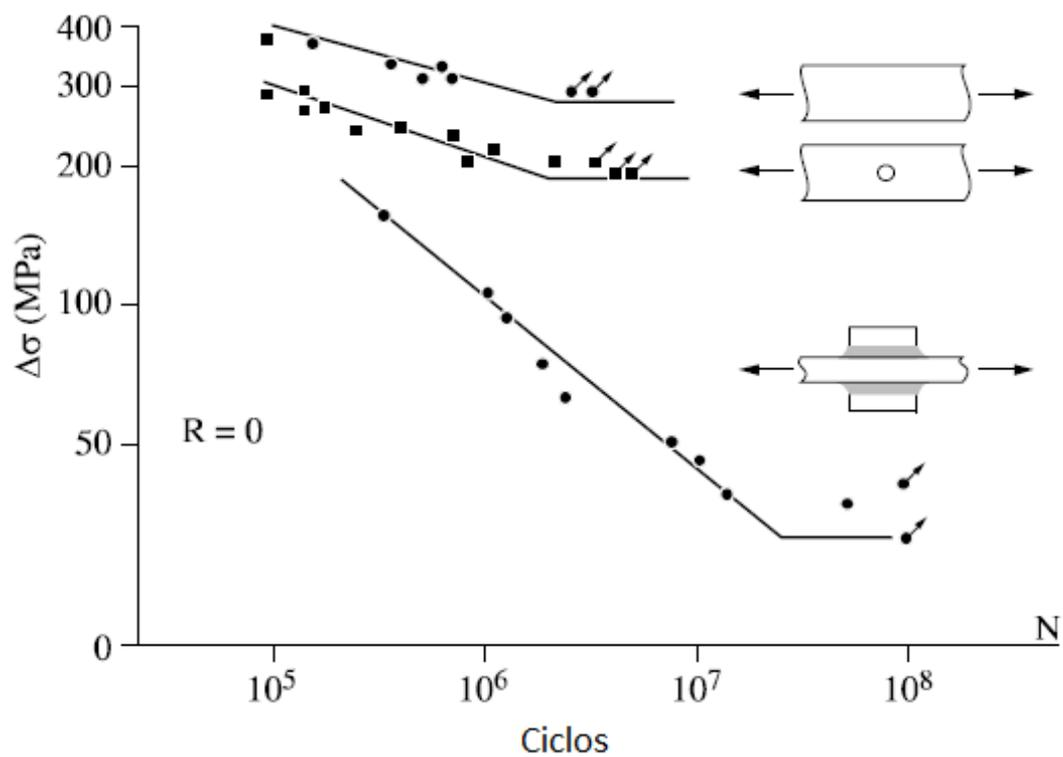
Fonte: Branco, Fernandes & Castro (1999 p. 299)

De um modo geral, verificou-se que a concentração de tensões diminui na medida em que o raio R aumenta e o ângulo θ aumenta. Portanto em uma junta de topo, transversal, a remoção do cordão ($R = \infty$ e $\theta = 180^\circ$) propiciaria o valor mais baixo de concentração de tensões. Cabe salientar que esta característica, também citada por Blondeau (2008) e no trabalho de Nguyen & Wahab (1998), causa um aumento na vida em fadiga do componente pois elimina o efeito de concentração de tensão causado pelo reforço prolongando tanto o período de nucleação da trinca quanto o de propagação da mesma.

Blondeau (2008) apresenta um importante comparativo, representado na figura 17, entre três componentes estruturais semelhantes, compostos pelo

mesmo material e sujeitos à mesma carga flutuante de tração. O primeiro componente é uma placa plana em aço estrutural, sem detalhes, e o segundo componente possui um furo centrado. Já o terceiro tipo de corpo de prova é composto pela mesma placa base dos casos anteriores, reforçada por meio de nervuras opostas, soldadas paralelamente ao sentido de aplicação da carga. Para um leigo, o terceiro caso deveria apresentar uma resposta melhor, devido à natural confusão entre os conceitos de rigidez e de resistência mecânica. Porém, as curvas S-N resultantes mostraram que, para que a união soldada obtivesse uma vida de 2×10^6 ciclos, as tensões aplicadas deveriam ser aproximadamente 73% menores em relação à placa plana. Observa-se, portanto, que os efeitos da presença de um cordão de solda, sobre o diagrama S-N de uma peça mecânica, são os seguintes: *i*) alteração da inclinação da curva de fadiga de alto ciclo (a peça é mais sensível à aplicação de cargas elevadas) e *ii*) o limiar de fadiga é atingido em um número de ciclos consideravelmente maior (nos casos da figura 17, a peça plana atingiu vida infinita com aproximadamente $2,5 \times 10^6$ ciclos, enquanto que a peça soldada só atingiu essa situação de vida infinita com 3×10^7 ciclos, ou seja, um valor aproximadamente 12 vezes maior). Por fim, é interessante ressaltar que, no caso dos corpos de provas do terceiro caso, as nervuras laterais soldadas não estão no chamado fluxo de força da peça (a carga de tração é aplicada na placa base e não nas nervuras). Portanto, conclui-se que a única justificativa para adoção de nervuras laterais, em peças semelhantes ao terceiro caso, advém da necessidade de uma rigidez elevada. Já sob o ponto de vista de resistência mecânica (no caso de fadiga seria mais correto adotar o termo “integridade mecânica ou estrutural”), essas nervuras devem ser evitadas. Percebe-se, dessa forma, os efeitos negativos para a vida em fadiga de um componente mecânico, quando esse possui uma união soldada. Conseqüentemente, uma abordagem criteriosa do projeto deve ser empregada para esses casos.

Figura 16 – Comparação da resistência a fadiga entre uma placa plana, uma placa com furo centrado e uma placa com soldas de filete



Fonte: Adaptado de Blondeau (2008 p. 208)

3 MATERIAL E MÉTODOS

Esse capítulo descreve as atividades executadas na preparação dos experimentos, sendo subdividido nas seguintes seções:

1. Caracterização do material com base em sua composição química e resistência mecânica;
2. Determinação da quantidade necessária de corpos de prova e repetição dos experimentos;
3. Dimensionamento dos corpos de prova;
4. Ajustes no processo de soldagem: fabricação de placas de teste;
5. Inspeção da união: Análise macrográfica, micrográfica e microdureza;
6. Fabricação dos corpos de prova: soldagem e usinagem;
7. Medição de ângulos no pé da solda;
8. Ensaio de fadiga;
9. Análises de falha.

3.1 Caracterização do material

O material utilizado para a execução deste trabalho estava identificado como aço inoxidável duplex grau S31803, na forma de barras chatas, com comprimento de 497 mm, largura de 56,7 mm e espessura de 4,2 mm. Ao todo foram utilizadas 14 barras como as mostradas na figura 18. A composição química do material foi determinada por meio de espectrometria de emissão óptica, utilizando equipamento da marca *Oxford*, modelo *Foundry-Master Pro*. Foram feitas cinco medições e a média dos resultados foi comparada com valores especificados pela norma ASTM A276 - 13a. Tal avaliação comparativa pode ser vista na tabela 1.

Figura 17 – Barras de aço inoxidável duplex S31803 utilizadas no estudo



Fonte: Autor

Tabela 1- Composição química do aço inoxidável duplex S31803 em estudo

	Composição química (% peso)							
	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo
ASTM	0,03	2,0	0,03	0,02	1,0	21,0-23,0	4,5-6,5	2,5-3,5
Autor	0,02	1,8	0,02	0,01	0,3	24,2	4,6	3,15

Fonte: Autor

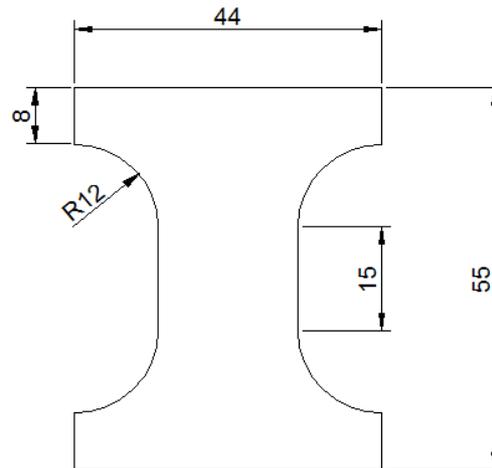
O aço inoxidável duplex S31803 caracteriza-se por ser um aço inoxidável duplex do tipo standard.

A determinação da resistência mecânica do aço inoxidável duplex S31803 foi feita por meio de ensaios de tração com o objetivo de obter os limites de tensão máxima e de escoamento. Conforme a norma ASTM A276 - 13a o valor mínimo de tensão nominal máxima para o aço inoxidável em estudo é de 620 MPa, e a tensão de escoamento mínima é de 448 MPa, ambas para material sem solda. O alongamento mínimo para este aço é de 25%, o que caracteriza claramente um comportamento dúctil.

O equipamento utilizado foi uma máquina servo-hidráulica para ensaios de tração e fadiga marca *Instron* modelo 8800 com capacidade de carga estática total de até 10 t.

As dimensões dos corpos de prova, baseadas nas especificações da norma NBR ISO 6892-1 (2013), são mostradas na figura 19. Para evitar a tendência ao deslizamento na região de agarre durante os ensaios de tração e fadiga, as abas das extremidades apresentam dimensão avantajada.

Figura 18 – Corpos de prova para ensaio de tração (sem solda)



Fonte: Autor

A mesma norma NBR ISO 6892-1 (2013) foi aplicada para determinação dos parâmetros do ensaio de tração. Foram realizados três ensaios em corpos de prova sem solda, com direção paralela ao sentido de laminação, e dois ensaios em corpos de prova soldados – união de topo – com parâmetros indicadas pela BS EN 895 (1995). Além da avaliação da resistência mecânica em si, os corpos de prova soldados foram ensaiados com um segundo objetivo, de observação da integridade do cordão de solda.

A junta soldada de topo adotada foi especificada conforme as normas AWS D1.1 (2010) e AWS D1.6 (1999) e não exigiu preparação de chanfro. O processo de soldagem empregado foi o GMAW, com gás de proteção composto por uma mistura de Ar + 2% O₂. O tipo de arame-eletrodo utilizado foi da classe AWS A5.4: E 2209-17, modelo OK 67.50 recomendado pelo fabricante ESAB para a soldagem em aços inoxidáveis ferrítico-austeníticos. Este metal de adição apresenta tensão de ruptura de 857 MPa e tensão de escoamento de 691 MPa, conforme informações do fabricante. O processo de soldagem é pormenorizado na seção 3.3.

A tabela 2 mostra os resultados dos ensaios de tração em corpos de prova sem solda e a tabela 3 mostra os resultados dos ensaios de tração em corpos de prova soldados.

Tabela 2 - Resultados do ensaio de tração para corpos de prova não soldados

CP's sem solda	Força Max. (kN)	Tensão Max (MPa)	Deformação Ruptura (%)	Tensão escoamento (MPa)
CP1	36,73	672,81	51	510
CP2	36,70	672,24	53	518
CP3	37,33	683,73	52	535
Média	36,92	676,26	52	521

Fonte: Autor

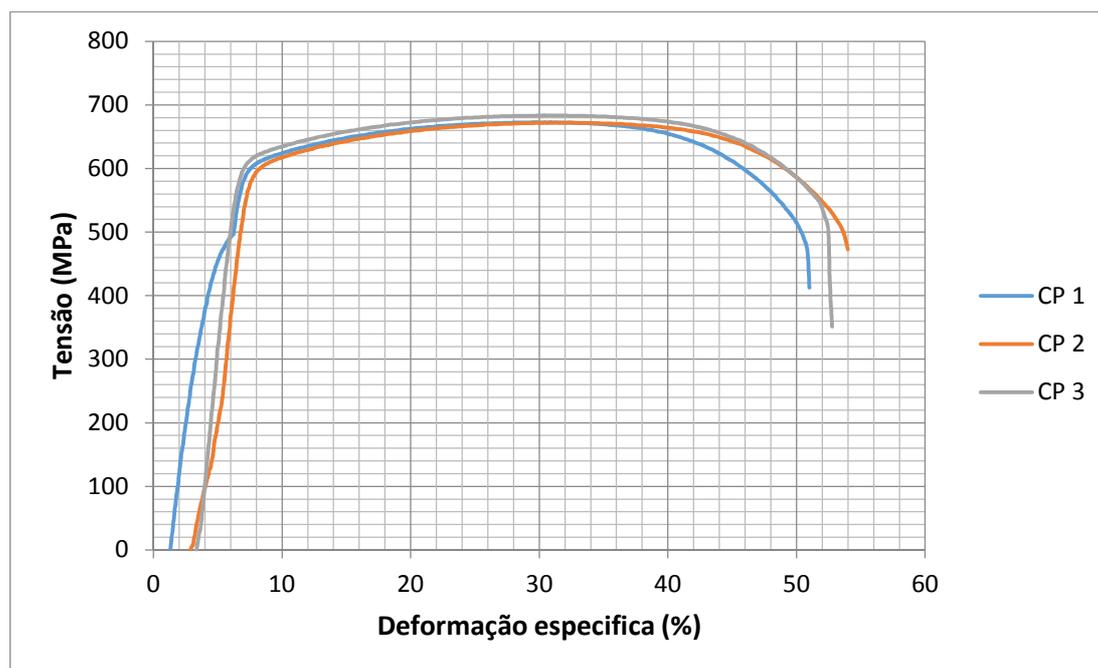
Tabela 3 - Resultados do ensaio de tração para corpos de prova soldados

Corpo de prova com solda	Força Max. (kN)	Tensão Max (MPa)	Deformação Ruptura (%)	Tensão de escoamento (MPa)
CP1	47,09	862,52	30,15	610
CP2	46,47	851,18	31,01	607
Média	46,78	856,85	30,58	608,50

Fonte: Autor

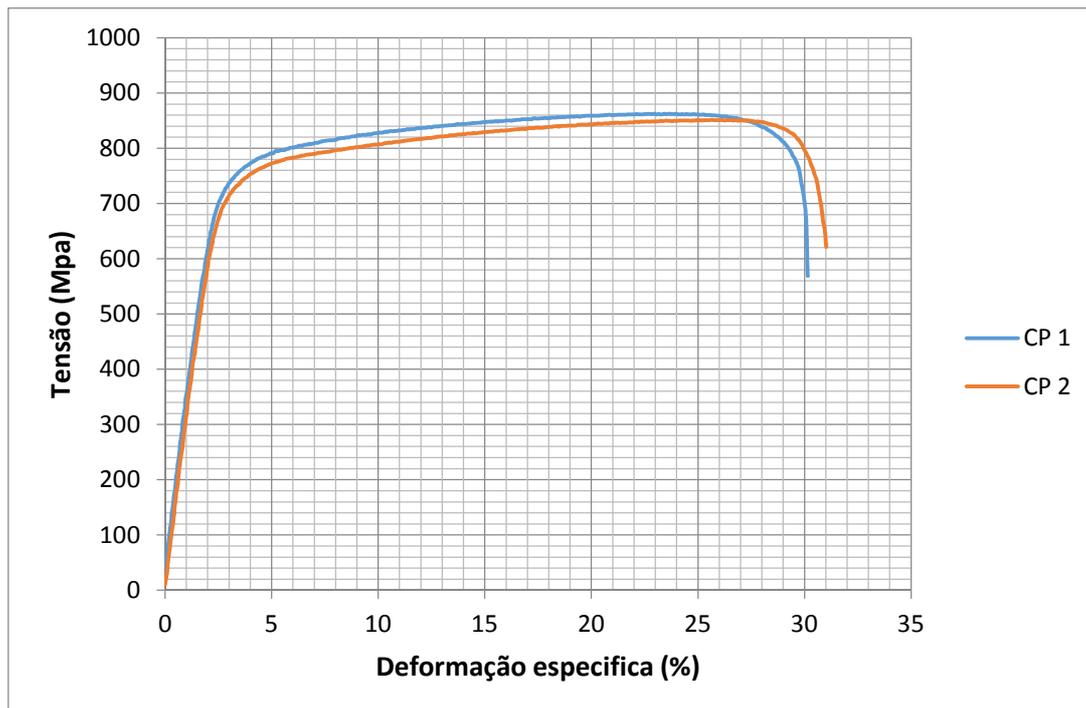
As imagens 20 e 21 apresentam os gráficos de tensão x deformação para o corpo de prova sem solda e para o corpo de prova soldado, respectivamente.

Figura 19 – Gráfico de tensão x deformação para o corpo de prova sem solda



Fonte: Autor

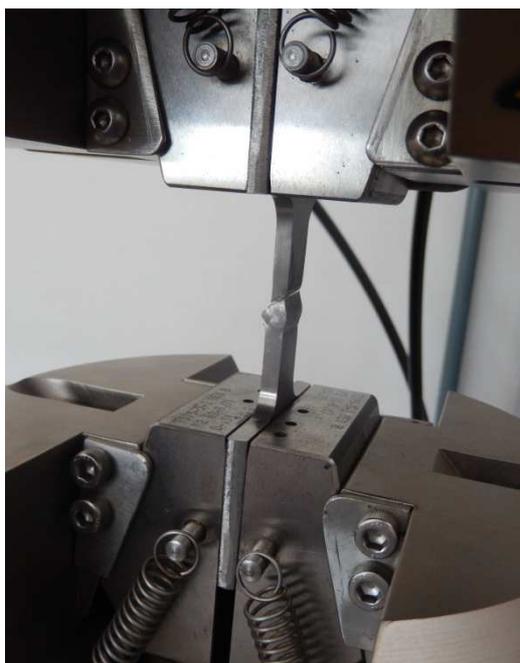
Figura 20 – Gráfico de tensão x deformação para o corpo de prova soldado



Fonte: Autor

A figura 22 mostra um corpo de prova soldado logo após a ruptura. Observa-se que tal ruptura ocorreu na região de interface entre o metal de solda e o metal de base.

Figura 21 – Ensaio de tração nos corpos de prova



Fonte: Autor

Os dados obtidos indicam que o cordão de solda afetou o comportamento dúctil do aço, ou seja, houve menor deformação específica na ruptura. Porém, mesmo com isso, os valores de deformação específica na ruptura, para os CPs soldados, ainda indicam um claro comportamento dúctil.

Como já citado, a seção de ruptura final ocorreu na região de transição entre o metal de solda e o metal de base, dando indícios de que os problemas associados a essa região (granulometria grosseira da ZAC e efeito de concentração de tensões no pé do cordão) são importantes.

Por outro lado, observou-se que, os corpos de prova soldados, apresentaram valores de tensão 38%, acima da tensão mínima imposta pela norma. Para a tensão de escoamento os valores do ensaio se mostraram 35% mais altos que o valor mínimo imposto pela norma.

Portanto, mesmo que esteja clara a influência do cordão de solda na diminuição da tenacidade do material, os dados de resistência mecânica obtidos para os corpos de prova soldados são aceitáveis, segundo critério de carregamento estático.

3.2 Determinação da quantidade necessária de corpos de prova e de repetição dos experimentos

Para permitir uma avaliação um pouco mais abrangente e comparativa, determinou-se a obtenção das curvas S-N para três situações diferentes:

- a) Corpos de prova sem solda
- b) Corpos de prova soldados – união de topo
- c) Corpos de prova soldados com os reforços de face e raiz removidos

O intervalo de tensões de ensaio corresponde a uma carga repetida, ou seja, com coeficiente de tensões de ensaio $R = \sigma_{\text{mínimo}}/\sigma_{\text{máximo}} = 0$. Cabe lembrar que o efeito do valor médio da tensão dinâmica atuante, no comportamento em fadiga de uma união soldada, é muito pequeno. Dessa forma, desde que o valor de pico de tensão aplicada sobre o corpo de prova (ou peça mecânica) não atinja o menor valor de limite de escoamento – do metal de base, da ZAC ou do metal de solda – o parâmetro de tensão (eixo das ordenadas do diagrama S-N) é a faixa de tensão $\Delta\sigma = \sigma_{\text{máximo}} - \sigma_{\text{mínimo}}$. Essas considerações são comuns a todas as normas para dimensionamento de

cordões de solda (AWS, 2010, Eurocode 3, 2003 e IIW, 2008). Por outro lado, aplica-se um intervalo de tensões completamente positivo, ou seja, $\sigma_{\text{mínimo}} \geq 0$, por dois motivos: *i*) os códigos são voltados a estruturas, as quais apresentam peso morto elevado (peso próprio e de equipamentos ou mobiliário fixos) e *ii*) uma tensão mínima positiva (trativa) representa uma condição mais severa para a vida em fadiga, configurando portanto, uma abordagem conservativa.

Em todas as normas consultadas, o enquadramento do detalhe estrutural se dá pelo tipo de junta e pela direção relativa de carregamento em relação ao cordão ou filete de solda. No caso, trata-se de uma união de topo, com carregamento transversal ao cordão. Observou-se, nas referências bibliográficas e normas, que há consenso quanto ao modo de falha deste tipo de união: propagação de uma ou mais trincas no pé da solda, na face superior ou na raiz do cordão, conforme já citado anteriormente e exemplificado na figura 28.

A disponibilidade de material, o tempo para os ensaios e principalmente a adequação a normas e diretrizes técnicas nortearam a determinação da quantidade de corpos de prova analisados por nível de tensão.

A norma ASTM E739 (2013) apresenta orientações para a seleção da quantidade de corpos de prova e níveis de tensões adotados nos ensaios. Para selecionar a quantidade de corpos de prova a serem utilizados é necessário primeiramente definir a finalidade do estudo e enquadrá-lo nas categorias propostas pela norma. Após a seleção da categoria e do tamanho da amostra, o próximo passo é determinar a relação entre corpos de prova e níveis de tensão, ou seja, maior número de níveis de tensão envolvem maior quantidade de corpos de prova, conceito chamado pela norma ASTM E739 (2013) de replicação. Tais especificações visam garantir boa confiabilidade de resultados. A referida norma também apresenta faixas de valores aceitáveis de replicação para cada categoria. As categorias, tamanho de amostras e percentuais de replicação podem ser vistos na tabela 4.

Tabela 4 - Tamanhos de amostra propostos pela 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 aceitáveis para projetos	12 a 24	50 a 75
Dados com confiabilidade estatística	12 a 24	75 a 88

Fonte: Adaptado de ASTM E739 (2013, p.3)

O presente trabalho foi enquadrado como pesquisa e desenvolvimento e, em função das limitações de material, adotou-se 8 corpos de prova por situação com uma replicação mínima de 50%, que leva à utilização de 4 diferentes níveis de tensão por situação.

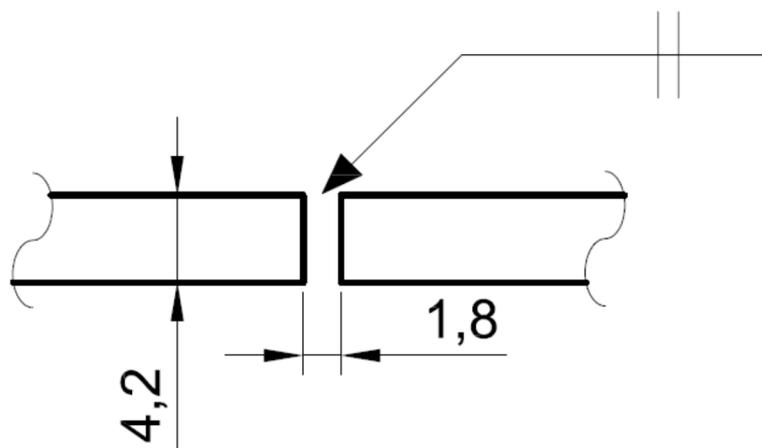
3.3 Ajustes preliminares do processo de soldagem em placas de sacrifício

Para que os parâmetros de soldagem pudessem ser ajustados de maneira a se obter bons resultados, optou-se por efetuar testes em placas de sacrifício, que seriam posteriormente inspecionadas para avaliar a necessidade de mais ajustes. Tal medida foi adotada em função da pouca quantidade de material disponível. Inicialmente foram soldadas duas placas de sacrifício.

Considerando a geometria já definida das barras disponíveis, quatro barras foram cortadas ao meio, gerando duas "placas de teste" de aproximadamente 245 mm de comprimento e 114mm de largura. O processo de corte foi efetuado com serra-fita, para evitar grande aporte térmico ao material. Todo o procedimento foi realizado nos laboratórios do Grupo de Estudos em Fabricação e Materiais (GEFMat) da Universidade Federal do Rio Grande.

O projeto de junta adotado é apresentado na figura 23 e foi elaborado conforme recomendações das normas AWS D1.1(2010) e AWS D1.6 (2007). Cabe salientar que, de acordo com essas normas, para soldas de topo com penetração total em barras ou chapas com espessura de até 6 mm não existe a necessidade de abertura de chanfro.

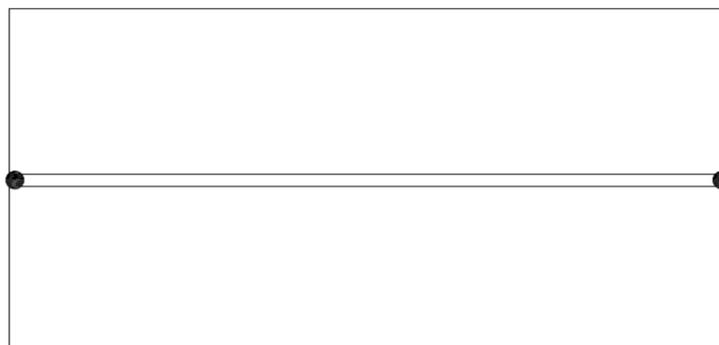
Figura 22 – Configurações da união soldada (dimensões em mm)



Fonte: Autor

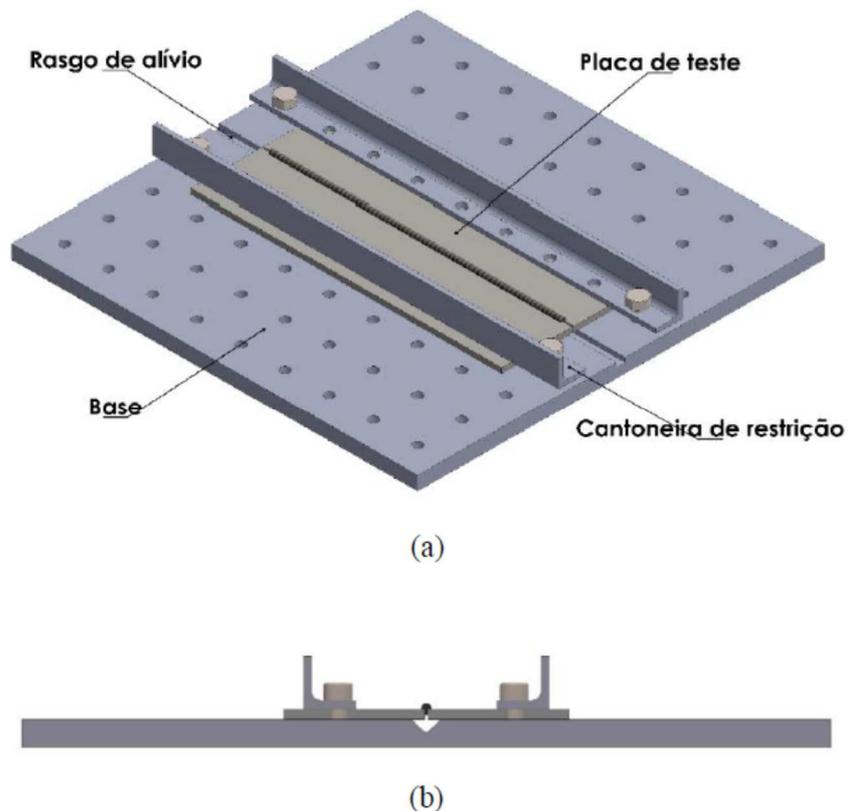
Para garantir a medida de abertura da raiz, as barras foram posicionadas na medida de 1,8 mm e tiveram seus extremos ponteados, conforme representado na figura 24. Porém, para a realização do cordão de solda nas placas de teste foi necessário utilizar o dispositivo elaborado por Milech (2015). Este dispositivo tem o intuito de inibir a movimentação horizontal das chapas e impedir o seu empenamento (movimentação vertical), fatores que provavelmente aconteceriam, dado o aporte térmico envolvido. O dispositivo também serviu para garantir o alinhamento das chapas. A figura 25 apresenta a) vista isométrica geral e b) vista lateral do equipamento.

Figura 24 – Representação do processo de ponteamto das barras



Fonte: Autor

Figura 23 – Dispositivo para fixação das placas de teste elaborado por Milech (2015)



Fonte: Milech (2015 p. 55)

A soldagem foi realizada utilizando-se o robô HP20D *Yaskawa Motoman*. O processo utilizado foi o GMAW e a fonte de soldagem utilizada, modelo *Smashweld 408 TopFlex* fabricada pela ESAB, possui característica de tensão constante com regulagem em escalas e velocidade de alimentação de arame de forma contínua. O tipo de arame-eletrodo utilizado foi da classe AWS SFA 5.9, modelo Autrod 22.09 da fabricante ESAB com diâmetro de 1,2 mm, apresenta a composição química descrita na tabela 5, abaixo:

Tabela 5 - Composição química do eletrodo OK 67.50

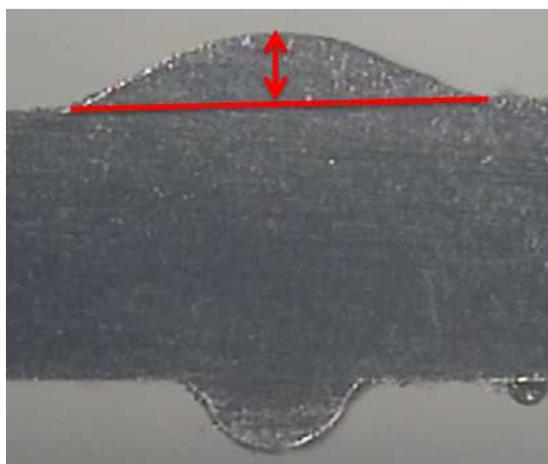
Composição química (% peso)							
C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo
0,02	0,8	0,01	0,01	0,8	22	9	3

Fonte: Adaptado do Catalogo ESAB 2015

O gás de proteção utilizado na operação é composto por uma mistura de Ar + 2% O₂ com a vazão regulada para 16 l/min.

Os parâmetros iniciais de soldagem para este eletrodo, apresentados na tabela 6, foram retirados do Catálogo de Consumíveis ESAB (2015). Após a parametrização e execução da solda na primeira placa de teste, observou-se uma solda com penetração total. A altura do reforço apresentou média de 1,2 mm e manteve-se abaixo do limite de 3 mm estabelecido pelas normas AWS D1.1 (2010) e AWS D1.6 (2007). A medição foi feita através do software ImageJ, um exemplo pode ser visto na figura 26. Nos locais indicados pela figura 28, nesta etapa foram feitas 6 medições (três em cada placa) ao todo.

Figura 24 – Exemplo de medição da altura do reforço



Fonte: Autor – Dimensões em mm

Tabela 6 - Parâmetros de soldagem utilizados nas placas de teste.

Ur (V)	I (A)	V _{alim} (m.min ⁻¹)	V _{sold} (cm.min ⁻¹)	DBCP (mm)
21,5	129	5	30	18

Ur = tensão regulada na fonte; V_{alim} = velocidade de alimentação;
V_{sold} = velocidade de soldagem; DBCP = Distância Bico de Contato Peça.

Fonte: Autor

As duas placas de teste foram soldadas com os mesmos parâmetros, para confirmação de resultados. A figura 27 apresenta a vista superior de uma das placas.

Figura 25 – Placa de teste para ajuste dos parâmetros de soldagem



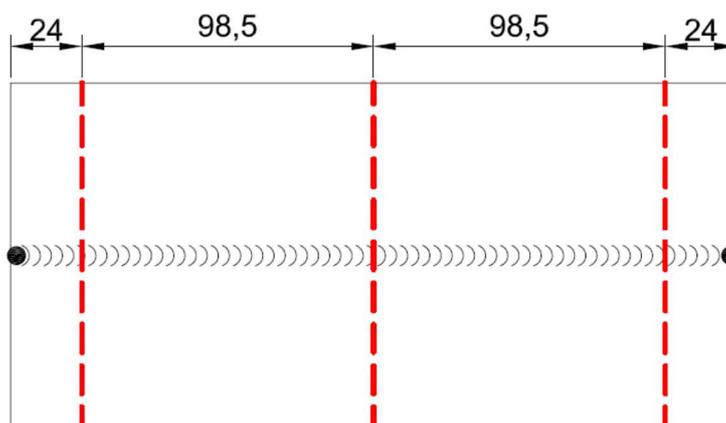
Fonte: Autor

3.4 Inspeção preliminar da união soldada das placas de sacrifício

3.4.1 Macrografia

Foram realizados alguns ensaios metalográficos com o objetivo de avaliar a integridade do cordão e a adequação dos parâmetros de soldagem. Para a realização da metalografia, foram analisadas três regiões distintas em cada placa de teste, conforme indicado na figura 28. O objetivo de investigar amostras nestas posições é investigar as regiões intermediária e extremas do cordão de solda.

Figura 26 – Cortes nas placas de teste para macrografias



Fonte: Autor – Dimensões em mm

Após o corte as amostras passaram por três etapas para a realização das macrografias: desbaste, polimento e ataque com reagente adequado.

O desbaste foi realizado por meio de lixamento manual, com a sequência de lixas de numeração 180, 240, 320 e 400, girando-se a amostra em 90° a cada mudança de lixa. Já na operação posterior de acabamento, foram utilizadas lixas de numeração 500, 600 e 1000.

O polimento foi realizado em politriz elétrica, soluções diluídas de Alumina (Al_2O_3) de granulometria igual a 0,6 μm . A realização da análise foi feita em um microscópio ótico de luz refletida da marca *Olympus*, modelo GX 51S. Os resultados obtidos serão apresentados na seção 4.1

3.4.2 Micrografia

A escolha dos pontos de análise sobre a placa se deu de maneira análoga à realizada na macrografia, assim como a preparação das amostras, exceto na fase de acabamento, na qual também foi empregada uma lixa 2000.

O polimento foi realizado em politriz elétrica, soluções diluídas de Alumina (Al_2O_3) de granulometria igual a 0,6 μm .

Para o ataque químico foi utilizado Behara II. O ataque foi realizado por imersão durante 15 segundos. A realização da análise foi feita em um microscópio ótico de luz refletida da marca *Olympus*, modelo GX 51S gerando imagens de 50 μm a 500 μm .

Os resultados obtidos serão apresentados na seção 4.2

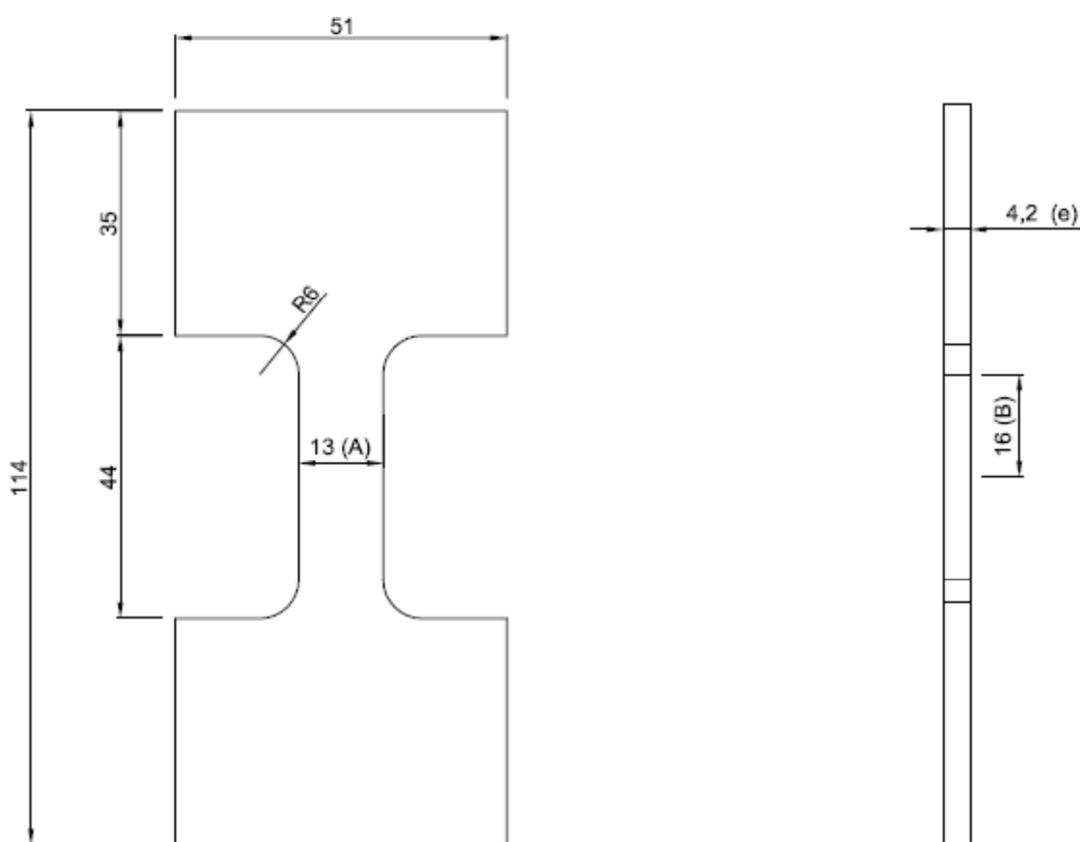
3.4.3 Avaliação da microdureza

Para determinar o perfil de microdureza da união soldada foram realizados testes de microdureza Vickers no metal de base (MB), zona termicamente afetada (ZTA) e zona fundida (ZF). Para a realização dos testes, utilizou-se um microdurômetro da marca *Shimadzu*, modelo HMV-2. A carga utilizada foi de 0,5 HV (aproximadamente 4,903 N). O tempo de aplicação da carga foi de 10 segundos para cada ponto de análise. Os resultados obtidos serão apresentados na seção 4.3

3.5 Dimensionamento dos corpos de prova para os ensaios de fadiga

O dimensionamento dos corpos de prova utilizados para os ensaios de fadiga foi feito com base na referência técnica ISO/TR 14345 (2012), a qual estabelece que as dimensões (A) e (B) da figura 29 devem ser maiores ou iguais a três vezes a espessura do corpo de prova. A largura da região de fixação do corpo de prova na máquina de ensaio foi maximizada, para evitar deslizamento quando cargas altas fossem aplicadas.

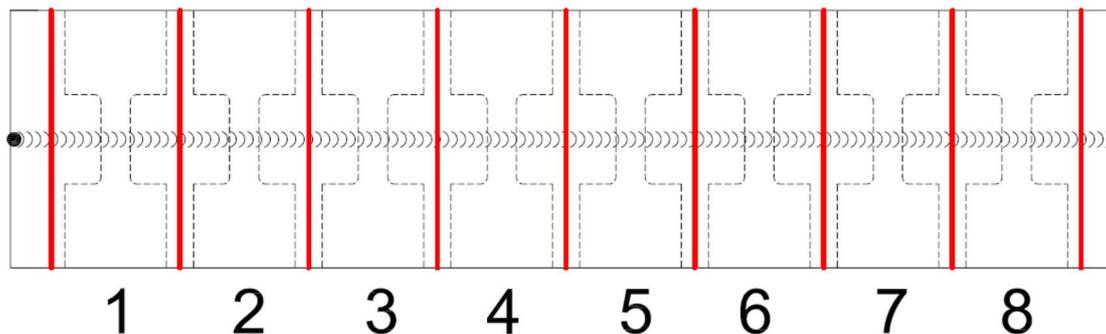
Figura 27 – Dimensões e regiões dos corpos de prova utilizados



Fonte: Autor – Dimensões em mm

O processo de dimensionamento também buscou uma disposição ótima, maximizando a quantidade de corpos de prova nas placas, considerando as dimensões máximas das barras disponíveis e o sentido de laminação do material. Com isso, verificou-se a possibilidade de fabricar oito corpos de prova por placa de teste (sendo cada placa formada por duas barras originais), numa disposição mostrada na figura 30.

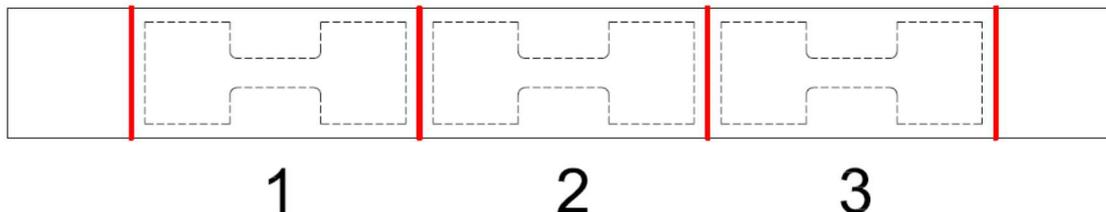
Figura 28 – Disposição dos corpos de prova nas chapas



Fonte: Autor

Para a fabricação dos corpos de prova sem solda, foram utilizadas somente as barras originalmente disponíveis. Em virtude das dimensões dessas barras, a disposição dos corpos de prova teve que ser modificada com a rotação de cada corpo em 90° , conforme a imagem 31. Cabe salientar que a necessidade de rotacionar os corpos de prova fez com que o sentido de laminação ficasse perpendicular ao sentido de aplicação da carga.

Figura 29 – Disposição dos corpos de prova sem solda



Fonte: Autor

Por fim foram feitas simulações conforme a norma Eurocode 3 - Part 1.9 - Fatigue (1999) para estimativa das cargas a serem aplicadas no corpo de prova e verificação da compatibilidade da máquina de fadiga com estas cargas.

3.6 Fabricação dos corpos de prova: soldagem e usinagem.

Após definida a disposição dos corpos de prova nas placas, efetuou-se o processo de soldagem, com os mesmos equipamentos, eletrodo e parâmetros citados na seção 3.3. Houve monitoramento dos valores médios de tensão e de corrente durante o processo de soldagem, os quais são apresentados na tabela 7

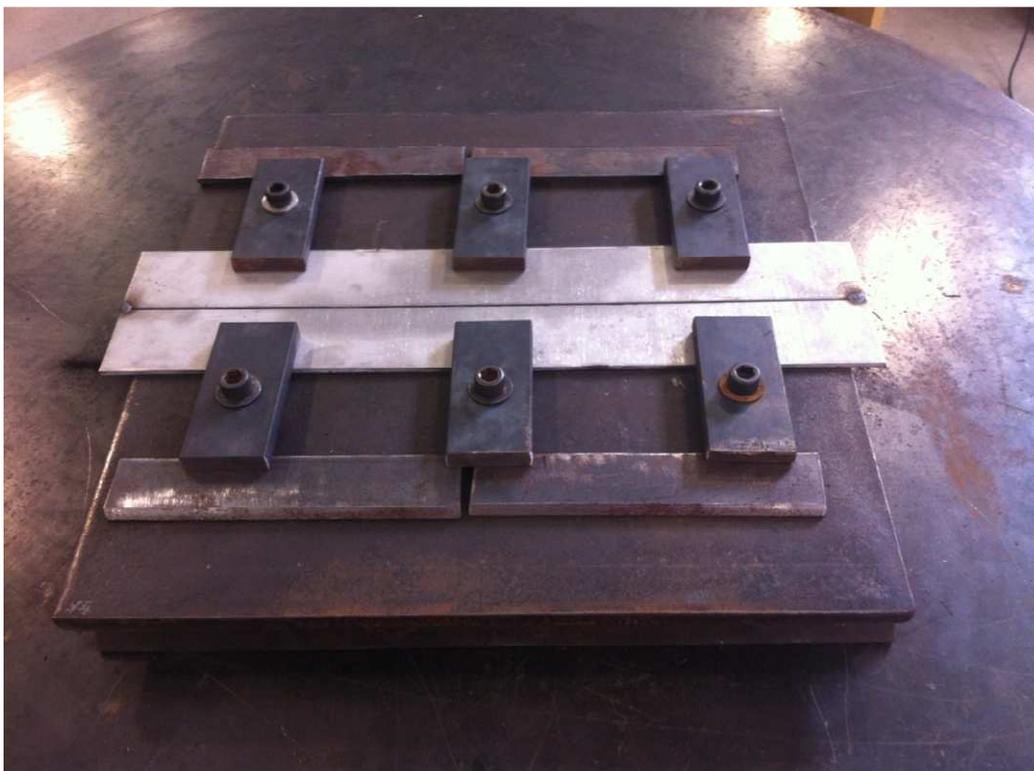
Tabela 7- Média dos parâmetros de soldagem das placas

Placa	Um (V)	Im (A)
T4	21,75	129,6
T5	21,72	129,7
T6	21,74	127,58
T7	21,57	125,63
T8	21,7	127,95
Média	21,7	128,10

Um = tensão média; Im = corrente média. Fonte: Autor

Em função das dimensões das barras a serem soldadas houve também necessidade de se efetuar adaptação no dispositivo criado por Milech (2015) e apresentado na figura 25, a adaptação consistiu da abertura de novos furos passantes, rosqueados, em novas posições, remoção das cantoneiras e instalação de novos dispositivos para fixação das barras. O resultado, já com as barras instaladas, pode ser visto na imagem 32.

Figura 30 – Adaptação feita no dispositivo criado por Milech (2015) (já com as barras instaladas e ponteadas)



Fonte: Autor

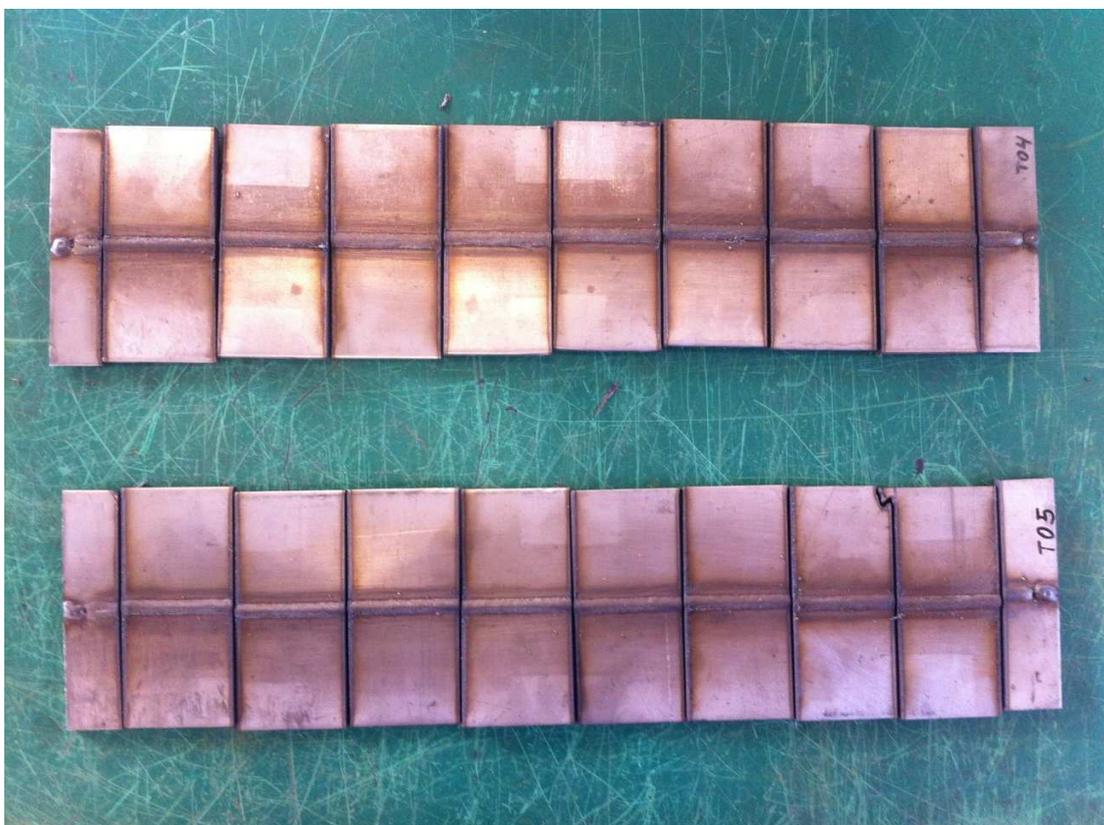
Após o processo de soldagem as placas e barras foram cortadas nas linhas vermelhas, indicadas nas figuras 30 e 31. Os cortes foram realizados mediante processo de corte plasma. A tocha plasma foi acoplada em uma “tartaruga” para garantir a uniformidade da velocidade de corte e o acabamento. A fonte utilizada no processo é fabricada pela *Hypertherm*, modelo *Powermax 1650*. Os parâmetros adotados estão indicados na tabela 8 e o resultado do corte de duas placas é apresentado na figura 33. Conforme a referência técnica ISO/TR 14345 (2012) o corte térmico é permitido, porém, a zona afetada pelo processo deve ser removida por usinagem. Além disso, devem ser descartados os extremos do cordão de prova, conforme visto na figura 33.

Tabela 8 - Parâmetros utilizados no corte plasma

Pressão (bar)	Ir (A)	DBP (mm)	Vel. Corte (mm.min ⁻¹)
5	70	2	800

Fonte: Autor

Figura 31 – Resultado dos cortes de duas placas



Fonte: Autor

Para conferir a forma final dos corpos de prova, remover a zona afetada pelo processo de corte plasma e garantir a qualidade dimensional, as amostras foram usinadas em centro com comando numérico, da fabricante *HAAS*, modelo *VF-2* com 5 graus de liberdade.

Para reduzir o tempo de ajuste e posicionamento dos corpos de prova no centro de usinagem e garantir a qualidade dimensional dos mesmos, foi desenvolvido um dispositivo de fixação, apresentado na figura 34, o qual foi montado em uma morsa já instalada no interior do centro de usinagem.

O aço inoxidável duplex S31803 mostrou-se de difícil usinabilidade e, em função disso, utilizou-se uma ferramenta do tipo fresa topo, com quatro arestas cortantes em metal duro, fabricada por *Sandvik* modelo R216.34-06050-AK13H 1620.

Figura 32 – Dispositivo para fixação dos corpos de prova.

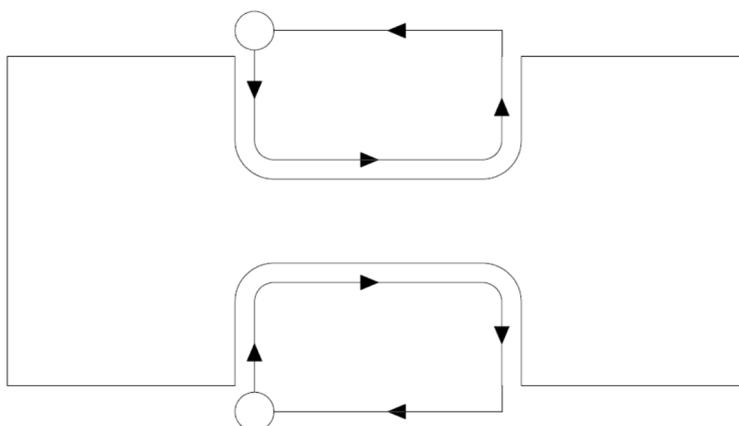


Fonte: Autor

Em função da dificuldade de usinagem utilizou-se rotação de 1200 rpm, com velocidade de avanço de 33 mm/min e profundidade de corte entre passes

de 0,25 mm. A figura 35 mostra a trajetória programada para a ferramenta e a figura 36 mostra o corpo de prova montado no suporte com um lado usinado.

Figura 33 – Trajetória da ferramenta



Fonte: Autor

Figura 34 – Corpo de prova parcialmente usinado



Fonte: Autor

Após esta etapa da usinagem, os corpos de prova foram lixados nas regiões onde houve fresamento, para remoção de rebarbas. A lixa utilizada foi

de número 120 fabricada pela Norton modelo Adalox A275. Conforme a referência técnica ISO/TR 14345 (2012), as ranhuras provenientes dos processos de usinagem devem apresentar o mesmo sentido de aplicação da carga e, portanto, tanto o fresamento como o lixamento respeitaram esta restrição.

Após a usinagem, também foi retirado o reforço e a raiz de parte dos corpos de prova a serem empregados no levantamento do diagrama S-N desse tipo de união específica. A escolha destes corpos de prova se deu de forma aleatória.

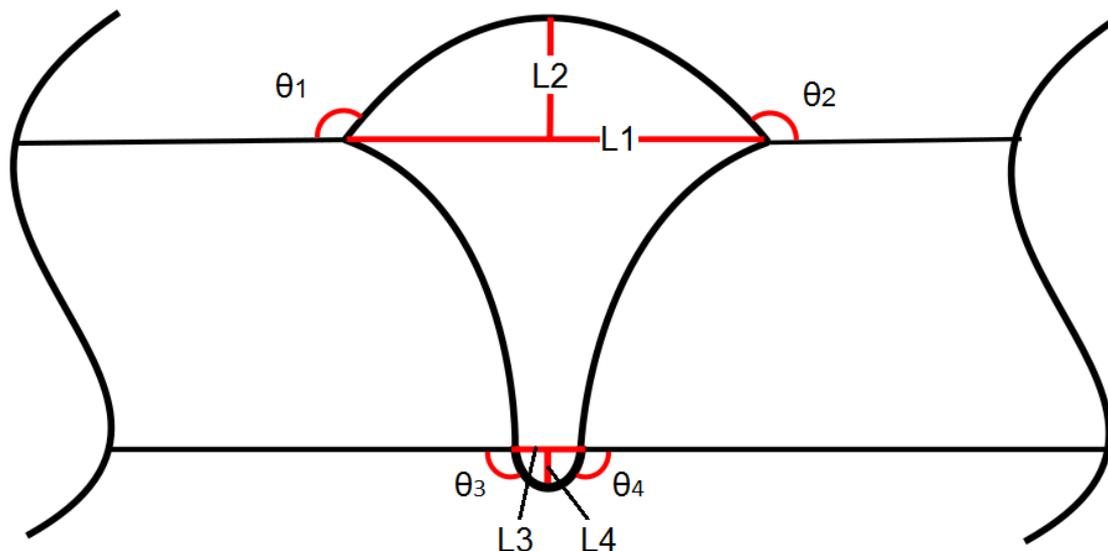
O processo de retirada do reforço e da raiz foi feito em uma plaina mecânica, equipada com ferramenta de metal duro. Para garantir que as ranhuras provenientes do processo de aplainamento ficassem no mesmo sentido de aplicação da carga, os corpos de prova foram montados com a solda perpendicular ao sentido de movimentação da ferramenta. Após a retirada do reforço e da raiz, os corpos de prova foram lixados, com lixas da mesma especificação citada anteriormente, o objetivo do processo foi de reduzir a presença de ranhuras.

3.7 Medição dos ângulos no pé da solda

Sabe-se que a vida em fadiga de um componente soldado pode ser afetada pela concentração de tensões no cordão. Conforme já discutido anteriormente, a altura do reforço e o ângulo de tangência θ no pé do cordão de solda são parâmetros intimamente relacionados com o fator de concentração de tensões da união. Observou-se, portanto, a necessidade de medição destes parâmetros geométricos, para posterior avaliação de sua influência nos resultados dos ensaios em fadiga.

Cabe salientar que as medições foram feitas com o auxílio do *software* ImageJ e, portanto, não apresentam exatidão elevada, mas, por outro lado, se prestam ao estudo comparativo desejado. A figura 37 contém uma representação esquemática dos pontos de medição.

Figura 35 – Representação esquemática dos pontos de medição



Fonte: Autor.

A tabela 9 apresenta os valores de altura do reforço e da raiz, bem como largura do reforço e da raiz medidos para os corpos de prova soldados que foram submetidos aos ensaios de fadiga.

Tabela 9 - Dimensões dos cordões dos corpos de prova soldados sujeitos a fadiga

Identificação CP	Altura do reforço (L2) (mm)	Largura do reforço (L1) (mm)	Altura da raiz (L4)(mm)	Largura da raiz (L3) (mm)
3T6	1,15	7,08	1,2	2,88
4T5	1,24	7,25	1,14	3,25
4T6	1,19	7,22	1,11	2,77
5T6	1,21	6,86	1,11	3,05
2T4	1,27	7,38	1,35	3,03
6T6	1,42	6,93	0,95	2,88
2T6	1	7	1,35	3,34
1T4	1,12	6,43	1,06	3
Média	1,2	7,02	1,16	3,03
Desvio Padrão	0,12	0,29	0,14	0,19
Variância	0,01	0,09	0,02	0,04

Fonte: Autor

Já a tabela 10 apresenta os valores dos ângulos tangência θ medidos no pé do reforço e da raiz do cordão de solda.

Tabela 10 - Dimensões dos ângulos de tangencia medidos nos corpos de prova

Identificação CP	θ1 (°)	θ2 (°)	θ3 (°)	θ4 (°)
3T6	153	154	125	131
4T5	157	161	135	127
4T6	154	152	125	122
5T6	150	154	129	139
2T4	150	153	123	119
6T6	147	145	132	134
2T6	161	155	129	128
1T4	154	155	123	126
Média	153,25	153,63	127,51	128,10
Desvio Padrão	4,40	4,41	4,16	6,40
Variância	19,36	19,41	17,27	40,96

Fonte: Autor

Foram analisados somente os corpos de prova que seriam submetidos a ensaios de fadiga com os reforços do cordão. Conforme já mencionado anteriormente, as normas AWS D1.1 (2010) e AWS D 1.6 (2007) estabelecem que para este tipo de união a altura do reforço deve estar entre 1 mm e 3 mm. Ao analisar a tabela 9 observa-se que este critério foi atendido.

3.8 Ensaios de fadiga

Foram executados ensaios de fadiga considerando os três grupos de corpos de prova citados anteriormente: a) sem solda, b) com solda e c) com solda e com reforço retirado. A identificação dos corpos de prova foi feita da seguinte maneira: as placas foram numeradas conforme a ordem de fabricação, foi acrescentado a letra "T" antes da numeração da placa e os corpos de prova foram numerados conforme as figuras 30 e 31. Logo, um corpo de prova identificado como 3T6 está na posição numero 3 (figura 30) e pertence à placa 6. Já para os corpos de prova onde não houve processo de soldagem, foi utilizada a letra "L" e o mesmo procedimento de numeração. Conforme a recomendação da referência técnica ISO/TR 14345 (2012), os corpos de prova foram escolhidos de forma completamente aleatória.

Para os ensaios de fadiga foi utilizada uma máquina servo-hidráulica marca *Instron*, modelo 8800, com capacidade de carga dinâmica de 10 t

(Figura 38), localizada no Laboratório POLICAB da FURG. Todos os ensaios foram executados em temperatura ambiente, com razão de tensões $R = 0$ (carga pulsada ou repetida) e frequência entre 10 e 20 Hz, conforme a carga aplicada.

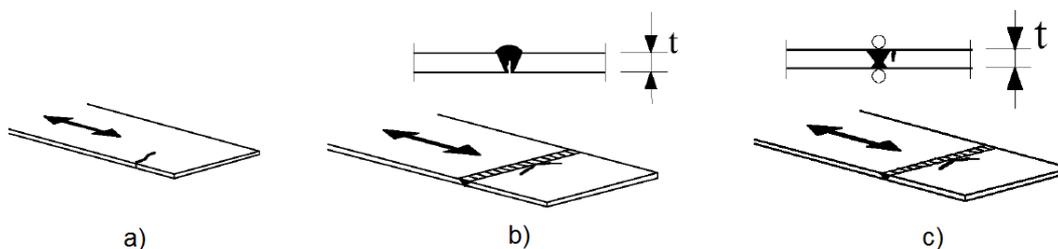
Figura 36 – Máquina utilizada para ensaios de fadiga



Fonte: <http://www.advancedlab.co.za/sites/default/files/products/8801.jpg>. Acesso em 19/01/2016.

A estimativa dos valores de carga utilizados no ensaio foi feita tomando por base a norma Eurocode 3 - Seção 1.9 - Fadiga (1993). Esta norma classifica barras e perfis em estado de laminação como Categoria do Detalhe 160 (Figura 39a), já uniões de topo com carregamento transversal com a remoção dos reforços como Categoria do Detalhe 112 (Figura 39c) e uniões de topo com carregamento transversal e com os reforços como Categoria do Detalhe 71 (Figura 39b).

Figura 37 – Exemplos de uniões utilizadas



Fonte: Adaptado de Eurocode 3 - Seção 1.9 - Fadiga (1993 p. 19, 20)

O consenso entre as normas e recomendações técnicas para componentes soldados sujeitos a fadiga é que, durante a fabricação, são inseridas descontinuidades nos cordões ou filetes, e principalmente, microtrincas. Portanto, para os materiais estruturais cobertos por essas normas e recomendações, o mecanismo de falha é controlado preponderantemente pelas próprias trincas e descontinuidades, e não pela resistência mecânica do material.

Tais normas e recomendações técnicas associam materiais distintos a um pequeno grupo de diagramas S-N. Por exemplo, a norma Eurocode 3 - seção 1.9 - Fadiga (2003) é aplicável a todos os aços estruturais comuns, aços patináveis não revestidos e aços inoxidáveis. Não há qualquer referência ou restrição quanto ao tipo de aço inoxidável, mas apenas uma especificação de tenacidade mínima, segundo norma EN 1993-1-10. Já as recomendações do IIW (HOBACHER, 2008) incluem o aço inoxidável austenítico em sua relação de materiais. Por fim, a norma AWS D1.1 (2010) também abarca os aços inoxidáveis, desde que seja aplicada em conjunto com a AWS D1.6 (2007). Porém, as informações contidas nesse último código são de ordem genérica, não dando qualquer informação correlacionada aos diagramas ou dados de ensaio específicos de aços inoxidáveis.

Portanto, em resumo, nenhuma dessas que são as principais referências para o processo de dimensionamento de uniões soldadas, apresenta dados ou diagramas específicos para os aços inoxidáveis. Tal abordagem tem o seguinte significado: para componentes mecânico-estruturais, unidos por juntas soldadas, o aço inoxidável tem comportamento idêntico ao dos aços estruturais comuns.

Com base nisso, a estimativa das faixas de tensão de teste tomaram por base as curvas correspondentes aos aços estruturais da norma Eurocode 3 – seção 1.9 (2003). As faixas de tensões e as frequências utilizadas nos ensaios, relacionadas aos corpos de prova específicos, são mostradas na tabela 11.

Tabela 11 - Faixa de tensão aplicada para corpo de prova

	Tensão (MPa)	Frequência (Hz)	Identificação do CP
Sem solda	458	15	L3
	489	15	L1
	567	15	L4
	641	10	L2
	791	10	L5 / L6
Com solda	154	20	1T4
	253	15	2T6
	265	15	6T6
	306	15	2T4
	357	12	3T6 / 4T5
	403	10	4T6 / 5T6
Com solda (reforço e raiz retirados)	402	15	6T5
	458	15	8T5
	507	10	3T4 / 5T4
	531	12	7T5
	586	10	6T4
	659	10	8T4
	784	10	3T5

Fonte: Autor

3.9 Análise da fratura

Para buscar indícios dos locais onde ocorreram nucleações de trincas, decidiu-se por efetuar, após a ruptura, a análise da superfície de fratura de alguns dos corpos de prova. Para tal, optou-se por uma macrografia, utilizando um microscópio óptico de luz refletida marca *Olympus*, modelo GX 51S, seguida pela análise das mesmas superfícies por meio de Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV), utilizando o equipamento marca *Jeol*, modelo JSM 6610 LV. Os resultados obtidos, tanto nessa como em outras etapas apresentadas nesse capítulo de materiais e métodos, são apresentados no próximo capítulo.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Considerações a respeito do processo de soldagem

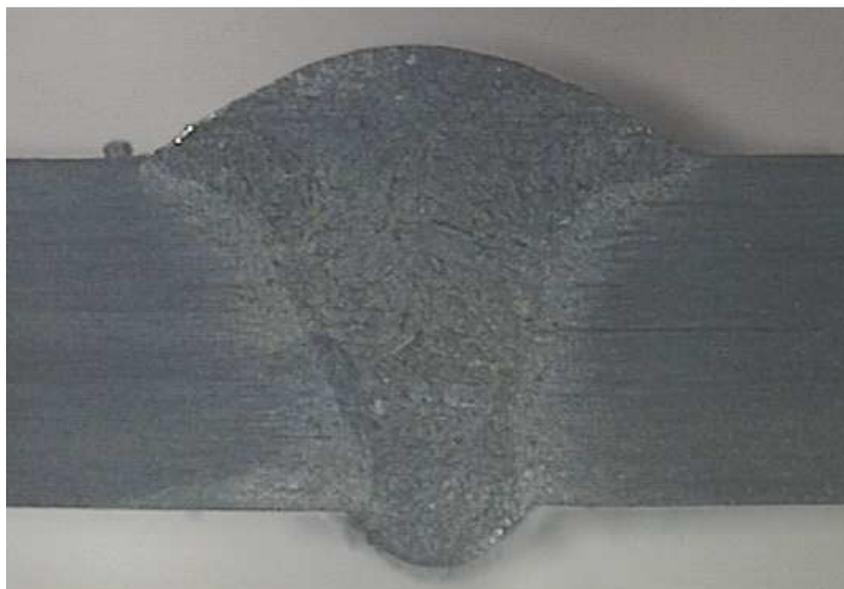
Os cordões de solda das placas de teste apresentaram aspecto visual aceitável, ou seja, na superfície desses cordões não foram encontrados poros, mordeduras ou desalinhamentos severos. A figura 40 apresenta a vista superior do cordão de solda de uma placa.

Figura 38 – Aspecto visual do cordão de solda da placa de testes



Como descrito no capítulo anterior, para melhor avaliação da integridade dos cordões, foram realizados alguns ensaios metalográficos, em cortes mostrados na figura 28. A figura 41 mostra a macrografia da seção transversal do cordão, retirada na linha central da primeira placa de sacrifício.

Figura 39 – Macrografia da seção transversal do corpo de prova

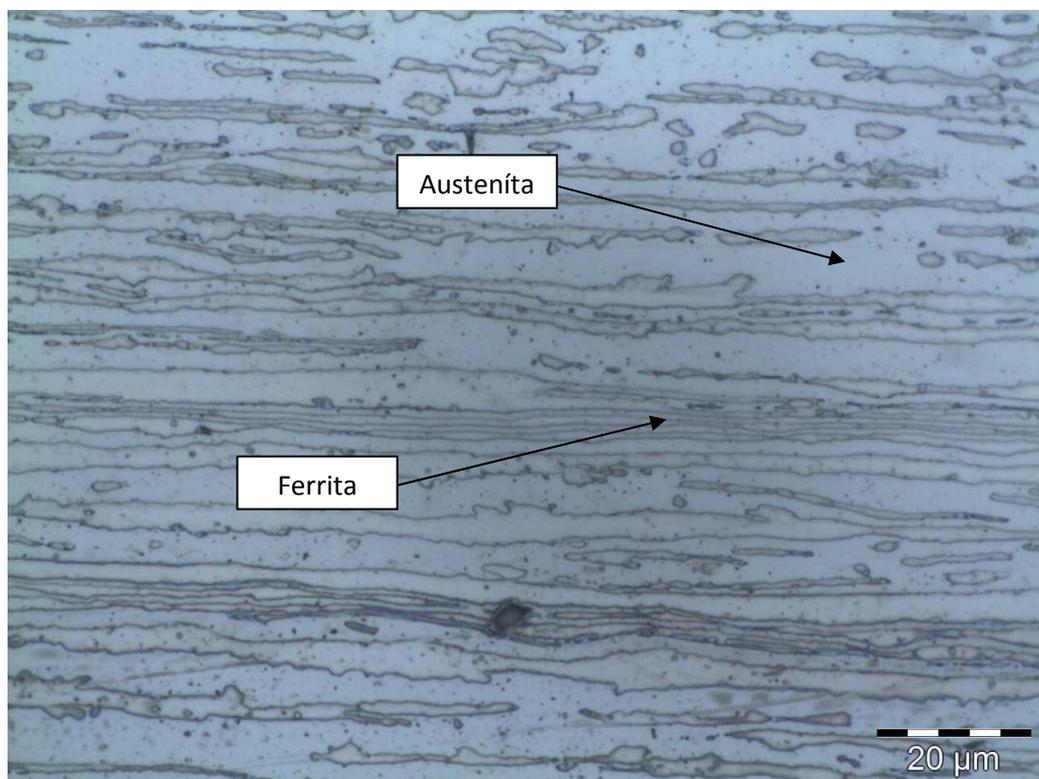


As alturas de reforço e raiz, de todos os corpos de prova, apresentaram, respectivamente, valores médios de 1,2 mm e 1,16 mm, valores considerados aceitáveis pelas normas AWS D1.1 (2010) e AWS D1.6 (2007). A macrografia do cordão permite concluir que o mesmo apresenta boa qualidade, ou seja, não há presença de defeitos internos severos. Observou-se também que houve fusão completa entre os metais de base e de adição e presença leve de salpicos.

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

O metal de base (aço inoxidável duplex S31803) apresentou uma estrutura balanceada entre ferrita e austenita com a presença de grãos alongados e alternados das duas fases, conforme pode ser visto na figura 42. Foi investigado o aspecto microestrutural do metal de base próximo a região superficial e no núcleo, não foram encontradas diferenças microestruturais, mantendo-se o aspecto sempre semelhante ao da figura 42.

Figura 40 – Micrografia do metal de base



As figuras 43 e 44 apresentam, em escalas diferentes, as três regiões distintas do cordão: o metal de base (MB), a zona termicamente afetada (ZTA) e a zona fundida (ZF).

Figura 41 – Micrografia da ZTA próxima ao reforço do cordão

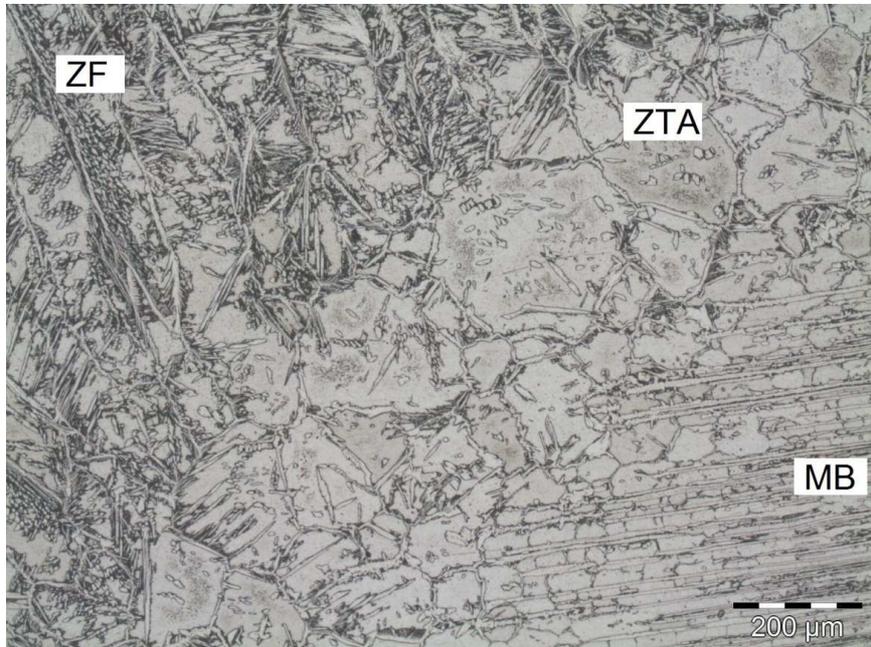
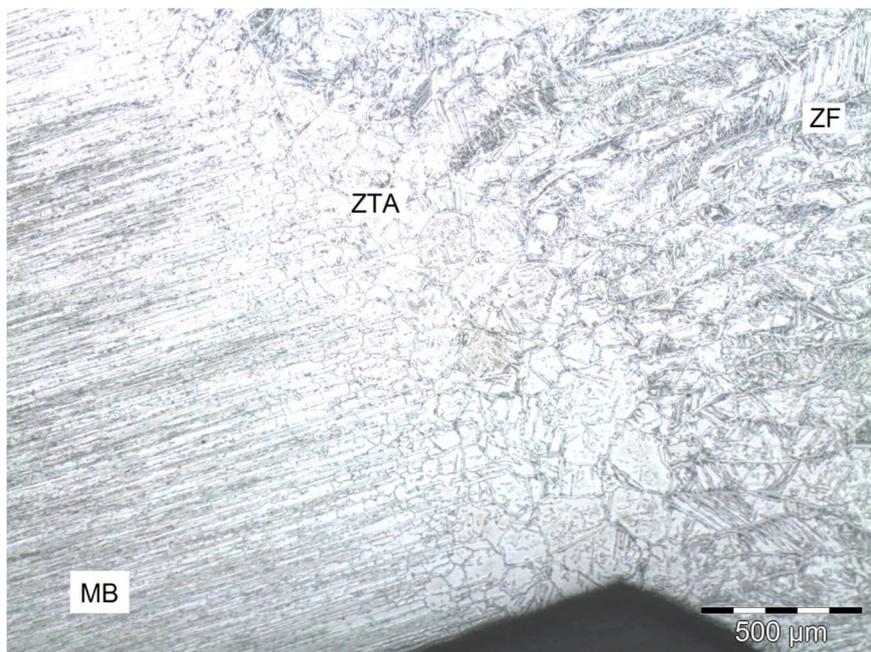


Figura 42 – Micrografia mostrando MB, ZTA e ZF próximo a raiz do cordão



As figuras 43 e 44 mostram que, como é usual, devido ao aporte térmico decorrente do processo de soldagem, em conjunto com a baixa velocidade de resfriamento, há crescimento de grãos ferríticos e consequente alteração da morfologia da ZTA. Já a microestrutura da zona fundida é caracterizada pela presença de grãos colunares de ferrita sobre uma matriz austenítica, os quais são mostrados em detalhe nas figuras 45 e 46.

Figura 43 – Micrografia zona fundida no centro do cordão

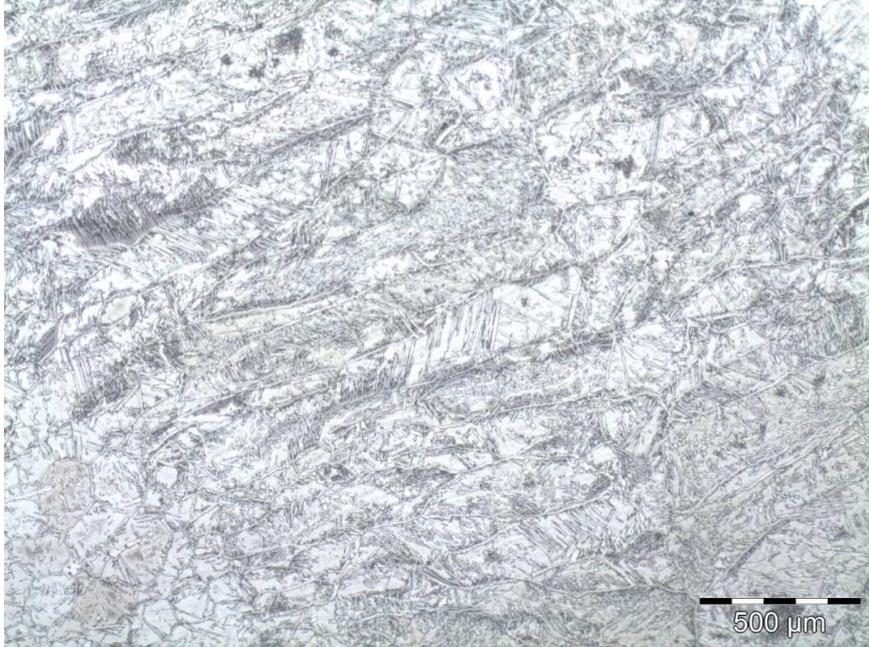


Figura 44 – Micrografia da ZF: grãos de ferrita cercados de austenita

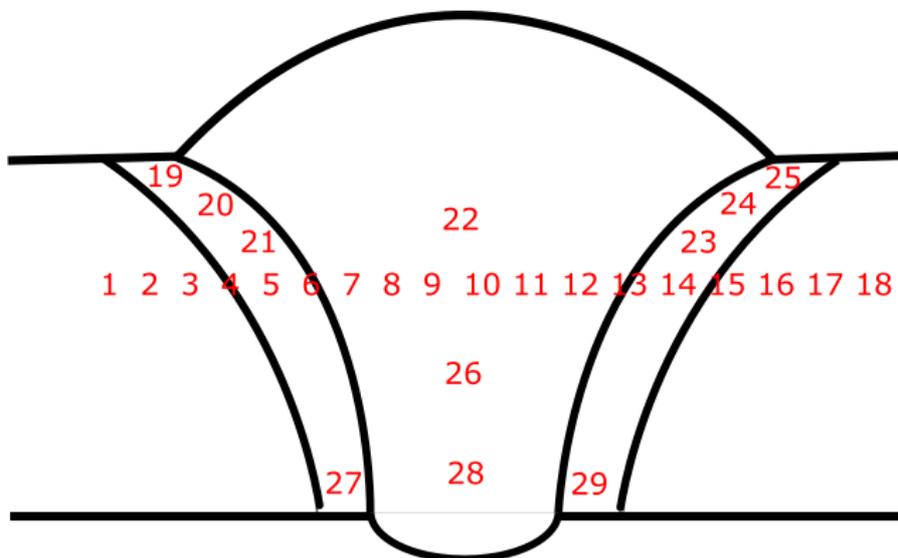


Os resultados encontrados nas micrografias do cordão de solda apresentaram similaridade com os resultados apresentados por Modenesi (2001) e Lippold e Kotecki (2005). Também há similaridade com o trabalho publicado por Sieurin & Sandstrom (2006), que investigaram a formação de austenita na ZTA de um aço inoxidável duplex 2205 e com os trabalhos publicados por Nowacki & Łukojc (2005) que investigaram as propriedades mecânicas e transformações microestruturais ocorridas na ZTA de aços inoxidáveis duplex.

4.4 Análises de Microdureza Vickers

Os testes de microdureza foram executados com o objetivo de verificar a variação da resistência mecânica, correlacionada ao perfil de dureza da junta soldada. Para tal, foram medidos pontos pertencentes ao metal de base, ZTA e zona fundida, respectivamente. A figura 47 apresenta uma representação esquemática dos pontos onde foram feitas as medições.

Figura 45 – Localização dos pontos de medição de dureza Vickers



Na tabela 12 são apresentados os resultados do ensaio de microdureza Vickers.

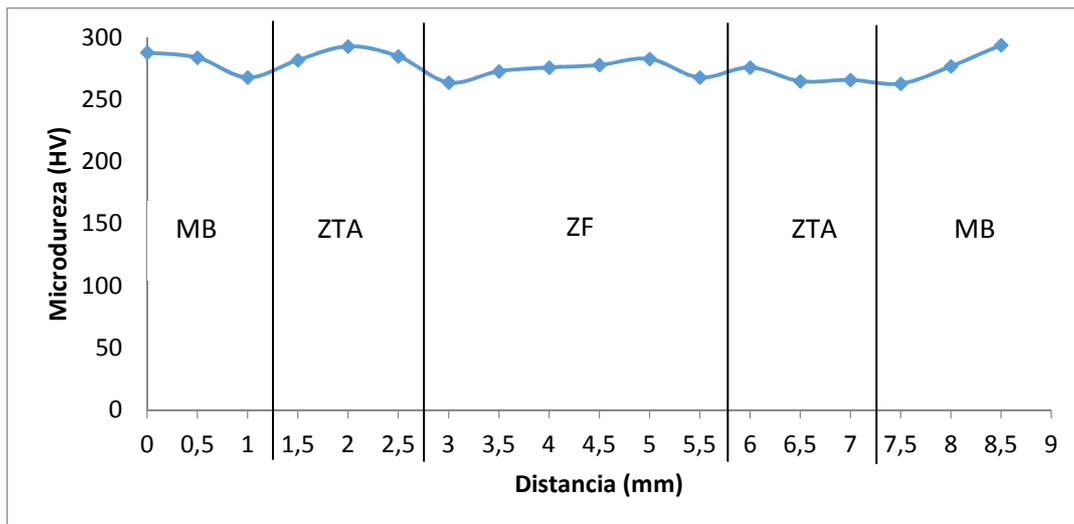
Tabela 12 - Resultados da medição da microdureza Vickers

Ponto	Valor da microdureza Vickers (HV)	Localização da endentação	
1	288	MB	
2	284	MB	
3	268	MB	Metal de Base
4	282	ZTA	Média 279
5	293	ZTA	Desv. Pad 11,93
6	285	ZTA	Variância 142,40
7	264	ZF	
8	273	ZF	ZTA
9	276	ZF	Média 273,86
10	278	ZF	Desv. Pad 9,78
11	283	ZF	Variância 95,67
12	268	ZF	
13	276	ZTA	
14	265	ZTA	Zona Fundida
15	266	ZTA	Média 277,33
16	263	MB	Desv. Pad 8,22
17	277	MB	Variância 67,5
18	294	MB	
19	274	ZTA	
20	278	ZTA	
21	268	ZTA	
22	285	ZF	
23	268	ZTA	
24	268	ZTA	
25	282	ZTA	
26	279	ZF	
27	274	ZTA	
28	290	ZF	
29	255	ZTA	

Fonte: Autor

A figura 48 apresenta um perfil de dureza ao longo da transversal do cordão, considerando os pontos de 1 a 18 com uma separação entre pontos de 0,5 mm.

Figura 46 – Perfil de dureza medido transversalmente ao cordão



Ao analisar os dados da tabela 12 e figura 48 observou-se não haver diferenças significativas entre a dureza nas diferentes regiões do cordão de solda. O metal de base apresentou a dureza média mais elevada, porém, pouco acima da zona fundida. Observou-se pontos com maior dureza na zona termicamente afetada localizada à esquerda, nos pontos 4, 5 e 6, porém, com valores semelhantes aos encontrados no metal de base.

As figuras 49, 50 e 51 mostram micrografias das endentações e seus respectivos pontos.

Figura 47 – Pontos na região composta por MB + ZTA + ZF

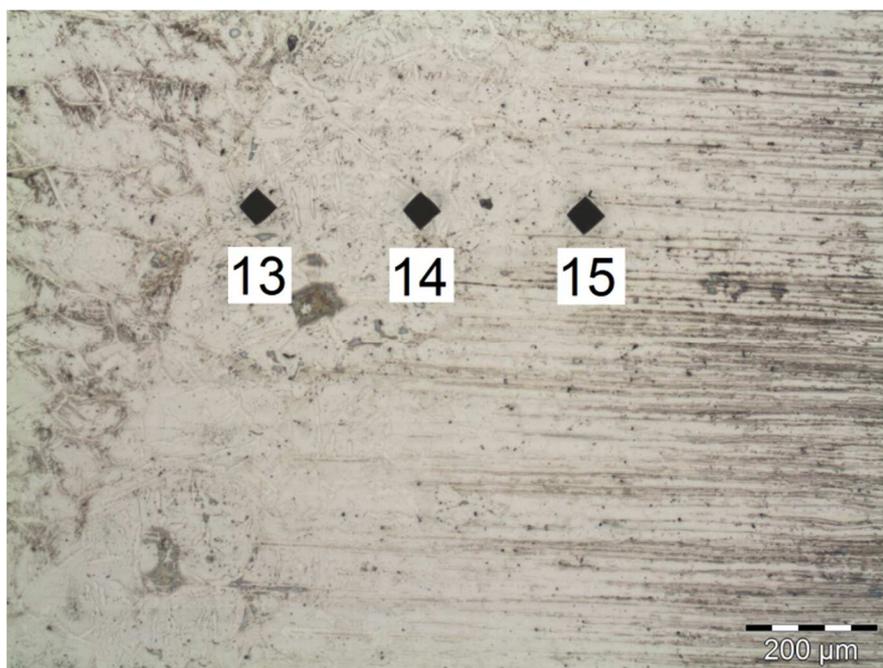


Figura 48 – Pontos na região da ZTA próxima ao reforço

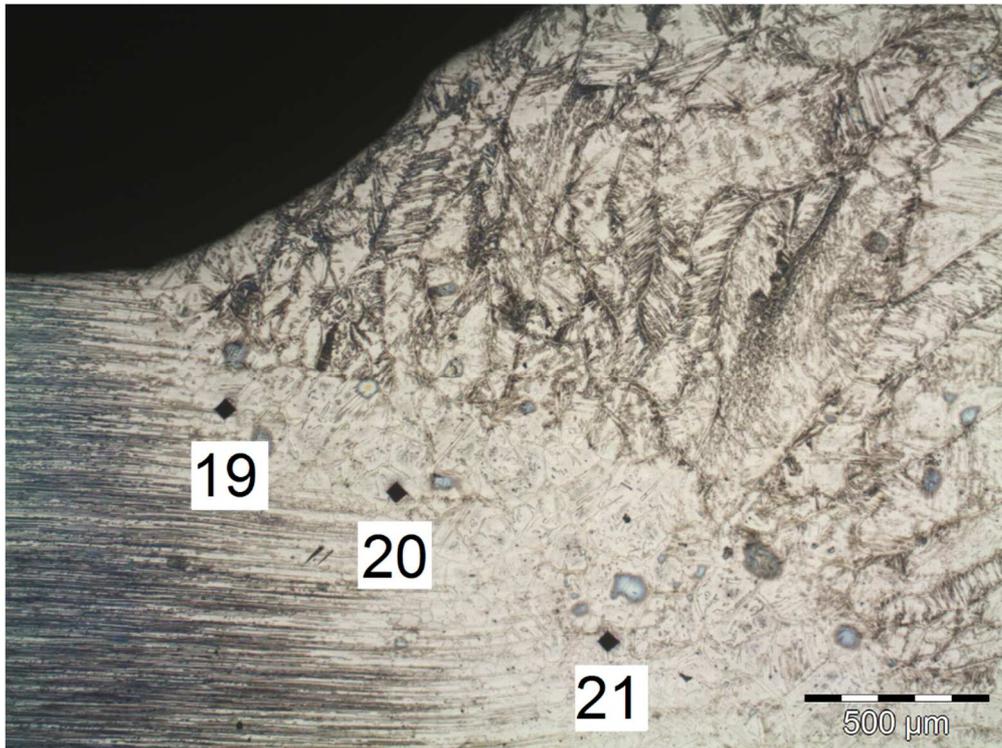
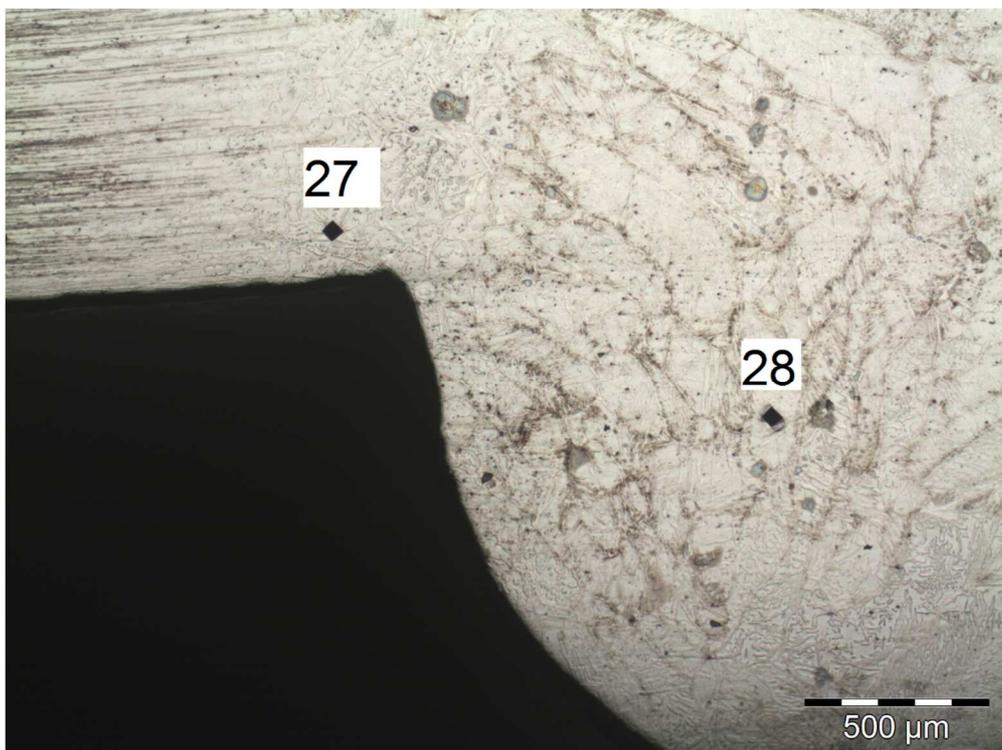


Figura 49 – Pontos na ZTA próximos a raiz do cordão e na raiz



4.5 Ensaios de fadiga

Na análise dos dados obtidos nos ensaios de fadiga, foi realizada uma comparação com os valores e diagramas das normas Eurocode 3 (2003) e AWS D1.1 (2010), visto que a AWS D1.6 (1999) não apresenta dados para fadiga. Também foram consultadas as recomendações do IIW (HOBACHER, 2008). A junta se caracteriza por uma união de topo com penetração total, sujeita a tensões transversais no cordão de solda.

Conforme já citado anteriormente, foram consideradas três situações:

- a) Corpos de prova sem solda;
- b) Corpos de prova soldados;
- c) Corpos de prova soldados com os reforços das duas faces removidos.

As normas e recomendações apresentam curvas tanto para os materiais estruturais na condição sem solda como para diversas configurações de uniões soldadas ou parafusadas. Na nomenclatura dessas normas, uma união, ou mesmo uma barra ou chapa em bruto, é chamada de “detalhe estrutural”. Os diversos detalhes estruturais são ordenados em categorias, com base no valor de faixa de tensão aplicada ($\Delta\sigma$) correspondente a um número específico de ciclos de carregamento (N). É interessante observar que dois detalhes soldados completamente distintos podem apresentar um desempenho em fadiga muito semelhante e, portanto, serem classificados dentro da mesma família, compartilhando o mesmo diagrama S-N.

A partir deste ponto existem algumas diferenças entre as normas e a recomendação utilizadas. Para a Eurocode e o IIW, o parâmetro que distingue as diferentes categorias de detalhes estruturais é a faixa de tensão $\Delta\sigma$ correspondente a uma vida de 2E6 ciclos. Ou seja, desconsiderando a dispersão natural de dados em ensaios de fadiga, um detalhe de categoria 80 apresenta uma vida em torno de 2E6 ciclos quando sujeito a uma faixa de variação de tensão, completamente positiva, de 80 MPa. Cabe citar novamente a ressalva de que o pico de tensão máxima não pode causar escoamento generalizado da união.

Já a AWS utiliza letras para classificar as diferentes categorias de detalhes, não deixando clara uma relação específica entre $\Delta\sigma$ e N . Porém, uma análise das equações e dos parâmetros apresentados nas tabelas dessa

norma, evidencia que as categorias são classificadas com base no ponto de inflexão, sobre os diagramas S-N, que separa vida finita e infinita da união.

Tanto a Eurocode como a AWS chamam esse parâmetro classificatório de “categoria do detalhe” (*detail category*) enquanto que o IIW adota o número FAT (*FAT number*) em alusão à palavra *FATigue*.

Outra diferença importante é o modo como as normas e referências técnicas classificam a fadiga em uniões soldadas feitas de aço inoxidável. A Eurocode estabelece os métodos de avaliação apresentados por ela são válidos para aços estruturais e todos os tipos de aços inoxidáveis. Já a AWS D 1.1 apresenta diagramas de vida em fadiga para aços estruturais e determina que se consulte a AWS D 1.6 para projeto de uniões soldadas em aço inox, porém esta última não apresenta diagramas de vida em fadiga. Por outro lado o IIW apresenta diagramas de vida em fadiga para aços estruturais e inclui somente os aços inoxidáveis austeníticos.

Ou seja, nenhuma das três referências utilizadas para o projeto de uniões soldadas em aço inoxidável duplex S31803 apresenta diagramas de vida em fadiga específicos para aços inoxidáveis. Caso o projetista opte por utilizar este material deverá orientar-se pelos diagramas para aço estrutural.

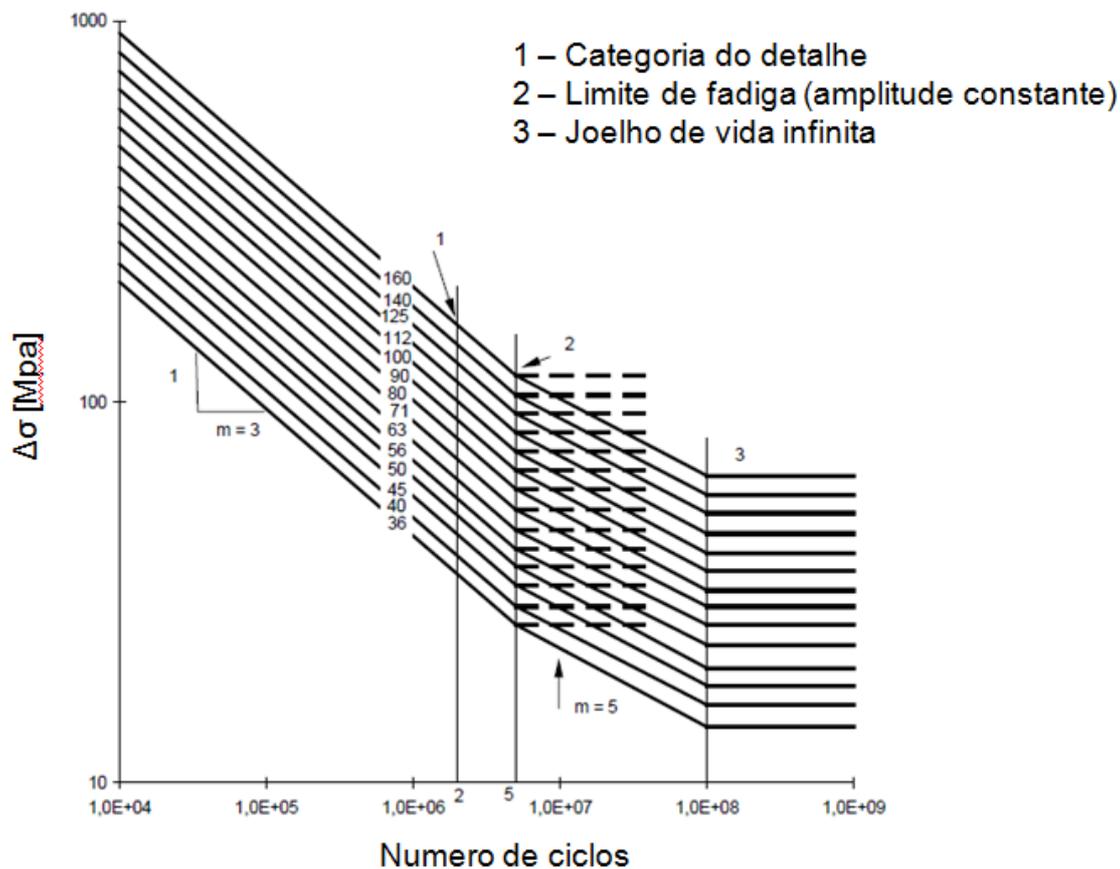
A tabela 13 apresenta a resistência à fadiga esperada para peças sujeitas a carregamentos transversais em aços estruturais (material sem solda) e para uniões soldadas de topo, com e sem retirada do reforço. Os valores de faixa de tensão foram calculados a partir das equações retiradas dessas normas, aplicadas para uma vida de $1E8$, considerada infinita. A apresentação é feita de acordo com cada norma e recomendação.

Tabela 13 - Tensões calculadas para uma vida esperada de 1,0E8 ciclos

Condição	Norma / Recomendação	Tipo de classificação	Tensão calculada (MPa)
Soldado	Eurocode 3	Categoria do detalhe: 71	19,60
	AWS D1.1	Categoria do detalhe: C	69
	IIW	FAT: 71	41,52
Soldado com usinagem do reforço	Eurocode 3	Categoria do detalhe: 112	45,34
	AWS D1.1	Categoria do detalhe: B	110
	IIW	FAT 112	65,49
Sem solda	Eurocode 3	Categoria do detalhe: 160	64,77
	AWS D1.1	Categoria do detalhe: A	166
	IIW	FAT: 160	93,56

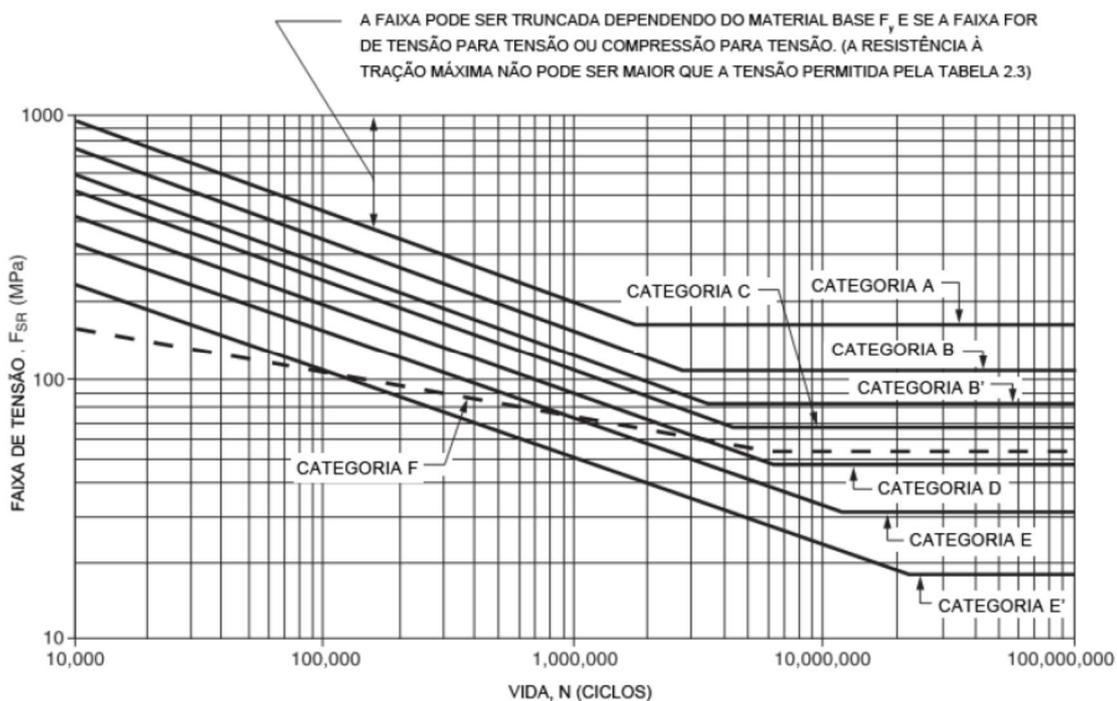
Tanto as normas Eurocode 3 e AWS D1.1 bem como a recomendação técnica do IIW apresentam, além do modelo matemático para estimativa da vida em fadiga, o modelo gráfico das curvas S-N. As figuras 52, 53 e 54 apresentam tais curvas para Eurocode 3, AWS D1.1 e IIW, respectivamente

Figura 50 – Diagrama S-N para aços estruturais proposta pela Eurocode 3



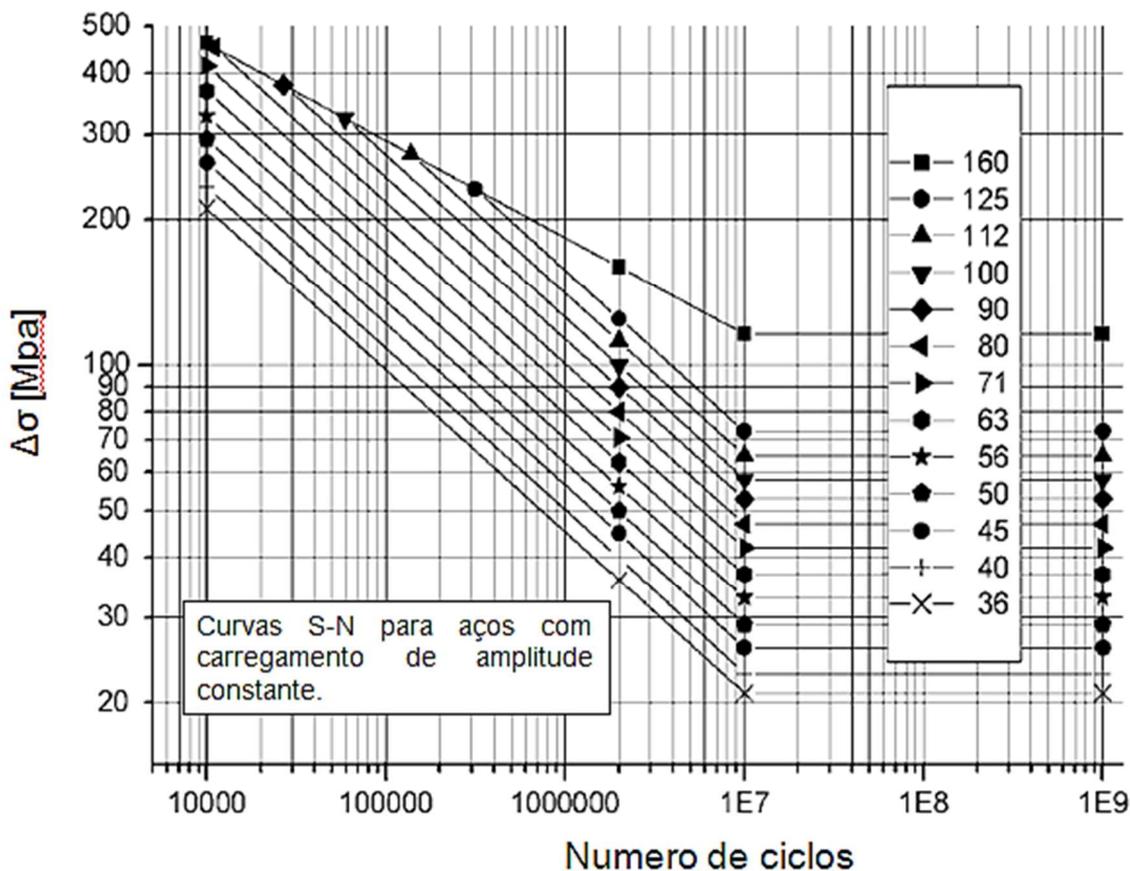
Fonte: Adaptado de Eurocode 3 (1991, p. 15)

Figura 51 – Curvas de fadiga para aços estruturais proposta pela AWS D1.1



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

Figura 52 – Curvas de fadiga para aços estruturas (inclusive inoxidáveis) proposta por IIW.



Fonte: Adaptado de IIW (2008 p. 43)

Para a determinação das curvas S-N com os dados oriundos dos ensaios, foi utilizada como base a norma ASTM E 739 (2013) que determina a realização e regressões lineares, tomando como referência a equação 1.

$$\log N = A + B \log(\Delta\sigma)$$

Na qual:

N = Número de ciclos

$\Delta\sigma$ = Intervalo de tensão aplicada

A e B = Constantes a análise de regressão linear.

Por fim, foi estabelecido um limite máximo de 2E6 ciclos para os ensaios realizados neste trabalho, devido às restrições na disponibilidade do equipamento de teste.

4.5.1 Análise dos corpos de prova com solda

Apesar das equações e diagramas das normas AWS e Eurocode, bem como das orientações do IIW, fornecerem indícios do comportamento das uniões a serem ensaiadas, optou-se inicialmente pela obtenção de pelo menos dois pontos ($\Delta\sigma \times N$). Dessa forma, com esses dois pontos preliminares do diagrama S-N, foi possível estimar, ainda que de forma grosseira, a posição e inclinação da curva. Essa curva S-N preliminar auxiliou na previsão dos novos valores de tensão para os demais pontos do diagrama.

Inicialmente, utilizou-se uma faixa de tensão de 400 MPa, que corresponde a aproximadamente 67% da tensão de escoamento do material na condição como soldado. Logo após a realização deste ensaio, foi aplicada uma faixa de tensão de 150 MPa, correspondendo a 25% da tensão de escoamento. Nesse último caso, foi alcançado o limite máximo de ciclos (2E6) e o ensaio foi interrompido. Para estimativa inicial, por simplicidade, associou-se a vida de 2E6 ciclos para a faixa de tensão de 150 MPa. Com esses dois pontos de análise, foi traçado o diagrama S-N preliminar. A partir daí, a escolha das amostras foi feita de forma aleatória.

Os resultados dos ensaios, classificados por nível de tensão aplicada, estão apresentados na tabela 14.

Tabela 14 - Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova soldados

Identificação	Tensão (MPa)	Vida em fadiga (ciclos)	Origem da fratura
1T4	154	2.697.781,00	ZTA
2T6	253	590.740,00	ZTA
6T6	265	286.820,00	ZTA
2T4	306	278.340,00	ZTA
3T6	357	162.230,00	ZTA
4T5	357	185.739,00	ZTA
4T6	403	66.539,00	ZTA
5T6	403	76.114,00	ZTA

Conforme o esperado, a ruptura de todos os corpos de prova soldados ocorreu no pé da raiz do cordão de solda (ZTA), conforme pode ser verificado na tabela 10 estas regiões possuem menor ângulo de tangência, fazendo das mesmas os principais concentradores de tensão geométricos. As figuras 55 e 56 apresentam um corpo de prova soldado e sua falha. Após o início da trinca no pé da raiz do cordão a trinca propagou-se ao longo da ZTA e ZF.

Figura 53 – Corpo de prova soldado rompido após ensaio de fadiga

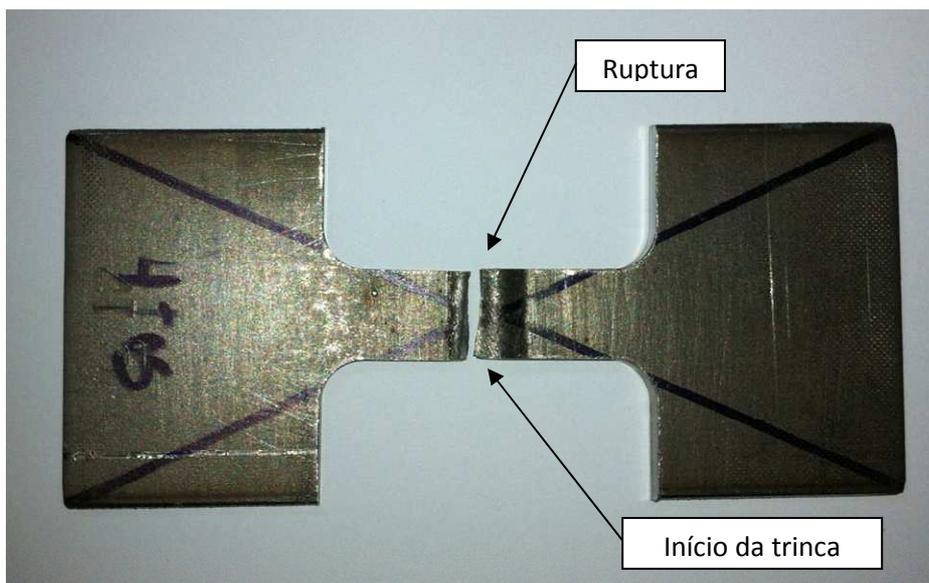
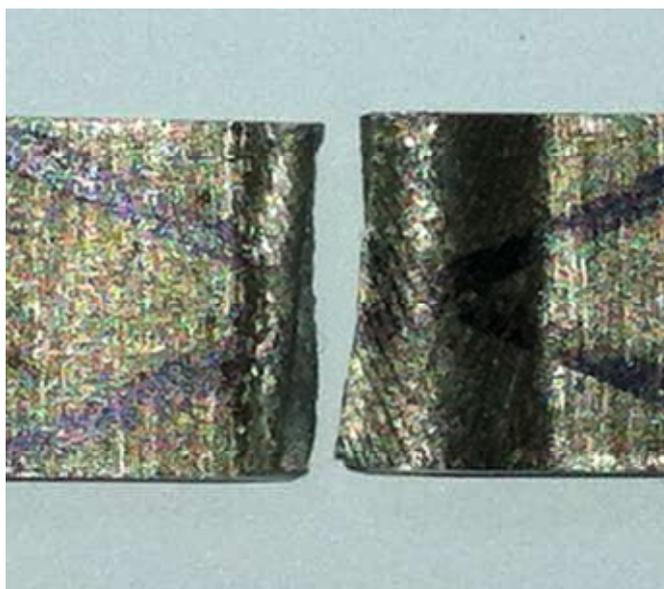


Figura 54 – Detalhe da ruptura do corpo de prova



Com o objetivo de analisar os resultados obtidos em relação aos resultados esperados com base nas normas Eurocode 3 (1991) e AWS D1.1

(2010) foi elaborado um comparativo, apresentado na tabela 15 e na figura 57, para algumas faixas de tensão. As expectativas de vida em fadiga fornecidas pelas recomendações do IIW (2008) não foram inseridas nessa tabela, pois apresentam valores iguais aos fornecidos pela Eurocode 3 (2003). Portanto, todos os comentários feitos em relação a esta, se aplicam também às recomendações do IIW (2008).

Tabela 15 - Comparativo entre a expectativa de vida proposta por normas e recomendações e a encontrada nos ensaios

Tensão (MPa)	Vida em fadiga		
	Ensaio (média de ciclos)	Eurocode 3 (ciclos)	AWS D1.1 (ciclos)
154	$2,7 \times 10^6$	$2,0 \times 10^5$	$3,9 \times 10^5$
265	$2,9 \times 10^5$	$3,8 \times 10^4$	$7,6 \times 10^4$
306	$2,8 \times 10^5$	$2,5 \times 10^4$	$5,0 \times 10^4$
357	$1,7 \times 10^5$	$1,6 \times 10^4$	$3,1 \times 10^4$
403	$7,1 \times 10^4$	$1,1 \times 10^4$	$2,2 \times 10^4$

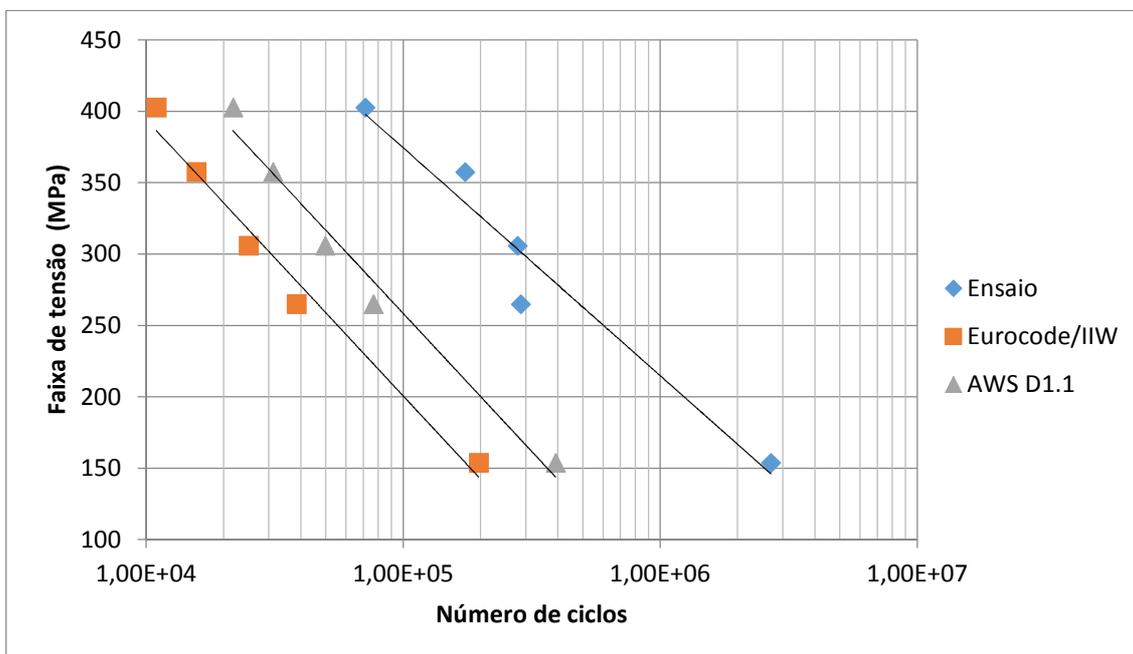
Os dados apresentados na tabela 15 mostram que os resultados encontrados superaram as estimativas de vida fornecidas por todas as normas e recomendações utilizadas.

Considerando o número de ciclos alcançados quando se aplicou a tensão de 154 MPa (o valor mais próximo da vida infinita, considerada neste trabalho como 1×10^8 ciclos) observa-se que o resultado superou a expectativa fornecida pela norma Eurocode 3 em $2,5 \times 10^6$ ciclos, dada esta diferença, pode-se concluir que existe a possibilidade de se alterar a categoria do detalhe utilizada para outra categoria, com maior expectativa de vida. Por exemplo, a categoria do detalhe 71, utilizada para este tipo de união soldada (solda de topo com carregamento transversal a união) poderia ser substituída pela categoria 160 (utilizada para materiais em estado laminado, sem solda) e ainda estaria subestimada em aproximadamente 450.000 ciclos.

Já em relação à norma AWS D1.1 observa-se que os ciclos alcançados superam a expectativa fornecida pela norma em $2,3 \times 10^6$ ciclos. Ou seja, neste caso a categoria do detalhe "C" utilizada para este tipo de união também

poderia ser substituída pela categoria "A" (correspondente a material laminado, sem solda) apresentando, ainda, valor subestimado em 470.000 ciclos.

Figura 55– Diagrama S-N comparando os resultados obtidos a Eurocode/IIW e AWS



A análise dos dados da tabela 15 e da figura 57 também permite concluir que, mesmo considerando a grande diferença de resultados, a norma AWS D1.1 mostrou-se menos conservativa, aproximando-se mais do resultado final. Já a inclinação da reta manteve-se muito próxima a inclinação da reta das normas utilizadas, apresentando valor de 3,7, nas normas o valor empregado é igual a 3.

4.5.2 Análise dos resultados dos ensaios de fadiga em corpos de prova soldados com reforços removidos

O procedimento adotado para os ensaios desse caso foi semelhante ao utilizado anteriormente, exceto no que diz respeito aos valores de faixa de tensão empregados para determinação preliminar da curva S-N. Nesse caso, utilizou-se 660 MPa para o ponto mais alto e 402 MPa para o ponto mais baixo. Como no caso anterior, as demais amostras foram escolhidas de forma aleatória. Os resultados estão apresentados na tabela 16.

Tabela 16 - Resultados dos ensaios de fadiga para corpos de prova soldados com reforço removidos

Identificação	Tensão (MPa)	Vida em fadiga (ciclos)	Origem da fratura
6T5	402	1.956.574,00	Solda
8T5	458	947.485,00	MB
5T4	507	315.570,00	Solda
3T4	507	178.484,00	MB
7T5	531	124.610,00	Solda
6T4	586	100.840,00	MB
3T5	659	42.730,00	Solda
8T4	659	39.960,00	Solda

Para poder verificar os resultados encontrados frente às expectativas de vida propostas por Eurocode 3 (2003) e AWS D1.1 (2010), foram elaboradas a tabela 17 e a figura 58. Novamente as expectativas fornecidas pelo IIW (2008) são iguais às da norma Eurocode 3 (2003).

Tabela 17 - Expectativa de vida proposta por normas e recomendações e a encontrada nos ensaios dos corpos de prova com reforços removidos

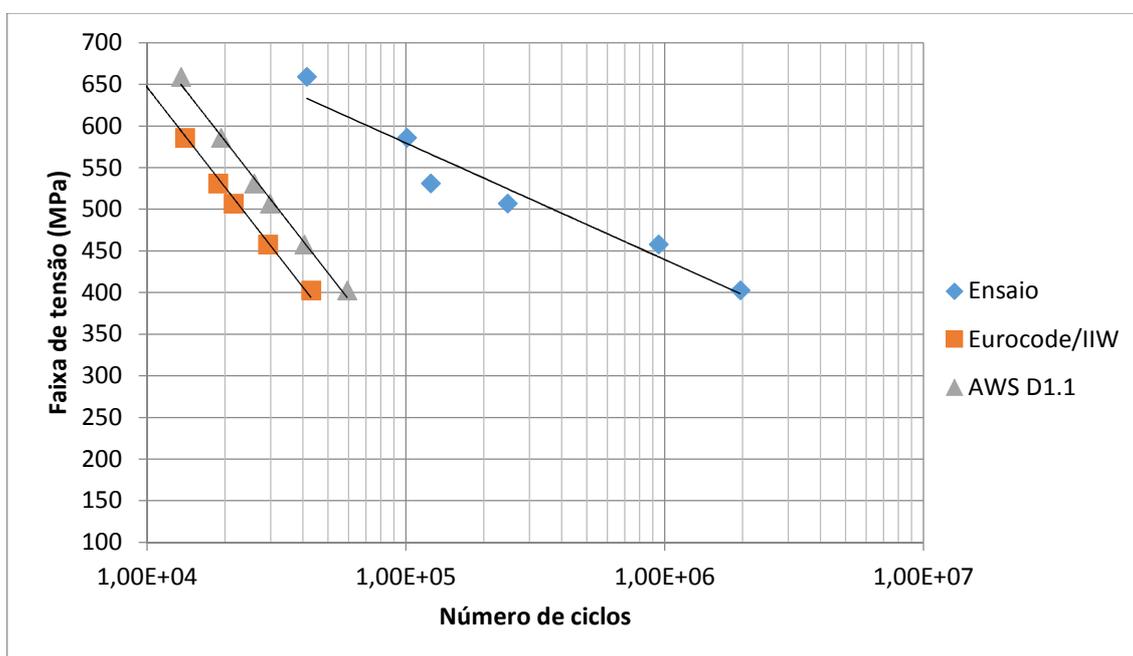
Vida em fadiga			
Tensão (MPa)	Ensaio (média de ciclos)	Eurocode 3 (ciclos)	AWS D1.1 (ciclos)
403	$1,96 \times 10^6$	$4,3 \times 10^4$	$5,9 \times 10^4$
458	$9,47 \times 10^5$	$2,9 \times 10^4$	$4,0 \times 10^4$
507	$2,5 \times 10^5$	$2,2 \times 10^4$	$3,0 \times 10^4$
531	$1,25 \times 10^5$	$1,9 \times 10^4$	$2,6 \times 10^4$
586	$1,01 \times 10^5$	$1,4 \times 10^4$	$1,9 \times 10^4$
659	$4,14 \times 10^4$	$9,8 \times 10^3$	$1,4 \times 10^4$

Como no caso anterior, para todas as faixas de tensão mostradas, o número de ciclos atingido superou as expectativas de todas as normas e recomendações. Dessa forma, novamente se constata que pode haver substituição de classes, por exemplo: analisando os dados da faixa de tensão de 403 MPa, observa-se que esta superou a norma Eurocode 3 (2003) em $1,91 \times 10^6$ ciclos, logo, a categoria do detalhe "112" (utilizada para uniões soldadas de topo com remoção dos reforços e carregamento transversal ao

cordão) poderia ser substituída pela categoria 160 (material sem solda), apresentando ainda uma diferença de $1,83 \times 10^6$ ciclos.

Já em relação a AWS D1.1 (2010) os resultados encontrados superaram a expectativa fornecida em $1,90 \times 10^6$ ciclos, ou seja, a categoria B (utilizada para uniões soldadas do topo com remoção dos reforços e carregamento transversal ao cordão) poderia ser substituída pela categoria A (material sem solda) apresentando, ainda, considerável folga de $1,83 \times 10^6$ ciclos.

Figura 56 – Diagrama S-N comparando as expectativas de vida das normas com a encontrada



Observando-se o diagrama S-N plotado na figura 58 é possível constatar que a remoção dos reforços do cordão alterou sensivelmente a inclinação da reta encontrada nos ensaios. As normas utilizadas adotam valor de inclinação igual a 3 enquanto o valor encontrado no ensaio foi de 7,8, valor este, próximo ao valor encontrado para corpos de prova sem solda (próxima seção). Indicando uma possível diferença entre a tenacidade do material em estudo e a dos materiais utilizados para a construção das normas de referência.

Ao analisar os dados da tabela 17 e comparar os mesmos com dados da tabela 15 nota-se que a remoção cuidadosa dos reforços do cordão de solda aumentou consideravelmente a vida em fadiga dos corpos de prova. Estes resultados vão de encontro aos resultados de Branco, Fernandes & Castro (1999) que afirmam que a retirada cuidadosa dos reforços do cordão de solda,

em juntas de topo, faz com que a junta adquira resistência à fadiga próxima a do metal de base.

Ao analisar as normas e recomendações de soldagem utilizadas neste trabalho observa-se que, em situações onde há remoção dos reforços do cordão, a categoria do detalhe sofre um único salto, ou seja, para a próxima categoria superior.

Ainda que preliminares, os resultados obtidos com os ensaios realizados, fornecem indícios de que as abordagens recomendadas por AWS D1.1 e Eurocode 3 são conservativas em relação a uniões soldadas em aço inoxidável duplex S31803.

Por fim, retornando à tabela 16, constata-se que várias rupturas ocorreram na região da solda, porém, alguns dos corpos de prova tiveram colapso causado pela propagação de trincas distantes do cordão, numa região usinada, mais especificamente, no raio de transição da seção de teste com a aba de agarre. As figuras 59 e 60 mostram dois corpos de prova cujas rupturas exemplificam esses casos.

Dessa forma, constatou-se que, para os corpos de prova testados no presente trabalho, a retirada do reforço do cordão aproximou o comportamento da união soldada ao do próprio metal de base. Ou seja, o cordão de solda passou a comportar-se como um entalhe metalúrgico deixando de ser o principal ponto de nucleação e propagação de trincas, passando a concorrer com outros entalhes metalúrgicos presentes do corpo de prova ou qualquer efeito de concentração de tensão.

Figura 57- Ruptura na região soldada de corpo de prova sem reforço do cordão

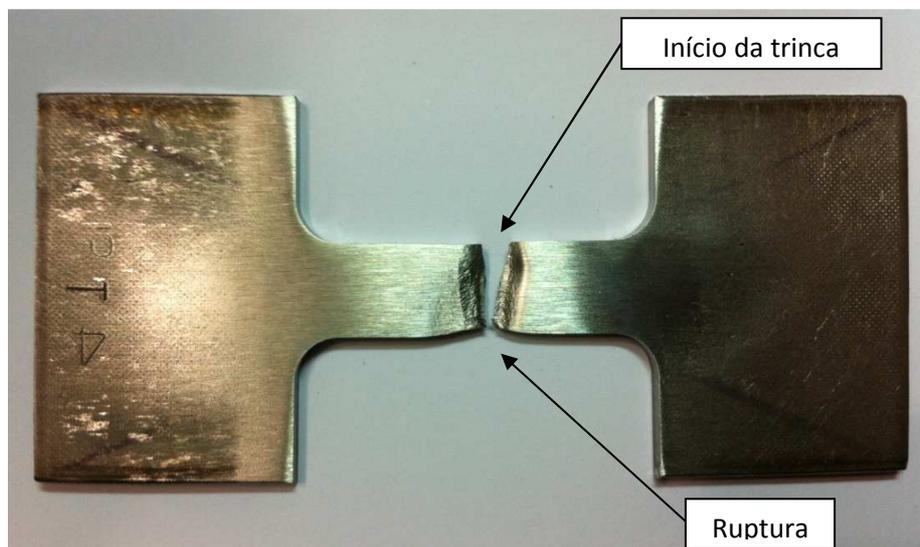
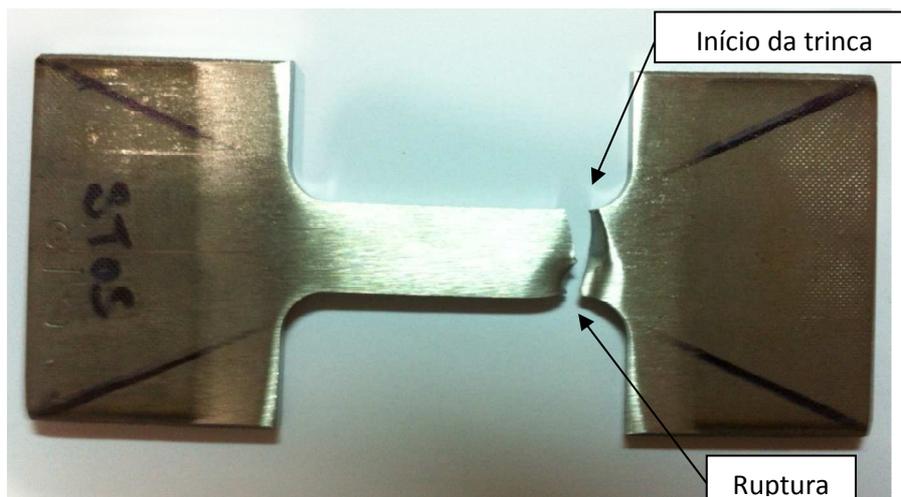


Figura 58 – Ruptura no raio de curvatura de corpos de prova sem reforço do cordão.



4.5.3 Análise dos resultados dos ensaios de fadiga em corpos de prova sem solda

Como descrito no capítulo de materiais e métodos, por restrição do material disponível, todos os corpos de prova para avaliação do metal de base foram fabricados de forma alinhada ao sentido de laminação do material.

O procedimento para ensaio destes corpos de prova também foi semelhante aos procedimentos adotados para os casos anteriores. O ensaio foi inicialmente conduzido com valores altos de tensão e após foram aplicados valores baixos, obtendo assim uma estimativa preliminar da inclinação da reta, utilizada para determinação das demais tensões utilizadas. Os valores de faixa de tensão para a curva preliminar foram de 800 MPa e de 450 MPa. Os demais pontos foram distribuídos dentro dessa faixa. Os valores encontrados são apresentados na tabela 18.

Tabela 18 - Resultado dos ensaios no material sem solda.

Identificação	Tensão (MPa)	Vida em fadiga (ciclos)	Origem da fratura
L3	458	586.402,00	MB
L1	489	698.071,00	MB
L4	567	585.360,00	MB
L2	641	87.840,00	MB
L5	791	12.160,00	MB
L6	791	14.990,00	MB

A tabela 19 permite a avaliação comparativa entre a vida em fadiga encontrada nos ensaios e o valor esperado, fornecido por Eurocode 3 (2003), AWS D1.1 (2010) e as recomendações do IIW (2008). Cabe salientar que, para materiais sem solda na região de vida finita, o IIW (2008) recomenda uma inclinação do diagrama S-N igual a 5, o que produz valores diferentes à norma Eurocode 3 (2003), que adota inclinação igual a 3.

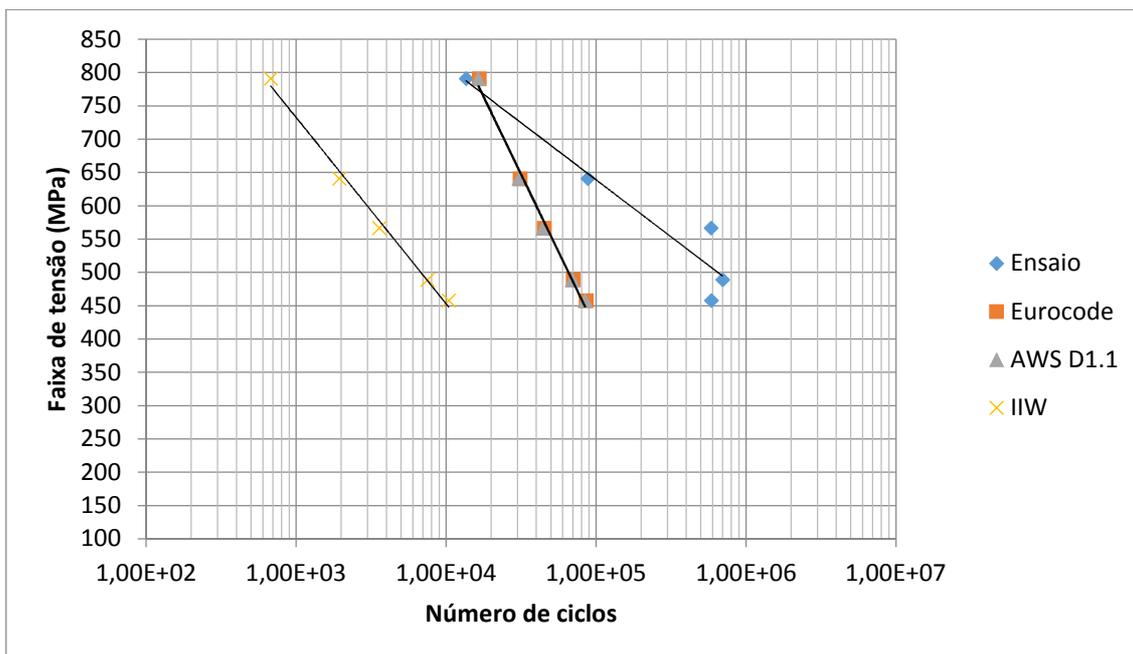
Tabela 19 - Expectativa da vida em fadiga encontrada nos ensaios e proposta por normas e recomendações para corpos de prova sem solda

Vida em fadiga				
Tensão (MPa)	Ensaio (média de ciclos)	Eurocode 3 (ciclos)	AWS D1.1 (ciclos)	IIW (ciclos)
458	$5,86 \times 10^5$	$8,5 \times 10^4$	$8,4 \times 10^4$	$1,0 \times 10^4$
489	$6,98 \times 10^5$	$7,0 \times 10^4$	$6,9 \times 10^4$	$7,5 \times 10^3$
567	$5,85 \times 10^5$	$4,5 \times 10^4$	$4,4 \times 10^4$	$3,6 \times 10^3$
641	$8,78 \times 10^5$	$3,1 \times 10^4$	$3,1 \times 10^4$	$1,9 \times 10^3$
791	$1,36 \times 10^4$	$1,7 \times 10^4$	$1,6 \times 10^4$	$6,8 \times 10^2$

Os dados dessa tabela mostram que, mesmo nos corpos de prova sem solda, a vida em fadiga alcançada pelos corpos de prova superou as expectativas propostas pelas normas e recomendações técnicas. Porém, observa-se que neste caso a diferença entre os valores é menor em relação aos ensaios anteriores.

A figura 64 apresenta o diagrama S-N contendo os resultados dos ensaios de fadiga e as expectativas de vida em fadiga das normas Eurocode 3 e AWS D1.1, as expectativas fornecidas por IIW não foram inseridas por apresentar valores relativamente baixos se comparados com as normas utilizadas.

Figura 59 – Diagrama S-N comparando os resultados encontrados no ensaio com as expectativas de vida fornecidas pelas normas.



A análise do diagrama S-N contido na figura 61 permite concluir que houve significativa alteração na inclinação da reta para os corpos de prova sem solda. O valor de inclinação encontrado é de 6,9. Indicando uma possível diferença entre a tenacidade do material em estudo e a dos os materiais utilizados para a construção das normas de referência.

A figura 62 mostra um corpo de prova rompido. Já a figura 63 mostra em maior detalhe a região rompida. Todos os corpos de prova apresentaram ruptura no raio de redução da seção, o que permite concluir que, quando não há a presença do cordão de solda, pequenos detalhes geométricos e o acabamento superficial passam a influir fortemente para a nucleação de trincas de fadiga.

Figura 60 – Ruptura do corpo de prova sem solda

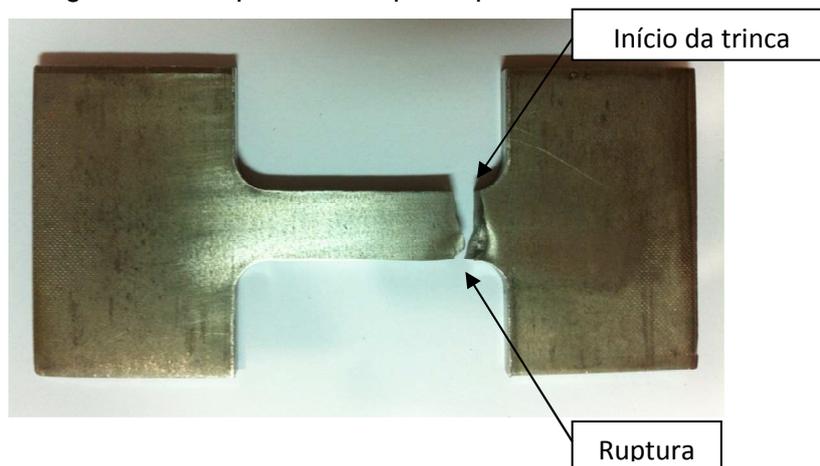
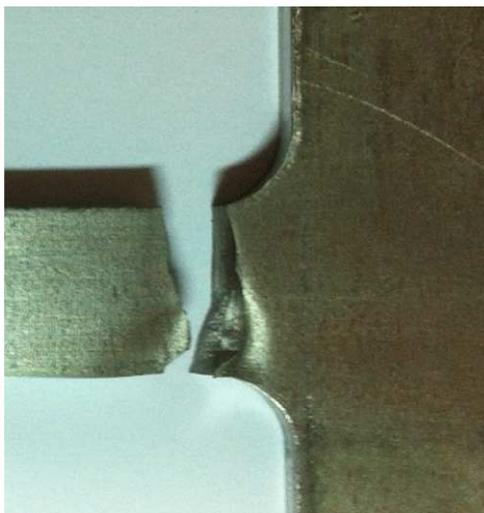


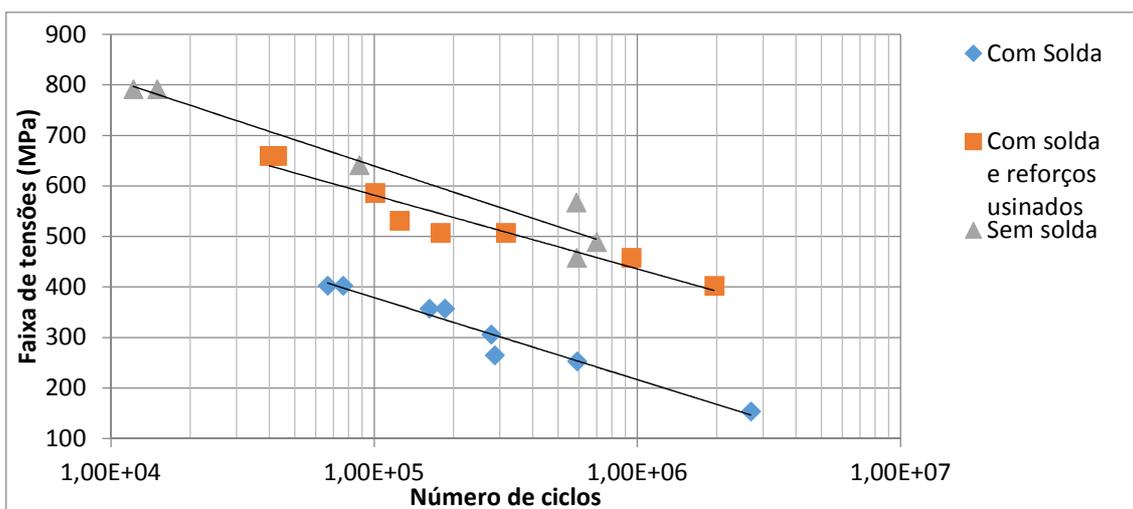
Figura 61 – Detalhe da ruptura do corpo de prova sem solda



4.6 Resumo e discussão dos resultados de ensaio

O gráfico da figura 64 mostra a superposição das três curvas obtidas nos ensaios. Os resultados levaram à constatação que, como proposto por Branco, Fernandes & Castro (1999) houve realmente um importante incremento na vida em fadiga dos corpos de prova que sofreram remoção dos reforços do cordão de solda, aproximando-se do comportamento do material sem solda.

Figura 62 – Comparação entre as curvas de fadiga considerando os três tipos de corpos de prova.



Todos os resultados obtidos indicam que a abordagem das normas e recomendações consultadas é bastante conservativa ao considerar que o comportamento, por critério de fadiga associada a cargas flutuantes, de uniões

soldadas em peças compostas por aço duplex, seja semelhante ao encontrado em aços estruturais ferríticos ou bainíticos. Por outro lado, há questões relacionadas a essas normas que são muito importantes: quaisquer dados apresentados se aplicam a vários materiais estruturais, soldados em condições de campo, com processos e procedimentos diversos. Além disso, é usual que a dispersão de resultados em ensaios de fadiga, quer sejam executados sobre corpos de prova ou a peças reais, tenham uma dispersão relativamente pequena para cargas elevadas (região de baixo número de ciclos) mas muito grande no caso de cargas pequenas (região de alto ciclo). Portanto, as sociedades classificadoras acabam por adotar curvas que representam a banda inferior de desempenho, numa faixa entre a linha média e o envelope inferior do leque de dispersão de dados de ensaio.

Apesar da aparente falha dos códigos, no que diz respeito a materiais diferentes dos especificados (no caso do presente trabalho, o aço duplex), constata-se que tal abordagem de projeto tem aspectos positivos, a serem explorados pelos projetistas de uniões soldadas. Em primeiro lugar, observa-se que os procedimentos de norma estão voltados ao elo mais fraco, no caso, uma união soldada em condições apenas suficientes para garantir um nível mínimo de qualidade. Em outras palavras, tais procedimentos de norma, se bem aplicados, garantem um elevado nível de confiabilidade estrutural. Por outro lado, no caso de componentes críticos ou de estruturas muito esbeltas, com fortes restrições ao peso próprio, ou ainda no caso de peças ou estruturas fabricadas em grande quantidade – situações em que se justifica a realização de uma bateria de testes sobre protótipos – é possível empregar, na construção desses protótipos, os procedimentos de normas para estimativas menos conservativas (por meio do emprego de diagramas S-N superiores aos indicados nos casos normais).

No caso do presente trabalho, estima-se que, além das características próprias do aço inoxidável duplex, a diferença entre os valores encontrados e as expectativas fornecidas em normas e recomendações resultou da elevada qualidade da união soldada, produzida em condições de laboratório, por meio de robô de soldagem e parametrização adequada do processo.

Ainda nessa linha, os ensaios realizados indicam que a relativa integridade do cordão de solda minimizou o efeito geométrico de concentração de tensão, representado pelos ângulos de tangência no pé da solda, no caso

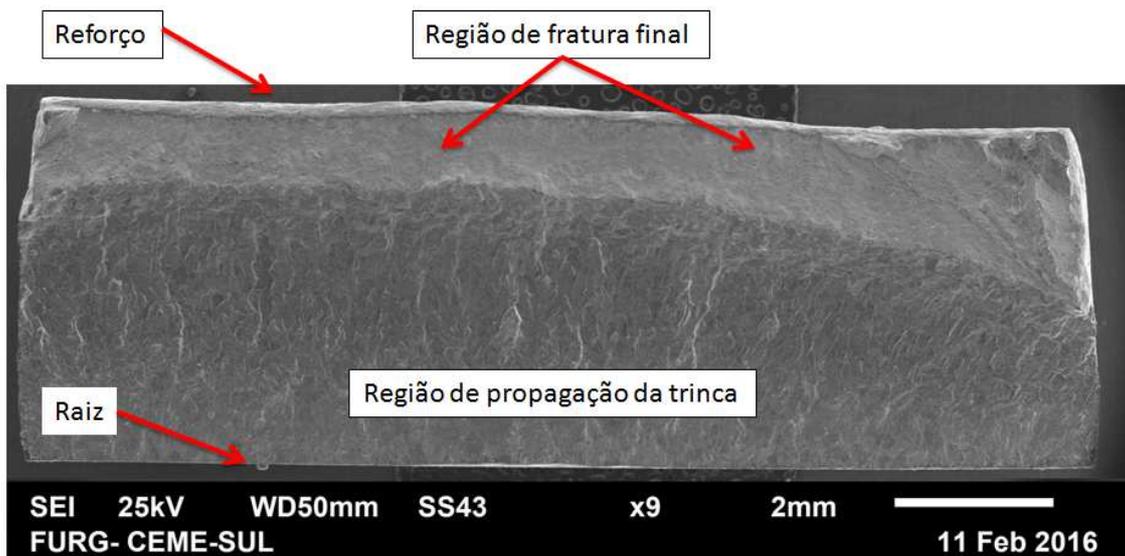
dos corpos de prova que não sofreram remoção dos reforços de face e de raiz. Tais informações são importantes ao projetista de uniões soldadas, pois conferem flexibilidade de projeto, ou seja, nos casos em que seja possível a execução de cordões de solda de elevada qualidade, não há necessidade de remoção dos reforços. Já no caso de procedimentos de soldagem difíceis (solda em campo, preparação de junta complexa, posição de soldagem desfavorável, ou qualquer outra condição deletéria à qualidade da solda) um incremento na vida em fadiga de uniões de topo pode ser obtido por meio da retirada dos reforços.

Um terceiro fator que pode ser relacionado aos resultados bastante superiores de vida em fadiga apresentados pelos corpos de prova testados, diz respeito às tensões residuais. A retirada de corpos de prova a partir de placas soldadas, por processo de corte e posterior usinagem, causa sensível diminuição no nível de tensões residuais decorrentes do processo de soldagem. A estimativa de tensões residuais em uniões soldadas ainda é um grande desafio, pois diferentes métodos de medição ou de simulação proporcionam resultados divergentes. Essa situação não invalida os dados obtidos, que indicam que o aço duplex apresenta características que o tornam adequado a aplicações estruturais (haja vista que também houve desempenho superior ao esperado no caso dos corpos de prova que não sofreram processo de soldagem), mas aponta para a necessidade de consideração das tensões residuais em trabalhos futuros.

4.7 Análise da fratura dos corpos de prova com solda

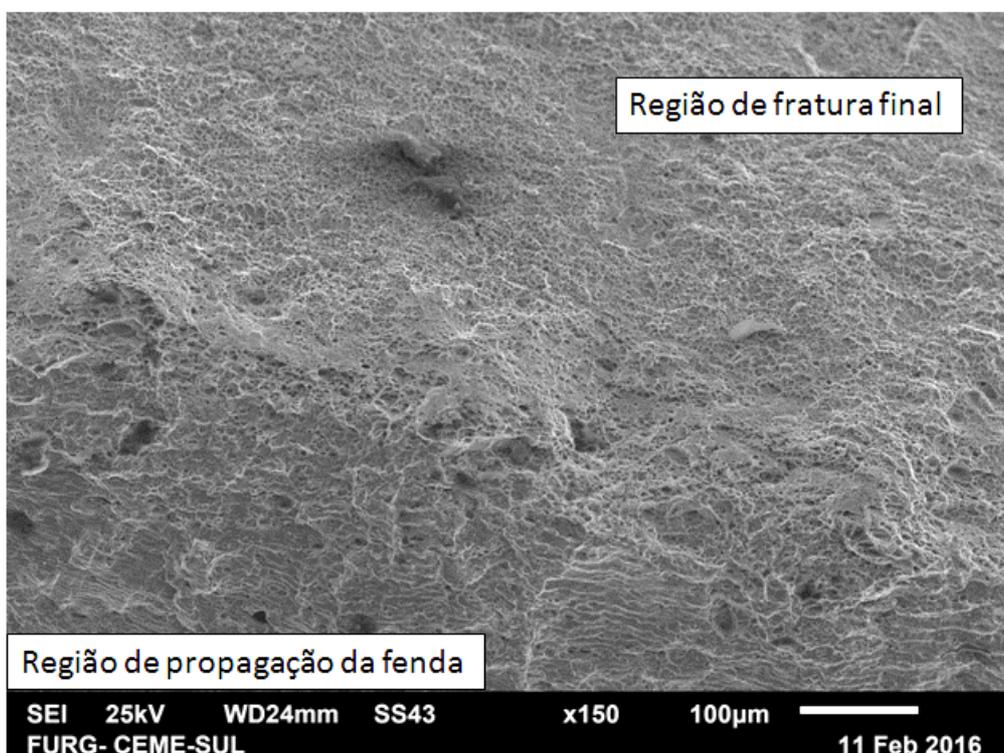
A figura 65 apresenta a região da fratura do corpo de prova 3T6. Observa-se que o início da trinca não é bem definido, porém é possível constatar claramente a presença da região de propagação da trinca e da região de ruptura final do corpo de prova e concluir que a propagação da fratura ocorreu da parte inferior do corpo de prova (raiz do cordão) para a parte superior (reforço do cordão).

Figura 63 – Região de fratura do corpo de prova 3T6



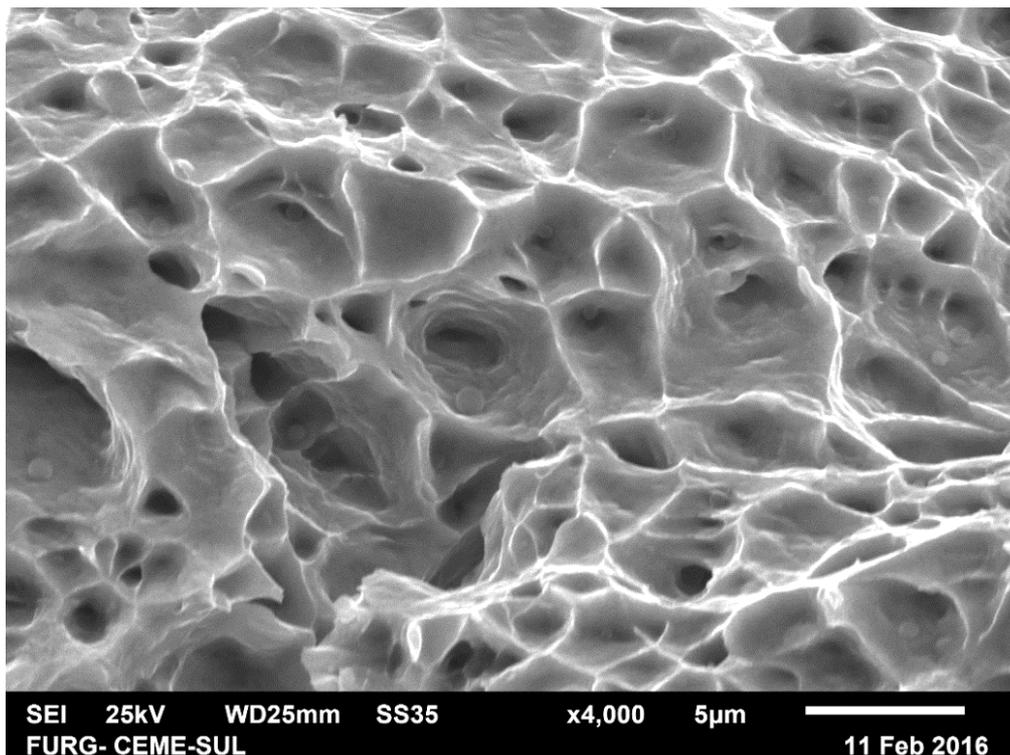
A figura 66 mostra a transição entre as superfícies de propagação da trinca e a superfície de fratura final. Observa-se que a região onde houve propagação da fratura possui menor rugosidade, já a superfície de ruptura final apresenta perfil de rugosidade mais elevado.

Figura 64 – Detalhe da transição entre regiões do corpo de prova 3T6



Já a figura 67 apresenta uma ampliação da superfície de fratura final, onde se observa a presença de vazios e de inclusões, típicos da forma de ruptura dúctil. Essa imagem vem reforçar a constatação prévia de que o aço inoxidável duplex S31803 apresenta elevada ductilidade e, portanto, a ruptura final, mesmo que rápida devido às condições do ensaio, é precedida por deformação perceptível.

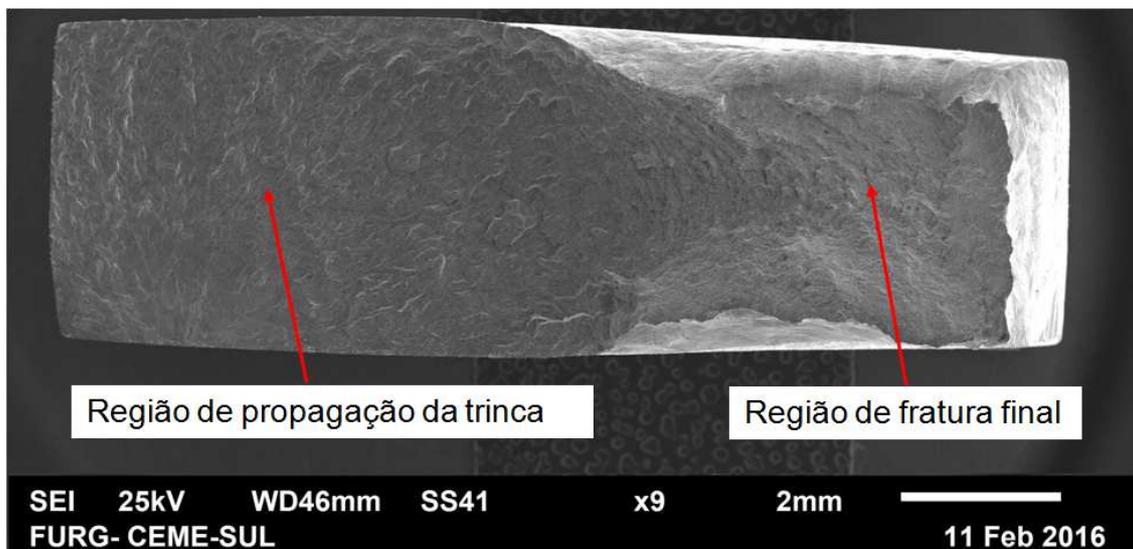
Figura 65 – Superfície de fratura final do corpo de prova 3T6



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

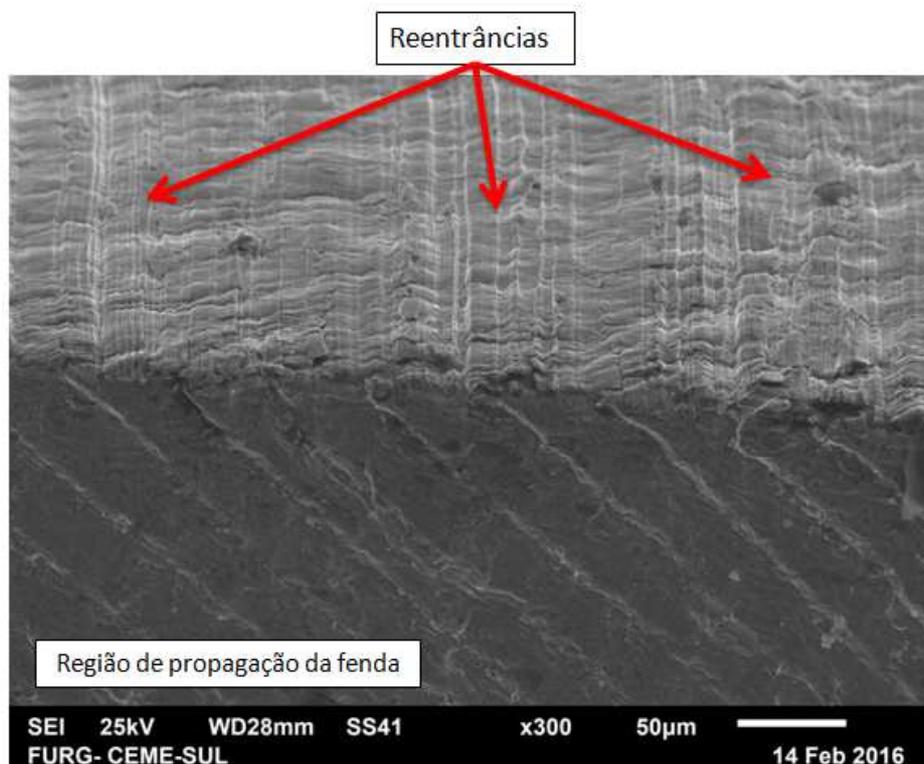
A figura 68 apresenta o aspecto geral da superfície de ruptura do corpo de prova 6T5. A ruptura ocorreu na zona fundida, no reforço do cordão. Como no caso anterior, observa-se elevada deformação plástica anterior à ruptura. Portanto, essas microscopias não indicam alteração perceptível no comportamento dúctil do corpo de prova. Também é possível verificar a presença de duas superfícies distintas, a presença de estrias na região e a diferença de rugosidade entre as mesmas.

Figura 66 – Região de fratura do corpo de prova 6T5



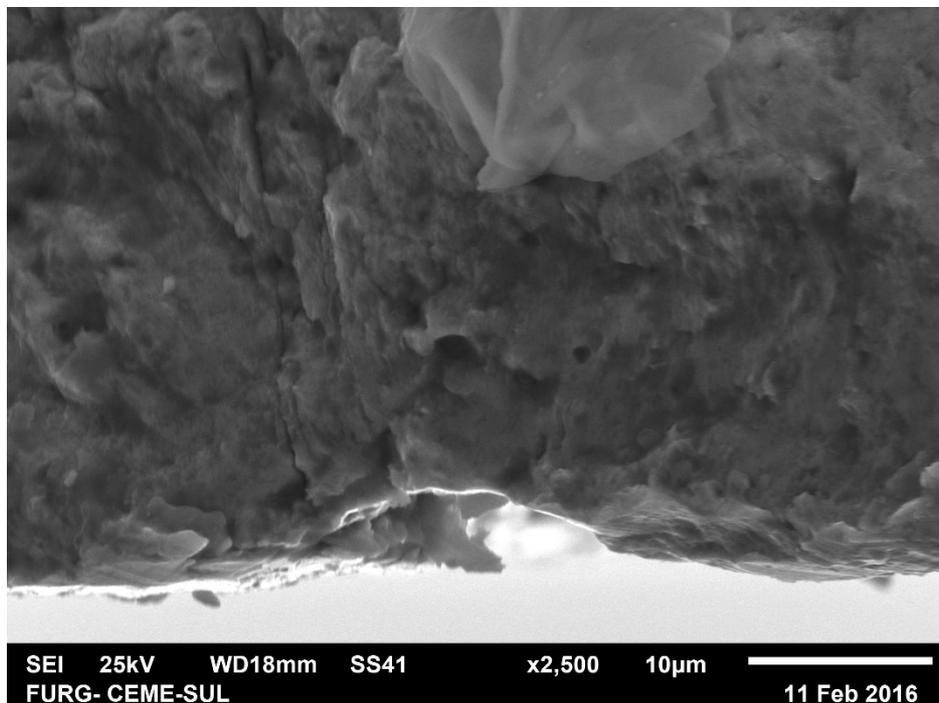
Na figura 69 é possível observar reentrâncias na superfície do corpo de prova. Acredita-se que estas reentrâncias tenham sido criadas durante a operação de remoção do reforço do cordão e permanecido no local mesmo após o lixamento.

Figura 67 – Defeitos supostamente incluídos pela remoção do reforço do cordão



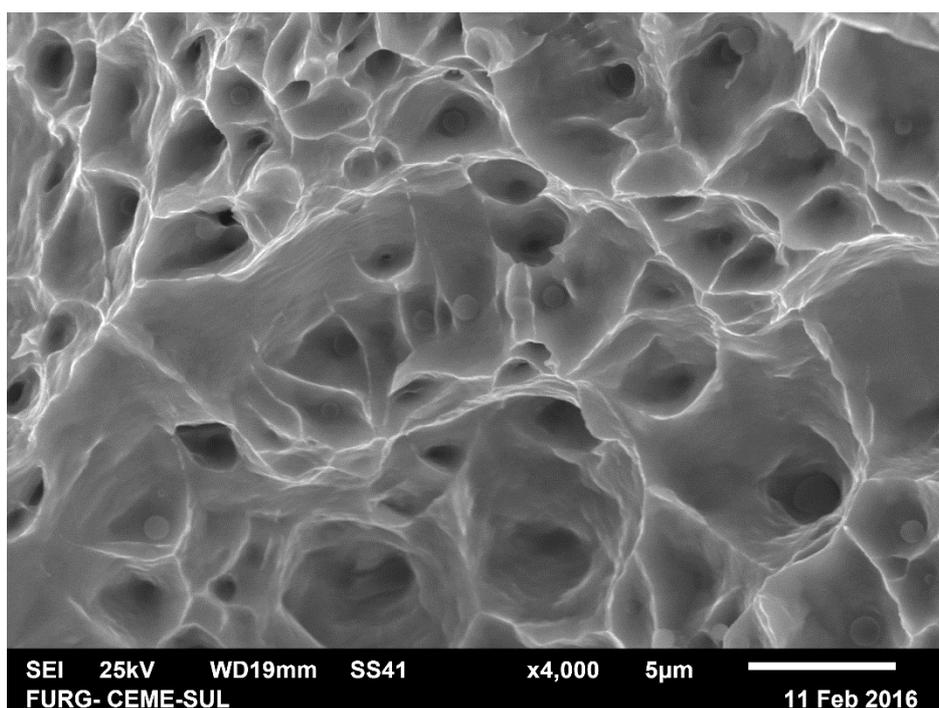
A figura 70 apresenta o detalhe de uma reentrância no corpo de prova. Este é um possível ponto de nucleação de trincas, devido à alta concentração de tensões

Figura 68 – Reentrância no corpo de prova 6T5



Já a figura 71 apresenta a ampliação da superfície de fratura final, caracterizando uma ruptura dúctil do material.

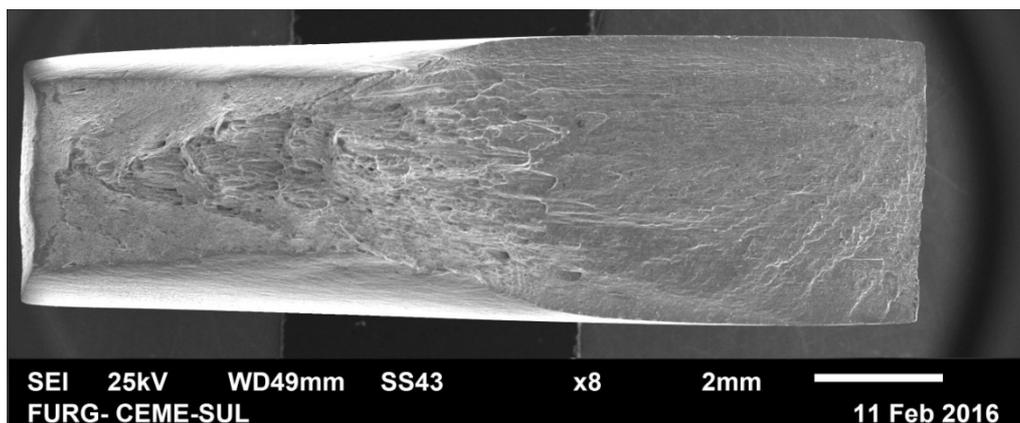
Figura 69 – Superfície de ruptura final do corpo de prova 6T5



4.8 Análise da fratura dos corpos de prova sem solda

A figura 72 mostra a superfície de ruptura do corpo de prova sem solda. Observa-se semelhança com a imagem mostrada na figura 68, referente ao corpo de prova soldado que teve os reforços removidos, apresentando deformação plástica e diferença de rugosidade.

Figura 70 – Região de fratura do corpo de prova L3



A fratura teve início em uma reentrância localizada na lateral do corpo de prova como mostram as figuras 73 e 74, supõe-se que esta reentrância tenha sido gerada durante a etapa de usinagem do corpo de prova e tenha permanecido mesmo após a operação de lixamento.

Figura 71 – Direção de propagação da trinca no corpo de prova L3

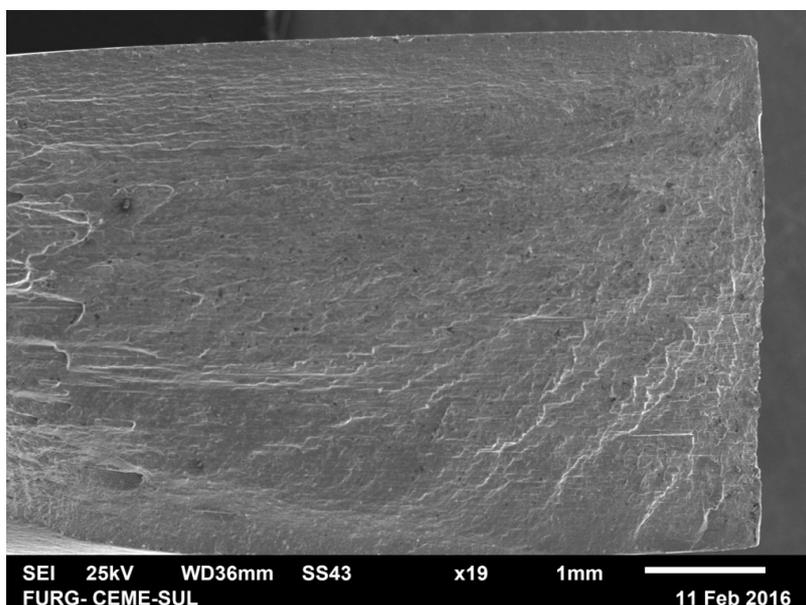
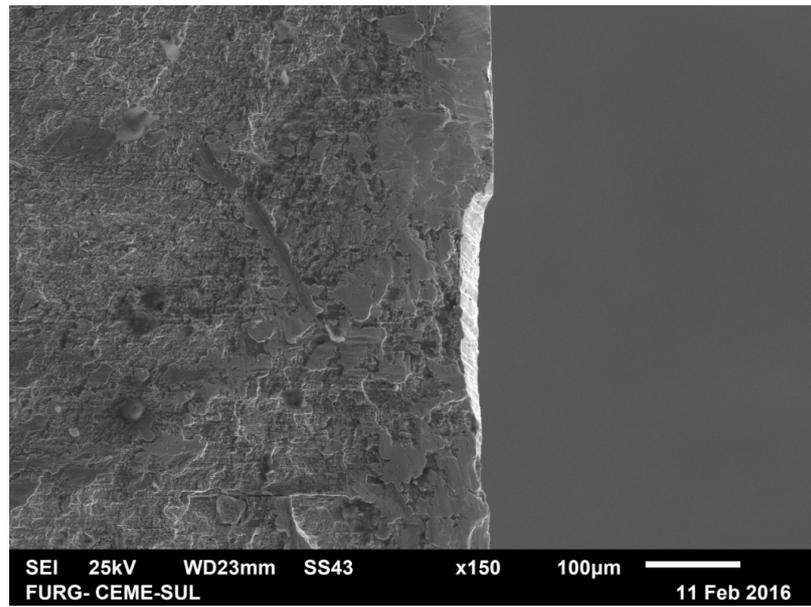


Figura 72 – Detalhe da reentrância no corpo de prova L3



5 CONCLUSÃO

No presente trabalho foram executados testes em máquina servohidráulica para avaliar a vida em fadiga de uniões soldadas em aço inoxidável duplex S31803. Trata-se de uma junta de topo, sujeita a carregamento transversal ao cordão. Utilizou-se o processo GMAW robotizado, em passe único, para elaboração de todos os corpos de prova soldados. Este procedimento de soldagem gerou cordões de elevada qualidade, constatada nos ensaios destrutivos realizados. Não foram verificados defeitos como poros, inclusões de escória, mordeduras ou falta de fusão.

Os testes foram feitos considerando três casos: *a)* corpos de prova soldados, *b)* corpos de prova soldados com os reforços removidos e *c)* corpos de prova sem solda. Verificou-se que a zona mais suscetível à ruptura é o pé do cordão da raiz, fato já esperado, pois verificou-se que esta região dos cordões de solda possui ângulos de tangência menores que os presentes no pé do reforço da solda. A redução do ângulo de tangência causa aumento na concentração de tensões, fato indicado nas referências bibliográficas nas normas Eurocode 3 – seção 1.9 (2003), AWS D1.1 (2010) e as recomendações do IIW (2008). Constatou-se também que, em todos os casos testados, a vida em fadiga alcançada pelos corpos de prova superou as previsões fornecidas por todas as normas e códigos empregados. Este fato se deve, provavelmente, à interação entre diversos fatores: *i)* os resultados obtidos indicam que o aço duplex apresenta boa tenacidade à fratura, o que retarda a nucleação e propagação de trincas de fadiga; *ii)* o processo de soldagem foi muito bem executado, com equipamentos e parametrização adequada, o que proporcionou qualidade superior aos cordões e, por fim, *iii)* os processos de corte e usinagem dos corpos de prova ocasionaram alívio de tensões residuais.

O fato de que todos os corpos de prova testados tenham superado em muito as previsões de vida em fadiga fornecida por normas e recomendações técnicas sugerem que as mesmas são conservativas. Porém é importante fazer uma ressalva: as normas utilizadas para este trabalho são aplicadas a uniões soldadas em campo, ou seja, em situações onde não é possível obter o mesmo controle sobre o processo de soldagem que o obtido neste trabalho, causando maior dispersão de dados.

Cabe também salientar que as normas Eurocode 3 (2003) e AWS D1.1 (2010) apresentam diagramas S-N para aços estruturais e informam que os aços inoxidáveis devem ser tratados conforme estes diagramas. Já IIW (2008) também apresenta diagramas S-N para aços estruturais porém recomenda que somente os aços inoxidáveis austeníticos sejam tratados conforme os diagramas apresentados.

Observa-se que no caso correspondente aos corpos de prova que sofreram a retirada dos reforços do cordão de solda, houve um grande incremento da vida em fadiga, quando se compara com os corpos de prova em estado normal pós-soldagem. A informação verificada vai ao encontro do colocado por Branco, Fernandes & Castro (1999) que afirmam que a retirada dos reforços do cordão de solda faz com que o corpo de prova sofra um substancial incremento de sua vida em fadiga, aproximando-se do comportamento em fadiga do metal de base.

Diante dos resultados obtidos no presente trabalho, considera-se haver a necessidade de inserção de dados específicos aos aços inoxidáveis, nas normas e recomendações para o dimensionamento de uniões soldadas. O já citado comportamento superior apresentado nos ensaios é um indício de que os aços inoxidáveis devem ser agrupados em uma categoria específica e não incluídos no grupo dos aços estruturais ou patináveis. Porém, cabe a ressalva de que o presente trabalho abordou apenas um tipo de junta soldada, com um único tipo de aço inoxidável.

Acredita-se que, por suas propriedades superiores de resistência à corrosão, aliadas à considerável resistência mecânica, os aços inoxidáveis (principalmente os austeníticos e duplex) serão cada vez mais empregados para fins estruturais e, portanto, no futuro constarão nas normas que regem o processo de dimensionamento de uniões soldadas.

Por fim, observou-se nos estudos realizados a carência de mais dados disponíveis em relação a avaliação da qualidade da união soldada no desempenho em fadiga e avaliação das tensões residuais no desempenho em fadiga para o aço inoxidável duplex S31803. Considerando o crescente nível de utilização do referido aço e que a disponibilidade destes dados contribuiria para o projeto de uniões soldadas, tais estudos podem vir a ser temas de trabalhos futuros.

REFERENCIAL TEORICO

ALVAREZ-ARMAS, I. **Duplex Stainless Steels: Brief History and Some Recent Alloys**. Recent Patents on Mechanical Engineering. Vol. 1, p. 51-57, 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 9: Fatigue and Fracture**. USA, 1996.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A276 – 13a – Standard Specification for Stainless Steel Bars and Shapes**. ASTM International, West Conshohocken, 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.

AMERICAN WELDING SOCIETY. AWS D1.6:1999: **Structural Welding Code - Stainless Steel**. Miami, 1999.

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

ARAÚJO D. B. Estudo de distorções em soldagem com uso de Técnicas Numericas e de Otimização. 15 de junho de 2012. 240 p. 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.

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. 881p.

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

BÜYÜKBAYRAM, C. KOÇ, B. TEKIN, G. SALIHOĞLU, B. Fatigue Strength Evaluation Approach of Welded Joints for More Reliable and Lighter Military Ground Vehicles. Procedia Engineering. vol.133, p. 485-500, 2015.

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

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

COLPAERT, H. Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns, 4^a 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.** 2^a ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1981. 653 p.

EDWARDS, P., RAMULU, M. Fatigue performance of Friction Stir Welded titanium structural joints. *International Journal of Fatigue*, vol 70, p 171-177, 2015.

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

GUNN, R. N. **Duplex stainless steels: microstructure, properties and applications.** Abington: Abington Publishing, 2003. 212 p.

HUDSON, C. M., SEWARD. S. K., A literature review and inventory of the effects of the environment on the fatigue behavior of the materials. *International Journal of Fatigue*, vol 8, p 315-379, 1976.

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

INTERNATIONAL MOLYBDENUM ASSOCIATION - IMOA. **Practical guidelines for the fabrication of duplex stainless steel. Third Edition.** IMOA, London, 2014. 69 p.

INTERNATIONAL ORGANIZATION OF STANDARDIZATION. **ISO/TR 14345. Fatigue – Fatigue testing of welded componentes – Guidance.** Suíça, 2012.

JUN, H., SEO, J., JEON, I., LEE, S., CHANG, Y., Fracture and fatigue crack growth analyses on a weld-repaired railway rail. *Engineering Failure Analysis*, vol. 59, p. 478–492, 2016.

KOU, S. **Welding Metallurgy – 2^a ed.** New Jersey: John Wiley & Sons, 2003. 466 p.

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.

LIPPOLD, J. C.; KOTECKI, D. J. **Welding metallurgy and weldability of stainless steels**. New Jersey: John Wiley & Sons, 2005. 353p.

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.

MILECH, F. B. Determinação de curvas de fadiga em uniões soldadas do aço inoxidável AISI 316L. Dissertação - Programa de pós-graduação em engenharia mecânica da Universidade Federal do Rio Grande. 2015

MCGUIRE, M. **Stainless steels for design engineers**. Ohio: ASM, 2008. 300p.

MODENESI, P. J. **Introdução a física do arco elétrico e sua aplicação na soldagem dos metais**. Belo Horizonte, 2007, 151 p.

MODENESI, P. J. **Soldabilidade dos aços inoxidáveis**. São Paulo: SENAI, 2001. 100 p.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem: fundamentos e tecnologia - 3 ed.** Belo Horizonte: Editora UFMG, 2009. 363 p.

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.

NOWACKI, J., ŁUKOJC, A. Structure and properties of the heat-affected zone of duplex steels welded joints. *Journal of Materials Processing Technology* vol. 164–165, p. 1074–1081, 2005.

NOWACKI, J., ŁUKOJC, A. Microstructural transformations of heat affected zones in duplex steel welded joints. *Materials Characterization* vol. 56, p. 436–441, 2006.

POLEZHAYEVA, H., TOUMPIS, A. I., GALLOWAY, A. M., MOLTER, L., AHMAD B., FITZPATRICK, M. E. Fatigue performance of friction stir welded marine grade steel. *International Journal of Fatigue*, vol 81, p 162-170, 2015.

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

RAO, H. M., JORDON, J. B., GHAFARI, B., SU, X., KHOSROVANEH, A.K., BARKEY, M.E., YUAN, W., GUO, M. Fatigue and fracture of friction stir linear welded dissimilar aluminum-to-magnesium alloys. *International Journal of Fatigue*, vol 82, p. 737-747, 2016.

RETTENMEIER, P., ROOS, E., WEIHE, S., Fatigue analysis of multiaxially loaded crane runway structures including welding residual stress effects. *International Journal of Fatigue*, vol 82, p. 179-187, 2016.

RODRIGUEZ, R. I., JORDON, J. B., ALLISON, P. G., RUSHING, T., GARCIA, L. Low-cycle fatigue of dissimilar friction stir welded aluminum alloys. *Materials Science & Engineering A*, V 654, p. 236-248, 2016.

SIEURIN, H., SANDSTROM, R. Austenite reformation in the heat-affected zone of duplex stainless steel 2205. *Materials Science and Engineering*, vol. 418, p. 250–256, 2006.

SHANG, Y., SHI, H., WANG, Z., ZHANG G., In-situ SEM study of short fatigue crack propagation behavior in a dissimilar metal welded joint of nuclear power plant. *Materials and Design*, vol. 88, p. 598–609, 2015.

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

SOWARDS, J., GNÄUPEL-HEROLD, T., MCCOLSKEY, J. D., PEREIRA, V. F., RAMIREZ, A. J., Characterization of mechanical properties, fatigue-crack propagation, and residual stresses in a microalloyed pipeline-steel friction-stir weld. *Materials and Design*, vol. 88, p. 632–642, 2015.

STEPHENS, R. I.; FATEMI, A.; STEPHENS, R. I.; FUCHS, H. O. **Metal Fatigue in Engineering 2ed**. New Jersey: John Wiley & Sons, 2001. 472 p.

XU, S., WANG, W., CHANG, Y., Using FEM to predict residual stresses in girth welding joint of layered cylindrical vessels. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 119, p. 1-7, 2014.

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

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.

ZHAO, X., FAN, Y., LIU, Y., WANG, H., DONG, P., Evaluation of fatigue fracture mechanism in a flash butt welding joint of a U75V type steel for railroad applications. *Engineering Failure Analysis*. vol. 55, p. 26–38, 2015.

ZONG, L., SHI, G., WANG, Y. Experimental investigation and numerical simulation on fatigue crack behavior of bridge steel WNQ570 base metal and butt weld. *Construction and Building Materials*. vol. 77, p. 419–429, 2015.

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.