

**UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Gabriel Xavier Funes

**AVALIAÇÃO DE UMA VERSÃO MODIFICADA DA TÉCNICA DE *TOE GRINDING*
NO APRIMORAMENTO DA VIDA EM FADIGA PARA JUNTAS EM T DE AÇO
INOXIDÁVEL AISI 316 L CARREGADAS LONGITUDINALMENTE**

Rio Grande

2017

Gabriel Xavier Funes

**AVALIAÇÃO DE UMA VERSÃO MODIFICADA DA TÉCNICA DE *TOE GRINDING*
NO APRIMORAMENTO DA VIDA EM FADIGA PARA JUNTAS EM T DE AÇO
INOXIDÁVEL AISI 316 L CARREGADAS LONGITUDINALMENTE**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PPMec) da Universidade Federal do Rio Grande (FURG) como parte dos requisitos obrigatórios para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

**Área de Concentração:
Engenharia de Fabricação**

**Orientador:
Prof. Dr. Eng. Mec. Kleber Eduardo Bianchi**

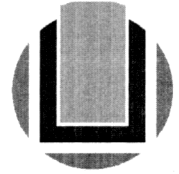
**Coorientador:
Prof. Me. Eng. Mec. William Ramires Almeida**

Rio Grande

2017



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



Ata nº **01/2017** da Defesa de Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande - FURG. Aos vinte dias do mês de fevereiro de dois mil e dezessete, foi instalada a Banca de Defesa de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande - FURG, as quatorze horas na sala 3201 localizada no prédio 3 do Campus Carreiros da Universidade Federal do Rio Grande – FURG, a que se submeteu o mestrando **Gabriel Xavier Funes**, nacionalidade brasileira, dissertação ligada a Linha de Pesquisa em Simulação e Controle de Processos de Fabricação do PPMec, com o seguinte título: **AVALIAÇÃO DE UMA VERSÃO MODIFICADA DA TÉCNICA DE TOE GRINDING NO APRIMORAMENTO DA VIDA EM FADIGA PARA JUNTAS EM T DE AÇO INOXIDÁVEL AISI 316 L CARREGADAS LONGITUDINALMENTE** referendada pela Câmara Assessora do Curso, os seguintes Professores Doutores Flávio Galdino Xavier e Felipe Tempel Stumpf, sob a presidência do Professor Kleber Eduardo Bianchi. Analisando o trabalho, os Professores da Banca Examinadora o consideraram:

1. Flávio Galdino Xavier: APROVADO
2. Felipe Tempel Stumpf: APROVADO
3. Kleber Eduardo Bianchi: APROVADO

Foi concedido um prazo de 15 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. [Assinatura]
C 871 557-68
2. [Assinatura]
C 7 895.560-22
3. [Assinatura]
CP

Gabriel Xavier Funes: [Assinatura]

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Kleber Eduardo Bianchi pela oportunidade de crescimento profissional e pessoal a mim concedida, assim como pelos sábios conselhos e horas dedicadas à orientação.

Aos membros da comissão de avaliação do trabalho de dissertação, Prof. Dr. Flavio Galdino Xavier do Instituto Federal do Rio Grande do Sul – IFRS e Prof. Dr. Felipe Tempel Stumpf pelo tempo disponibilizado e por suas contribuições.

Ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica – PPMec da Universidade Federal do Rio Grande – FURG, em especial ao Prof. Dr. Luciano Volcanoglo Biehl pelo apoio dado nos momentos de dúvida e dificuldade.

Ao Prof. M. Eng. Mec. Carlos Alberto Medeiros Casanova pelos conhecimentos transmitidos no que diz respeito à utilização dos equipamentos do laboratório de Fabricação Mecânica.

Ao Prof. Me. William Ramires Almeida pela sempre valiosa troca de ideias e esclarecimentos durante a coorientação.

Ao Prof. Dr. Jorge Luis Braz Medeiros, que disponibilizou seu tempo e conhecimento para a realização do tratamento térmico pós-soldagem.

Aos Técnicos Administrativos em Educação Bruno Soares Laner, Cristiano de Azevedo Celente, Daniel Souza e Thais Andrezza dos Passos, pois foram de extrema importância quanto à fabricação e análise dos corpos de prova utilizados no trabalho.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro.

Aos colegas de mestrado Alex, Bruno, Diego, Eduardo, Hélio, Juliano, Rui e, em especial, ao Edilson Nunes Pollnow e ao Marcos Saalfeld da Silva, pela grande parceria firmada neste período de aprendizado.

Aos meus pais, Jussara Xavier e Gelson Funes, pois sem eles eu nada seria.

Aos demais familiares e entes queridos pelo apoio incansável.

À minha namorada, Mariana da Rosa Leite, pela imensa paciência e cumplicidade.

Às demais pessoas que contribuíram de alguma forma para que este objetivo fosse alcançado.

*“What we know is a drop. What we don’t know
is an ocean”.*

Isaac Newton

RESUMO

Os problemas devido à fadiga em componentes mecânicos e estruturais têm sido tema recorrente de investigações na indústria e no meio científico. Por diversos fatores inerentemente associados ao próprio processo de fabricação da união, tais problemas são ainda mais preocupantes no caso de juntas soldadas. Por esse motivo, estudos têm sido realizados ao longo dos anos com objetivo de desenvolver técnicas que propiciem aumento da vida em fadiga desse tipo de união. Dentre essas técnicas se destacam os procedimentos pós-soldagem, aplicados a toda a peça ou a uma região específica do cordão de solda. Ao longo do presente estudo é realizada a análise do efeito de uma dessas técnicas, o *toe grinding*, que consiste na usinagem localizada do pé do cordão de solda em prol de uma melhoria geométrica. No presente trabalho é apresentada uma versão modificada do processo usual, a qual é aplicada a uma união em T, cuja nervura não sofre carregamento, fabricada em aço inoxidável AISI 316 L. A nervura foi unida à placa-base por filetes de solda gerados por processo MAG (GMAW - *Gas Metal Arc Welding*). A avaliação de desempenho em fadiga se deu por meio do levantamento das curvas S-N, obtidas sob carga axial repetida, para dois grupos de corpos de prova: o primeiro apresentando a geometria usual dos filetes, sem qualquer modificação, e o segundo com cordões que sofreram o *toe grinding*. Além de verificar a influência desse processo com relação à vida em fadiga das uniões, também foram observados alguns outros aspectos, como a iniciação do mecanismo de falha destes componentes, o fator de concentração de tensão macrogeométrico na extremidade do cordão de solda e a influência das tensões residuais sobre os resultados. Por fim, os ensaios de fadiga, apresentados na forma de diagramas S-N, mostraram que por meio da aplicação da técnica pode-se alcançar valores consideravelmente maiores de ciclos até a falha, em torno de 60% para uma vida de 2 milhões de ciclos. Tal resultado indica que essa técnica, quando bem executada, permite um incremento significativo na vida em fadiga de uniões em T soldadas por meio de filetes, sujeitos a uma carga dinâmica longitudinal, quando no regime de alto ciclo.

Palavras chave: Filetes de solda, MAG (GMAW - Gas Metal Arc Welding), melhoria geométrica, diagramas S-N.

ABSTRACT

Problems of fatigue in mechanical and structural components have been the subject of investigations by both science and the industry. For many factors inherently associated with the manufacturing process of joining itself, such problems become even more relevant in the case of welded joints. For this reason, over the years, studies have been conducted aiming to develop techniques in order to increase the fatigue life of such joints. Among these techniques, post weld procedures are distinct, being those applied to the whole piece or to a particular area of the weld bead. This study provides an analysis of the effect of one of these techniques, the toe grinding technique, which consists of the local machining of the weld bead toes for geometric improvement. A modified version of the usual process is presented, which was applied to an AISI 316L stainless steel T-joint, whose ribs suffered no load stress. The ribs were connected to the base plate through fillet welds generated by GMAW (Gas Metal Arc Welding). The fatigue performance evaluation was conducted through the analysis of S-N curves under repeated load axial for two different specimen groups: the first presenting the usual fillet geometry without any alteration, and the second with toe grinding weld beads. Besides verifying the influence of such procedures in relation to the fatigue life of such joints, other aspects were observed, such as the failure mechanism initiation of the components, the macro geometric stress concentration at the bottom of the weld bead, and the influence of residual stress in the results. Lastly, the endurance tests, presented in the form of S-N diagrams, showed that through the application of this technique it is possible to achieve considerably higher cycles before the failure, around 60% for a life of 2 million cycles. This result indicates that this technique, when well applied, allows a significant improvement to the T-joint joints welded through fillets and under a longitudinal dynamic load fatigue life, when in a high cycle regime.

Keywords: Fillet welds, GMAW (Gas Metal Arc Welding), geometric improvement, S-N diagrams.

Lista de Ilustrações

Figura 1 – a) Viga I e, b) Seção do casco de uma embarcação à qual o método de construção estrutural longitudinal é aplicado	14
Figura 2 – Estrutura celular de uma máquina de moer e diferentes tipos de nervuras	15
Figura 3 – Diagramas S-N de detalhes estruturais simples	16
Figura 4 – Monumento aos Açorianos erigido em aço patinável	17
Figura 5 – Pedestrian Helix Bridge – Singapura	17
Figura 6 – Conjunto de aços inoxidáveis e suas modificações com relação ao Aço 304.	21
Figura 7 – Efeito de concentração de tensão associado ao reforço de uma junta soldada de topo.	24
Figura 8 – Intrusão no pé do cordão de solda.	24
Figura 9 – Família de diagramas S-N de diferentes uniões soldadas conforme a Eurocode.	26
Figura 10 – Junta de topo transversalmente carregada.	27
Figura 11 – Esquema ilustrativo sobre a tensão de Hot Spot.	28
Figura 12 – Parâmetros geométricos do pé da solda de filete em uma junta T carregada longitudinalmente.	30
Figura 13 – Detalhes básicos, onde as técnicas são aplicáveis.	31
Figura 14 – Geometria resultante do processo.	31
Figura 15 – Parâmetros geométricos esperados ao fim do processo de toe grinding segundo IIW	32
Figura 16 – Forma recomendada pelas normas e códigos para execução de processos de aprimoramento da vida em fadiga em soldas tensionadas longitudinalmente.	33
Figura 17 – Ângulos de ataque da ferramenta de usinagem.	34
Figura 18 – Detalhes dos corpos de prova	38
Figura 19 – Geometria do toe grinding reto.	40
Figura 20 – Geometria do toe grinding contornando a nervura.	40
Figura 21 – Malhas resultante para as configurações: a) sem toe grinding, b) com toe grinding reto e c) com toe grinding contornando a nervura.	40
Figura 22 – Condições de contorno, tendo como exemplo o corpo de prova sem toe grinding.	41
Figura 23 – Resultados da simulação computacional para a configuração sem toe grinding.	42
Figura 24 – Resultados da simulação computacional para a configuração com toe grinding reto.	42

Figura 25 – Resultados da simulação computacional para a configuração com toe grinding contornando a nervura.	43
Figura 26 – Gráfico tensão x deformação para o metal de base	45
Figura 27 – a) processo de corte sendo executado e, b) Parte das peças após o corte.	48
Figura 28 – a) posicionamento pré-soldagem, b) processo de soldagem e, c) parte dos corpos de prova pós soldagem.	50
Figura 29 – Representação dos locais de corte para retirada das amostras usadas nas análises macrográficas.	52
Figura 30 – Localização das indentações no ensaio de microdureza Vickers.	53
Figura 31 – a) vista frontal com a ferramenta na posição vertical na posição inicial e, b) Vista superior com desenho esquemático da trajetória para a realização do toe grinding	57
Figura 32 – a) usinagem sendo executada e, b) resultado obtido e, c) ferramenta utilizada.	58
Figura 33 – Imagens do MB, ZF e ZTA para: a) CP não tratado termicamente e b) CP tratado termicamente.	61
Figura 34 – Micrografia do metal de base para: a) CP não tratado termicamente e b) CP tratado termicamente.	62
Figura 35 – Micrografia da zona fundida para a) CP não tratado termicamente e b) CP tratado termicamente.	62
Figura 36 – Aspecto visual do cordão de solda a) lado esquerdo, b) vista superior e, c) lado direito.	61
Figura 37 – Imagens macrográficas da face da seção transversal da região soldada. a) lado esquerdo e, b) lado direito.	64
Figura 38 – a) extremidade sem toe grinding e b) extremidade com toe grinding.	66
Figura 39 – Indentações do ensaio de microdureza na ZTA e zona fundida para: a) CP não tratado termicamente e b) CP tratado termicamente.	65
Figura 40 – Família de diagramas S-N de diferentes uniões soldadas conforme o IIW.	67
Figura 41 – Família de diagramas S-N de diferentes uniões soldadas conforme a AWS.	69
Figura 42 – Corpos de Prova rompidos: a) sem toe grinding (7M) e; b) com toe grinding.	71
Figura 43 – Corpo de prova (7TM) que rompeu no raio de concordância	73
Figura 44 – CP 1TR após o término do ensaio	74

Figura 45 – CP 4TA rompido	75
Figura 46 – Diagramas S-N para os CPs sem <i>toe grinding</i> .	75
Figura 47 – Diagramas S-N para os CPs sem <i>toe grinding</i> em comparação com Eurocode, AWS e IIW.	77
Figura 48 – Diagrama S-N para os CPs sem <i>toe grinding</i> em comparação com as categorias referentes ao metal sem solda presentes na Eurocode, AWS e IIW.	78
Figura 49 – Diagramas S-N para os CPs com <i>toe grinding</i> .	79
Figura 50 – Diagramas S-N para os CPs não usinados em comparação com Eurocode, AWS e IIW.	79
Figura 51 – Diagrama S-N para os CPs com <i>toe grinding</i> em comparação com as categorias referentes ao metal sem solda presentes na Eurocode, AWS e IIW.	80
Figura 52 – Diagrama S-N para os CPs com e sem <i>toe grinding</i> .	81
Figura 53 – Conjunto de diagramas S-N para análise geral	82
Figura 54 – Sequência final da Fratura	83
Figura 55 – Superfície da fratura, CP 6A.	83
Figura 56 – Região de início da trinca.	84
Figura 57 – Região de propagação da trinca.	85
Figura 58 – Região de ruptura.	85

Lista de Tabelas

Tabela 1 – Recomendações da AWS D1.1 quanto ao raio da ferramenta utilizada para o toe grinding.	33
Tabela 2 – Propriedades das malhas.	43
Tabela 3 – Fator de concentração de tensão para as três configurações de acordo com os resultados simulação computacional.	43
Tabela 4 – Composição química do Aço Inoxidável AISI 316 L.	44
Tabela 5 – Resultados dos ensaios de tração do material sem solda	45
Tabela 6 – Recomendações da norma ASTM E739 quanto ao número de corpos de prova para ensaios de fadiga.	47
Tabela 7 – Quantidade de corpos de prova	50
Tabela 8 – Parâmetros de soldagem	50
Tabela 9 – Resultados das medições dos parâmetros geométricos da extremidade do cordão via software Image J	62
Tabela 10 – Resultados do ensaio de microdureza Vickers e resultado do Teste F para os dois conjuntos de amostras	64
Tabela 11 – Resultados dos ensaios de fadiga	65
Tabela 12 – Categorias para junta em T carregada longitudinalmente cuja nervura não sofre esforços, conforme IIW e AWS	66
Tabela 13 – Comparação entre a expectativa de vida para a junta em estudo	68
Tabela 14 – Média de número de ciclos obtidos nos ensaios de fadiga para os 2 casos	68
Tabela 15 – Ciclos de carga atingidos nos casos tratados e não tratados termicamente.	70

Sumário

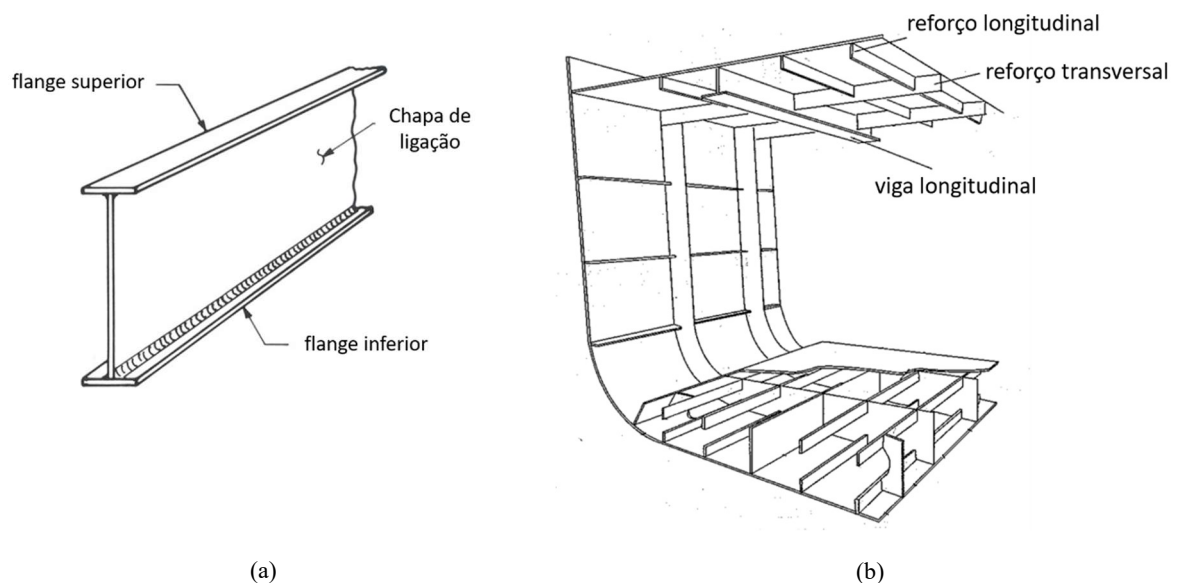
1	INTRODUÇÃO	14
1.1	Objetivos	19
1.1.1	Objetivo gerais	19
1.1.2	Objetivos específicos	19
1.2	Estrutura do presente trabalho	19
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
2.1	Aços Inoxidáveis e Suas Aplicações	21
2.2	Fadiga em Uniões Soldadas	23
2.2.1	Fatores que Afetam o Comportamento de Juntas Soldadas Sujeitas a Fadiga	23
2.3	Desempenho em Fadiga de Uniões Soldadas	25
2.4	Técnicas de Aprimoramento da Vida em Fadiga de Uniões Soldadas	28
2.4.1	Toe Grinding	29
3	MATERIAIS E MÉTODOS	36
3.1	Detalhes da Junta	37
3.2	Simulação Computacional	38
3.3	Caracterização do Material	44
3.4	Especificação da Quantidade de Corpos de Prova	46
3.5	Procedimento para Fabricação dos Corpos de Prova	48
3.5.1	Corte das Chapas e Preparação das Partes	48
3.5.2	Procedimento de Soldagem	49
3.6	Avaliação do Efeito das Tensões Residuais	50
3.7	Propriedades do Cordão de Solda	51
3.7.1	Macrografia	52
3.7.2	Micrografia	52
3.7.3	Microdureza	53

3.8	Ensaaios de Fadiga	53
3.8.1	Obtenção dos Diagramas S-N	55
3.9	Análise das Fraturas	56
3.10	Usinagem do Pé do Cordão de Solda	56
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	58
4.1	Usinagem do Pé do Cordão de Solda	58
4.2	Processo de Alívio de Tensões	58
4.3	Macro Propriedades do Cordão de Solda Resultante	61
4.3.1	Aspecto Visual	61
4.3.2	Análise Macrográfica	61
4.3.3	Análise de Microdureza Vickers	63
4.4	Ensaaios de fadiga	64
4.5	Aspecto final das rupturas	70
4.5.1	Determinação dos Diagramas S-N	73
4.6	Análise das Fraturas	80
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS E CONCLUSÕES	85
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	88
	REFERÊNCIAS	89

1 INTRODUÇÃO

As uniões em T com cordões sujeitos a carga cíclica longitudinal são muito utilizadas em estruturas mecânicas de grandes proporções, caso usual do setor naval e *offshore* e também na construção civil. Exemplos deste emprego são mostrados na Figura 1, na construção de vigas I ou H de grande extensão e na forma de reforços estruturais na construção do casco de algumas embarcações.

Figura 1 - a) Viga I, b) Seção do casco de uma embarcação à qual o método de construção estrutural longitudinal é aplicado.

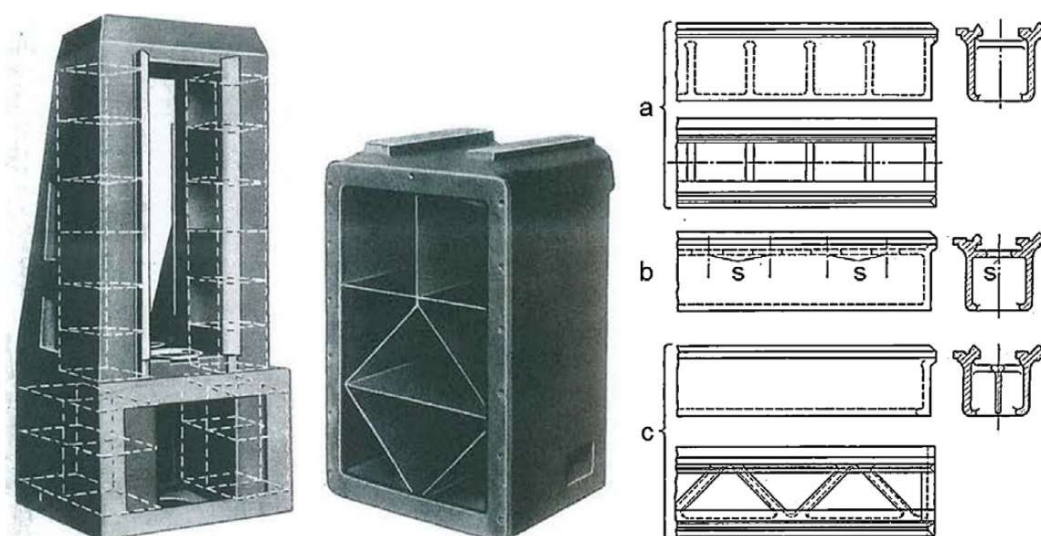


(a)
Fonte: ODOT (2008)

(b)
Fonte: ROY, J. et al (2008)

As chamadas nervuras de reforço também são empregadas em bases de máquinas com o intuito de conferir maior rigidez estrutural, conforme pode ser visto na Figura 2, e consequentemente, propiciar menores valores de deformação sob carga, o que se traduz em elevada exatidão das peças fabricadas nessas máquinas.

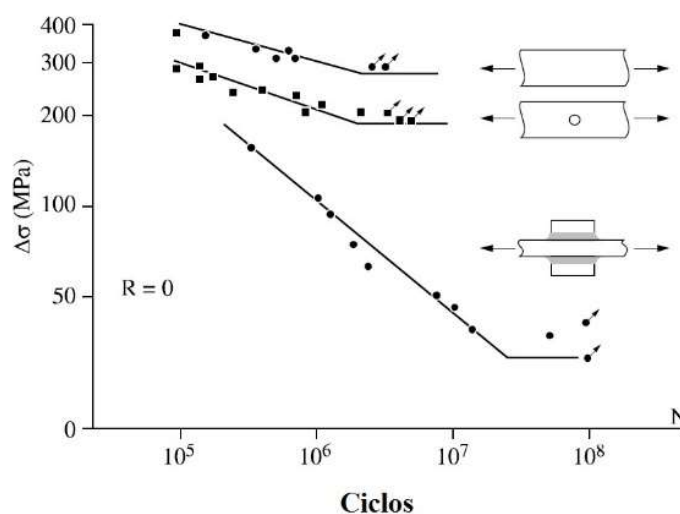
Figura 2 - Estrutura celular de uma máquina de moer e diferentes tipos de nervuras.



Fonte: Möhring (2015)

Tal necessidade de rigidez também é importante no caso de estruturas civis, navais e *off shore*, pois as baixas deformações conferem às pessoas que vivem ou se deslocam sobre essas estruturas uma sensação de solidez. Cita-se como exemplo a norma Eurocode EN 1990:2002 - *Basis of Structural Design* – a qual classifica o termo *appearance* como um Estado Limite de Serviço, ou seja, como um grupo de critérios de projeto estrutural associado não à segurança, mas ao uso em si (*serviceability*). No próprio corpo da norma é explicado que, num contexto de *serviceability*, o termo “aparência” não se associa a critérios estéticos, mas sim a atributos de projeto direcionados a evitar a percepção, por parte dos usuários, de um estado de insegurança. Dentre os possíveis estados limites de *serviceability* da estrutura são citadas como exemplo as grandes deformações e as trincas visíveis (porém, inofensivas sob o ponto de vista de segurança).

É importante notar que, em muitos casos, a carga atuante sobre tais nervuras é ínfima, podendo-se considerar que seja praticamente nula. Por outro lado, os processos de soldagem por arco elétrico conferem à peça estrutural menor vida em fadiga, devido às tensões residuais de elevada magnitude, à forma geométrica desfavorável dos filetes e aos defeitos usuais decorrentes do processo, como as porosidades, trincas de fusão e a decoesão lamelar. A Figura 3 mostra o efeito da inserção de uma união soldada na vida em fadiga de uma peça específica, efeito esse que se caracteriza pela mudança de inclinação e de posição vertical da curva S-N.

Figura 3 - Diagramas S-N de detalhes estruturais simples.

Fonte: Adaptado de Blondeau (2008)

Dentre os diversos defeitos decorrentes do processo de soldagem, as intrusões no pé do cordão ou filete de solda se destacam sob o ponto de vista de vida em fadiga, pois são, na maioria das vezes, muito pequenas para serem detectadas por um processo de inspeção. Por outro lado, representam microtrincas predispostas à propagação. Em outras palavras, a ruptura por fadiga de uma peça estrutural não soldada envolve a nucleação de uma ou mais trincas, o que usualmente ocorre numa região em que o nível de tensão decorrente do carregamento é elevado. Em peças estruturais, o período de nucleação engloba a maior parte da vida do componente. Por essas observações compreende-se a gravidade da presença de microinclusões no pé do cordão ou filete de solda. Peças soldadas não apresentam tempo de nucleação, mas apenas de propagação.

O material base de estruturas de engenharia se trata de um grupo de aços que, principalmente quando o processo de união das peças se dá por processo de soldagem, apresentam baixo teor de carbono equivalente e uma microestrutura ferrítico-perlítica ou bainítica. Nesse grupo estão, por exemplo, o aço carbono ASTM A36, o aço de baixa liga e alta resistência mecânica ASTM A572 e os aços patináveis de baixa liga e alta resistência mecânica resistentes à corrosão atmosférica ASTM A588 e ASTM A242.

O subgrupo composto pelos aços patináveis (também chamados indiscriminadamente em ambiente industrial por aços *Corten*) tem sido empregado nas mais diversas aplicações em que se faz necessária uma maior resistência à corrosão atmosférica, a qual, por sua vez, pode ser elevada em condições ambientais consideradas usuais. A título de exemplo, a Figura 4

mostra o Monumento aos Açorianos, localizado em Porto Alegre e de autoria do artista Carlos Tenius, erigido em aço patinável.

Figura 4 - Monumento aos Açorianos erigido em aço patinável.



Fonte: <<http://www2.portoalegre.rs.gov.br>>

Por outro lado, no caso de condições mais severas, como o ambiente marinho, por exemplo, o grupo dos aços inoxidáveis (e em especial os austeníticos e *duplex*) tem surgido como alternativa viável. O contínuo desenvolvimento de novas ligas e de processos de fabricação por parte das usinas siderúrgicas e, em paralelo, dos processos de soldagem em campo de aços inoxidáveis, tem permitido seu uso em aplicações antes inimagináveis. Em determinadas aplicações, a diminuição dos custos de manutenção ao longo da vida da estrutura justifica seu custo maior de construção. A Figura 5 mostra a passarela para pedestres construída em Marina Bay, Singapura, cujas espirais estruturais (imitando uma molécula de DNA) são de aço duplex SAF2205.

Figura 5 - Pedestrian Helix Bridge – Singapura.



Fonte: ArcelorMittal (2010)

Os aços inoxidáveis, além de sua característica de elevada resistência à corrosão, também apresentam resistência mecânica, ductilidade e tenacidade. Por outro lado, os mesmos ainda são tratados, nas mais conceituadas normas e códigos a respeito de uniões soldadas, de forma igualitária com relação aos aços estruturais comuns, isso quando são abordados, pois algumas dessas referências não os têm em seu escopo.

Entretanto, ao longo das últimas décadas essas mesmas normas e códigos têm realizado estudos e desenvolvido técnicas cujo intuito é mitigar os efeitos decorrentes dos defeitos nas juntas soldadas. As mais simples dessas técnicas estão associadas à qualidade da solda, sob o ponto de vista de especificação e execução, ou seja, trata-se dos cuidados com a escolha do processo em si (SAW, SMAW, GMAW, FCAW ou outro) e dos materiais (base e de adição) bem como da preparação da junta, limpeza, alinhamento adequado das peças, etc. Usualmente a adoção de procedimentos pré-qualificados, segundo normas de soldagem como a AWS D1.1 (2010), assegura que tais aspectos sejam considerados de forma efetiva.

Já algumas técnicas são aplicadas anteriormente ao processo de soldagem, como o pré-aquecimento das partes a serem unidas, por exemplo. Outras, estas realizadas pós-soldagem, têm se mostrado extremamente efetivas no ganho de vida útil sob o ponto de vista de fadiga dos componentes. Dentre essas técnicas está o *toe grinding*, processo no qual a geometria do cordão de solda é modificada via processo de usinagem, acarretando uma transição mais suave na região conhecida como pé do cordão. O incremento na vida em fadiga estaria associado à redução da concentração de tensões nesta região, bem como à eliminação da maior parte das microintrusões que desencadeiam o processo de falha.

Porém, a aplicação do *toe grinding* acarreta a adição de uma etapa ao processo de construção da estrutura. Portanto, seu uso deve ser criterioso. Com base nessa questão, optou-se por aplicar, no presente trabalho, uma forma simplificada do processo aos corpos de prova. Tal modificação será melhor explicada e justificada em seção posterior do texto.

O último aspecto a ser abordado na contextualização do presente trabalho diz respeito ao carregamento atuante em cordões ou filetes de solda. De forma simplificada, por mais complexos que sejam os estados de carregamento atuantes sobre uma estrutura, o efeito sobre um cordão ou filete se traduz em tensões transversais, longitudinais ou na composição dessas. As geometrias de união em T ou cruciformes são empregadas em componentes estruturais como vigas, arcos, pórticos ou colunas reforçadas com nervuras, já citadas nessa introdução, e sabe-se que, devido à distribuição desigual da tensão sobre o filete ou cordão, a vida em fadiga no caso de cargas preponderantemente longitudinais é consideravelmente menor do

que no caso de cargas transversais (mesmo em situações nas quais a tensão atuante sobre a nervura é muito baixa).

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo geral

O presente trabalho tem por objetivo a avaliação da vida em fadiga, sob carregamento longitudinal, de uma união soldada de configuração em T, com nervura não carregada e solda em filete, tendo um aço inoxidável AISI 316 L como metal base. Um grupo de corpos de prova será sujeito à aplicação de uma forma simplificada do processo de *toe grinding* de forma que os resultados comparativos, em termos de vida em fadiga, poderão contribuir na delimitação do campo de aplicação dessa técnica em componentes estruturais.

1.1.2 Objetivos específicos

Adicionalmente, optou-se pela execução de análises complementares, mesmo que de cunho qualitativo. Nesse sentido, com o intuito de avaliar o efeito das tensões residuais na resposta em fadiga, um grupo de corpos de prova passou por processo térmico de alívio de tensões.

Por fim, é realizada uma avaliação qualitativa do fator de concentração de tensão geométrico na extremidade do cordão de solda, por meio de uma análise via elementos finitos, considerando geometrias com e sem *toe grinding*.

1.2 Estrutura do presente trabalho

O trabalho consiste na avaliação de variáveis de natureza quantitativa, de cunho explicativo, cujo escopo inclui um levantamento amostral com controle laboratorial. O mesmo estrutura-se, de forma resumida, na seguinte forma: na seção 2 deste trabalho será apresentado o referencial teórico a respeito dos temas e aspectos relevantes para este trabalho, como as características dos aços inoxidáveis, o comportamento em fadiga de uniões soldadas bem como as diretrizes a respeito do *toe grinding*. Posteriormente essas informações serão utilizados como base para a discussão dos resultados. Na seção 3, seguinte, temos apresentada a metodologia do presente trabalho, onde é exposta a maneira como cada uma das etapas do

mesmo será realizada. Na seção 4 temos apresentados os resultados obtidos juntamente com as discussões cabíveis. Por fim, nas seções 5 e 6 são apresentadas as conclusões e as sugestões para trabalhos futuros, respectivamente.

Sob o ponto de vista operacional, o trabalho se desdobra nas etapas de especificação e de fabricação dos corpos de prova, passando pela realização do *toe grinding* em sua forma modificada e terminando com os ensaios de fadiga e elaboração dos diagramas S-N.

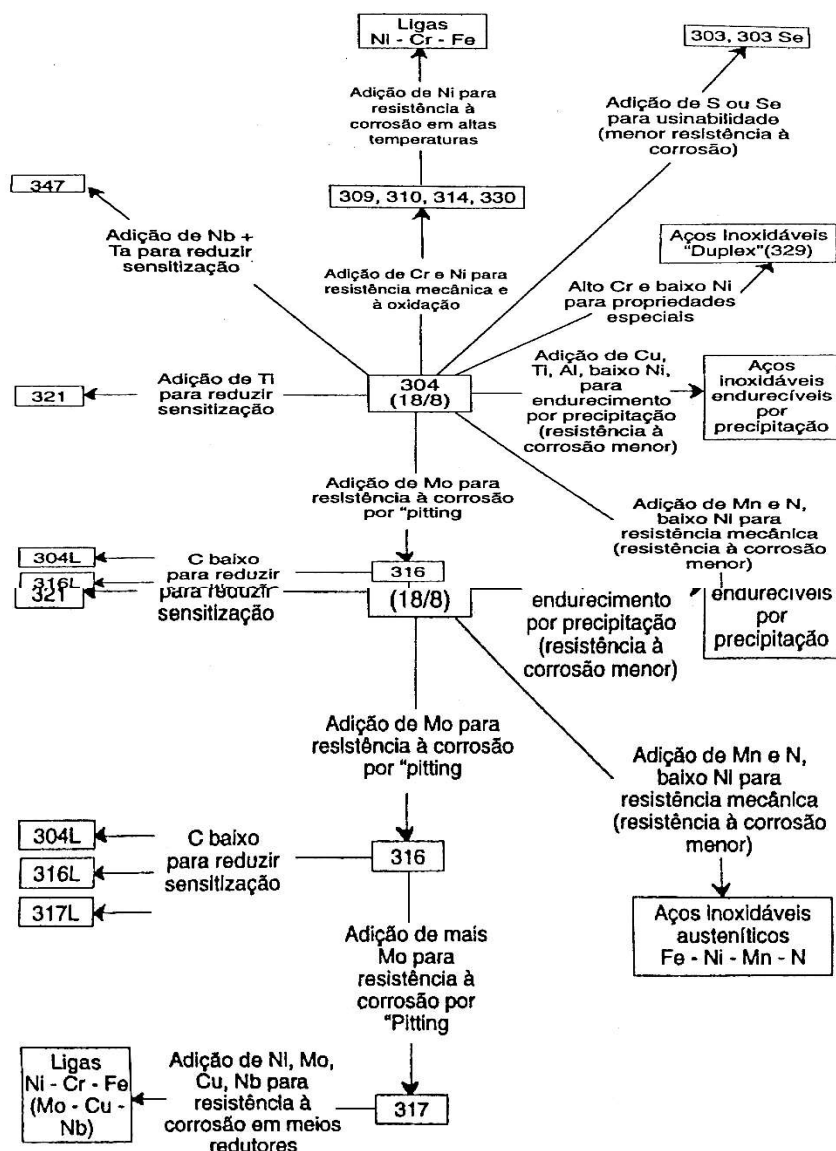
Sob o ponto de vista de avaliação dos resultados, a priori, assim como a versão do toe grinding que é recomendada pelas principais normas e códigos a respeito de uniões soldadas, Eurocode 3 – Seção 1.9 (2003), IIW (Hobbacher, 2008), CIDECT 8 (Zhao, 2000) e AWS D1.1 (2010), a versão modificada do toe grinding proposta também tem como resultado uma melhora, em termos de resistência a fadiga, para a junta soldada. A forma modificada de toe grinding proposta, por se tratar de uma forma simplificada acarreta ainda em uma redução de tempo e custos de serviço. Para avaliar o comportamento da versão modificada da técnica de toe grinding, os resultados obtido nos ensaios de fadiga apresentados na forma de diagramas S-N, para CPs (corpos de prova) com e sem a aplicação desta técnica, serão comparados entre si e também comparados com o que é apresentado pelas normas e códigos de uniões soldadas, a pouco citadas, para o mesmo tipo de junta estudado.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Aços Inoxidáveis e suas aplicações

Por sua característica de elevada capacidade de resistência à corrosão, os aços inoxidáveis têm sido empregados nas mais diversas aplicações, dentre as quais se destacam a fabricação de utensílios e equipamentos domésticos, na área da saúde e na indústria química. Porém, mais recentemente sua aplicação tem se estendido às estruturas, na forma de vigas, treliças, colunas e pórticos, ou ainda na forma de peças mais complexas para uso na área da mobilidade (ASM 1990; BADDOO, 2008).

Figura 6 – Conjunto de aços inoxidáveis e suas modificações com relação ao Aço 304.



Fonte: Padilha e Guedes (2004)

Segundo Blondeau (2008), todos os tipos de aços inoxidáveis podem ser derivados do aço austenítico AISI 304 (18% Cromo e 8% Níquel) por meio da adição ou subtração de um ou mais elementos para a obtenção de uma ou outra propriedade de preferência, conforme pode ser visto na Figura 6, acima.

No caso de componentes estruturais civis, ou da área naval e *offshore*, os aços inoxidáveis que têm sido mais empregados são os austeníticos e os ferrítico-austeníticos (*duplex*). Como as considerações a respeito das características e diferenças entre os aços inoxidáveis já estão descritas em referências bibliográficas consolidadas, como ASM (1990) e Silva (2010), a partir daqui será dado enfoque aos aços inoxidáveis austeníticos, pois foi utilizado no presente trabalho.

De forma geral, os aços inoxidáveis austeníticos tratam-se de ligas Fe-Cr-Ni, com teor de Cromo variando entre 16 e 26% e de Níquel de até 35%, contendo ainda até 15% de Manganês. Por sua vez, o teor de Carbono é baixo, geralmente inferior a 0,08%. A composição desses elementos permite que a estrutura CFC (austenítica) estabilize em temperatura ambiente. Estes são aços que aliam boa resistência mecânica com ductilidade, tenacidade e soldabilidade, porém, seu custo é um pouco elevado se comparado a outros tipos de aços inoxidáveis. Também se caracterizam por serem não magnéticos, não endurecíveis e, quando submetidos à processo de conformação a frio, sofrem aumento de dureza considerável (ASM, 1990; SILVA, 2010; MODENESI, 2001).

Outro aspecto importante a ser mencionado é o fato de que apesar dos aços austeníticos apresentarem uma característica importante de resistência à propagação de trincas, dada a boa tenacidade, também apresentam, segundo Bathias (2004), um aspecto negativo: a ausência de um limiar de fadiga (*Endurance limit*).

Segundo Blondeau (2008), apesar da boa soldabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos, deve-se tomar cuidado para obter uma zona fundida livre de defeitos, uma vez que o processo de soldagem pode acarretar em uma microestrutura final indesejada. Dentre os riscos cita-se:

- fragilização decorrente da formação de compostos intermetálicos na zona fundida e/ou na zona termicamente afetada;
- Trincas a quente na zona termicamente afetada.

Além disso, a suscetibilidade à corrosão intergranular na zona termicamente afetada (ZTA) de juntas de aços inoxidáveis é maior quando o teor de carbono é superior a 0,05%. Isso se deve à precipitação de carboneto de Cromo nos contornos dos grãos, o que é chamado

de sensibilização. Para minimizar o problema, alguns aços austeníticos como o 304 L e o 316 L apresentam teores de carbono inferiores a 0,035% (KOU, 2003).

2.2 Fadiga em uniões soldadas

O fenômeno da fadiga de componentes mecânicos, pela frequência com que ocorre, bem como pela forma como se dá – uma ruptura abrupta e muitas vezes catastrófica – é amplamente conhecido e estudado por engenheiros das mais diversas áreas. Portanto, não será abordado nesse trabalho, tendo em vista a profusão de literatura qualificada sobre o tema.

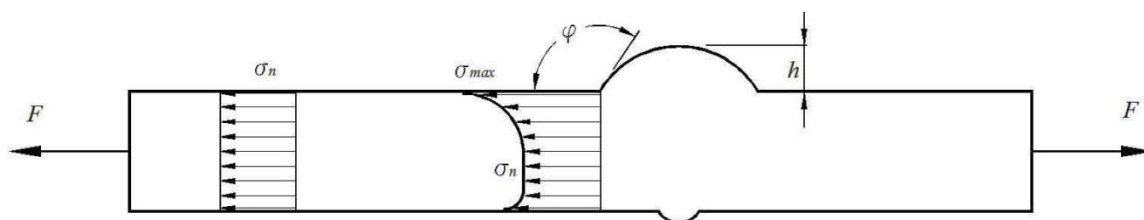
Com respeito às uniões soldadas quando sujeitas ao fenômeno de fadiga, os aspectos mais importantes e relevantes são mencionados a seguir de forma bem resumida, de acordo com algumas referências de destaque, que poderão ser vistas no decorrer do texto, e com base no que fora outrora mencionado pelos autores Milech (2015) e Almeida (2016), que expuseram em detalhes este conteúdo.

2.2.1 Fatores que afetam o comportamento de juntas soldadas sujeitas a fadiga

As uniões soldadas apresentam características específicas que as tornam particularmente suscetíveis ao processo de fadiga. Por esse motivo, o projeto de componentes estruturais soldados implica no entendimento, por parte dos projetistas, dos mecanismos que levam a esse tipo de falha. Os aspectos mais relevantes da área de fadiga de componentes estruturais soldados, segundo Branco et al., (1999) e Blundeu (2008) resumem-se a: geometria da junta, forma de carregamento – estático, dinâmico ou combinado – presença de concentradores de tensão e de tensões residuais, bem como de descontinuidades, defeitos e falhas.

Segundo Branco et. Al. (1999) o efeito de concentração de tensão ocorre pela descontinuidade no fluxo das forças atuantes sobre a peça, devido à geometria própria do cordão de solda, como exemplificado na Figura 7, que mostra simplificada a descontinuidade geométrica causada pelos reforços de face e raiz de uma união topo-a-topo. Essas descontinuidades geométricas são caracterizadas pelos respectivos ângulos ϕ e altura h . Como resultado da alteração do fluxo de forças, há elevação dos valores de tensão nas faces superior e inferior da peça. Por esse motivo, no caso de uniões topo-a-topo, é usual a remoção completa dos reforços na face e raiz, principalmente quando se deseja melhor desempenho em fadiga.

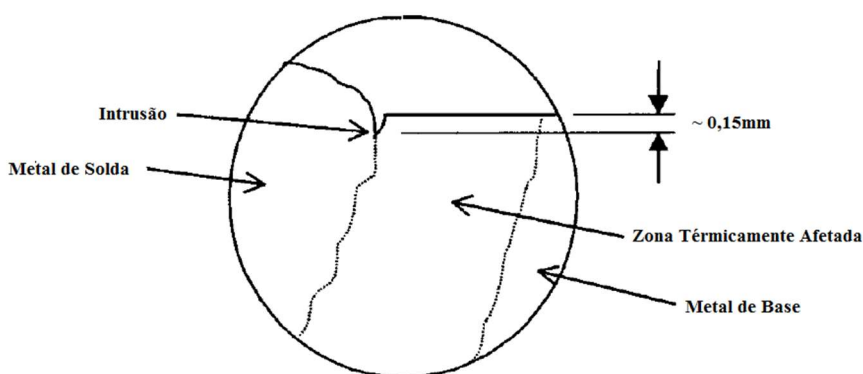
Figura 7 - Efeito de concentração de tensão associado ao reforço de uma junta soldada de topo.



Fonte: Adaptado de Branco et. Al. (1999)

Pequenas discontinuidades e defeitos (micro ou macroscópicos) na região soldada são inevitáveis, podendo ter como uma das causas, por exemplo, a presença das tensões residuais. Essas tensões residuais decorrem do processo dinâmico de dilatação e contração do material durante o deslocamento da fonte de calor ao longo do processo de soldagem. Após o resfriamento, a região da solda apresenta tensões residuais de elevada magnitude, muitas vezes próximas à tensão de escoamento do metal base, e distribuição relativamente complexa (algumas regiões apresentam tensões de tração e outras de compressão), o que por vezes pode ocasionar, em primeiro lugar, a alteração da estrutura metalúrgica original do metal de base e, em segundo lugar, o surgimento de pequenas intrusões (sulcos) no pé do cordão de solda, com profundidade de aproximadamente 0,15 mm, como mostrado na Figura 8. Essas intrusões muitas vezes correspondem ao local onde a trinca responsável pela falha do componente tem início e então se propaga. Dessa forma o tempo de nucleação de trincas para peças soldadas é consideravelmente menor. (BRANCO et al, 1999; LASSEN & RÉCHO, 2006; SURESH, 1998; HICKS, 1999).

Figura 8 - Intrusão no pé do cordão de solda.



Fonte – Adaptado de Hicks (1999)

Num resumo, as peças unidas por processo de soldagem usualmente apresentam um comportamento em fadiga inferior ao encontrado em outros componentes, sendo assim, de forma geral os diagramas S-N de detalhes soldados apresentam as seguintes características deletérias, quando comparados a outras peças mecânicas:

- a) os limiares para vida infinita não existem ou, se existem, estão em valores consideravelmente acima de 10^6 ciclos (usualmente da ordem de 10^8 ciclos);
- b) a inclinação na região de vida finita é maior (coeficiente angular $m \approx -1/3$, contra o valor usual $m \approx -1/5$ encontrado em peças não soldadas). (BLONDEAU, 2008; Eurocode 3 – seção 1.9, 2003)

2.3 Desempenho em fadiga de uniões soldadas

Ao longo dos anos foram desenvolvidas várias metodologias para estimar a resistência à fadiga de uniões soldadas, citadas nos principais livros, códigos, normas e recomendações, como por exemplo, Eurocode 3 – Seção 1.9 (2003), IIW (Hobbacher, 2008), CIDECT 8 (Zhao, 2000) e AWS D1.1 (2010). Dentre tais métodos, os que têm se consolidado são: *i) a classificação por Categoria do Detalhe, ii) o critério da Tensão de Hot-Spot e o iii) método baseado na Mecânica da Fratura.*

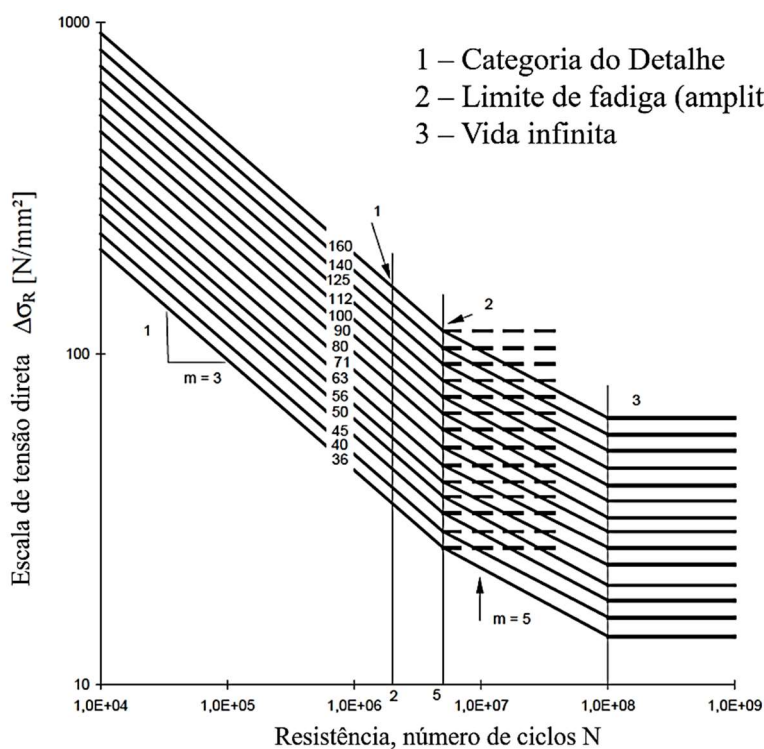
O método da classificação é o mais utilizado, por sua simplicidade. Trata-se de um método desenvolvido com base em três constatações experimentais: *i) o valor de tensão média atuante sobre o detalhe soldado não é preponderante para a vida em fadiga e, dessa forma, o valor da faixa de variação de tensão ($\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$) é suficiente para o procedimento de análise, desde que o valor máximo de tensão não ultrapasse o limiar de escoamento generalizado do material, ii) no caso de aços estruturais convencionais, tanto a composição química como os dados de resistência mecânica não são determinantes para a resposta em fadiga (observação: entende-se por aço estrutural comum, o que apresenta resistência ao escoamento $S_y \leq 690$ MPa) e iii) diferentes arranjos de geometria de detalhe soldado e de carga atuante podem apresentar comportamentos bastante semelhantes com relação a fadiga, podendo então fazer parte de uma mesma categoria.*

Além disso, nesta metodologia o processo de soldagem não é especificado, ou seja, a norma não coloca em questão as diferentes características das soldas resultantes de cada processo, mas sim trata de todos de maneira igualitária. Da mesma maneira estas referências

tratam o aço inoxidável, ou seja, quando este aço faz parte do escopo, ele é apresentado considerando o mesmo comportamento que os aços estruturais comuns.

Com base nisso os comitês das normas Eurocode 3 – seção 1.9 (2003) e AWS D1.1 (2010), bem como o IIW (Hobbacher, 2008) desenvolveram, ao longo de décadas de ensaios sobre uniões reais, famílias de diagramas S-N, um deles exemplificado na Figura 9, anexados às tabelas contendo a descrição geométrica e o tipo de carga atuante na união, juntamente com sua classificação, apresentada como “*Fatigue Class*” (FAT), “*Detail Category*” ou “*Joint Category*”, dada por números ou letras, variando de acordo com a referência.

Figura 9 - Família de diagramas S-N de diferentes uniões soldadas conforme a Eurocode.

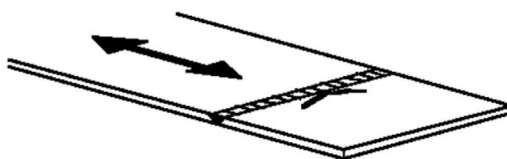


Fonte: Adaptado de Eurocode 3 – seção 1.9 (2003)

A combinação entre a descrição geométrica e o tipo de carga atuante na união acarreta ainda em uma divisão em dois grandes grupos de classificação: “*load-carrying-joint*” e “*non-load-carrying-joint*”, sendo que pertence a segunda classificação, por exemplo, a terceira configuração mostrada na Figura 3, uma junta em T na qual a nervura soldada não sofre nenhum tipo de carregamento. Agora, para essa mesma geometria, porém com a carga aplicada na direção perpendicular à anterior, onde a nervura sofre carregamento, temos uma combinação que se adequa à primeira classificação.

A definição das categorias tem como referência o *range* de tensão máximo que são capazes de suportar para uma vida de 2 milhões de ciclos. Por exemplo, a configuração mostrada na Figura 10, uma junta de topo carregada transversalmente, segundo a Eurocode 3 – seção 1.9 (2003), é classificada como Categoria do Detalhe 112, ou seja, apresentará uma resistência à fadiga de 112 MPa para uma vida de $2 \cdot 10^6$ ciclos.

Figura 10 - Junta de topo transversalmente carregada.

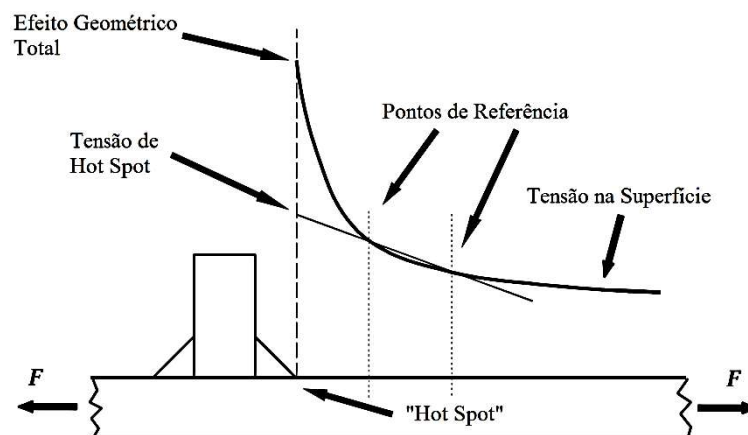


Fonte: Eurocode 3 – seção 1.9 (2003)

Por fim, uma Categoria do Detalhe elevada significa melhor resposta em fadiga e, portanto, dessa forma, essa metodologia permite a comparação direta de diferentes uniões soldadas, sob o ponto de vista da resposta em fadiga, auxiliando na fase de definição da geometria da peça e da própria união.

A respeito do critério da tensão de *Hot Spot*, este caracteriza-se pelo local em uma estrutura soldada onde uma fissura por fadiga pode iniciar, o que por vezes é o pé do cordão de solda ou filete, como já mencionado. Em resumo, caso fossem considerados efetivamente o efeito macro, ou seja, fator de concentração de tensão associado com o todo (ou macro geometria) juntamente com pequenos efeitos geométricos (como rebaixos, microtrincas e intrusões) os valores de tensão seriam extremamente elevados. De forma a contornar isso, o método faz uso da medição de valores de tensão em regiões próximas a essa, ou então estima-las por meio de análises via elementos finitos, criando então uma curva de aproximação, conforme exemplificado na Figura 11. Esse método, segundo recomendações feitas pelos autores, é voltado ao dimensionamento de estruturas tubulares em geral, ou geometrias complexas às quais não se aplica o método da classificação. (HOBACHER, 2008; ZHAO et. Al., 2000)

Figura 11 - Esquema ilustrativo sobre a tensão de Hot Spot.



Fonte: Adaptado de Hobbacher (2008)

Por fim, o método da mecânica da fratura é empregado sempre que houver necessidade e possibilidade de acompanhamento do comportamento das trincas estruturais, como por exemplo a taxa de crescimento e propagação desta em equipamentos, vinculando a isso um plano de manutenção. Este método é aplicável tanto para casos de fadiga de baixo como de alto número de ciclos e tem como parâmetro principal a tenacidade à fratura que o material apresenta, baseando-se na intensidade de tensão presente na ponta da trinca mais importante da estrutura (BRANCO et al, 1999; LASSEN & RÉCHO, 2006).

2.4 Técnicas de aprimoramento da vida em fadiga de uniões soldadas

Nas seções anteriores foram abordados os aspectos que relacionam o processo de soldagem à intensificação do processo de fadiga em estruturas de aço. Notoriamente, o bom desempenho em fadiga de uma estrutura é consequência de um projeto criterioso dos detalhes soldados. Nesse aspecto, a geometria da união e da própria estrutura em si é um fator crucial. Porém, quando o projetista não tem liberdade para alterações na geometria, ou quando a estrutura já existe e os requisitos de desempenho são extremos, processos posteriores à soldagem podem aprimorar a vida em fadiga da estrutura. (KIRKHOPE, 1996; BRANCO et. Al., 1999).

As técnicas de aprimoramento envolvem mecanismos de melhoria do perfil da solda, ou seja, de modificação da geometria do cordão de solda, bem como o alívio das tensões residuais de tração ou, por fim, a inserção de tensões residuais compressivas. Por se tratarem de um retrabalho dos cordões, com consequente incremento nos custos, são utilizadas apenas em locais considerados críticos. Ainda, essas técnicas podem ser usadas em conjunto, por

exemplo, uma técnica de melhoria de perfil pode ser aplicada em um primeiro momento seguida da execução de uma técnica de inserção de tensões compressivas, aplicadas à mesma região, de forma a obter a melhora desejada. (HOBACHER, 2008; KIRKHOPE, 1996; BRANCO et Al. 1999; HAAGENSEN et al., 2006).

As técnicas que visam a suavização do perfil da solda consistem em:

- Esmerilhamento ou usinagem para remoção dos reforços do cordão de solda;
- Esmerilhamento ou usinagem do pé do cordão, ou seja, da região transição entre o cordão ou filete de solda e o metal base. Tal processo, na língua inglesa, é chamado de *toe grinding*.
- Re-fusão do pé da solda por processo TIG, plasma ou laser (*TIG Dressing, Plasma Dressing e Laser Dressing*)

Já os métodos para a melhoria das condições de tensão residual se tratam de:

- Martelamento da região de transição (*Hammer Peening e Needle Peening*)
- Projeção de esferas (*Shot Peening*);
- Tratamentos termoquímicos para alívio de tensões.

Os efeitos ocasionados pelas técnicas de melhoramento não são observados em toda a extensão de um diagrama S-N de detalhe soldado. Tais efeitos são claramente perceptíveis no caso de detalhes solicitados em regimes de baixa tensão e alto número de ciclos. Já no caso de fadiga de baixo ciclo, tais efeitos não são expressivos. (HOBACHER, 2008; BRANCO et. Al., 1999).

O incremento da vida em fadiga, obtido por meio de um processo de melhoramento pós-soldagem, depende ainda, do tipo de detalhe estrutural, das dimensões da junta soldada e também da habilidade do operador (HOBACHER, 2008; HAAGENSEN et al., 2006).

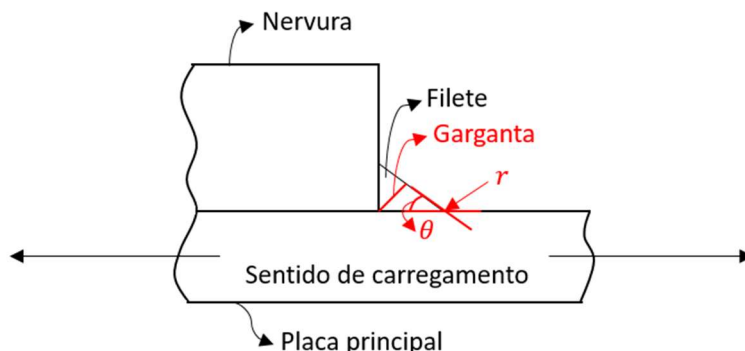
Segundo as orientações do IIW (Haagensen et al., 2006), o benefício causado pelo emprego de uma das técnicas de melhoria é quantificado como um fator de *upgrade* da categoria do detalhe ou classe FAT, que é, como visto, o principal parâmetro de projeto de detalhes soldados.

2.4.1 Toe Grinding

Semelhante ao explanado sobre a descontinuidade do fluxo de forças que ocorre nas juntas topo-a-topo, para juntas de canto, como em T ou Cruciformes, isto também ocorre, porém as descontinuidades geométricas são caracterizadas por outros parâmetros, o ângulo de

flanco “*weld toe angle*” (θ), que é semelhante ao ângulo φ mostrado na Figura 7, e o raio do pé da solda “*weld toe radius*” (r), ambos mostrados na Figura 12.

Figura 12 - Parâmetros geométricos do pé da solda de filete em uma junta T carregada longitudinalmente.



Fonte: Autor

Segundo Haagensen et al. (2006), Branco et. Al. (1999) e Kirkhope (1999), o processo de *toe grinding* tem por objetivo a remoção das intrusões no pé do cordão e a redução da concentração de tensões por meio da usinagem desta região, obtendo assim uma transição mais suave entre o cordão e a face do metal de base, o que altera de forma positiva os parâmetros mostrados na Figura 12. Adicionalmente, a remoção de material também causa certa redistribuição das tensões residuais.

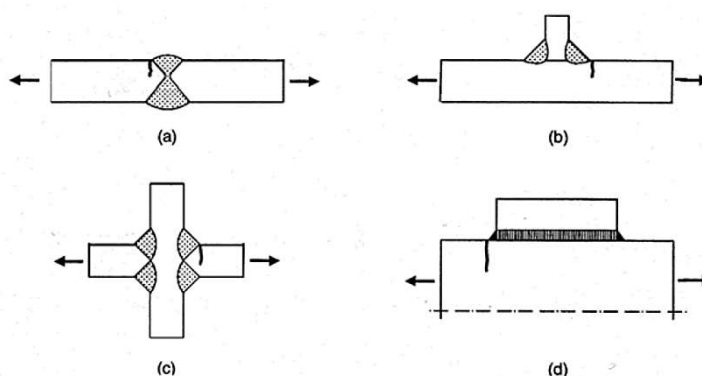
Lee, Chang, Jang, & Lee (2009) investigaram o efeito da geometria da solda sobre a vida em fadiga de juntas cruciformes soldadas em filete classificadas como não estruturais (*non-load-carrying joints*), com o sentido de aplicação da carga paralelo ao eixo dos cordões. A geometria foi propositalmente variada em termos do “*weld flank angle*” e “*weld toe radius*” e consequentemente do “*weld throat thickness*” (garganta) e cuidadosos ensaios de fadiga, sob cargas de amplitude constante e uma razão de carregamento $R = \sigma_{min}/\sigma_{max} = 0$, a uma frequência de 5 Hz, foram realizados para as diferentes geometrias. Após os ensaios, constataram que todas as trincas iniciaram no pé da solda, local de concentração de tensão, e se propagaram no plano perpendicular a direção de aplicação da carga, ao longo da espessura e da largura do corpo de prova, ocorrendo então uma fratura dúctil devido a diminuição de seção resistente que ocorre causada pela a propagação da trinca. Por fim concluíram que com o aumento, tanto do “*weld toe radius*” como do “*weld flanke angle*”, melhor é o desempenho em fadiga dessas juntas.

Branco, Fernandes & Castro (1999), pesquisadores cuja língua mãe é a portuguesa, chamam o processo de *afagamento*. Já no Brasil tal expressão é pouco empregada, sendo mais

usual o termo inglês, *toe grinding*. Observa-se também o emprego do termo *retificação*, caso da AWS D1.1 (2010). No presente trabalho será empregado o termo *toe grinding* por se tratar de um termo já disseminado e intrinsecamente associado a esse processo pós-soldagem específico.

A Figura 13 mostra alguns exemplos de detalhes soldados, nos quais o modo de falha predominante se dá pela nucleação e progressão de trincas no pé do cordão, situação em que a aplicação do *toe grinding* se mostraria efetiva.

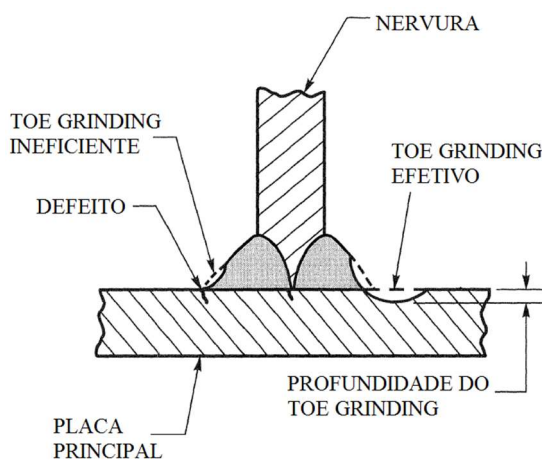
Figura 13 - Detalhes básicos, onde as técnicas são aplicáveis.



Fonte: Haagenzen et. Al. (2006)

Na Figura 14, é apresentada a geometria resultante e desejada após a conclusão do processo.

Figura 14 - Geometria resultante do processo.



Fonte: Adaptado de AWS D1.1 (2010)

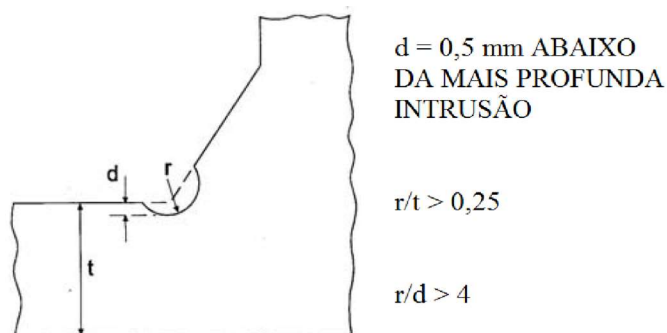
Segundo Branco et. Al. (1999), os defeitos no pé do cordão, resultantes do processo de soldagem, apresentam profundidade de até 0,5 mm. Os autores recomendam a remoção do

metal até uma profundidade adicional de 0,5 mm abaixo da maior trinca. Assim, na prática, é usual remover o material até uma profundidade de aproximadamente 1 mm.

Conforme a norma AWS D1.1 (2010), a profundidade mínima do sulco resultante do processo de *toe grinding* deve estar entre 0,8 mm e 1,0 mm abaixo da superfície da chapa; ou então entre 0,5 mm e 0,8 mm abaixo da mordedura mais profunda. Por outro lado, tal sulco não deve ultrapassar a profundidade de 2 mm ou 5% da espessura da chapa, o que for maior. Já as recomendações do IIW (Haagensen et Al., 2006) estabelecem que em geral a profundidade do sulco se prolonga até 5 mm abaixo de qualquer intrusão visível, porém, para chapas com espessura menor ou igual a 40 mm, a profundidade máxima é de 7% dessa espessura, sugerindo ainda que, sempre que possível, tal profundidade seja a menor possível. Essas orientações deixam claro que a aplicação do processo de *toe grinding* é mais crítica em chapas de pequena espessura, nas quais, os sulcos gerados pela retirada do material causam diminuição importante da seção.

Assim como a profundidade do sulco gerado pelo *toe grinding*, o diâmetro deste também é especificado com base na espessura da chapa. Segundo as orientações do IIW (Haagensen et al., 2006) o diâmetro deve estar na faixa de 10 mm a 25 mm para juntas soldadas com a espessura entre 10 mm e 50 mm. O raio final da ranhura deve ser superior a 25% da espessura ($\frac{1}{4} t$). O centro da ferramenta deve ser posicionado sobre o pé do cordão de solda. Tais dimensões são mostradas na Figura 15.

Figura 15 - Parâmetros geométricos esperados ao fim do processo de *toe grinding* segundo IIW



Fonte: Adaptado de Haagensen et. Al. (2006)

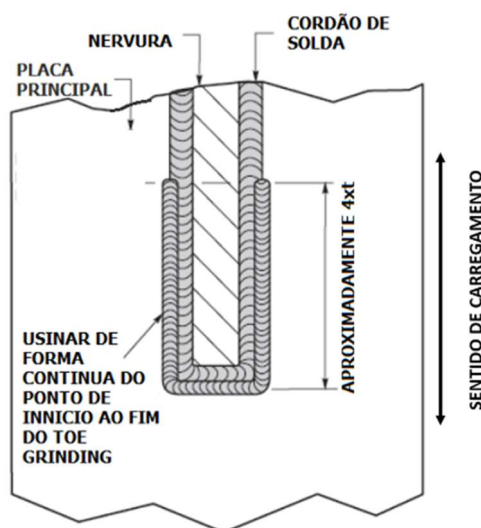
Já a norma AWS D1.1 recomenda os valores presentes na Tabela 1.

Tabela 1 - Recomendações da AWS D1.1 quanto ao raio da ferramenta utilizada para o *toe grinding*.

Espessura da Placa (mm)	Raio da Broca (mm)
< 20	5
20–29	6
30–39	8
40–49	10
50–64	12
65–79	16
80–99	18
100–119	20
120–149	25
150–180	30

Fonte: Adaptado de AWS D1.1 (2010)

Além das recomendações anteriores, a AWS D1.1 (2010) e o IIW (Hobbacher, 2008) mencionam que extremidades de soldas tensionadas longitudinalmente requerem cuidado especial, de forma que processos de aprimoramento da vida em fadiga aplicados a esses tipos de junta devem se estender para áreas além da região de tensão mais elevada, conforme pode ser visto na Figura 16.

Figura 16 - Forma recomendada pelas normas e códigos para execução de processos de aprimoramento da vida em fadiga em soldas tensionadas longitudinalmente.

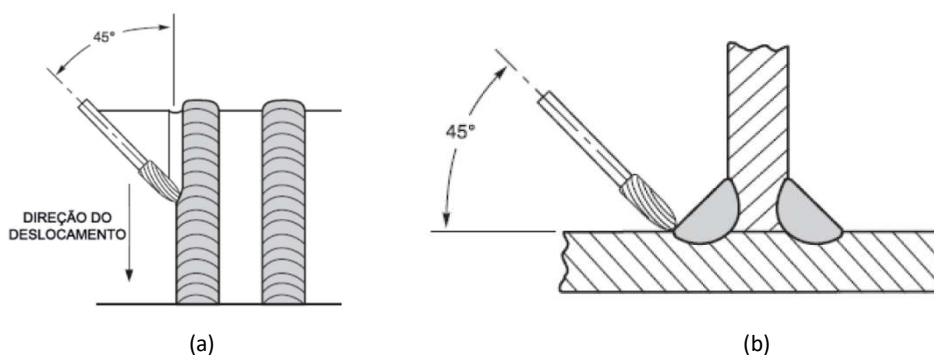
t* - espessura da chapa onde o processo será executado

Fonte: Adaptado de Haagensen et. Al. (2006)

Quanto à forma como o *toe grinding* é realizado em campo, o equipamento consiste de um aparelho manual – pneumático, hidráulico ou elétrico – com taxa de rotação entre 15.000

rpm e 40.000 rpm, ao qual é acoplada a ferramenta, usualmente de Carboneto de Tungstênio, com extremidade esférica. Além disso, para garantir que as ranhuras geradas pelo processo de corte estejam alinhadas com o fluxo de forças, o eixo da ferramenta deve ser posicionado conforme mostrado na Figura 17, podendo a ferramenta ser empurrada ou puxada ao longo da solda. Normalmente, o primeiro caso é mais bem sucedido. (HAAGENSEN et. Al., 2006)

Figura 17 - Ângulos de ataque da ferramenta de usinagem.



Fonte: Adaptado de AWS D1.1 (2010)

R. Baptista, V. Infante, C.M. Branco (2008) analisaram, dentre outras coisas, o comportamento de juntas cruciformes não estruturais soldadas por filete, com e sem o processo de *toe grinding*, com o sentido da carga aplicada transversalmente ao eixo dos cordões, para dois aços inoxidáveis, dentre eles o aço inoxidável austenítico 304 L. Foi observada uma melhora em termos de resistência à fadiga significativa para os corpos de prova com *toe grinding* em relação aos somente soldados, não usinados. Os autores concluíram que, para um número de ciclos $N = 10^7$ foi obtido aumento de 60% em termos de faixa de tensão, e que as variações na vida de fadiga são, basicamente, devido a mudanças na tensão residual e de geometria na região da unha do cordão de solda.

Zhang e Maddox (2009) investigaram o efeito direto do processo de *toe grinding* em juntas não estruturais, soldadas por filete. As fases de início e de propagação de trinca foram monitoradas, permitindo observar que, embora tivesse havido aumento médio na vida em fadiga para os corpos de prova com *toe grinding*, para um número de ciclos inferior a 10^6 , boa parte da vida do componente estava associada ao período de propagação. Já para valores acima de 10^6 ciclos, o período de iniciação de trinca também passa ser responsável pelo aumento no tempo de vida deste componente. Com base nisso, os autores concluíram que os componentes que mais se beneficiam com a aplicação do *toe grinding* são os que estarão sujeitos a número de ciclos superior a 10^6 .

Ryu et al. (2008) realizaram um trabalho no qual foram feitos testes para avaliar e comparar o efeito do *toe grinding* sob a vida em fadiga de 5 tipos diferentes de uniões soldadas: 3 delas são chamados de “*Small Welded Specimens*” e outros 2 de “*Small-scaled Sctructural Models*”, sendo que o segundo grupo de uniões se diferencia do primeiro por possuir maior tamanho, geometria mais complexa e maior robustez que o primeiro. Dentre as uniões contidas no primeiro conjunto há uma junta cruciforme carregada longitudinalmente, semelhante ao que se vê na Figura 13d.

O primeiro resultado importante obtido no trabalho de Ryu et al. (2008), diz respeito ao fator de incremento na vida em fadiga com aplicação do *toe grinding* nestas uniões, o qual ficou entre 6 a 10 para o primeiro conjunto de amostras e entre 1,9 a 5,4 para o segundo.

Outro resultado observado no mesmo trabalho tem relação com o tempo de iniciação da trinca para o primeiro conjunto de amostras citado. Este tempo aumentou em 5 vezes com a aplicação do processo de *toe grinding*. Já o período de propagação da trinca diminuiu quando o mesmo processo foi aplicado para o mesmo conjunto. Mesmo assim o resultado final é um aumento na vida em fadiga para esses tipos de união.

Além disso, sobre a velocidade de propagação das trincas constataram o seguinte. Para as chamadas “*Small Welded Specimens*”, quando a trinca que está a se propagar atinge o comprimento próximo a 20 mm, correspondente a uma profundidade de cerca de 5 mm, essa mesma trinca passa a se propagar com maior rapidez, o que ocorre devido simplicidade estrutural destas uniões. Diferentemente, para as “*Small-scaled Sctructural Models*”, uma vez que a trinca tem início, sua propagação se dá de maneira uniforme, devido à robustez da estrutura.

Num resumo, concluíram que o *toe grinding* é benéfico somente para estender o período de iniciação de trinca, mostrando-se ainda ter efeito mais predominante em juntas com maior simplicidade do que em estruturas robustas, sendo ainda mais benéfico quando as juntas são submetidas ao regime de alto ciclo.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

As decisões quanto às etapas necessárias para realização da parte experimental do trabalho tiveram por base o estudo do estado da técnica mostrado no capítulo anterior. As atividades relacionadas ao planejamento e execução dos experimentos foram todas realizadas nos laboratórios do Grupo de Estudos em Fabricação e Materiais (GEFMat) da Universidade Federal do Rio Grande - FURG e estão resumidas no que segue.

- Definição do tipo de junta;
- Avaliação qualitativa do fator de concentração de tensão geométrico na extremidade do cordão de solda, por meio de uma análise via elementos finitos, em corpos de prova: *a) sem o processo de toe grinding, b) com o processo de toe grinding feito com geometria em conformidade com as recomendações das normas e códigos (contornando a nervura) e, c) em corpos de prova com toe grinding com geometria na forma modificada pela equipe de estudos*; quando sujeitos a um carregamento estático axial de tração;
- Caracterização do material;
- Especificação da quantidade de corpos de prova;
- Fabricação dos corpos de prova (corte, usinagem e soldagem robotizada);
- Estudo das propriedades do cordão de solda;
- Realização da usinagem do pé dos cordões de solda na forma modificada do *toe grinding*;
- Realização do tratamento térmico pós soldagem para posterior avaliação qualitativa do efeito das tensões residuais, por meio da comparação dos resultados obtidos nos ensaios de fadiga realizados em corpos de prova com e sem tratamento térmico;
- Realização dos ensaios de fadiga;
- Determinação das curvas S-N para os corpos de prova com e sem a versão modificada do *toe grinding*;
- Comparar os resultados visando avaliar de forma quantitativa o efeito da versão modificada do *toe grinding* aplicada aos cordões;
- Análise da fratura dos corpos de prova.

3.1 Detalhes da junta

A avaliação da vida em fadiga de juntas soldadas deve considerar dois pontos potenciais de falha: o pé e a raiz do cordão ou filete de solda. Como a geração e propagação de trincas na raiz da solda é, frequentemente, mais intensa do que no pé, os projetistas de estruturas procuram empregar configurações geométricas que possibilitem a adoção de detalhes estruturais (no caso, as juntas soldadas) cujo mecanismo de falha ocorra nessa última região. Isso porque, em outras palavras, detalhes que apresentam mecanismo de falha no pé apresentam diagramas S-N superiores aos detalhes com mecanismo de falha na raiz.

No caso de uniões em T ou cruciformes em placas espessas é procedimento usual especificar a preparação do chanfro, de modo a permitir a penetração total do metal de solda, procedimento esse difícil de ser realizado no caso de placas de baixa espessura. Portanto, nessa última condição, de penetração parcial, caso o processo de soldagem não seja bem executado, pode ocorrer a nucleação e propagação de trincas de fadiga a partir da raiz da solda.

No presente trabalho, por se tratar de chapas de espessura relativamente baixa, adotou-se a união em T com filetes de solda, o que exigiu maior cuidado na execução do processo de soldagem, bem como a avaliação posterior da penetração obtida na raiz.

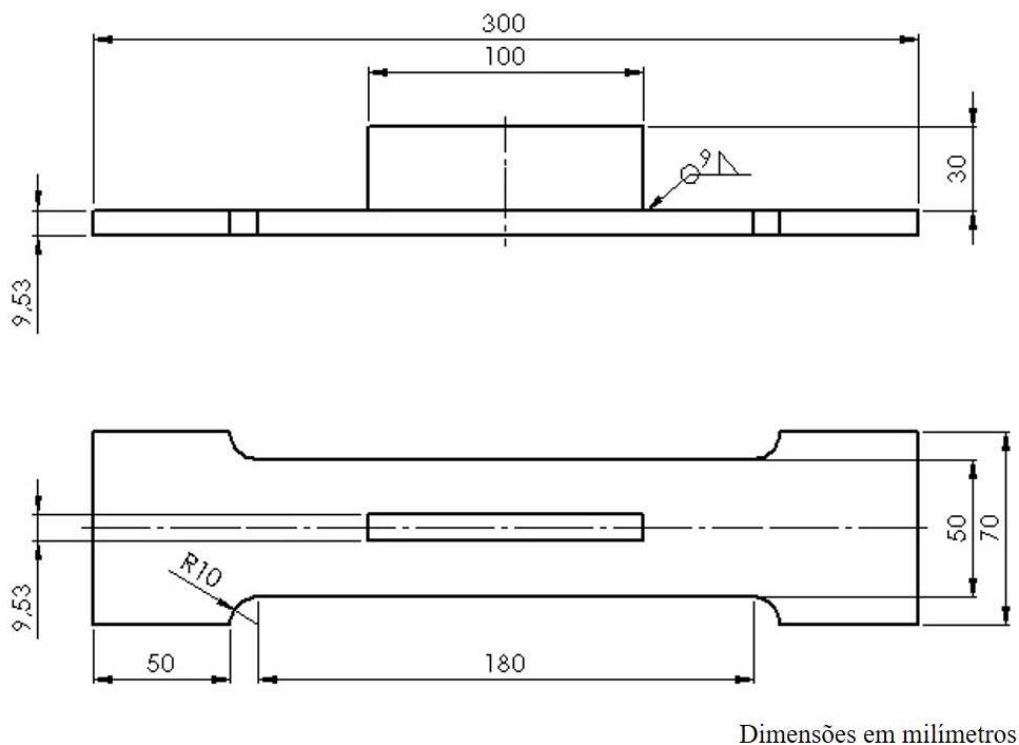
Por outro lado, optou-se pelo ensaio de fadiga com carregamento longitudinal sobre a placa base (nervura não carregada) devido à relativa escassez de literatura técnica que abordasse o efeito do processo de *toe grinding* em juntas sob essas condições.

A geometria do corpo de prova é mostrada na Figura 18. Alguns fatores nortearam a definição das dimensões nominais desse corpo de prova e do cordão de solda. Primeiramente as recomendações das normas AWS D1.1 (2010) e ASTM E466 (2007), em conjunto com a NBR 8800:2008, que aconselha o uso de filetes de solda com comprimento efetivo de, no mínimo, 40 mm. Em segundo plano, as dimensões deveriam ser tais que permitissem a aplicação de um procedimento posterior de usinagem da ranhura de *toe grinding* relativamente simples. Para tal, as dimensões dos corpos de prova não deveriam ser muito pequenas.

As demais dimensões foram escolhidas com base no resultado de alguns ensaios anteriores feitos, por alguns dos membros da equipe de estudos, no mesmo equipamento, que mostraram que: *i)* os valores elevados de carga de ensaio costumam causar pequeno deslizamento na região de agarre do corpo de prova, o que não invalida os ensaios, pois a máquina é controlada pela carga, porém, resulta em menor precisão no valor máximo de carga cíclica aplicada nos primeiros ciclos, *ii)* na região de alta ciclagem no diagrama S-N (acima

de 10^6 ciclos) a dispersão de resultados é elevada e os ensaios são muito demorados e *iii*) os diagramas S-N apresentados nos códigos e normas não são valores médios, mas limites inferiores, correspondentes a taxas de sobrevivência entre 90 e 95%.

Figura 18 - Detalhes dos corpos de prova



Fonte: Autor

3.2 Simulação computacional

Nas seções anteriores foram citados os benefícios gerados pela aplicação da técnica de *toe grinding* a uma junta soldada, decorrentes da suavização do perfil do pé do filete. Essa transição suave, *a priori*, caracteriza uma redução no fator geométrico de concentração de tensões, fator importante no projeto de componentes sujeitos a carregamentos cíclicos.

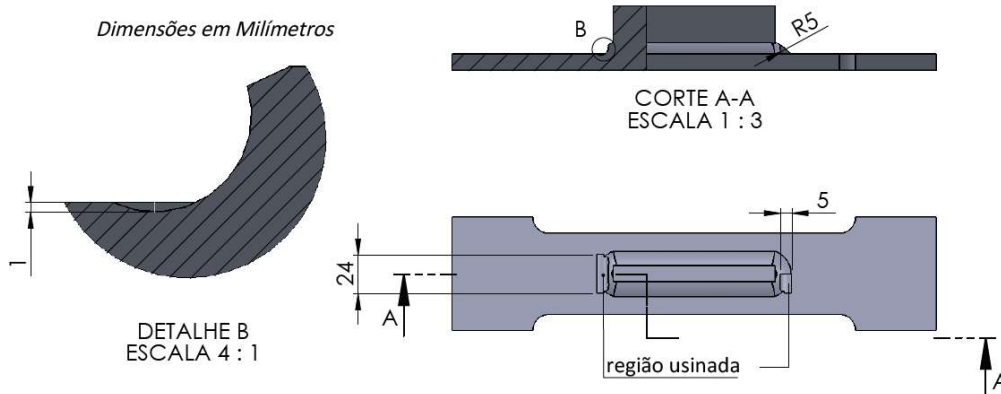
A simulação computacional foi empregada no presente trabalho com o objetivo de avaliar esse fator de concentração de tensão e, tanto quanto possível, auxiliar na especificação da geometria final da ranhura que deveria ser realizada. Vale ressaltar que os efeitos microgeométricos, das tensões residuais e da presença de defeitos de continuidade e de microestrutura, neste caso, não são considerados.

O procedimento de análise estrutural linear estática via elementos finitos foi realizado no *software Ansys*, por meio da ferramenta *Workbench*, ambos na versão R15.0. O

procedimento para simulação, igual para todos os casos, será exposto brevemente, pois não é o principal foco do estudo.

Primeiramente foram modeladas as três configurações a serem estudadas, com as dimensões mais fiéis possíveis do que fora definido na seção anterior, por meio do *software SolidWorks 2016*. Essas configurações analisadas correspondem à geometria *sem toe grinding*, com *toe grinding* reto, que corresponde versão simplificada do *toe grinding*, proposta, e com *toe grinding* contornando a nervura, correspondente ao recomendado pelas normas e códigos.

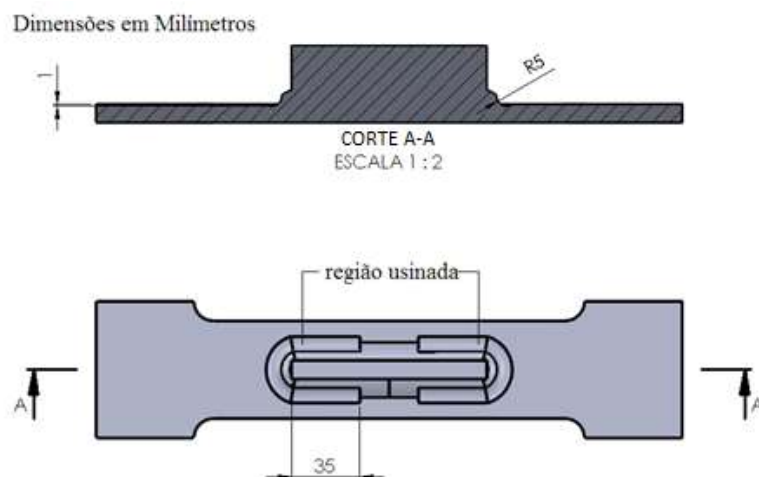
Para ambos os casos com *toe grinding* a ranhura foi definida com base no exposto no item 2.4.1, com profundidade de penetração de 1 mm e com um raio de 5 mm, que fora posicionado sobre o pé do cordão de solda. Para o caso correspondente ao *toe grinding* reto, a modificação proposta resulta em uma ranhura com comprimento que estende-se por 24 mm na direção transversal ao eixo dos cordões. Vale ressaltar que este comprimento para o sulco foi definido de forma que abrangesse toda a largura do cordão de solda. Os parâmetros geométricos da ranhura para este caso podem ser vistos na Figura 19. Nela são mostradas uma extremidade do filete com o *toe grinding* reto e a outra com metade da ranhura usinada, para ressaltar as diferenças de geometria pré e pós-usinagem.



Fonte: Autor

Já no o caso com *toe grinding* contornando a nervura, os parâmetros de raio e profundidade permanecem e, mais uma vez, seguindo-se o conjunto de recomendações presentes no item 2.4.1 do presente trabalho, o comprimento da ranhura estende-se por 35 mm em ambos os lados da nervura. Na Figura 20 é mostrada, de forma mais resumida, a geometria final para este caso.

Figura 19 - Geometria do *toe grinding* contornando a nervura.

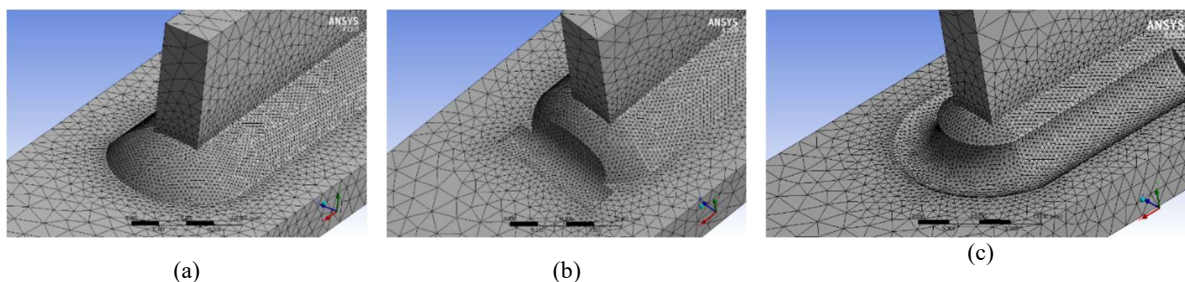


Fonte: Autor

No passo seguinte empregou-se as propriedades mecânicas de um aço inoxidável genérico, contidas no banco de dados do *software*, que considera uma resistência ao escoamento de 207 MPa e uma resistência a tração de 586 MPa. O uso de propriedades exatas não se fez necessário, pois o objetivo do estudo se tratava da comparação de casos geométricos.

Para geração da malha foi utilizada a opção “*Use advanced size function*” no modo “*fixed*”, aliada à inserção do método “*sizing*”. Tais comandos, de forma resumida, permitem escolher qual a região de maior interesse, no caso, o pé do filete, e então fazer o refinamento da malha nesta região através da definição de parâmetros como o tamanho dos elementos, que é de 0,8 mm nos casos estudados. Na Figura 21 são mostradas as malhas resultantes, compostas de elementos tetraédricos de quatro nós com função de interpolação linear.

Figura 20 - Malhas resultante para as configurações: a) sem *toe grinding*, b) com *toe grinding* reto e c) com *toe grinding* contornando a nervura.



Fonte: Autor

Na tabela 2 são mostradas as quantidades de nós e elementos para cada caso.

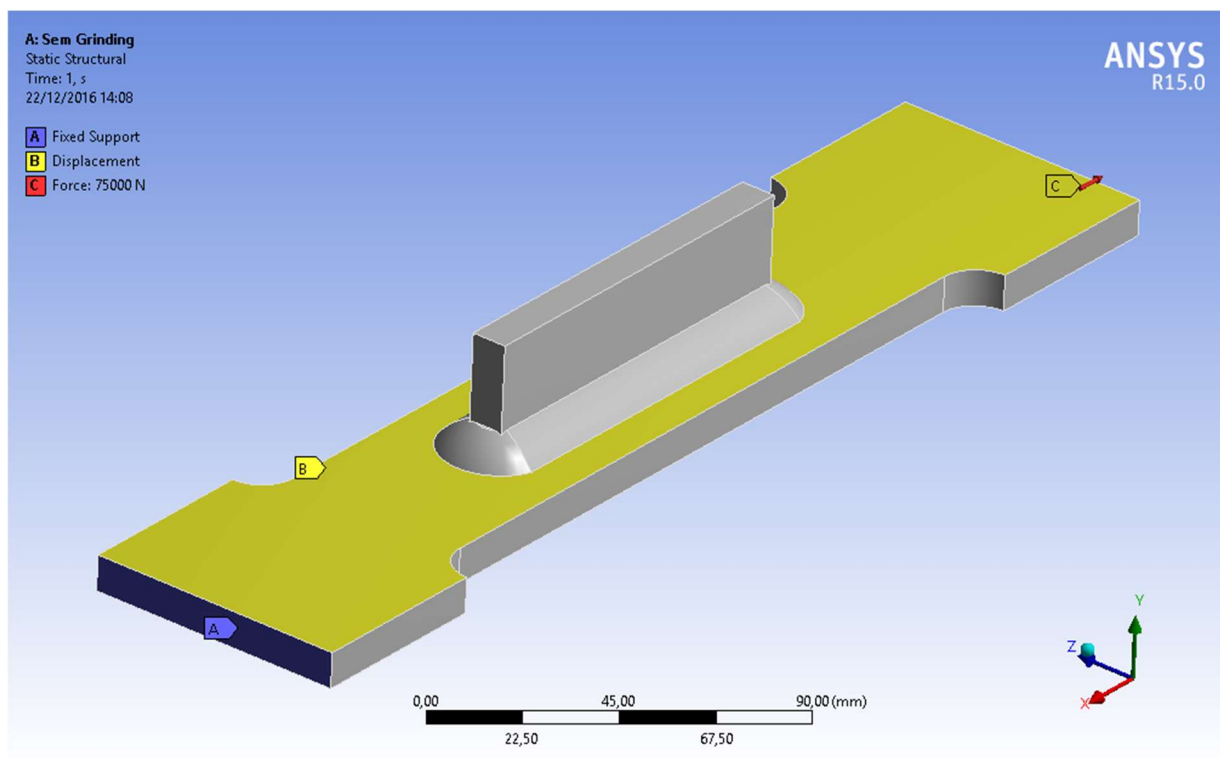
Tabela 2 - Propriedades das malhas

Geometria	Número de nós	Número de elementos
<i>sem toe grinding</i>	298064	207662
<i>toe grinding</i> reto	318232	221765
<i>toe grinding</i> contornando a nervura	355210	247442

Fonte: Autor

A seguir, foram estabelecidas condições de contorno com base na forma como os corpos de prova seriam fixados à máquina de ensaio: uma extremidade fixa, apoios nas faces superior e inferior da placa principal; e aplicou-se virtualmente uma carga monotônica de tração com valor máximo de 75 kN, correspondente a um valor intermediário de carga de ensaio, na face oposta à extremidade fixa. Na figura 22 é mostrada esta etapa.

Figura 21 - Condições de contorno, tendo como exemplo o corpo de prova sem *toe grinding*.

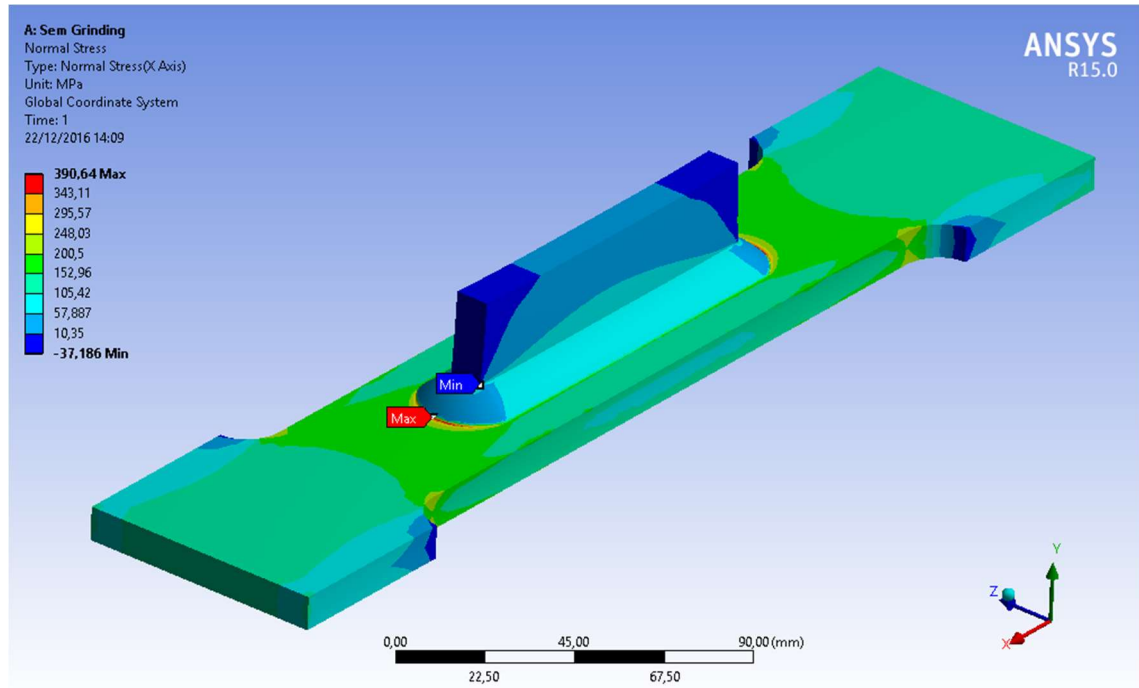


Fonte: Autor

Por fim, nas Figuras 23, 24 e 25 são mostradas as imagens dos resultados obtidos na simulação computacional via elementos finitos com relação ao local e ao valor máximo das

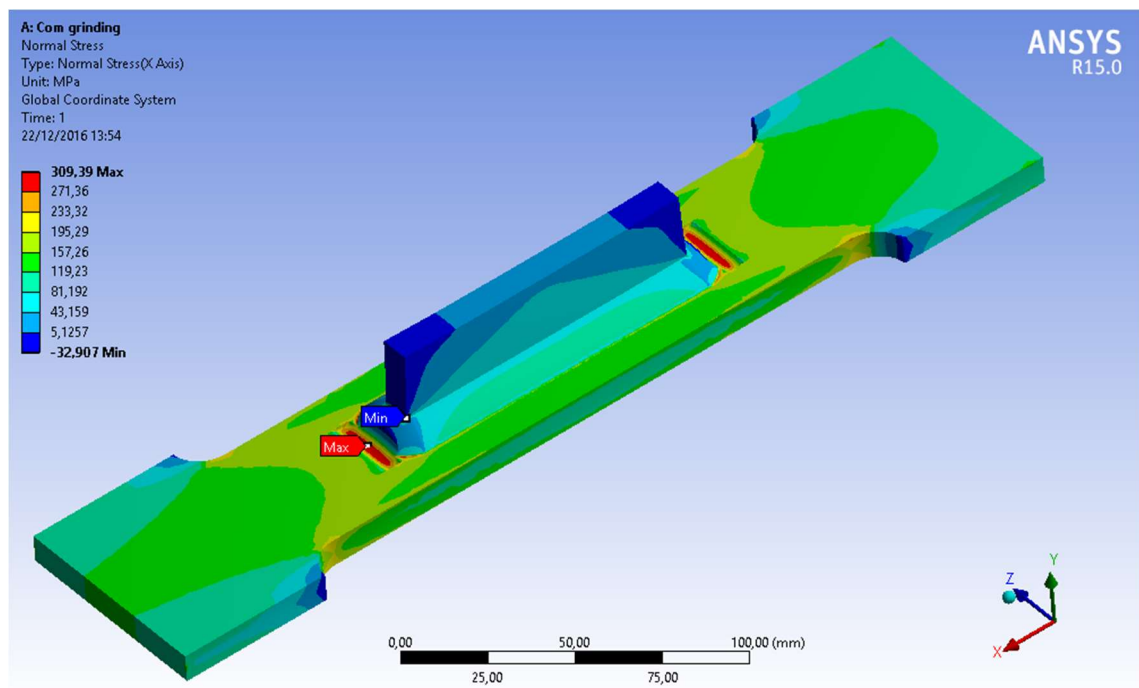
tensões normais no eixo "x" para os caso sem *toe grinding*, com *toe grinding* reto e com *toe grinding* contornando a nervura.

Figura 22 - Resultados da simulação computacional para a configuração sem *toe grinding*.



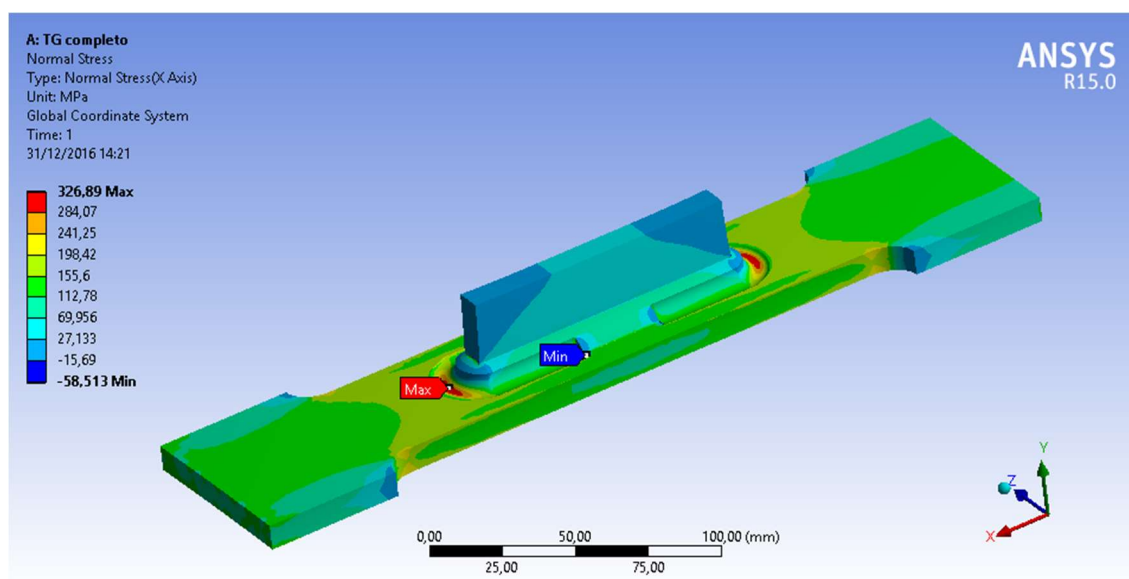
Fonte: Autor

Figura 23 - Resultados da simulação computacional para a configuração com *toe grinding* reto.



Fonte: Autor

Figura 24 - Resultados da simulação computacional para a configuração com *toe grinding* contornando a nervura.



De posse dos valores de tensão normais máximos é possível fazer uma avaliação rápida e sucinta com relação ao fator macrogeométrico de concentração de tensão, conforme mostrado na Tabela 3.

Tabela 3 - Fator de concentração de tensão para as três configurações de acordo com os resultados simulação computacional.

Geometria	Tensão Nominal MPa	Tensão Máxima MPa	Fator de concentração de tensão
<i>sem toe grinding</i>	157,4	390,64	2,48
<i>com toe grinding</i> na forma modificada	157,4	309,39	1,97
<i>com toe grinding</i> conforme recomendações das normas e códigos	157,4	326,89	2,08

Fonte: Autor

Os dados apresentados na Tabela 3 ajudam a confirmar a teoria de que o processo de usinagem tem influência positiva com relação à redução do fator de concentração de tensões e, por consequência, num possível aumento da vida em fadiga dessa união. É importante salientar que o valor de tensão máxima obtida para a forma modificada de *toe grinding* (ranhura transversal reta) é bastante próximo (e ligeiramente menor) ao caso do processo

aplicado ao contorno, recomendado pelas normas, o que dá indícios de que esta modificação pode ser relevante.

Um fator importante que deve ser salientado com relação à malha diz respeito à análise de convergência de malha. Este procedimento é feito para garantir que o resultado obtido ao final da simulação, com a malha definida, pode ser considerado aceitável. Para isso, já de posse das condições de contorno, são feitas várias análises computacionais em sequência, sendo que a análise atual apresenta uma malha mais refinada que a anterior. Essas simulações, neste trabalho, foram feitas até que a diferença entre os maiores valores obtidos para a tensão normal em “x”, entre a malha atual e a anterior, fosse inferior a 5%.

Aqui, cabe ressaltar novamente, que essas análises não podem ser consideradas exatas, pois os resultados de tensão estática não foram validados experimentalmente. Porém, a análise realizada permite uma avaliação comparativa dos casos, o que é suficiente e muito interessante para o que foi proposto no trabalho, saber quando vale a pena fazer o *toe grinding* e qual a geometria mais adequada para a ranhura.

3.3 Caracterização do Material

Os corpos de prova foram fabricados a partir de chapas laminadas com espessura nominal de 9,5 mm do aço inoxidável austenítico AISI 316 L. A composição química foi analisada por meio de espectrometria de emissão óptica, tendo sido realizadas cinco medições em uma pequena amostra do material.

Na Tabela 4 é mostrada a média dos resultados encontrados na espectrometria juntamente com os valores máximos especificados pela ASTM A 276-06 (2006), sendo possível constatar que apenas um dos elementos, o Níquel, está presente em uma porcentagem levemente inferior ao mínimo recomendado pela norma. Sobre as propriedades mecânicas, segundo a mesma norma, chapas e perfis comerciais desse aço devem apresentar tensão última mínima 485 MPa, tensão de escoamento mínima de 170 MPa e alongamento mínimo de 40%.

Tabela 4 - Composição química do Aço Inoxidável AISI 316 L.

	Composição Química - (% Peso)							
	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo
ASTM	0,03	2,00	0,045	0,03	1,00	16,0 - 18,0	10,0 - 14,0	2,00 - 3,00
AUTOR	0,02	1,38	0,02	0,01	0,54	17,90	9,64	2,10

Fonte: Autor

Milech (2015), realizou ensaios mecânicos de tração para obtenção das propriedades mecânicas do aço AISI 316 L utilizado. Para a realização destes ensaios ele utilizou chapas do mesmo material e lote, porém com menor espessura, em cinco corpos de prova sem solda, visando obter os valores de resistência última e de escoamento. As dimensões desses corpos de prova e os parâmetros de ensaio seguiram a norma NBR ISO 6892-1. A Tabela 5 mostra os valores obtidos, os quais, por sua vez, comprovam que o material apresenta características mecânicas superiores aos valores mínimos.

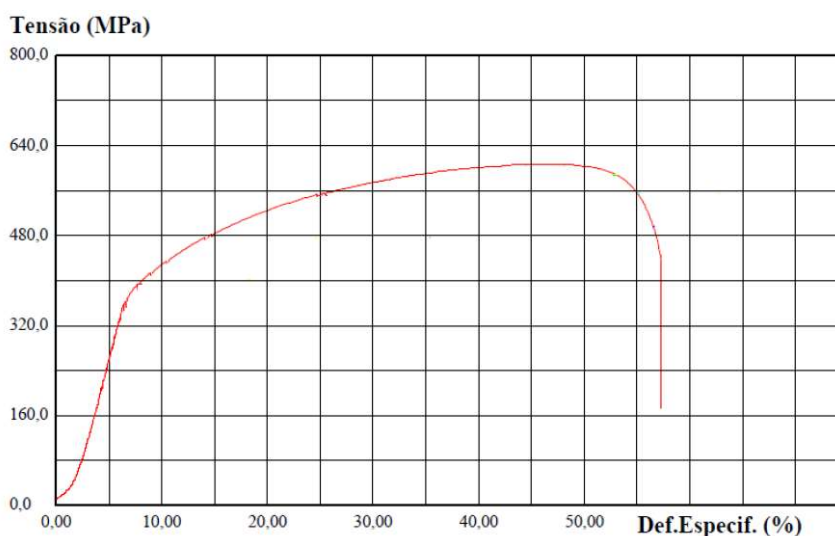
Tabela 5 - Resultados dos ensaios de tração do material sem solda

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

Fonte: Milech (2015)

Na Figura 26 é mostrado o gráfico Tensão x Deformação para o metal de base, obtido por Milech (2015).

Figura 25 - Gráfico tensão x deformação para o metal de base



Fonte: Milech (2015)

Os valores de tensão de escoamento, tensão última e módulo de elasticidade foram inseridos na equação de Ramberg-Osgood da Norma API 579-1 (2007), resultando num coeficiente de encruamento $n = 1/N_{RO} \approx 8$. Cabe realizar um comentário importante sobre esse fato: materiais com coeficiente de encruamento n elevado (da ordem de 20 ou mais) se aproximam do material elasto-plástico ideal, ao passo que materiais cujo coeficiente de encruamento é baixo (da ordem de 5 ou menos) apresentam extrema capacidade de encruamento. Um material elasto-plástico ideal atingiria o escoamento generalizado do ligamento remanescente (seção da peça adiante da trinca), caso a tensão atingisse um valor para tal. Já um material com elevada capacidade de encruamento apresenta uma capacidade de suportar tensões bastante superiores à tensão de escoamento sem que ocorra o colapso plástico do ligamento remanescente. Sob o ponto de vista energético, o encruamento consome uma parcela da energia associada à deformação sob carga da peça, energia essa que, caso o material não apresentasse tal capacidade de encruamento, estaria completamente disponível para causar o colapso plástico do ligamento remanescente.

Portanto, observa-se que o aço austenítico utilizado no trabalho apresenta uma capacidade de encruamento mediana para superior, o que indica que tal material apresenta boa capacidade de retenção plástica na região da ponta da trinca. Consequentemente, há uma boa condição de restrição ao crescimento das trincas críticas.

3.4 Especificação da Quantidade de Corpos de Prova

Uma das etapas deste trabalho são os ensaios de fadiga, para os quais as normas recomendam uma quantidade mínima, e suas replicações, de forma que haja validade estatística. Aqui, toma-se como base a norma ASTM E739 (2013), que tem seus valores recomendados mostrados na Tabela 6. Além dessas recomendações, o número de corpos de prova e pontos de análise necessários para o levantamento de cada uma das curvas S-N foi estabelecido considerando a disponibilidade de tempo e de material.

Tabela 6 - Recomendações da norma ASTM E739 quanto ao número de corpos de prova para ensaios de fadiga.

Tipo de Ensaio	Número Mínimo de Corpos de Prova	Replicação Mínima (%)
Preliminar	6 a 12	17 a 33
Pesquisa e Desenvolvimento de Componentes e Corpos de Prova	6 a 12	33 a 50
Dados Utilizáveis em Projeto	12 a 24	50 a 75
Dados com Confiabilidade Estatística	12 a 24	75 a 88

Fonte: Adaptado de ASTM E739 (2013)

O primeiro passo a ser feito para determinar a quantidade mínima de corpos de prova respeitando as recomendações da ASTM E 739 (2013) é definir a finalidade dos ensaios e enquadrá-los nas categorias propostas por ela, mostradas na Tabela 6. Feito isso, deve-se então definir os pontos de análise, caracterizados pelos níveis de tensão a serem aplicados. Para que se possa levantar as curvas S-N são necessários no mínimo dois níveis de tensão para cada uma das situações de ensaio. Além disso, a quantidade mínima de corpos de prova deve respeitar a replicação mínima, parâmetro também presente na Tabela 6 e que é obtido conforme equação 1, presente na norma. Quanto maior o nível de confiabilidade estatística maior é o nível de replicação exigido e por consequência maior a quantidade de corpos de prova a serem ensaiados.

$$\% \text{ de replicação} = 100 \left[1 - \frac{\text{quantidade de níveis de tensão diferentes}}{\text{número de corpos de prova}} \right] \quad (1)$$

Por fim, o trabalho foi enquadrado como de caráter preliminar, conforme tipos disponíveis na Tabela 6. A quantidade de corpos de prova é mostrada na Tabela 7. Ainda, foram estipulados três pontos de análise e três corpos de prova por ponto de análise para cada situação, com e sem *toe grinding*, obtendo-se com isso um nível de replicação de 66,67%, para cada situação. Para os corpos de prova tratados termicamente optou-se, dentro da disponibilidade de tempo e material, por ensaiar quatro corpos de prova, dois com *toe grinding* e dois sem.

Tabela 7 - Quantidade de corpos de prova

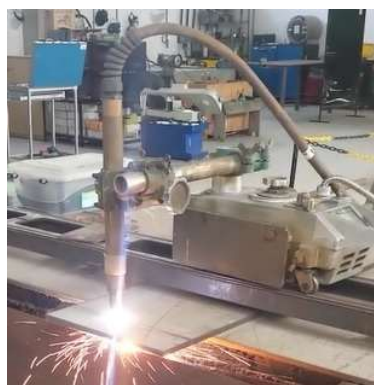
Tipo de corpo de prova		Quantidade de corpos de prova
Sem alívio de tensões	sem a versão modificada de <i>toe grinding</i>	9
	com a versão modificada de <i>toe grinding</i>	9
com alívio de tensões	sem a versão modificada de <i>toe grinding</i>	2
	com a versão modificada de <i>toe grinding</i>	2

Fonte: Autor

3.5 Procedimento para Fabricação dos Corpos de Prova

3.5.1 Corte das Chapas e Preparação das Partes

A primeira etapa na fabricação dos corpos de prova é o corte das suas partes constituintes, que são a placa principal (300 X 70 mm) e a nervura (100 X 30 mm) ambas com espessura nominal de 9,53 mm, conforme Figura 18. Cabe ressaltar também que os cortes são feitos de forma que, no momento da realização dos ensaios de fadiga, o sentido de aplicação da carga seja paralelo ao sentido de laminação da chapa usada como matéria-prima. A execução do processo de corte se algumas das peças obtidas são mostrados na Figura 27.

Figura 26 - a) processo de corte sendo executado, b) Parte das peças após o corte.

(a)



(b)

Fonte: Autor

Para garantir um bom acabamento superficial de ambas as partes dos corpos de prova e proporcionar as mesmas dimensões as mais fiéis possíveis às dimensões de projeto, após o corte, faz-se o esquadrejamento de ambas partes. Subsequentemente, as placas principais foram usinadas utilizando uma ferramenta com perfil de corte adequado, para obter o estreitamento da placa principal na região intermediária, sujeita às cargas de ensaio. Vale

ressaltar que este procedimento de usinagem foi feito com uso da plaina, antes da execução da soldagem, para que não ocorresse nenhum tipo de alívio de tensões que venham a alterar os resultados dos ensaios de fadiga, e que o material retirado inclui a zona termicamente afetada pelo calor durante o corte a plasma.

3.5.2 Procedimento de Soldagem

O processo de soldagem final foi antecedido por procedimento de ajuste de parâmetros até a obtenção de um cordão com aspecto adequado. Os parâmetros iniciais de soldagem se basearam nas recomendações do fabricante do eletrodo e da norma AWS D1.6 (2006). O tipo de arame/eletrodo selecionado foi o AWS ER 316 L Si de diâmetro 1,0 mm, tendo o elemento Silício, como principal função, proporcionar uma melhor molhabilidade no cordão.

O processo de soldagem foi realizado na posição horizontal por meio do processo a arco elétrico MIG/MAG, com tocha acoplada a um robô HP-20 Motoman. O filete de solda foi obtido em um único passe no contorno da nervura, a qual estava fixada à base por meio de pontos de solda previamente realizados.

A fonte de soldagem usada foi o modelo Power Wave 455M/STT da Lincoln Electric, que possui característica estática de tensão constante e possibilita a regulação da velocidade de alimentação de arame de forma contínua. Ainda, o sistema de aquisição de dados adicionado tem por objetivo principal a obtenção do valor de corrente alcançado durante o processo. Vale ressaltar que devido ao caminho não linear percorrido pela tocha, assim como pela presença dos pontos de solda, ocorrem variações no valor da corrente que, por consequência, podem causar variação na qualidade do filete resultante.

Tanto para o processo de ponteamto como para o processo de soldagem final, as partes foram fixadas em suportes, com o objetivo de garantir o correto posicionamento e restringir o empenamento que pudesse vir a ser causado pelo aporte térmico. O ponteamto foi realizado na parte central da nervura e, na soldagem final, os pontos inicial e final do filete também se localizaram nessa região. Isso porque, esses pontos são possíveis fontes de defeitos, garantindo assim que esses possíveis defeitos não ocorram nas regiões das extremidades da nervura.

Após os testes de parametrização do processo de soldagem, chegou-se aos valores mostrados na Tabela 8. Além desses parâmetros, deve-se salientar que o gás de proteção utilizado foi a mistura $\text{Ar} + 2\%\text{O}_2$ com vazão regulada em 16 l/min e que a melhor

distribuição do metal de adição sobre a junta T se apresentou quando a tocha de soldagem foi posicionada em 45° com relação ao eixo horizontal.

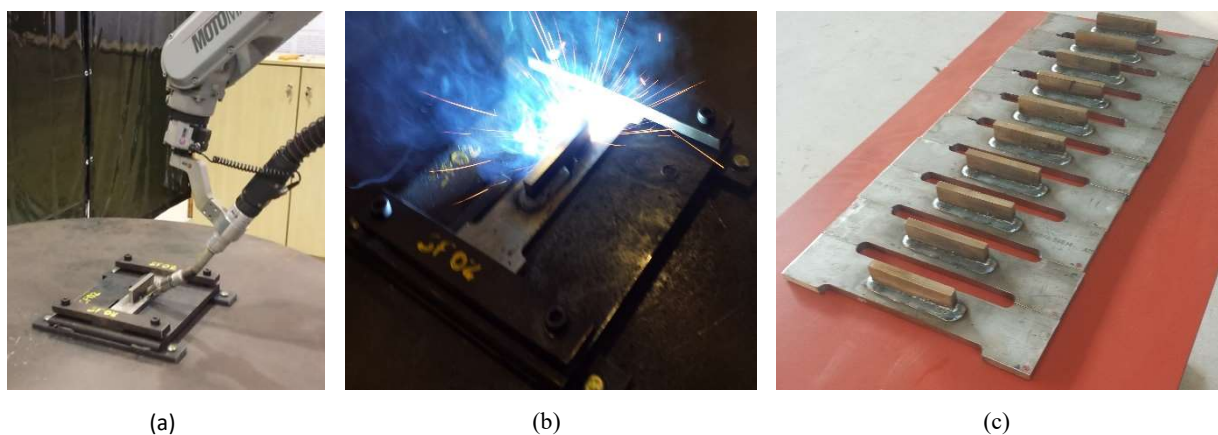
Tabela 8 - Parâmetros de soldagem

Tensão regulada Ur (V)	Velocidade de alimentação do arame (m/min)	Velocidade de soldagem (cm/min)	Distância bico-de-contato-peça DBCP (mm)	Corrente medida Im (A)	Polaridade
20	8	20	18	87,57	reversa

Fonte: Autor

Todos os parâmetros da Tabela 8 assim como os referentes ao gás de proteção, tipo de arame-eletrodo e posição da tocha foram mantidos fixos para todos os corpos de prova. O processo de soldagem assim como o resultado obtido é mostrado na Figura 28.

Figura 27 - a) posicionamento pré-soldagem, b) processo de soldagem, c) parte dos corpos de prova pós soldagem.



Fonte: Autor

3.6 Avaliação do Efeito das Tensões Residuais

O nível das tensões residuais influencia fortemente, sob o ponto de vista de mecânica da fratura e fadiga, o desempenho de componentes estruturais soldados (ZERBST et al., 2014). De forma simplificada, as tensões residuais decorrem do intenso ciclo térmico imposto à peça ao longo da trajetória descrita pelo arco elétrico no processo de soldagem. Tal fenômeno também está associado ao nível de constrição física imposta às partes sendo unidas.

A importância das tensões residuais se deve ao fato de que a nucleação de trincas de fadiga ocorre em regiões sujeitas a elevados níveis de tensão de tração e, por sua vez, tais tensões residuais comumente se aproximam dos valores de escoamento dos materiais

envolvidos. Portanto, as regiões que apresentam os máximos valores de tensão residual são naturalmente possíveis pontos de falha.

As normas voltadas ao projeto e avaliação de uniões soldadas são elaboradas com base em testes sobre peças reais, sujeitas a processos de soldagem usuais em campo [AKHLAGHI, 2014, IIW (HOBACHER, 2008; Eurocode 3 – seção 1.0, 2003)]. Dessa forma, tais peças apresentam características semelhantes às encontradas em estruturas reais, o que se aplica também às tensões residuais. Portanto, os diagramas S-N das normas que referenciaram o presente trabalho foram obtidos a partir de corpos de prova com elevados níveis de tensões decorrentes do processo de soldagem.

Por outro lado, os componentes que apresentam tensões residuais, quando sujeitos a processos posteriores de usinagem, sofrem relaxamento dessas tensões, tendo em vista que a retirada, por exemplo, de camadas encruadas, permite a deformação elástica ou mesmo plástica da região adjacente.

Com o objetivo de avaliar o efeito das tensões residuais presentes nos corpos de prova, foi realizado um tratamento térmico pós-soldagem em quatro de corpos de prova. Esse tratamento térmico seguiu o procedimento contido na norma AWS D1.1 (2010), que determina, em função da espessura da solda, as taxas de aquecimento e de resfriamento, assim como o tempo de permanência da peça na temperatura de tratamento. Para tal tratamento foi utilizado um forno Pyro, cujo sistema de aquecimento via resistência elétrica é capaz de alcançar temperaturas de até 1200 °C.

Com base neste procedimento, as atividades relacionadas a essa etapa iniciaram pela inserção dos corpos de prova no forno, após o mesmo ter alcançado a temperatura de 315°C. A seguir, as amostras sofreram uma taxa de aquecimento contínua até a temperatura de 600°C, permanecendo nessa condição por duas horas. Após este período, o forno foi desligado e, quando a temperatura atingiu novamente o valor de 315°C, as amostras foram retiradas para terminarem de resfriar ao ar.

3.7 Propriedades do Cordão de Solda

A qualidade dos filetes de solda foi averiguada por meio de ensaios metalográficos, nos quais se observou a geometria e a penetração do cordão, bem como a microestrutura final obtida. Também foi realizado o ensaio de microdureza na região do metal de base (MB), zona fundida (ZF) e zona termicamente afetada (ZTA). Os passos seguidos para a preparação das

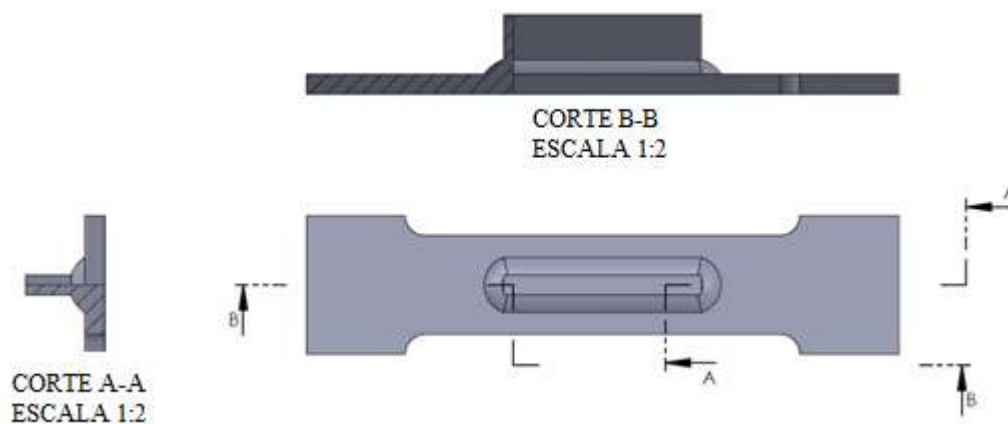
amostras, descritos nas subseções que seguem, tiveram como referência as recomendações da norma ASTM E3-11 (2011).

3.7.1 Macrografia

Duas regiões influenciam de forma importante neste estudo e para analisa-las alguns corpos de prova devem ser cortados. A primeira região tem por objetivo principal averiguar o nível de penetração resultante do processo de soldagem. A amostra retirada de um corpo de prova cortado, equivalente a esta região, correspondente a região hachurada do corte A-A da Figura 29. O local de corte fora escolhido porque não coincide com os pontos de solda usados para a pré-fixação da nervura na placa principal e nem com o local onde terminou o processo de soldagem. Já a parte hachurada do corte B-B da Figura 29 ilustra a forma como foi obtida a amostra para análise da segunda região. Neste caso, o objetivo principal é observar a diferença de geometria nesta região, para um corpo de prova com e outro sem o *toe grinding*.

As amostras macrográficas foram atacadas com reagente Villela, por um período de 10 minutos, e então a visualização da região sob análise feita com o auxílio de um microscópio da marca Zeizz, modelo Stemi 2000-C, com redução da imagem, em escala 0,65,.

Figura 28 - Representação dos locais de corte para retirada das amostras usadas nas análises macrográficas.



Fonte: Autor

3.7.2 Micrografia

Foi realizada a análise microestrutural do metal de base, zona fundida e zona termicamente afetada de corpos de prova soldados, bem como de corpos de prova tratados termicamente para alívio de tensões, com o objetivo de estabelecer uma análise comparativa.

Nesta etapa, foram analisadas apenas amostras retiradas de região análoga à correspondente hachurada no corte A-A da Figura 29.

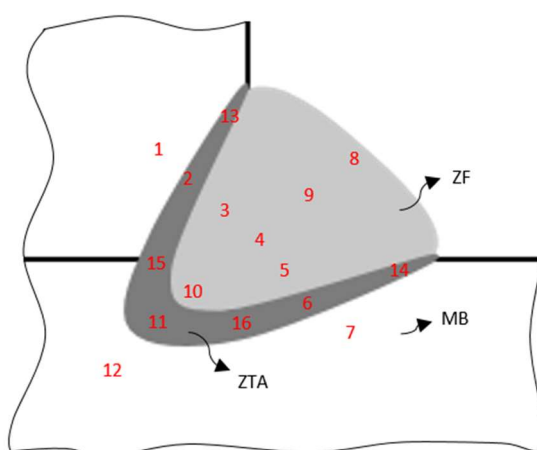
Para preparação das amostras foi utilizado o mesmo procedimento das macrografias, porém, com o acréscimo de uma etapa adicional de acabamento com lixa de granulometria 1000. Para a análise das imagens foi empregado um microscópio ótico de luz refletida modelo GX 51S da marca Olympus, capaz de produzir imagens de até 500 μm .

3.7.3 Microdureza

O ensaio mecânico de microdureza Vickers foi utilizado como meio de determinar as diferenças de dureza para os dois casos, com e sem tratamento térmico, nas três regiões relevantes: metal de base (MB), zona fundida (ZF) e zona termicamente afetada (ZTA). A preparação das amostras se deu de forma idêntica à descrita na subseção anterior.

Empregou-se um microdurômetro Shimadzu, modelo HVM-2, empregando 500 g de carga (aproximadamente 4,9 N) e um tempo de indentação de 10 segundos para cada ponto de análise, conforme recomendações da norma ASTM E384-10 (2010). Ao total foram realizadas 16 medições por corpo de prova, conforme mostrado na Figura 30.

Figura 29 - Localização das indentações no ensaio de microdureza Vickers.



Fonte: Autor

3.8 Ensaios de Fadiga

Para alcançar o objetivo principal do trabalho foram realizados ensaios de fadiga em dois grupos de corpos de prova principais: *i)* soldados em sua forma original e *ii)* soldados e

com *toe grinding*. Ambos os casos foram ensaiados em três níveis diferentes de carga. Já o grupo de corpos de prova tratados termicamente foi ensaiado apenas na faixa de tensão intermediária dos demais casos.

Doravante os corpos de prova com a letra “T” em sua identificação são os que sofreram processo de *toe grinding*. Já os corpos de prova tratados termicamente apresentam em sua identificação a letra “R”. Por fim, os corpos de prova também são identificados conforme o nível de carga aplicado: “A” para o nível mais alto de carga, “M” para o nível intermediário e “B” para o nível mais baixo.

Os ensaios foram realizados na máquina servo-hidráulica Shimadzu modelo EHF-EV200K1-020-1A, cuja capacidade de carga é de 20 T para carga estática de compressão, 15 T para tração simples e 10 T para carga dinâmica. Ainda, o controle dos ensaios é feito pela carga, com razão de tensões $R = 0$, que caracteriza um carregamento pulsado/repetido, com frequências de 8 Hz a 15 Hz e com uma sequência de ensaios que segue uma seleção aleatória dos corpos de prova, de acordo com as orientações da ISO/TR 14345 (2012).

Após realizados os ensaios, seguiu-se uma análise da fratura e de sua superfície, buscando identificar o fenômeno ocorrido e a sequência em que ocorreu, ou seja, o local de início da trinca, local e forma de propagação desta trinca, e ruptura final.

Com relação aos níveis de carga “A”, “M” e “B”, os mesmos foram definidos com base na capacidade do equipamento de ensaio, no tempo de duração dos ensaios e nas famílias de diagramas S-N presentes na norma Eurocode 3 – seção 1.9 (2003), anteriormente mostrado na figura 4. Cabe ressaltar que o escopo dessas normas e códigos não são os mesmos, por exemplo, a Eurocode 3 – seção 1.9 (2003) é aplicável apenas aos aços estruturais, já o IIW (Hobbacher, 2008) inclui os aços inoxidáveis em sua relação de materiais. Como de uma forma geral, as abordagens dessas normas são muito semelhantes, e a primeira norma citada se mostra a mais conservativa dentre estas duas para a junta em estudo, conforme explicado no item 3.3 do presente trabalho, julgou-se adequado estender o uso das recomendações da Eurocode 3 – seção 1.9 (2003) aos aços inoxidáveis.

Sabendo-se ainda que as normas e códigos são conservativos de maneira geral, optou-se por realizar alguns ensaios preliminares em alguns corpos de prova sem usinagem do pé do cordão de solda para então serem estipulados os níveis de carga definitivos do presente trabalho. Com estes ensaios, cuja carga foi definida em 40 Kn, 40% da capacidade do equipamento, o que resultaria em uma vida de aproximadamente 10^6 ciclos, segundo os diagramas da Eurocode 3 – seção 1.9 (2003), obteve-se uma vida cerca de 3 vezes maior à estimada pela citada norma. Então, optou-se por utilizar uma faixa de tensão de 126 MPa (60

kN) para o nível de carga mais baixo, equivalente ao dobro do valor de carga dado pela norma para uma vida de 2 milhões de ciclos e a aproximadamente 30% da tensão de escoamento obtida nos experimentos de Milech (2015). As demais cargas de ensaio foram definidas como 157,4 MPa (75 kN) e 178,4 MPa (85 kN).

O resultado desses ensaios preliminares, nos quais as rupturas ocorreram na extremidade do filete de solda, está de acordo com os relatos de outros autores, configurando um indício de que teria sido correta a decisão de aplicar um processo de *toe grinding* simplificado, localizado na região onde o fenômeno de falha efetivamente tem início. Porém, os resultados eram ainda muito incipientes para elaborar qualquer conclusão.

3.8.1 Obtenção dos Diagramas S-N

Para a obtenção dos diagramas S-N dos casos em estudo a partir dos resultados obtidos nos ensaios de fadiga, tomou-se como referência a norma ASTM E 739 (2013). A mesma traz um procedimento de análise estatística para os dados obtidos que é feita a partir do ajuste dos mesmos em forma de uma curva linearizada do tipo Log, conforme Eq. 2.

$$\log N = C + D(\log \Delta \sigma) \quad (2)$$

Na qual:

N – Número de ciclos estimado pela equação, variável dependente

$\Delta \sigma$ – Faixa de tensão, variável independente - conhecida

C e D – Constantes da análise de regressão linear

Seguindo tal procedimento, chega-se aos valores das constantes “C” e “D” e, por consequência, à equação que representa a média dos valores obtidos nos ensaios. Também são obtidas as bandas superior e inferior, que leva em consideração, dentre outros fatores, o tamanho da amostra e o desvio padrão desta, considerando uma distribuição normal com um nível de confiança de 95%. Vale lembrar também que “D” representa a inclinação da reta descrita pela equação obtida no procedimento. Por fim, de posse desta equação, torna-se possível plotar o diagrama S-N em escala logarítmica.

3.9 Análise das Fraturas

Após os ensaios de fadiga, análises das superfícies de fratura de algumas amostras, buscando visualizar os locais de nucleação, propagação e fratura final são relevantes. Primeiramente, análises macrográficas dessas fraturas são feitas, após, as mesmas superfícies são analisadas por meio de Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV), utilizando o equipamento da marca Jeol, modelo JSM 6610 LV, localizado no Centro de Microscopia Eletrônica do Sul do Estado (Ceme-Sul) na FURG.

3.10 Usinagem do Pé do Cordão de Solda

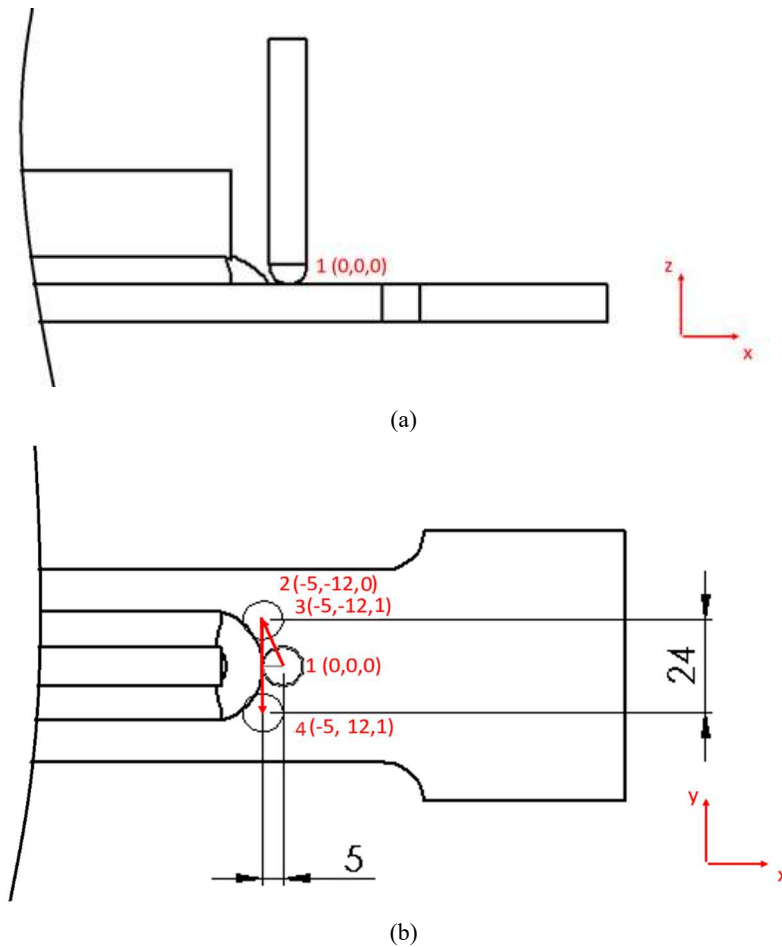
Levando em consideração os resultados dos ensaios de fadiga preliminares nos quais os corpos de prova romperam no pé do filete e nos resultados da simulação computacional que mostraram que a versão modificada do *toe grinding* pode ser tão eficaz quanto a forma recomendada pelas normas, optou-se então por realizar a usinagem do pé do filete de solda seguindo os mesmos parâmetros utilizados no modelo simulados via elementos finitos, correspondentes à configuração do *toe grinding* reto, visto na Figura 19.

Vale ressaltar, também, que a escolha pelo processo simplificado de execução do *toe grinding* traz a possibilidade de realização das ranhuras com o uso de uma Fresadora, desta forma o controle dos parâmetros de usinagem e, por consequência, da geometria resultante do processo podem ser melhor controlados, garantindo assim maior semelhança entre os corpos de prova. Em um processo manual tal controle torna-se complicado, com forte dependência da habilidade do operador.

O equipamento utilizado para a realização do processo foi a Fresadora Universal Modelo MUL – 320 – 30 cv, a ferramenta, uma fresa de metal duro de topo esférico, de raio 5 mm, a uma velocidade de rotação de 1800 Rpm e um avanço de 160 mm/min. Para realização do processo os corpos de prova foram colocados sobre uma placa plana e fixados em uma morsa presente na própria fresadora.

Na figura 31 o processo de usinagem do pé do cordão de solda é mostrado de forma esquemática.

Figura 30- a) vista frontal com a ferramenta na posição vertical na posição inicial, b) Vista superior com desenho esquemático da trajetória para a realização do *toe grinding*



Fonte: Autor

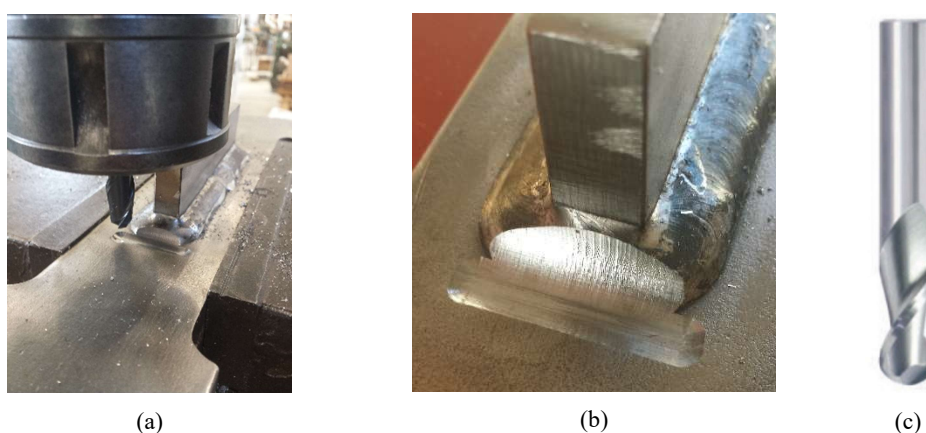
Na Figura 31-a apresenta-se, em vista frontal, o posicionamento inicial da ferramenta e na Figura 31-b um desenho esquemático, em vista superior, dos movimentos necessários para a realização do processo de usinagem. Os valores entre parênteses dos pontos 1, 2, 3 e 4, assim como as demais dimensões mostrados na Figura 31 são dados em milímetros. Salienta-se que a ferramenta realiza os movimentos de rotação e translação no eixo Y, já os demais movimentos são realizados pela mesa da fresadora e, ocorreram da seguinte forma: no ponto inicial 1 a ferramenta, sem rotação, é referenciada com sua ponta a uma distância de 5 mm do pé do filete, e então faz-se o trajeto para a ponto 2. Com a ferramenta na posição 2, a rotação é acionada e então realiza-se o movimento de deslocamento para o ponto 3, momento em que a ferramenta penetra 1 mm na placa-base do corpo de prova. A partir daí é feito o trajeto até a ponto 4 e então o processo é finalizado.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Usinagem do pé do cordão de solda

Na Figura 32 são mostrados o processo de usinagem do pé do cordão de solda na extremidade da nervura sendo executado e, logo ao lado, o resultado em um dos corpos de prova, seguido pela imagem da ferramenta utilizada.

Figura 31 - a) usinagem sendo executada e, b) resultado obtido e, c) ferramenta utilizada.



Fonte: Autor

Inegavelmente, a geometria final do *toe grinding* trouxe dúvidas e receios a equipe de estudos, mesmo após o resultado favorável à esta forma de usinagem, obtido no procedimento de simulação computacional. Tais dúvidas serão sanadas após os ensaios de fadiga.

4.2 Processo de Alívio de Tensões

Conforme dito anteriormente, a realização do tratamento térmico para alívio de tensões em quatro corpos de prova, teve por objetivo permitir uma avaliação qualitativa do efeito dessas tensões na vida em fadiga. Cabe salientar que os diagramas S-N presentes nos códigos de análise estrutural foram obtidos com base em ensaios efetuados sobre corpos de prova semelhantes aos reais, nos mais diversos quesitos, dentre os principais: dimensões verdadeiras e execução do processo de soldagem em condições de campo. Essas atitudes têm desdobramentos importantes, dentre os quais se destaca a questão das tensões residuais, que acabam por ser de mesma magnitude das que efetivamente se encontram numa estrutura de engenharia, seja um edifício, ponte, plataforma, navio ou outra qualquer.

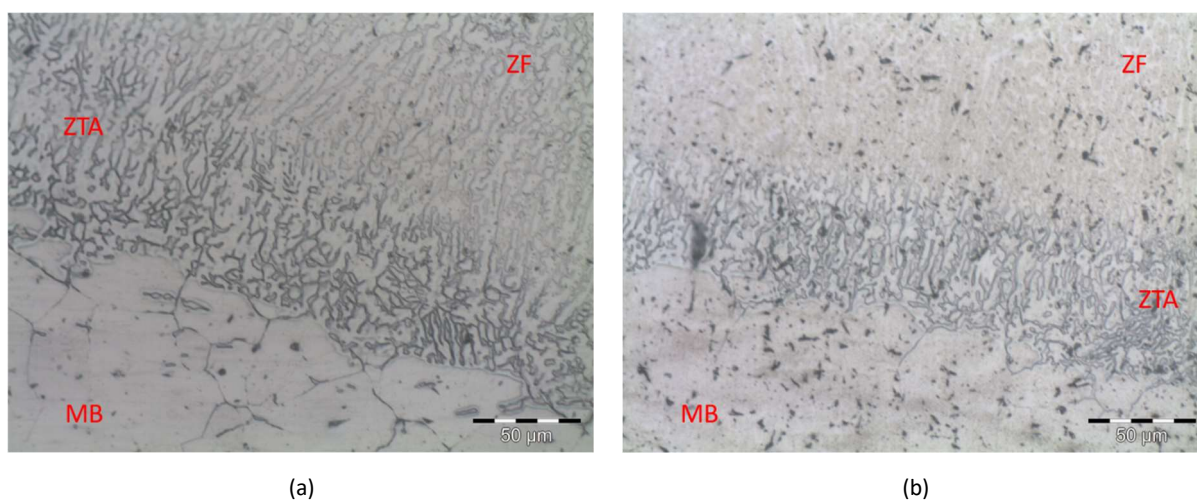
Por outro lado, os testes de fadiga sob peças (e em condições) reais envolvem tempos e custos elevados. Via de regra o emprego de corpos de prova de pequeno porte acaba por mitigar tais problemas, porém, com incremento da incerteza quanto aos resultados obtidos.

Portanto, colocando de forma objetiva, o ensaio de alguns corpos de prova previamente sujeitos a processo de alívio de tensões visa descobrir se tal processo provoca uma diferença significativa de vida em fadiga. Com base nesses resultados, alguns ajustes nos diagramas S-N obtidos podem vir a ser sugeridos.

Foram realizadas inspeções visuais nos corpos de prova, antes e depois do tratamento térmico, que permitiram constatar que os corpos de prova não apresentaram nenhum tipo de empenamento, alteração de geometria ou até mesmo descolamento do cordão de solda com o processo. A única mudança perceptível visualmente foi a de coloração.

Dando sequência à investigação dos efeitos da tensão residual, uma avaliação microestrutural foi realizada em dois corpos de prova: tratado termicamente e na condição original.

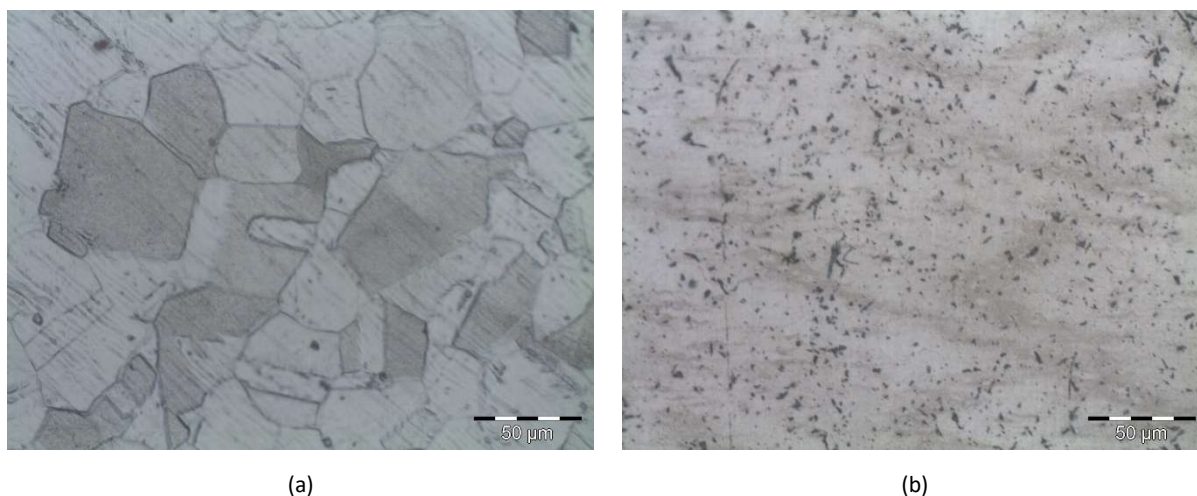
Figura 33 - Imagens do MB, ZF e ZTA para: a) CP não tratado termicamente e b) CP tratado termicamente.



Fonte: Autor

Observando-se as imagens da Figura 33, que mostra a microestrutura para as 3 zonas, ZF, MB e ZTA, é possível observar que há diferença entre elas, como era de se esperar, e também diferenças de microestrutura para cada uma das zonas entre os corpos de prova tratados e os não tratados termicamente, que serão esclarecidas no que segue.

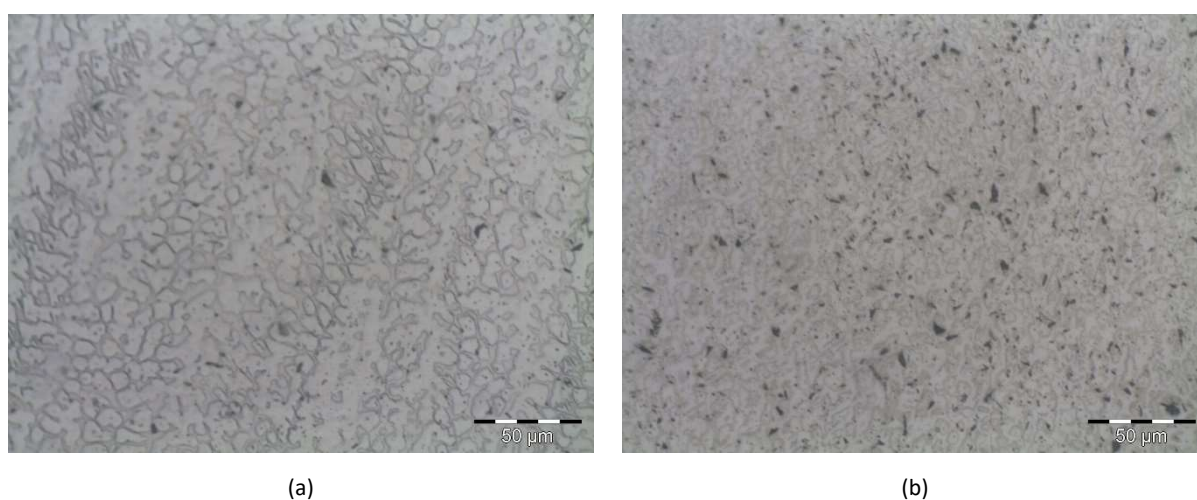
Figura 34 - Micrografia do metal de base para: a) CP não tratado termicamente e b) CP tratado termicamente.



Fonte: Autor

Analisando a Figura 34-a observa-se que o metal de base para o corpo de prova não tratado termicamente apresenta uma microestrutura essencialmente austenítica, típica de um aço inoxidável austenítico que passou por processo de estabilização, forma como a qual a chapa é recebida. Após o tratamento térmico, o que se esperava para o metal de base seria a estrutura austenítica com um crescimento de grão, tendo como referência o trabalho de Tsay et. Al. (2008), porém, ao observar a figura 34-b o que se vê é a matriz austenítica com grãos irregulares de ferrita δ , de acordo com visto em ASM (1972).

Figura 35 - Micrografia da zona fundida para a) CP não tratado termicamente e b) CP tratado termicamente.



Fonte: Autor

Ao observar a figura 35-a constata-se que a estrutura resultante consta basicamente de ferrita δ , desta vez localizada ao longo do centro das dendritas, em uma matriz austenítica,

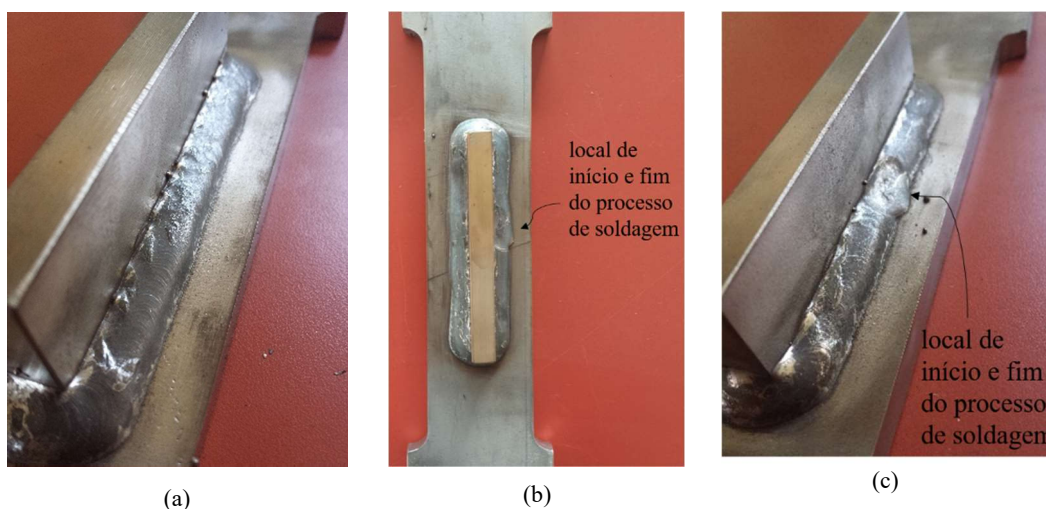
conforme Modenesi (2001). Já, para o corpo de prova tratado termicamente, Figura 35-b, temos a ferrita δ ao longo do centro das dendritas e também em formatos irregulares.

4.3 Macro Propriedades do Cordão de Solda Resultante

4.3.1 Aspecto Visual

Na Figura 36 é mostrada a superfície do cordão de solda de um dos corpos de prova, com destaque à região de início e de parada da soldagem.

Figura 36 - Aspecto visual do cordão de solda a) lado esquerdo, b) vista superior e, c) lado direito.



Fonte: Autor

Em alguns corpos de prova foi constatada a presença de pequena mordedura na região da extremidade do filete, onde o mesmo contorna a nervura, porém não a ponto de desqualificar o mesmo. Também é possível observar uma quantidade razoável de respingos decorrentes do processo. Além disso, não foram observadas variações severas entre os corpos de prova com relação à geometria dos cordões e nem porosidades ou ranhuras superficiais. Portanto, pelo critério visual, o procedimento de soldagem foi preliminarmente aprovado.

4.3.2 Análise Macrográfica

Conforme explicado na seção 3.7 a análise das imagens obtidas via macrografia faz parte dos procedimentos de avaliação do cordão de solda gerado. Na Figura 37 são exibidas as imagens obtidas do corte A-A da Figura 29. Observa-se o perfil geométrico do cordão assim

como a profundidade de penetração obtida no processo de soldagem. Constatase que houve pouca variação desses parâmetros quando comparados os dois lados, além da inexistência de macro defeitos internos.

Figura 37 - Imagens macrográficas da face da seção transversal da região soldada. a) lado esquerdo, b) lado direito.



Fonte: Autor

Adicionalmente, utilizando-se do *software Image J*, foram feitas medições na imagem da Figura 37-b para obtenção dos valores de garganta e ângulo de flanco resultantes. Os valores obtidos estão mostrados na Tabela 9.

Tabela 9 – Resultados das medições dos parâmetros geométricos da extremidade do cordão via software Image J

Objeto da Medição	Valor Medido
Garganta	4,87 mm
Ângulo de flanco	52,83°

Fonte: Autor

As mesmas constatações acima podem ser feitas com relação à região da extremidade do cordão de solda resultante, correspondente ao corte B-B da Figura 29, cuja imagem obtida na macrografia é mostrada na Figura 38-a. Já na Figura 38-b, onde é possível observar a imagem macrográfica obtida de um corpo de prova retificado, correspondente ao corte A-A da Figura 19, é possível constatar a presença de macro defeito na raiz da solda, caracterizado pela falta de penetração durante a soldagem. Porém, o objetivo de expor essas imagens lado a lado é poder avaliar a diferença de geometria na região de transição entre a placa principal e o cordão de solda e assim poder constatar a resultante suavização na forma de transição, de acordo com o esperado, mostrado na Figura 14.

Figura 38 - a) extremidade sem *toe grinding* e b) extremidade com *toe grinding*.

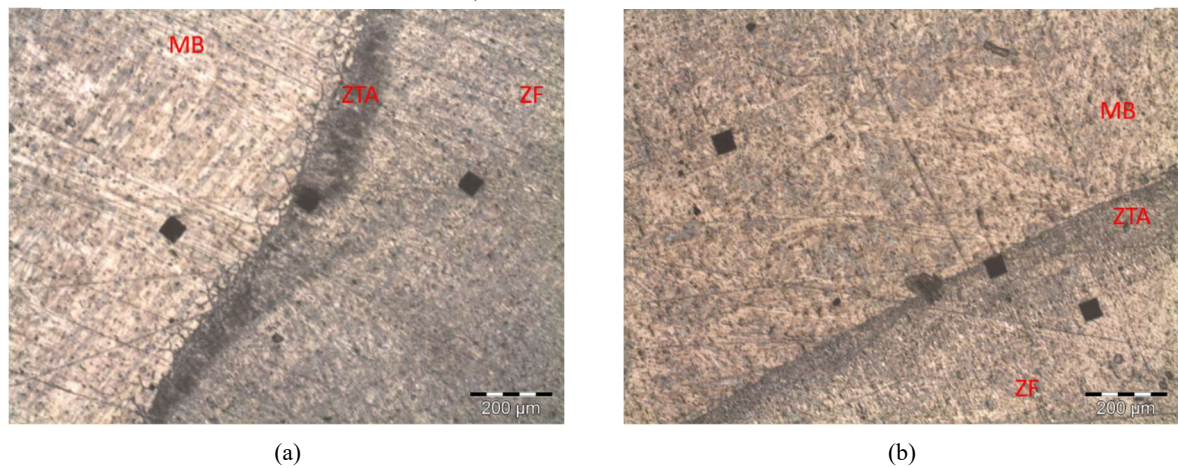


Fonte: Autor

4.3.3 Análise de Microdureza Vickers

Na Figura 39, são mostrados os locais de algumas das indentações.

Figura 39 - Indentações do ensaio de microdureza na ZTA e zona fundida para: a) CP não tratado termicamente e b) CP tratado termicamente.



Fonte: Autor

Os resultados do ensaio de microdureza Vickers, para os pontos anteriormente mostrados na Figura 30, estão apresentados na Tabela 10. Ao analisar a tabela é possível observar que de acordo com o Teste F realizado a diferença dentre os resultados obtidos não é de grande relevância, tendo para ambos os casos a zona fundida (ZF) apresentado um maior valor de dureza.

Tabela 10 - Resultados do ensaio de microdureza Vickers e resultado do Teste F para os dois conjuntos de amostras

Ponto	Valor obtido de microdureza		Localização da Indentação
	Vickers para os CPs		
	não tratados termicamente	tratados termicamente	
1	182	183	MB
2	186	201	ZTA
3	196	207	ZF
4	200	206	ZF
5	217	206	ZF
6	196	205	ZTA
7	199	190	MB
8	193	210	ZF
9	197	205	ZF
10	200	196	ZF
11	188	196	ZTA
12	173	174	MB
13	207	205	ZTA
14	218	223	ZTA
15	194	200	ZTA
16	201	207	ZTA

Teste-F: duas amostras para variâncias		
	<i>não tratados termicamente</i>	<i>tratados termicamente</i>
Média	196,6875	200,875
Variância	133,8291667	130,65
Observações	16	16
gl	15	15
F	1,024333461	
P(F<=f) uni-caudal	0,481739668	
F crítico uni-caudal	2,403447071	

Fonte: Autor

4.4 Os ensaios de fadiga

O fechamento da fase experimental foi realizado no Laboratório de Ensaios Mecânicos da EE/FURG, compreendendo a execução dos ensaios de vida em fadiga sob cargas repetidas, em corpos de prova escolhidos de forma aleatória. Os resultados obtidos, em termos de

número de ciclos até a ruptura, estão resumidos na Tabela 11, na qual também podem ser observados os intervalos de tensão aplicados e a forma como o ensaio foi concluído.

Vale deixar claro aqui que, como optamos por executar uma versão modificada do *toe grinding*, durante a apresentação dos resultados, quando este termo for usado, ele representa esta versão aplicada. Caso esteja sendo citada a versão original, recomendada pelas normas, isto estará explícito no texto.

Tabela 11 - Resultados dos ensaios de fadiga

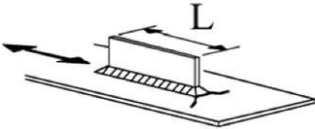
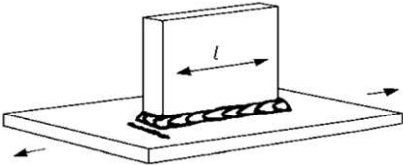
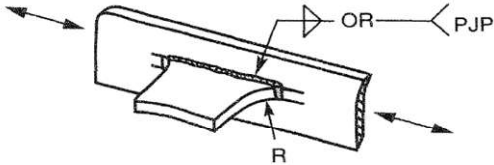
Corpos de prova (CPs)		Tensão (MPa)	Ordem dos Ensaio	Identificação	Número de Ciclos	Término do ensaio - local de ruptura
Sem Alívio de Tensões	sem <i>toe grinding</i>	126	3	2B	715.325	pé da solda
			13	9B	539.004	pé da solda
			19	3B	1.082.895	pé da solda
		157,4	9	8M	282.603	pé da solda
			10	5M	299.051	pé da solda
			11	7M	276.421	pé da solda
		178,4	1	4A	320.553	pé da solda
			2	1A	236.275	pé da solda
			6	6A	214.622	pé da solda
	com <i>toe grinding</i>	126	4	5TB	1,E+07	interrompido
			15	1TB	3.819.289	pé da solda
			17	3TB	1,E+07	interrompido
		157,4	8	6TM	2.412.909	pé da solda
			12	7TM	1.391.386	raio de concordância
			20	9TM	1.392.651	pé da solda
		178,4	5	4TA	1.271.873	pé da solda
			7	2TA	1.437.943	pé da solda
			14	8TA	873.267	pé da solda
Com Alívio de Tensões	sem <i>toe grinding</i>	157,4	18	1R	277.218	pé da solda
			21	2R	332038	pé da solda
	com <i>toe grinding</i>	157,4	16	2TR	1.005.967	raio de concordância
			22	1TR	962.268	Respingo

Fonte: Autor

Numa análise rápida sobre a Tabela 11 é possível notar que os CPs usinados obtiveram um número de ciclos consideravelmente maior que os CPs não usinados. Além disso, para o caso dos CPs usinados é perceptível uma dispersão maior dos resultados dos ensaios.

Julgou-se conveniente antes de dar início as devidas discussões, apresentar quais categorias das normas e códigos aqui citados correspondem ao material sem solda e em que categorias a configuração a ser estudada se adequa nas mesmas referências. Tais informações estão resumidas na Tabela 12. Cabe observar que o CIDECT utiliza a mesma classificação que a Eurocode. Já a AWS D1.1 utiliza letras para classificar os detalhes, o que não remete diretamente à relação S-N, por conta disso, fazendo uso de cálculos, equacionamentos e parâmetros presentes na própria norma é possível obter o valor de resistência para a mesma vida, obtendo-se então o valor apresentado na Tabela 12.

Tabela 12 - Categorias para junta em T carregada longitudinalmente cuja nervura não sofre esforços, conforme IIW e AWS

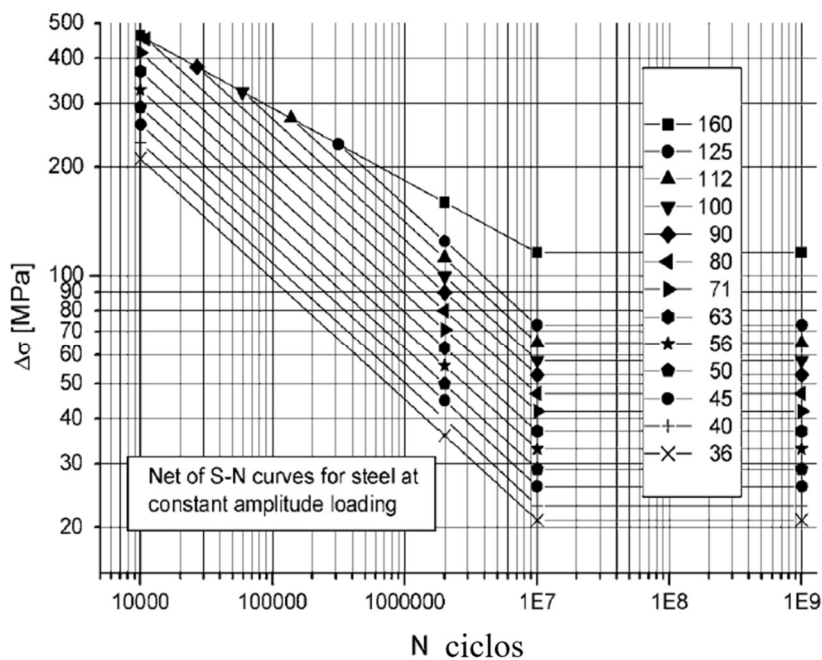
	Configuração do Detalhe	Descrição	Categoria
	Metal sem solda	-	160
Eurocode		$80 < L \leq 100 \text{ mm}$	63
	Metal sem solda	-	160
IIW		$L < 150 \text{ mm}$	71
	Metal sem solda	-	A (160 MPa)
AWS		$R \leq 2 \text{ in } [50 \text{ mm}]$	E (56 MPa)

Fonte: Adaptado de Eurocode 3 (1999), Hobbacher (2008) e AWS D1.1 (2010)

Vale ressaltar que para alguns detalhes as mesmas normas e códigos deixam explícito que se algum, ou determinado processo de aprimoramento da vida em fadiga pós soldagem for aplicado ao cordão, a mesma configuração recebe um “*upgrade*” em sua categoria, variando claro de acordo com a referência e com o tipo de processo aplicado. Para a configuração em estudo isto não acontece.

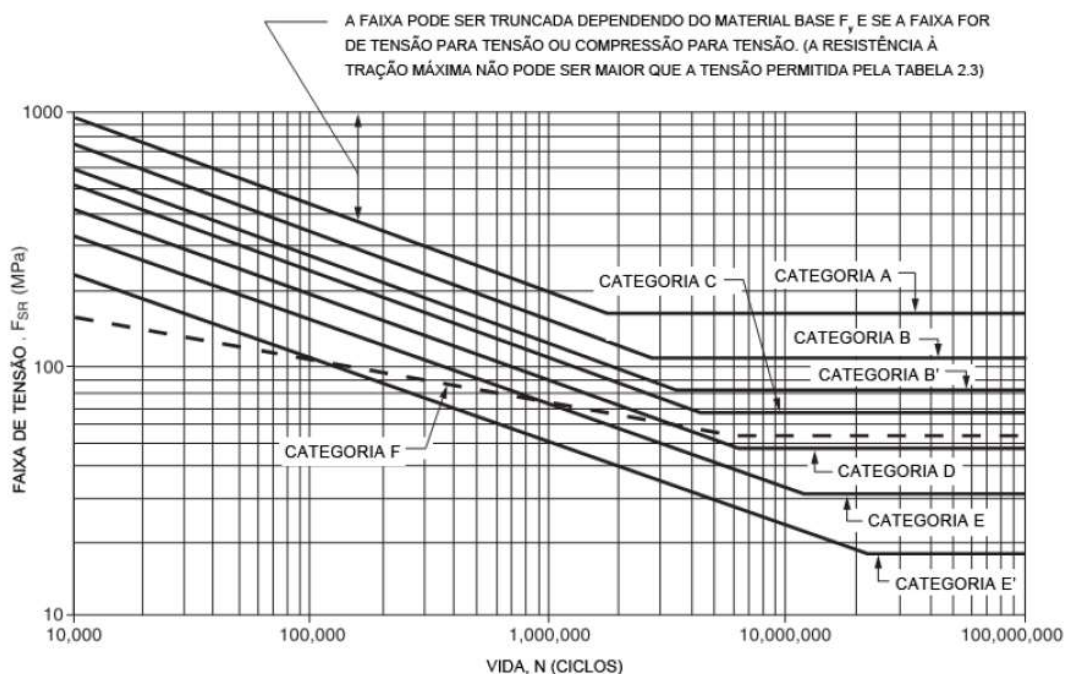
Os diagramas S-N presentes no documento do IIW (2008) e na norma AWS D1.1 (2010) estão mostrados em sequência nas Figuras 40 e 41, respectivamente.

Figura 40 - Família de diagramas S-N de diferentes uniões soldadas conforme o IIW.



Fonte: Adaptado de Hobbacher (2008)

Figura 41 - Família de diagramas S-N de diferentes uniões soldadas conforme a AWS.



Fonte: AWS D1.1 - Português (2010)

A seguir são comparados, por meio da Tabela 13, o número médio de ciclos obtidos nos ensaios para os CPs sem *toe grindings* com o número de ciclos estimado, para as mesmas tensões utilizadas nos ensaios, para as correspondentes categorias dos códigos consultados,

segundo os quais, trata-se de uma junta em T com carregamento longitudinal do tipo “*Non-load-carrying-joint*”, ou seja, sem esforços sobre a nervura.

Tabela 13 - Comparação entre a expectativa de vida para a junta em estudo

Tensão (MPa)	Número de Ciclos			
	Média obtida nos ensaios	Eurocode	IIW	AWS
126	779075	250000	357844	180916
157,4	286025	128244	183565	92806
178,4	257150	88078	126073	63739

Fonte: Autor

Da Tabela 13 pode-se observar que os CPs sem *toe grinding* obtiveram uma vida média de ciclos maior do que o estimado por meio das normas e códigos. Resultado de certa forma esperado, dado o conservadorismo das normas. Além disso, acredita-se que dois outros motivadores para estes bons resultados tenham sido a qualidade das uniões soldadas realizadas, fruto de um procedimento executado por meio de robô, com parâmetros adequados, bem como as próprias características mecânicas do aço inoxidável 316 L.

Na Tabela 14 são apresentadas a média de vida alcançada para os dois casos, os CPs com e sem *toe grinding*, obtidos nos ensaios, para cada nível de tensão.

Tabela 14 - Média de número de ciclos obtidos nos ensaios de fadiga para os 2 casos

Tensão (MPa)	Número de ciclos médio para os CPs	
	sem <i>toe grinding</i>	com <i>toe grinding</i>
126	779075	7939763
157,4	286025	1732315
178,4	257150	1194361

Fonte: Autor

Ao analisar a Tabela 14, pode-se constatar o quão maior foi a média de vida alcançada para os CPs com *toe grinding*, comprovando assim que este processo de usinagem do cordão de solda, mesmo que na forma modificada pela equipe de estudos, proporcionou aprimoramento significativo da vida em fadiga para este tipo de detalhe, cerca de 60% para uma vida de 2 milhões de ciclos. Infelizmente uma comparação semelhante à que foi realizada com base na Tabela 13 não é possível, pois, conforme mencionado acima, para este tipo de configuração as normas e códigos não fornecem os valores de incremento de vida causado pelo *toe grinding*.

Mesmo que não se consiga realizar tal comparação citada no parágrafo anterior, alguns fatos podem e devem ser destacados:

- a) a maioria dos corpos de prova, para ambos os casos e níveis de tensão, romperam no mesmo local, ou seja, não houve modificação do modo de falha. Porém, o grande incremento da vida em fadiga causado pelo *toe grinding* indica que esse processo é efetivo na redução, no pé do filete, da concentração de tensões e na retirada das microtrincas resultantes do processo de soldagem. A citada redução na concentração de tensão é resultado da alteração de dois parâmetros geométricos do pé do filete de solda: o raio e o ângulo de flanco.
- b) é razoável supor que, uma vez que as microtrincas tenham sido removidas com o processo de usinagem do pé do filete de solda, o período de nucleação de trincas tenha se tornado presente nos CPs com *toe grinding*, o que não teria ocorrido nos corpos de prova que não passaram pelo processo;
- c) os resultados obtidos nos ensaios de fadiga também permitem concluir que a simulação computacional, para análise do nível de concentração de tensões no pé do filete, proporcionou dados que, se não exatos, mostraram-se bastante coerentes; O valor da tensão estática máxima para os modelos, obtidos na simulação numérica, vai de 309,39 MPa, caso com *toe grinding* na versão modificada, para 390,64 MPa, caso como soldado, ou seja, para o segundo caso a tensão é 1,26 vezes maior. Levando em consideração o fato de que a inclinação da curva no diagrama S-N Log-Log representa o grau do polinômio da curva (em forma de parábola) do diagrama S-N comum, supondo um diagrama S-N com inclinação $m=3$ por exemplo, a queda na vida em fadiga da união seria de 2 vezes ($1,26^3 \approx 2$).

Por fim, os resultados obtidos permitem supor que a forma modificada de *toe grinding* proposta no presente trabalho produz resultados semelhantes ao processo especificado nos códigos AWS D1.1 (2010), Eurocode 3 – Seção 1.9 (2003) e IIW (Hobbacher, 2008), ou seja, a usinagem de uma ranhura no contorno terminal da nervura não parece trazer resultados melhores do que uma ranhura simples reta. Dessa forma, o emprego de um processo simplificado e, portanto, viável para uso em chão de fábrica, seja na forma manual ou automatizada, pode vir a proporcionar resultados tão efetivos quanto um processo de maior grau de dificuldade de execução.

Com relação aos corpos de prova tratados termicamente, os valores obtidos em cada ensaio foram anteriormente apresentados na Tabela 11, já os valores médios são mostrados na Tabela 15, para ambos os casos.

Tabela 15 - Ciclos de carga atingidos nos casos tratados e não tratados termicamente.

Tensão (MPa)	Número de ciclos médio para os CPs			
	Sem alívio de tensões		Com alívio de tensões	
	<i>sem toe grinding</i>	<i>com toe grinding</i>	<i>sem toe grinding</i>	<i>com toe grinding</i>
157,4	286025	1732315	304628	984118

Fonte: Autor

Com base no apresentado na Tabela 15, é possível notar que o resultado obtido foi bem próximo para os CPs *sem toe grinding*, sendo que os que passaram por tratamento térmico pós soldagem alcançaram uma média levemente maior. Já para os CPs *com toe grinding* a resposta foi diferente, sendo que os tratados termicamente alcançaram uma vida menor. Pois bem, as imagens obtidas na micrografia, apresentadas no item 4.2 deram indícios de que o tratamento térmico causou alterações na microestrutura do material, o que por consequência alteraria as propriedades do mesmo, acarretando em uma mudança no comportamento mecânico desse componente, porém, conforme já mencionado, não foram constatadas diferenças significativas nos valores obtidos nos ensaios de microdureza e de fadiga. Dessa forma, não se faz possível afirmar ou não a efetividade do tratamento térmico pós soldagem assim como a existência ou não de um elevado nível de tensões residuais nos corpos de prova, por dois motivos principais:

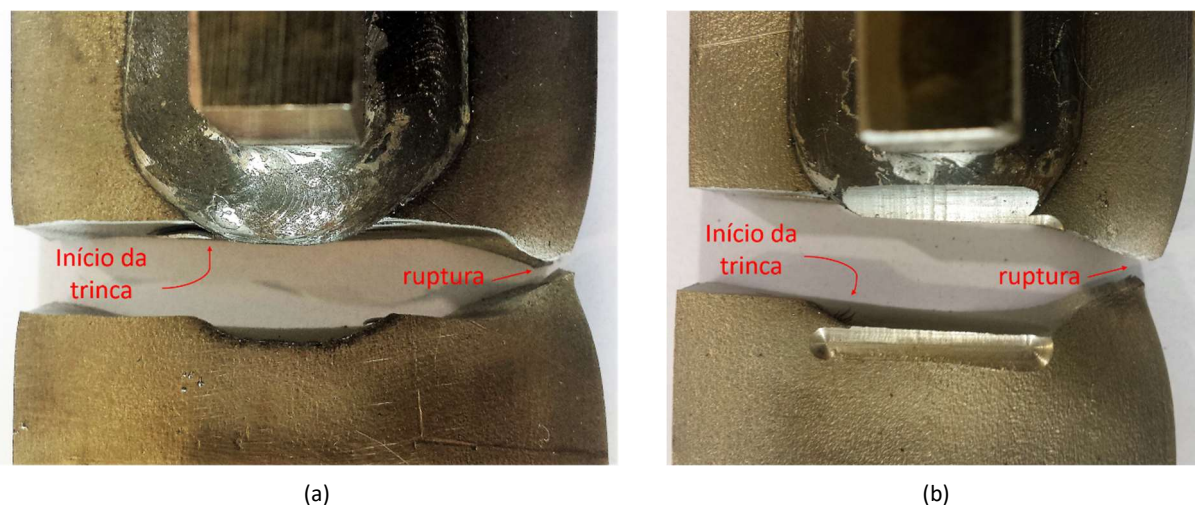
- a) a pouca quantidade de ensaios realizados e;
- b) para os CPs *com toe grinding* e tratados termicamente, houve mudança no modo de falha, conforme é possível ver na tabela 11, na coluna “término do ensaio – local de ruptura”.

A discussão sobre os modos de falha, por sua relevância, é tema da seção 4.5.

4.5 Aspecto final das rupturas

A maioria dos corpos de prova apresentou ruptura final na região do pé do cordão de solda. É importante notar que, numa união de filete de penetração parcial, há a concorrência entre dois mecanismos de falha: no pé e na raiz do filete. No caso dos corpos de prova analisados, sujeitos a carregamento longitudinal, o mecanismo de falha da raiz não se mostrou presente. A Figura 42 mostra a região preponderante de ruptura de dois corpos de prova – *sem* e *com toe grinding*.

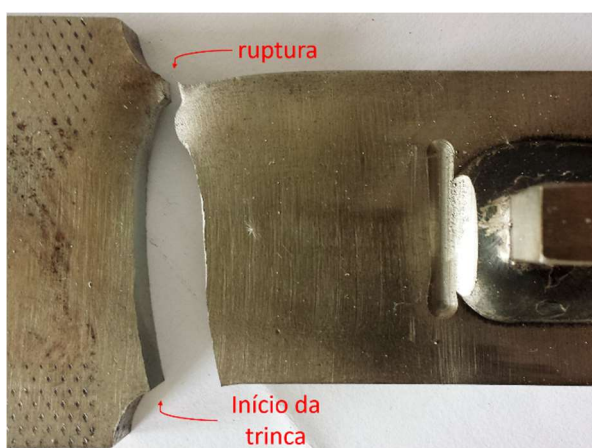
Figura 42 - Corpos de Prova rompidos: a) sem *toe grinding* (7M) e; b) com *toe grinding*.



Fonte: Autor

Já a Figura 43 mostra, sobre um corpo de prova que não sofreu tratamento térmico, o resultado de um problema recorrente em ensaios de fadiga: a concorrência entre modos de falha. No caso específico, por mais esmero que haja no processo de usinagem, os pontos de concordância entre duas superfícies naturalmente apresentam um pequeno ressalto, passível de ser visto a olho nu. Caso essa região do ressalto, deformada plasticamente no processo de usinagem, contenha algum elemento que potencialize a nucleação, como por exemplo uma microinclusão, então há condições tais que a tornam o ponto mais crítico para a falha.

Figura 43 - Corpo de prova (7TM) que rompeu no raio de concordância.

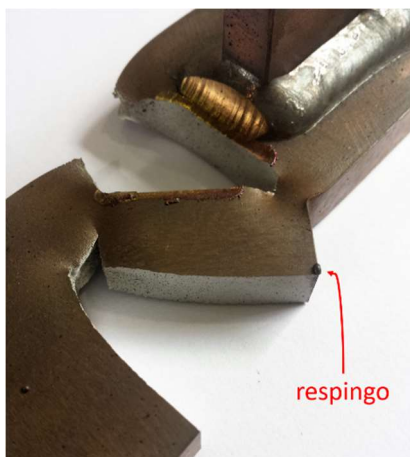


Fonte: Autor

Apesar do modo de falha inesperado, os dois corpos de prova em que houve o problema atingiram um número de ciclos não muito diferente dos demais espécimes sujeitos às mesmas condições de teste. Essa análise ratifica o fenômeno aleatório de concorrência de

pontos críticos para a falha, tornado claro por meio da visualização da forma final de ruptura do corpo de prova 1TR (com *toe grinding* e com tratamento de alívio de tensões), mostrado na Figura 44. No caso, houve a propagação paralela de duas trincas: no pé da solda e a partir de um respingo da soldagem.

Figura 44 - CP 1TR após o término do ensaio.

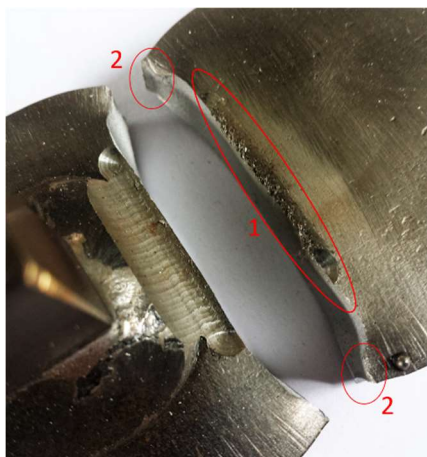


Fonte: Autor

Ainda, é perceptível de acordo com a Figura 44 que para o CP 1TR não houve ruptura final, isto deve-se ao fato de que a máquina de ensaio interrompeu o ensaio por ter atingido seu limite máximo de deslocamento estipulado para os ensaios.

Por fim, a Figura 45 mostra um CP com *toe grinding*, cuja ruptura ocorreu no pé do filete de solda, forma preponderante de falha. Contudo, há uma diferença importante que destaca o CP 4TA dos demais: a falha ocorreu um pouco mais distante do pé do cordão, na borda da ranhura, o que acredita-se ter sido causado pelo acabamento rugoso deixado neste corpo de prova em específico após o processo de usinagem do pé do cordão.

Figura 45 - CP 4TA rompido.



1 – início da trinca; 2 – ruptura

Fonte: Autor

Por fim, houve dois ensaios que foram interrompidos por terem atingido o limite especificado de 10^7 ciclos. Tratam-se dos corpos de prova 5TB e 3TB, com *toe grinding* submetidos ao nível mais baixo de carga. Vale salientar que o corpo de prova 1TB, também usinado e sujeito às mesmas condições de ensaio, mas que atingiu número de ciclos consideravelmente menor; não apresentou, perante inspeção visual, nenhuma diferença com relação ao local e à forma de fratura. Os aspectos pertinentes às superfícies de fratura serão discutidos em uma seção adiante.

Nos diagramas S-N finais apresentados na seção seguinte, os corpos de prova com ruptura distinta (7TM e 4TA) serão destacados dos demais.

4.5.1 Determinação dos diagramas S-N

Conforme mencionado durante a descrição da metodologia, o diagrama S-N é descrito pela equação fornecida pela norma ASTM E739 (2013). Vale ressaltar que, apesar das decisões com relação à quantidade de corpos de prova terem sido tomadas com base nas recomendações dessa norma, sabe-se que a quantidade de ensaios que foram realizados durante este estudo é consideravelmente menor comparado ao que as normas e códigos estruturais apresentam. Ou seja, os resultados aqui apresentados, mesmo que tenham sofrido o tratamento estatístico recomendado pela ASTM E739, não podem ser considerados, de forma alguma, definitivos e absolutos. Contudo, o trabalho é relevante no sentido de contribuir ao meio científico, fornecendo dados que poderão vir a ser utilizados por outros pesquisadores.

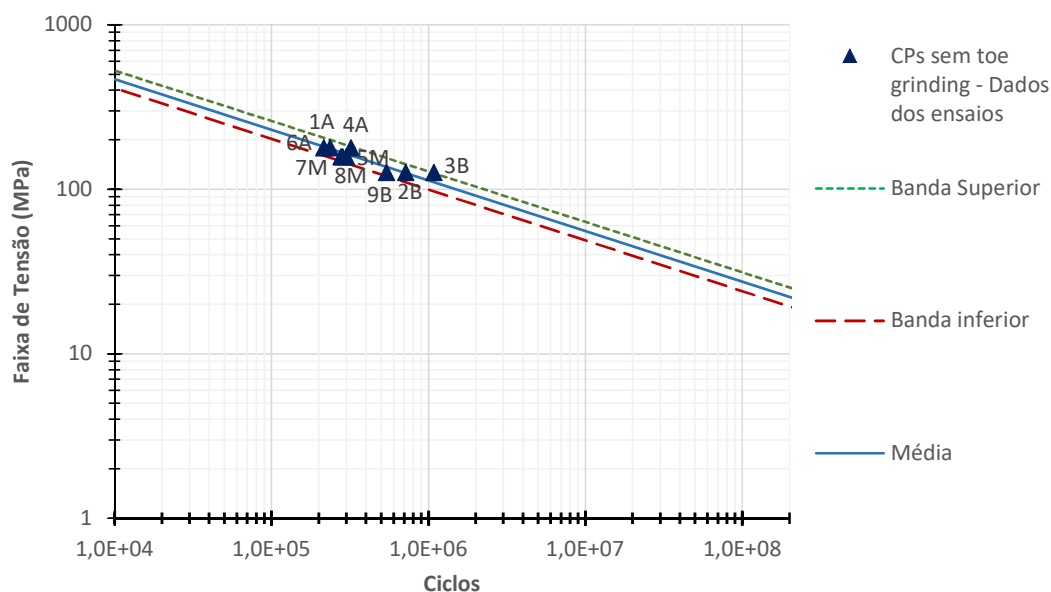
Colocando claramente, no caso de número insuficiente de corpos de prova, o procedimento mais adequado é o emprego de limitadores estatísticos ou, em outras palavras, a adoção de valores finais conservativos (banda inferior da faixa de dispersão).

Começemos a apresentar os resultados do processo de análise estatística para o caso dos CPs sem *toe grinding*. Aa equação obtida é mostrada na Eq. 3.

$$\log N = 12,68 - 3,25(\log \Delta \sigma) \quad (3)$$

Na Figura 46 é apresentado o diagrama S-N obtido para o caso dos CPs sem *toe grinding*, mostrando também os pontos referentes aos resultados obtidos em cada ensaio assim como a curva S-N média e as bandas inferior e superior.

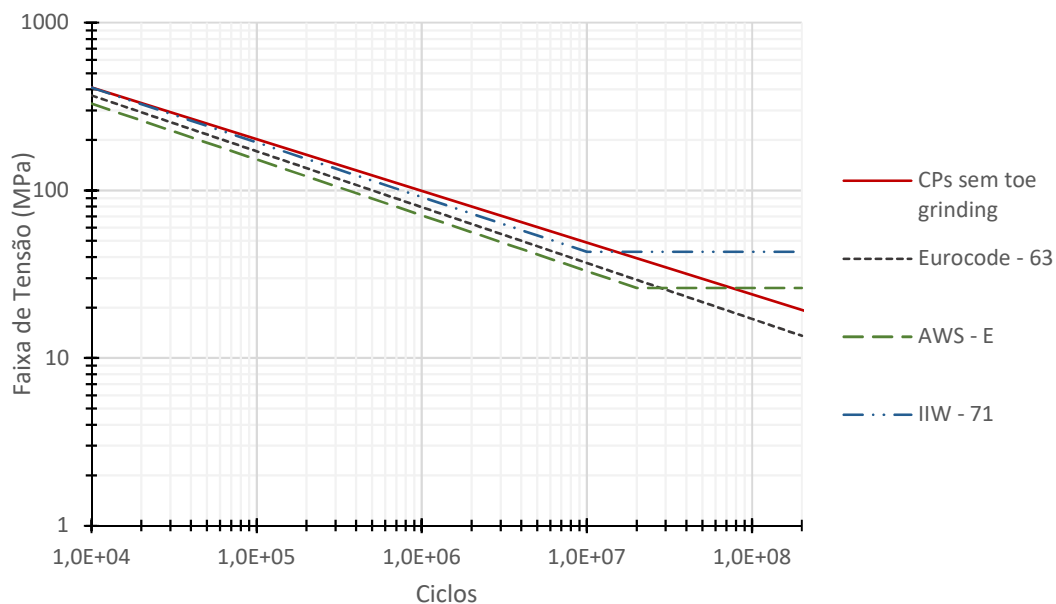
Figura 46 - Diagramas S-N para os CPs sem *toe grinding*.



Fonte: Autor

Na Figura 47 a banda inferior para os CPs sem *toe grinding* é mostrada juntamente com os diagramas encontrados nas normas e códigos aqui já citados. Dessa forma, adota-se procedimento semelhante ao realizado no item anterior, no qual os resultados numéricos obtidos são comparados com os estimados pelas normas de estruturas, porém agora sobre os diagramas S-N.

Figura 47 - Diagramas S-N para os CPs sem *toe grinding* em comparação com Eurocode, AWS e IIW.



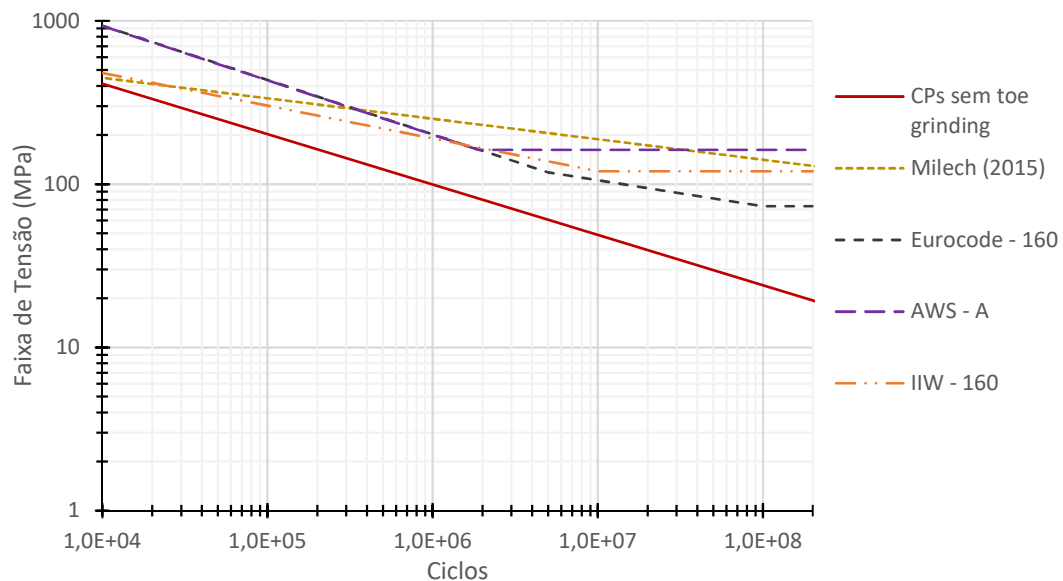
Fonte: Autor

Analisando a Figura 47 é possível ver que curva que representa os resultados obtidos aparece na parte superior da área de plotagem, o que caracteriza o resultado superior ao encontrado nas referências. Além disso, a inclinação da curva obtida ($m = B = 3,25$) é levemente maior que as curvas de norma, com $m = 3$ para uma vida inferior a $2 \cdot 10^6$ ciclos.

Pelo critério de classificação de uniões soldadas, a junta estudada, por ter apresentado resistência de 80 MPa para uma vida de $2 \cdot 10^6$ ciclos, seria classificada um degrau acima, ou seja, na categoria 80 da Eurocode e do IIW, e na categoria D para a AWS.

A seguir, na Figura 48, são apresentados os diagramas obtidos para os CPs sem *toe grinding* em comparação com os diagramas das categorias correspondentes ao metal sem solda, apresentados nas normas e códigos e também com o diagrama correspondente aos resultados obtidos por Milech (2015) para o metal sem solda.

Figura 48 - Diagrama S-N para os CPs sem *toe grinding* em comparação com as categorias referentes ao metal sem solda presentes na Eurocode, AWS e IIW.



Fonte: Autor

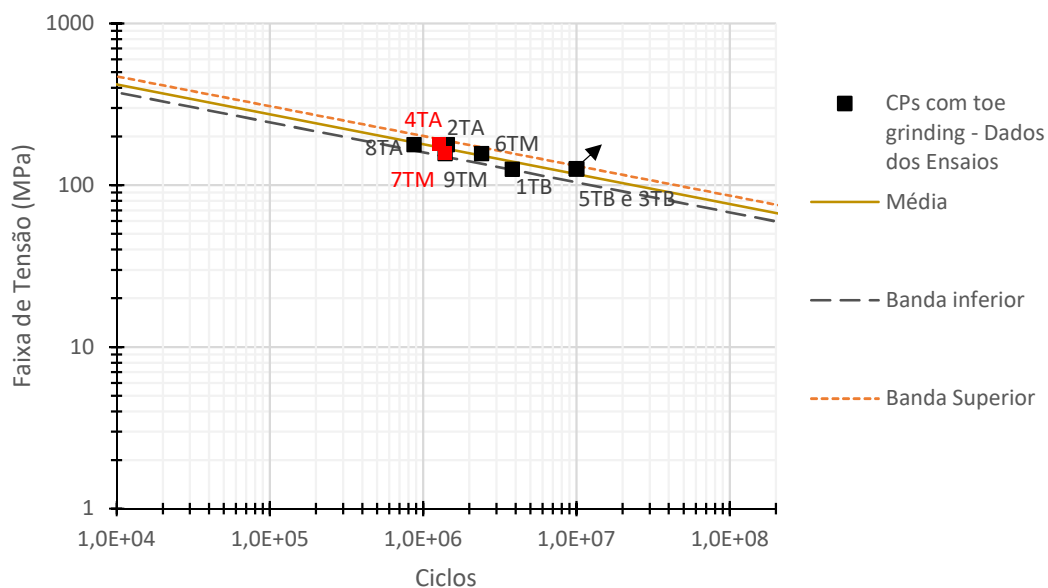
É possível constatar a partir da Figura 48 que a união em estudo apresenta uma resistência consideravelmente menor que o metal sem solda, resultado este que vai ao encontro do que fora outrora mencionado no item 1, Figura 3, que mostra que a inserção de uma nervura soldada a uma chapa, mesmo que não sofra carregamento algum, causa dano considerável ao comportamento em fadiga do componente.

Agora, para o caso CPs com *toe grinding* a equação obtida é mostrada na Eq. 4.

$$\log N = 18,19 - 5,41(\log \Delta \sigma) \quad (4)$$

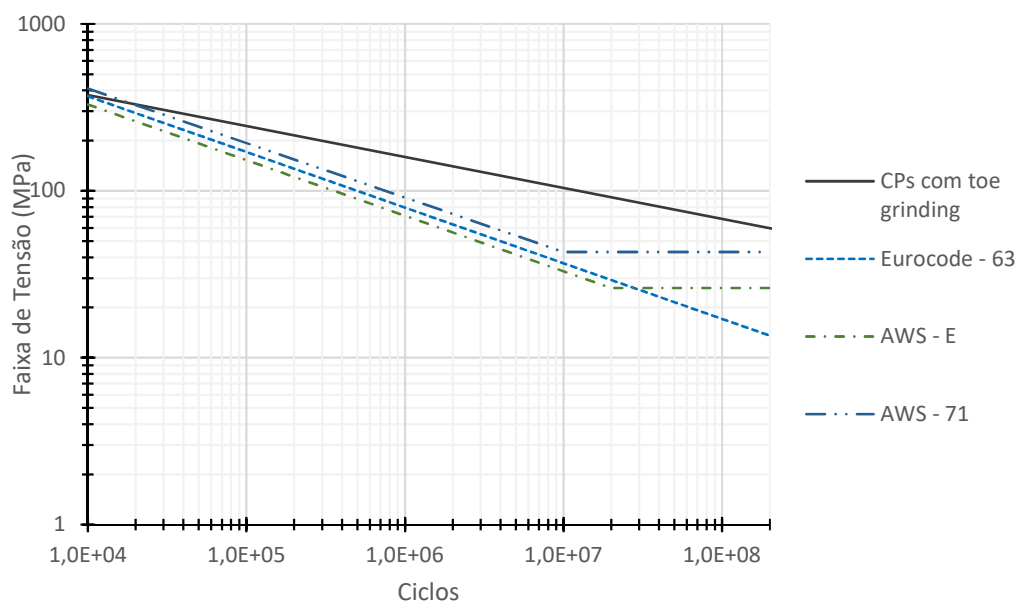
Na Figura 49 é apresentado o diagrama S-N obtido para o caso dos CPs com *toe grinding*, juntamente com os pontos referentes aos resultados obtidos em cada ensaio e os CPs que falharam distinta destacados. Além da curva média, também são mostradas as bandas inferior e superior.

Figura 49 - Diagramas S-N para os CPs com *toe grinding*.



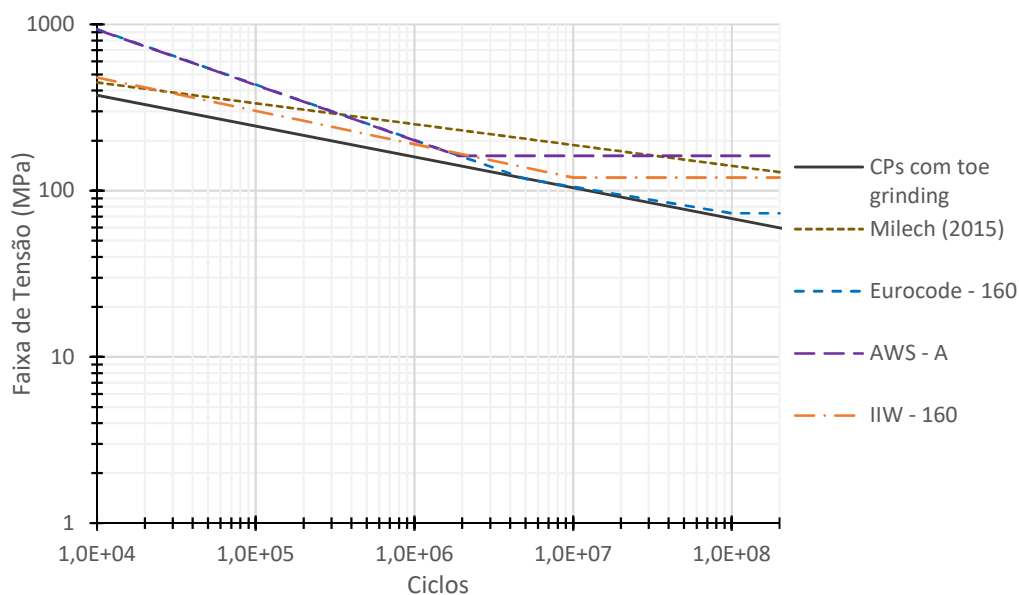
Na Figura 50 a banda inferior dos CPs com *toe grinding* é mostrada juntamente com os mesmos diagramas encontrados nas normas e códigos a que os CPs sem *toe grinding* foram comparados, referentes à categoria da junta em estudo, mostrando-se superior.

Figura 50 - Diagramas S-N para os CPs não usinados em comparação com Eurocode, AWS e IIW.



Porém, quando os resultados obtidos para os CPs com *toe grinding* são comparados aos diagramas do metal base (sem solda), o que é realizado na Figura 51, observa-se que a realização do *toe grinding* não é suficiente para apagar todos os efeitos decorrentes do processo de soldagem.

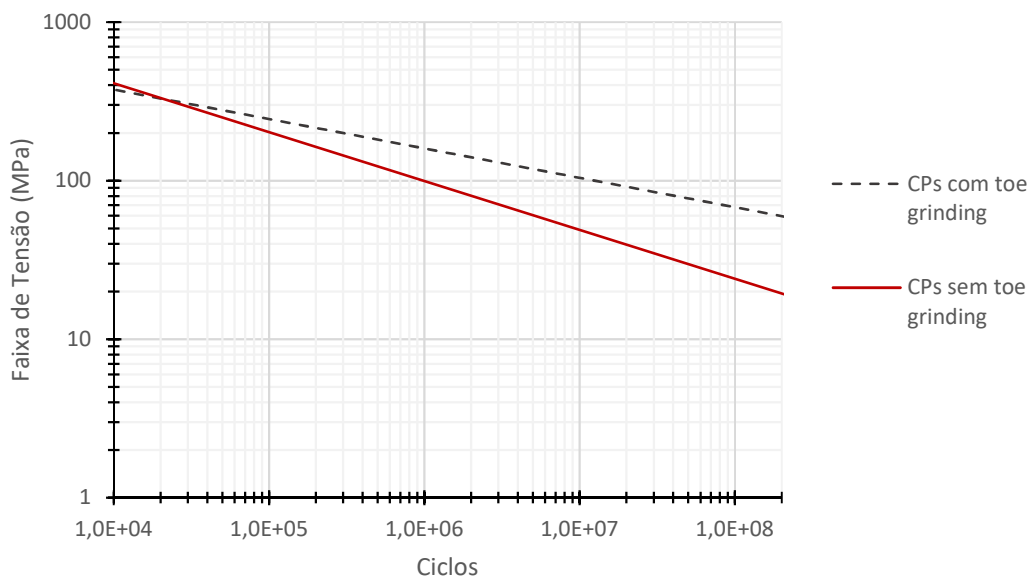
Figura 51 - Diagrama S-N para os CPs com *toe grinding* em comparação com as categorias referentes ao metal sem solda presentes na Eurocode, AWS e IIW.



Fonte: Autor

Na Figura 52 temos a comparação direta entre os dois casos estudados por meio de seus respectivos diagramas S-N. A inclinação da curva dos CPs com *toe grinding* é maior que a dos CPs sem *toe grinding*: $m = 5,4$ contra $m = 3,25$. Isso significa que o processo de *toe grinding* ocasionou melhores resultados na faixa direita do gráfico, correspondente a valores elevados de vida.

Figura 52 - Diagrama S-N para os CPs com e sem *toe grinding*.



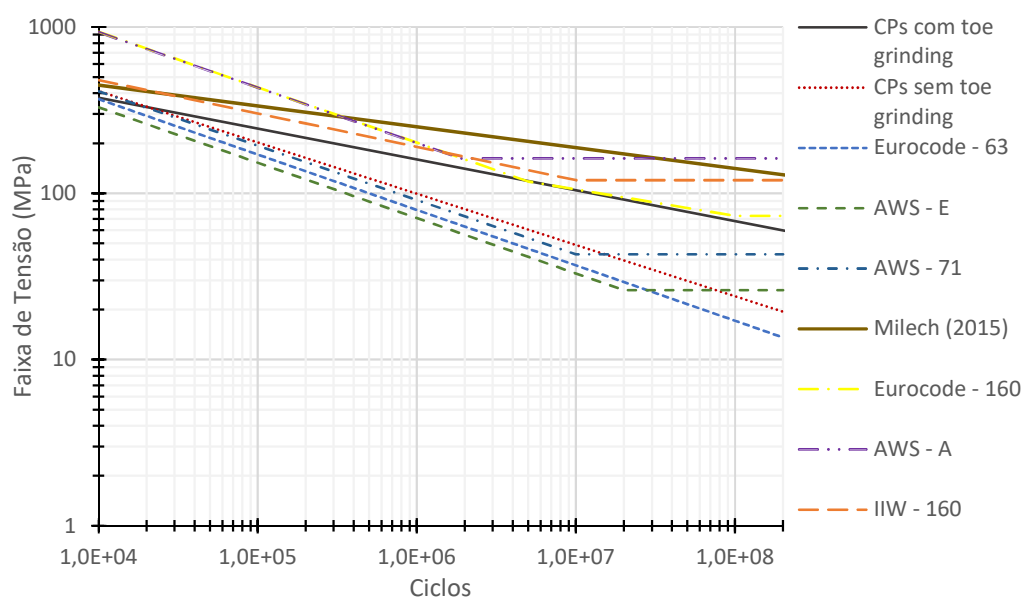
Fonte: Autor

De forma geral, a análise dos valores de ciclos obtidos nos ensaios de fadiga permite concluir que a usinagem do pé do cordão de solda foi eficaz. Todavia, como já mencionado, ao observar os diagramas da Figura 52, constata-se que isso não ocorre para toda a gama de tensões. Quando as cargas atuantes são altas, acima de aproximadamente 300 MPa, pode a usinagem ter então um efeito deletério sobre o componente. Durante a revisão bibliográfica já havia sido mencionado o fato de que tais processos de aprimoramento são especialmente adequados aos regimes de baixa carga e, conseqüentemente, alto número de ciclos.

Pelo critério de classificação de uniões soldadas, a junta estudada com *toe grinding*, por ter apresentado resistência de 130 MPa para uma vida de $2 \cdot 10^6$ ciclos, seria classificada vários degraus acima, ou seja, na categoria 125 da Eurocode e do IIW, e na categoria B para a AWS.

Porém, as constatações acima, fazem com que não seja possível uma reclassificação simples dos corpos de prova que foram usinados. Ao contrário, tal reclassificação poderia ser efetuada apenas com a agregação de uma cláusula condicionante que explicitasse que tal reclassificação só é válida em valores, por exemplo, acima de 10^5 ciclos (numa abordagem conservativa).

Por fim, para que todas as constatações e observações que foram feitas até o momento possam ser observadas em conjunto, a Figura 53 mostra um conjunto de diagramas principais já anteriormente mostrados em separado.

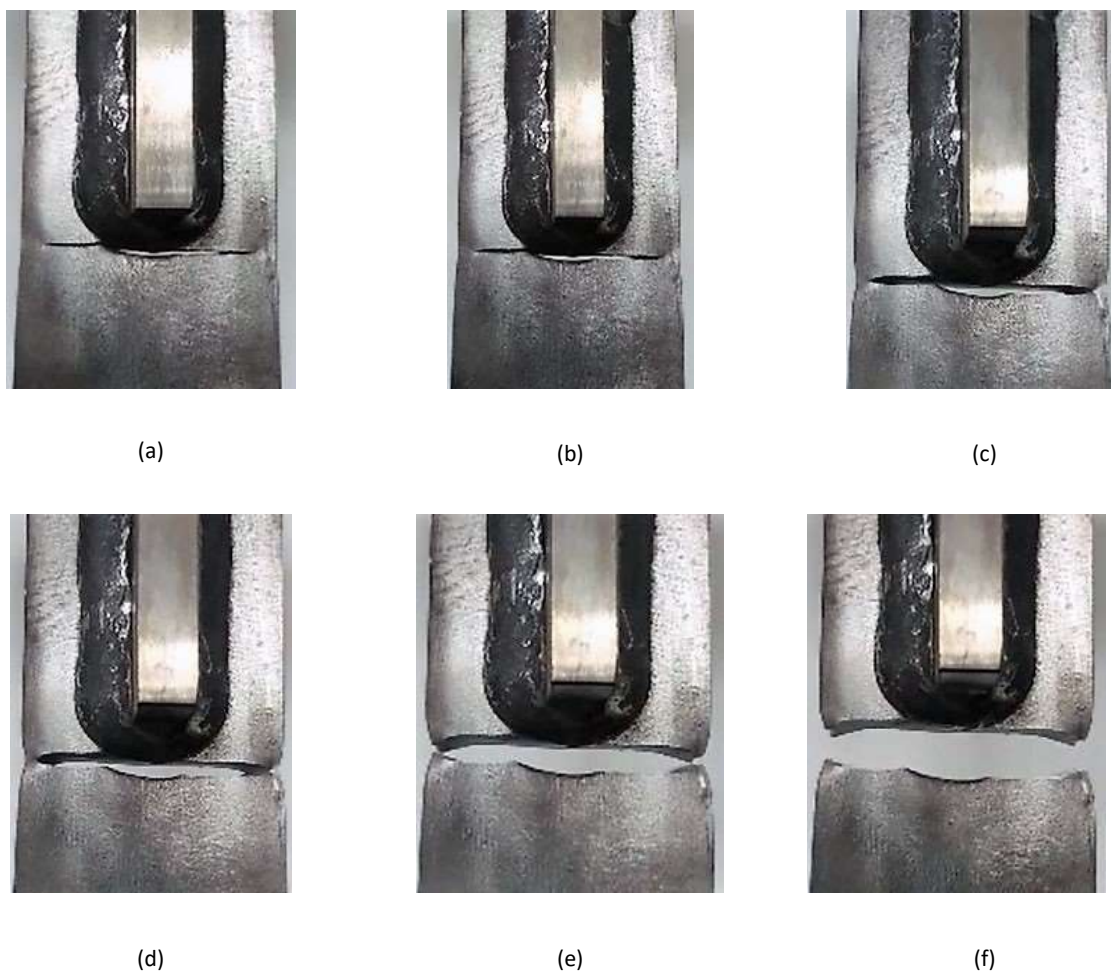
Figura 53 - Conjunto de diagramas S-N para análise geral

Fonte: Autor

4.6 Análise das fraturas

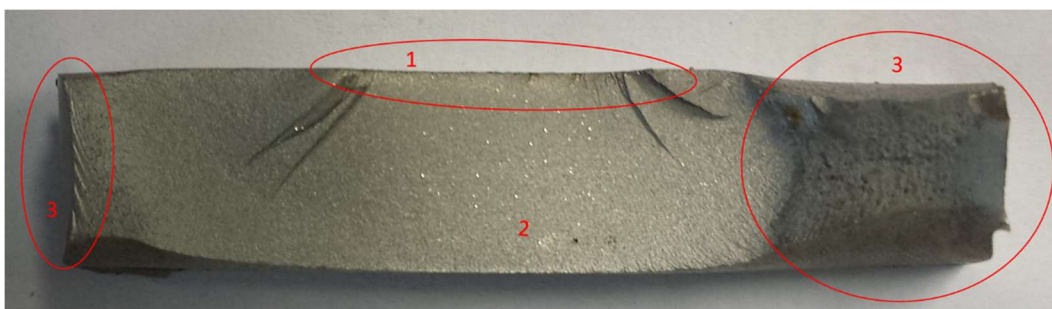
A Figura 54 mostra uma sequência de propagação de uma trinca que teve início no pé da solda, na região da extremidade da nervura, local preponderante de falha. Mesmo nos casos em que a falha ocorreu em locais diferentes, a forma como a trinca se propagou foi semelhante.

Porém, mesmo que as diferenças entre as fraturas dos corpos de prova sejam muito pequenas, dois pontos devem ser mencionados. Ao longo dos ensaios, observou-se uma deformação (deformação que causa o “bico” na ruptura final) aparente maior, quanto maior o nível de carga aplicado. Além disso, logicamente, quanto menor o nível de carga, menor a área restante ao final da propagação da trinca, momento em que ocorre a ruptura.

Figura 54 - Sequência final da Fratura

Fonte: Autor

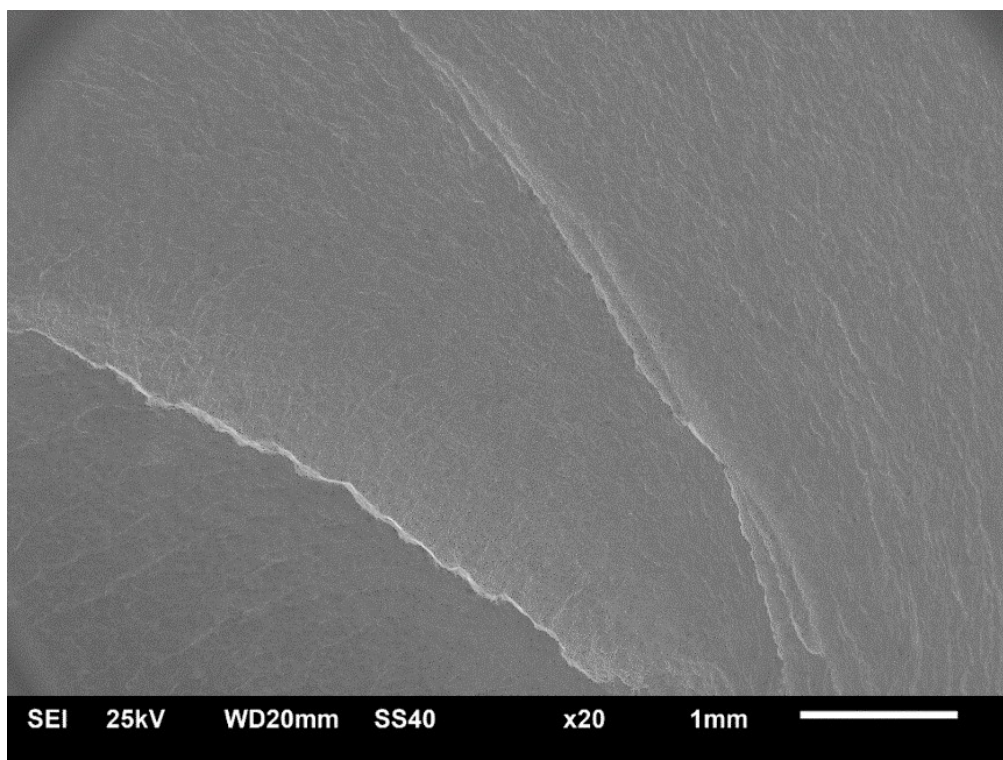
Uma face da fratura, correspondente a um corpo de prova que não foi usinado, é apresentada na Figura 55, com as regiões de nucleação (1), propagação (2) e ruptura final (3) destacadas. Uma figura do mesmo tipo de um CP com *toe grinding* não é mostrada pois a face apresentada pós ruptura é bastante semelhante.

Figura 55 - Superfície da fratura, CP 6A.

Fonte: Autor

A seguir são mostradas uma sequência de imagens obtidas com o uso do Microscópio Eletrônico de Varredura – MEV. Na figura 56 é mostrada parte da região 1 da Figura 55, cujo local é semelhante ao mostrado na figura 42-a, a região de início da trinca, região correspondente a superfície do corpo de prova no pé do filete.

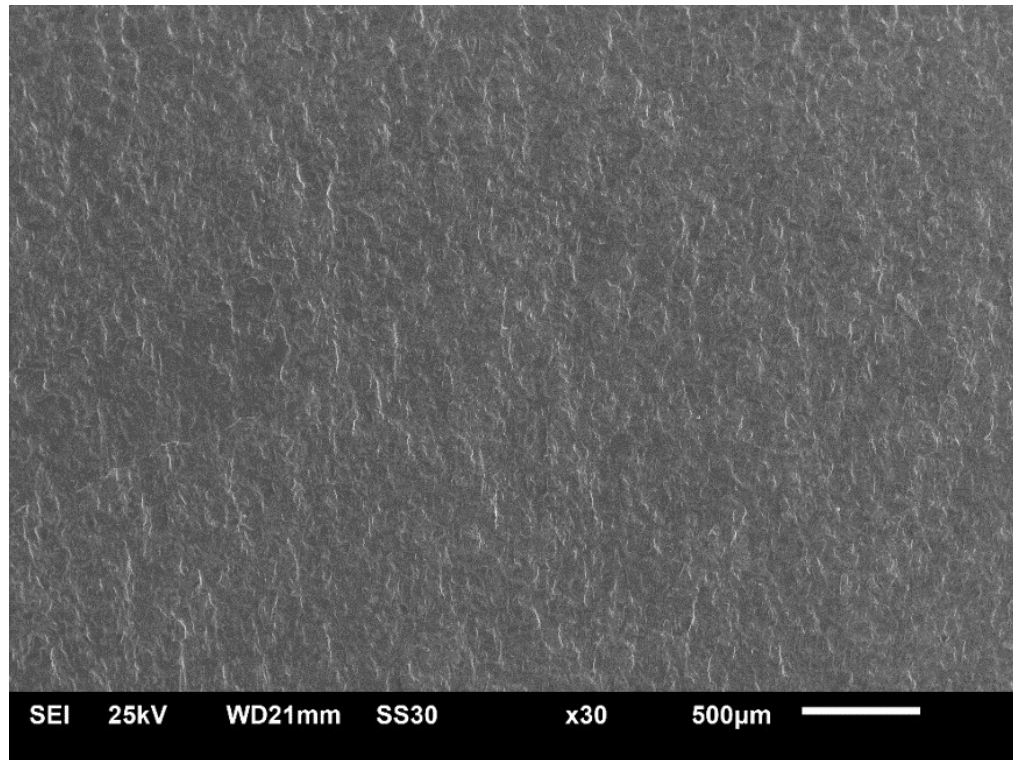
Figura 56 - Região de início da trinca.



Fonte: Autor

Já na figura 57 a região de propagação da trinca é mostrada. Após iniciada a trinca se propaga no plano perpendicular a direção de aplicação da carga, ao longo da espessura e da largura do corpo de prova

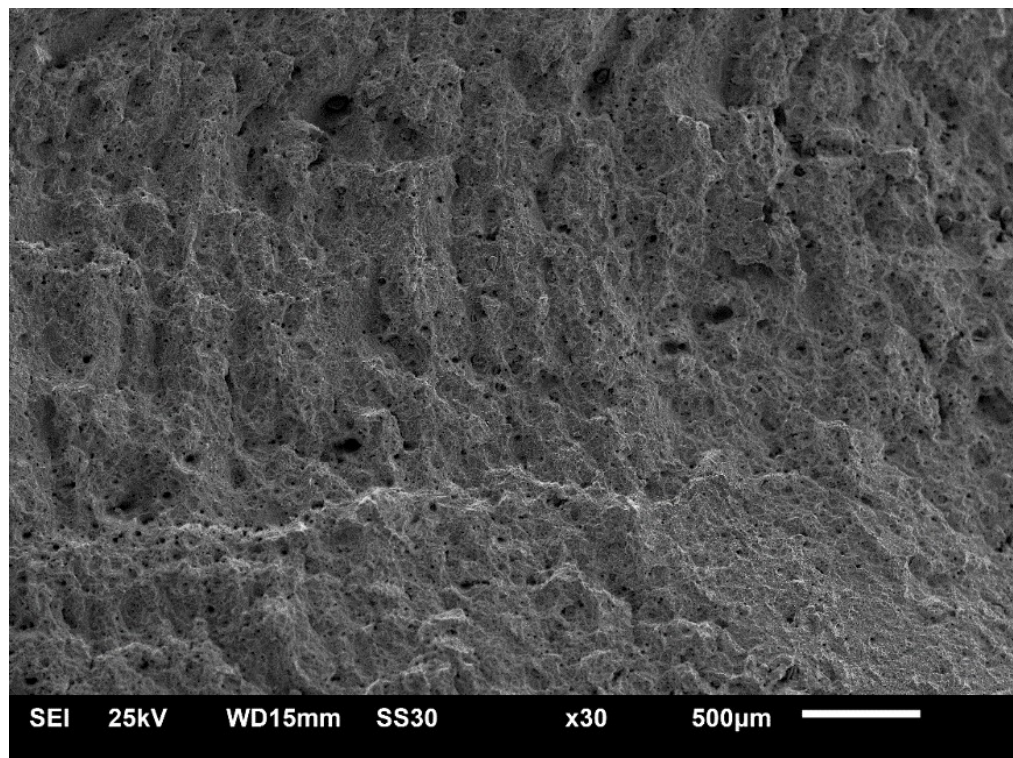
Figura 57 - Região de propagação da trinca.



Fonte: Autor

Por fim temos a região de ruptura do corpo de prova mostrada na Figura 58.

Figura 58 - Região de ruptura.



Fonte: Autor

A partir das figuras mostradas acima é possível ver claramente as diferenças de rugosidade entre as regiões, sendo a região de propagação de trinca a de menor rugosidade e a de ruptura final a de maior rugosidade.

Com base no exposto, constata-se que houve elevada deformação plástica anteriormente à ruptura, o que atribui-se a elevada ductilidade que o aço inoxidável 316 L apresenta, aliada a diminuição de seção resistente que ocorre causada pela propagação da trinca e pela forma com que essas trincas propagaram-se, é possível concluir que a ruptura final não é abrupta e sim caracteriza a ocorrência de uma fratura dúctil, o que se assemelha ao constatado por Lee, Chang, Jang, & Lee (2009).

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS E CONCLUSÕES

O presente estudo teve como objetivo contribuir ao meio científico e industrial envolvido na área de estruturas de engenharia, no que diz respeito ao emprego da técnica de *toe grinding* para aprimoramento da vida em fadiga de uniões soldadas. O estudo foi aplicado sobre um aço inoxidável austenítico AISI 316 L, material cuja aplicação estrutural tem sido consideravelmente ampliada nos últimos anos, devido à sua elevada passividade em condições ambientes normais, aliada ao bom comportamento mecânico, sem prejuízo significativo da soldabilidade.

Mais especificamente, foram realizados testes para avaliação do comportamento em fadiga de juntas soldadas em T, sob carregamento longitudinal e tendo o aço AISI 316 L como metal base, cuja nervura não sofre carregamento algum (*non-load-carrying joint*). A união de placa e nervura se deu por meio de um filete de solda, executado pelo processo a arco elétrico GMAW (*gas metal arc welding*) em passe único por robô. Tal procedimento proporcionou boa repetitividade e cordões íntegros, ou seja, com baixo índice de defeitos (inclusões de escória ou falta de fusão e respingos).

Antes de os ensaios de fadiga ocorrerem, um procedimento de simulação computacional foi realizado com o objetivo de nortear as decisões quanto à geometria da ranhura que deveria ser realizada. Por meio dessas simulações, pode-se constatar que a forma sugerida pela equipe de estudos, levemente diferente daquela recomendada pelas principais referências no assunto, seria eficaz na redução do fator de concentração de tensão no pé do filete de solda da junta em questão. Tais simulações mostravam que uma ranhura reta causaria concentração de tensões levemente menor do que a forma sugerida pelos códigos normativos (ranhura de contorno das extremidades da nervura). Adicionalmente, a forma modificada acarretava uma redução do tempo e dos custos de trabalho e, com base nisso, adotou-se tal forma simplificada.

Foram então realizados os ensaios de fadiga considerando dois casos principais: a) corpos de prova com cordão em bruto, b) corpos de prova com o pé do cordão usinado, na região da extremidade da nervura. Ainda, para ambos os casos uma pequena quantidade de corpos de prova foi submetida a um tratamento térmico pós soldagem, para que se pudesse fazer uma avaliação qualitativa a respeito das tensões residuais após os ensaios de fadiga.

Ao longo dos ensaios de fadiga com carregamento axial cíclico, constatou-se que, conforme esperado, a zona mais suscetível à fratura corresponde ao pé do cordão, o que está de acordo com as normas Eurocode 3, AWS D1.1 e recomendações do IIW. Além disso,

pode-se observar que os CPs com o cordão de solda em bruto obtiveram uma vida levemente maior do que o estimado por meio das normas e códigos; resultado que poderia ser creditado às boas características mecânicas do aço AISI 316 L, bem como à qualidade dos filetes de solda, efetuados por meio de um robô e com parâmetros de processo adequados.

Com relação aos corpos de prova que tiveram o pé do cordão usinado na forma modificada do *toe grinding*, pode-se constatar que, apesar da média de vida alcançada ser consideravelmente maior que para os CPs sem *toe grinding*, o ganho não se deu em toda a extensão do diagrama S-N. Tal resultado vai ao encontro do que mencionaram Hobbacher (2008) e Branco, Fernandes e Castro (1999), segundo os quais, os efeitos dos processos de aprimoramento da vida em fadiga de uniões soldadas são claramente perceptíveis no caso de detalhes solicitados em regimes de baixa tensão e alto número de ciclos, o que não se verifica nos casos da região de baixa ciclagem.

Com base nos resultados obtidos, a categoria do detalhe para corpos de prova que sofreram *toe grinding*, para tensões correspondentes à vida em fadiga superior a 100.000 ciclos, deve ser alterada, do valor 63 original, para 125 MPa, tendo como referência a classificação presente na norma Eurocode 3 - 1.9 (2003).

Notoriamente, apesar do fato mencionado acima, tem-se fortes indícios de que os objetivos do *toe grinding* foram alcançados, obtendo-se uma redução na concentração de tensão no pé do cordão de solda, aliada à eficiente retirada dos microdefeitos resultantes do processo de soldagem, de tal forma que, se as microtrincas são removidas com o processo, o período de nucleação de trincas ocorre no caso dos CPs com *toe grinding*, ocasionando o prolongamento do tempo total de vida da união, já que o tempo de nucleação de trincas representa a maior parcela do tempo de vida de um componente, conforme Branco, et Al., 1999; Lassen e Récho, 2006 e Suresh, 1998.

Com relação às falhas ocorridas, pode-se observar uma elevada deformação anterior à fratura final, resultante da elevada ductilidade que o aço inoxidável 316 L apresenta. Tal ocorrência de uma fratura final preponderantemente dúctil também foi constatada por Lee et al. (2009).

No que diz respeito aos corpos de prova que sofreram processo de alívio de tensões, os resultados obtidos são insuficientes. Porém, houve indícios de que tal tratamento não foi relevante em termos de vida em fadiga, possivelmente por ineficácia do processo, ou seja, o mesmo não foi capaz de remover por completo as tensões residuais presentes na união. Sendo assim seu efeito é praticamente nulo. Porém, tal assunto merece uma investigação mais aprofundada, a ser efetuada em trabalho futuro.

Com relação ao material, salienta-se que ainda há uma lacuna nas normas e recomendações voltadas ao projeto de estruturas baseadas em uniões soldadas, no que diz respeito ao uso dos aços inoxidáveis austeníticos. Entende-se que por conta das boas características já mencionadas, bem como por seu emprego crescente em estruturas de engenharia, os aços inoxidáveis poderiam ser agregados às normas e códigos voltados ao dimensionamento de uniões soldadas já existentes, ou então, tratados em separado em novos documentos. Atualmente, os códigos normativos incluem os aços inoxidáveis austeníticos junto aos demais aços estruturais, de matriz ferrítico-perlítica.

Por fim, os resultados expostos fornecem claros indícios de que o processo de aprimoramento proposto traz um incremento considerável na vida em fadiga das uniões soldadas nos regimes de baixa carga. Cabe ressaltar que o presente trabalho teve o foco restrito a um único material e a uma única geometria de união, bem como uma quantidade de ensaios restrita. Sendo assim, mais ensaios devem ser realizados no futuro, estendendo-se também para outros materiais e tipos de união, de forma a obter um corpo de dados com boa confiabilidade estatística.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como primeira sugestão, traz-se a questão da realização de um processo de *toe grinding* a juntas semelhantes, porém, neste, realizar o processo conforme as recomendações dos códigos e normas, para que se possa comparar com os resultados aqui apresentados.

Além disso, uma investigação criteriosa a respeito das tensões residuais e seu efeito sobre uniões soldadas semelhantes é de grande importância.

Por fim, a extensão da aplicação deste processo para outros materiais e diferentes geometrias se faz relevante.

REFERÊNCIAS

AKHLAGUI, F. Z. **Welding simulation and fatigue assessment of tubular k-joints in high-strength steel**, Tese de Doutorado, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2014.

ALMEIDA, W. R. **Levantamento de Curvas de Fadiga em Uniãoes Soldadas do Aço Inoxidável Duplex S31803**. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, FURG, Rio Grande, 2016.

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS INTERNATIONAL. **ASM Metals Handbook – Volume 1: Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. 10^a ed., USA, 1990.

AMERICAN SOCIETY OF MATERIALS INTERNATIONAL. **ASM Metals Handbook – Volume 7: Atlas of Microstructures of Industrial Alloys**, 8^a ed., Ohio, 1972

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A276 – 06 - Standard Specification for Stainless Steel Bars and Shapes**, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2006.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E3-11 - Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2011.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E384-10^{e2} Standard Test Method for Knoop and Vickers for Materials**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2010.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E466-07, Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2007

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 ($\epsilon-N$) Fatigue Data**. ASTM International, West Conshohocken, 2013

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

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.6/D1.6M:2007: Structural Welding Code – Stainless Steel**. Miami, 2007.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **A. P. I. 579-1/ASME FFS-1 Fitness for Service**. Houston, 2007.

ARCELORMITTAL. **Stainless Steel in Bridges and Footbridges**, Luxembourg, 2010.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR. 8800: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios**. Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 2008.

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

BAPTISTA, R., INFANTE, V., BRANCO, C.M.; **Study of the fatigue behavior in welded joints of stainless steels treated by weld toe grinding and subjected to salt water corrosion**. International Journal of Fatigue 30, 2008.

BATHIAS, Claude; PARIS, Paul C. **Gigacycle fatigue in mechanical practice**. CRC Press, 2004.

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

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

CALLISTER, W. D. **Materials science and engineering: An introduction**. 7ª ed. USA:

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

EUROCODE 3. **Design of steel structures – Part 1.9: Fatigue**. Brussels: CEN, 2003.

EUROCODE. **Basis of structural design**. Brussels: CEN, 2002.

HAAGENSEN, P. J.; MADDOX, S. J., **Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures**. The International Institute of Welding- Comissão XIII, 2006.

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

HOBBACHER, A. **Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components**. The International Institute of Welding- Comissão XIII and XV, 2008.

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

KIRKHOPE, K.J.; Bell, R.; Caron, L; Basu, R. I.; Ma, K-T. **Weld detail fatigue life improvement techniques. Part 1: review**. Marine Structures 12, 1999: 447-474.

KIRKHOPE, K.J.; Bell, R.; Caron, L; Basu, R. I.; Ma, K-T. **Weld detail fatigue life improvement techniques. Part 2: application to ship structures**. Marine Structures 12, 1999: 477-496

KOU, S. **Welding Metallurgy**, 2ª ed. Nova Jersey: John Wiley & Sons, 2003.

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

LEE, C. H., CHANG, K. H., JANG, G. C., & LEE, C. Y. **Effect of weld geometry on the fatigue life of non-load-carrying fillet welded cruciform joints**. Engineering Failure Analysis, 16(3), 849–855, 2009.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia** – 3ª ed. – Belo Horizonte: Editora UFMG, 2009.

MILECH, F. B. **Determinação de Curvas de Fadiga em Uniãoes Soldadas do Aço Inoxidável AISI 316 L**. Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, FURG, Rio Grande, 2015.

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

MÖHRING, HANS-CHRISTIAN et al. **Materials in machine tool structures**. CIRP Annals-Manufacturing Technology, v. 64, n. 2, p. 725-748, 2015.

OHAIO DEPARTMENT OF TRANSPORTATION - ODOT. **On-line Bridge Maintenance Manual Preventive Maintenance/Repair Guidelines for Bridges and Culverts** 2008.

Disponível em:

<<https://www.dot.state.oh.us/Divisions/Engineering/Structures/bridge%20operations%20and%20maintenance/PreventiveMaintenanceManual/BPMM/beams/sbeams.htm> >

PADILHA, A. F.; GUEDES, L. C. **Aços inoxidáveis Austeníticos - Microestrutura e Propriedades**, Editora Hemus Ltda., São Paulo, 2004.

ROY, J. et al. **Longitudinal versus Transversely Framed Structures for Large Displacement Motor Yachts**. In: 20th International HISWA Symposium on Yacht Design and Yacht Construction, Amsterdam, The Netherlands. 2008.

RYU, H. R., KIM, W. S., HA, W. IL, KANG, S. W., & KIM, M. H. **Effect of Toe Grinding on Fatigue Strength of Ship Structure**, Journal of Ship Production, 24(3), 152–160, 2008.

SILVA, A. L. V. C.; MEI, P. R. – **Aços e Ligas Especiais** – 3º Ed. revisada – São Paulo: Editora Blucher, 2010.

SHIMADZU SERVOPULSER MANUAL, **Manual of operation Shimadzu EHF-EV200K1-020-1A**. Japan, 2010.

SURESH, Subra. **Fatigue of materials**. Cambridge university press, 1998.

TSAY, L. W.; CHEN, J. J.; HUANG, J. C. **Hydrogen-assisted fatigue crack growth of AISI 316L stainless steel weld**. *Corrosion Science*, v. 50, n. 11, p. 2973-2980, 2008.

ZERBST, Uwe et. al. **Review on fracture and crack propagation in weldments – a fracture mechanics perspective**, *Engineering Fracture Mechanics*, v, 132, p. 200-276, 2014.

ZHANG, Y., MADDUX, S. J.; **Fatigue life prediction for toe ground welded joints**. *International Journal of Fatigue* 31, 2009.

ZHAO, X.L., HERION, S., PACKER, J.A., PUTHLI, R., SEDLACEK, G., WARDENIER, J., WEYNAND, K., VAN WINGERDE, A. AND YEOMANS, N. **CIDECT 8 - Design Guide for Circular and Rectangular Hollow Section Welded Joints under Fatigue Loading**, TÜV-Verlag, Köln, Alemanha, 2000.