

INSTITUTO FEDERAL DE EDUCAÇÃO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA DO RIO
GRANDE DO SUL

LUCIANO GOTARDO SOMMACAL

**REAPROVEITAMENTO DE RETALHOS DE TUBO DE AÇO CARBONO-
MANGANÊS PARA PRODUÇÃO DE CILINDROS HIDRÁULICOS
TELESCÓPICOS DE SIMPLES EFEITO**

Feliz
2020

LUCIANO GOTARDO SOMMACAL

**REAPROVEITAMENTO DE RETALHOS DE TUBO DE AÇO CARBONO-
MANGANÊS PARA PRODUÇÃO DE CILINDROS HIDRÁULICOS
TELESCÓPICOS DE SIMPLES EFEITO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Tecnologia e Engenharia de Materiais para a obtenção do grau de Mestre Profissional em Tecnologia e Engenharia de Materiais.

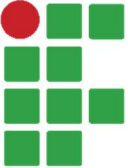

Área de Concentração: Tecnologia e Engenharia de Materiais

Linha de Pesquisa: Tecnologia da Transformação de Materiais

Orientadora: Profa. Dra. Cíntia Grabiely Zimmer

FELIZ

2020

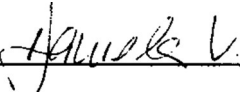
	Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio Grande do Sul.	
	Programa de Pós-Graduação em Tecnologia e Engenharia de Materiais.	


ATA DA DEFESA DO TRABALHO DE CONCLUSÃO

Aos 18 dias do mês de maio do ano de 2020, às 9 h, utilizando a plataforma digital *Skype*, reuniu-se a distância em ato público a Banca Examinadora, ao final relacionada; ocasião em que se realizou a arguição do trabalho intitulado **REAPROVEITAMENTO DE RETALHOS DE TUBO DE AÇO CARBONO MANGANÊS PARA PRODUÇÃO DE CILINDROS HIDRÁULICOS TELESCÓPICOS DE SIMPLES EFEITO**, do discente **Luciano Gotardo Sommacal**, orientado pela professora Dra. Cíntia Gabriely Zimmer (IFRS – *Campus Feliz*). Examinado o discente e seu Trabalho quanto a expressão do domínio do objeto de estudo, a Banca Examinadora, por unanimidade, apresenta o seguinte parecer: aprovado. Foi concedido um prazo de 30 dias para o(a) discente efetuar as correções sugeridas pela Banca Examinadora e entregar na Secretaria do Programa, o Trabalho em sua redação definitiva, sob pena de não expedição do Diploma.

Concluídos os trabalhos, foi lavrada a presente ata, que segue assinada por respectivamente: todos os integrantes da banca, o orientador e o discente em defesa do Trabalho de Conclusão.

Prof. Dr. Afonso Reguly – UFRGS: 

Profa. Dra. Daniela Lupinacci Villanova – IFRS: 

Prof. Dr. Juliano Cantarelli Toniolo – IFRS: 

Orientador: 

Discente: 

AGRADECIMENTOS

Ao LAMEF que gentilmente proporcionou a realização dos ensaios mecânicos.

Ao Matheus Lothar Schmidt, bolsista de iniciação científica do LAMEF que executou os ensaios mecânicos e auxiliou na interpretação dos resultados.

À Professora Doutora Cíntia Grabiely Zimmer, orientadora desta dissertação, por ter acreditado na minha proposta de pesquisa e pelas importantes contribuições.

À empresa Hidromas Brasil pela oportunidade de realizar a pesquisa, desenvolver o projeto e disponibilizar as matérias-primas que foram fundamentais para a conclusão deste trabalho.

Ao instituto Federal do Rio Grande do Sul, Campus Feliz e Farroupilha, por disponibilizar os Laboratórios de Tecnologia e Pesquisa para a realização dos ensaios de laboratório.

À minha namorada, noiva e agora esposa, que compartilhou cada etapa desta caminhada e que sempre esteve ao meu lado me dando força para buscar mais este objetivo.

À minha família, em especial minha mãe, que sempre me apoiou, me deram forças e suporte necessário para conclusão deste trabalho.

RESUMO

Cilindros telescópicos de simples efeito são dispositivos utilizados em sistemas hidráulicos para elevação de cargas. Na situação do estudo, são produzidos a partir de tubos com costura de aço carbono-manganês BS EN 10305-2 E355 +SR que, após o processo de corte, geram 6% de resíduos de tubos na forma de retalhos. Esta dissertação apresenta um estudo sobre a viabilidade da produção de cilindros hidráulicos telescópicos, a partir da união desses retalhos provenientes da própria produção de cilindros. Para tanto, reaproveitaram-se os retalhos de aço carbono-manganês, que foram unidos pelo processo de soldagem *Metal Active Gas* (MAG). Posteriormente as seguintes análises foram realizadas: metalografia, dureza Vickers, resistência mecânica, resistência à fadiga e viabilidade financeira através da análise de custo. Os resultados obtidos nos testes pós-reaproveitamento pela união de tubos foram comparados com as propriedades do material original, ou seja, sem processo de soldagem MAG. Apesar das propriedades do material do tubo apresentarem redução devido ao processo de soldagem, o conjunto haste produzido a partir de retalhos, atende as especificações de tensão e limite de fadiga requeridas para a aplicação do cilindro hidráulico telescópico de simples efeito, com a vantagem de se ter uma redução no custo final do produto, aliado aos princípios de sustentabilidade e do uso consciente de matérias-primas.

Palavras-chave: aço carbono-manganês, cilindro hidráulico, reaproveitamento de retalhos, solda MAG e limite de fadiga.

ABSTRACT

Single acting telescope cylinders are devices used in hydraulic systems for lifting loads. In the situation of the study, they are produced from welded tubes of carbon-manganese steel BS EN 10305-2 E355 + SR that, after the cutting process, generate 6% of waste tubes in the form of scraps. This dissertation presents a study on the feasibility of producing telescopic hydraulic cylinders, from the union of these bits from the cylinder production itself. For this purpose, carbon-manganese steel bits were reused, where they were joined by the Metal Active Gas (MAG) welding process. Subsequently, the following analyzes were performed: metallography, Vickers hardness, mechanical resistance, fatigue resistance and financial viability based on the cost analysis. The results obtained in the tests after reuse by joining tubes were compared with the properties of the original material, that is, without a MAG welding process. Although the material properties of the tube are reduced due to the welding process, the rod assembly produced from bits, meets the stress and fatigue limit specifications required in the application of the single acting telescopic cylinders, with the advantage of having a reduction in the final cost of the product, combined with the principles of sustainability and the conscious use of raw materials.

Key - words: carbon-manganese steel, hydraulic cylinder, bits reuse, MAG welding and fatigue limit.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Representação dos mais diversos segmentos em que se aplicam os atuadores hidráulicos.	1
Figura 2 – Cilindro hidráulico telescópico de simples efeito com seis hastes.	2
Figura 3 – Contêineres de armazenamento de retalhos de tubos utilizados para fabricação de cilindros telescópicos.	2
Figura 4 – Caminhão basculante que utiliza um atuador hidráulico telescópico de simples efeito para movimentação de materiais.....	4
Figura 5 – Vista em corte de um cilindro hidráulico telescópico de simples efeito de três hastes.	4
Figura 6 – Conjunto haste de um cilindro hidráulico telescópico com tampa e aleta soldada ao tubo.	5
Figura 7 – Representação das forças geradas a partir da Equação 1, sendo F_1 maior que F_2	6
Figura 8 – Representação de um conjunto haste de um cilindro telescópico de simples efeito.	6
Figura 9 – Esquemática de um equipamento para soldagem MAG.....	7
Figura 10 – Esquema do processo MAG.	7
Figura 11 – Fluxo geral de calor na soldagem por fusão.....	10
Figura 12 – Ciclo térmico de soldagem.	11
Figura 13 – Macroestrutura esquemática da seção transversal de uma junta soldada.....	11
Figura 14 – Diagrama de equilíbrio de fases Fe-C de um cordão de solda em aço carbono.	12
Figura 15 – Fluxograma do processo de produção dos tubos trefilados com costura.	14
Figura 16 – Exemplo de diagrama S-N ou Curva de Wöhler.....	16
Figura 17 – Representação esquemática de um eixo que sofreu fratura por fadiga.	17
Figura 18 – Macrografia de uma solda circunferencial entre dois tubos.	19
Figura 19 – Perfil da distribuição de tensões em uma junta de topo transversal.	20
Figura 20 – Representação da influência do ângulo de tangência à fadiga de uma junta de topo.	20
Figura 21 – Micrografia de uma solda circunferencial em tubo mostrando formação de trinca na raiz da solda em tensões inferiores ao limite de resistência à fadiga e baixo ciclo.	21
Figura 22 – Identificação dos retalhos de tubo avaliados.	24
Figura 23 – Geometria utilizada para união por soldagem dos retalhos de tubo.	25
Figura 24 – (a) Equipamento para soldagem MAG e (b) Mesa automatizada com os dois retalhos de tubo em posição de soldagem.....	26

Figura 25 – Localização da obtenção dos corpos de prova do tubo com costura como fornecido pelo fabricante, sem o processo de união por soldagem dos retalhos.	27
Figura 26 – Localização da obtenção dos corpos de prova provenientes da união dos retalhos de tubos pelo processo de união por soldagem MAG.	28
Figura 27 – Geometria do corpo de prova para o ensaio de tração.....	30
Figura 28 – Desenho do corpo de prova para o ensaio de fadiga axial.	30
Figura 29 – Desenho do conjunto de haste indicando os itens avaliados.....	31
Figura 30 – Macrografia do tubo, como fornecido pelo fabricante, mostrando a costura.	32
Figura 31 – Macrografia da união dos retalhos de tubo com processo de soldagem MAG. .	32
Figura 32 – Macrografia realizada na região de intersecção entre a costura e a solda MAG.	33
Figura 33 – Microestrutura do tubo como fornecido pelo fabricante. (a) As linhas horizontais caracterizam o fluxo do processo de laminação. (b) Microestrutura da ZAC da costura do tubo mostrando as fases: Ferrita (PF), Perlita FC(P) e indícios de Martensita (M).....	34
Figura 34 – Microestrutura do tubo com solda MAG. (a) Interface entre zona fundida (ZF) e zona afetada pelo calor (ZAC). (b) Microestrutura da zona afetada pelo calor (ZAC) composta pelas fases: Ferrita Equiaxial PF(G), Ferrita de Widmanstätten FS(A) e Martensita (M).	34
Figura 35 – Microestrutura na intersecção da costura do tubo e solda MAG. (a) Região entre o fim da costura do tubo e início da solda MAG. (b) Mesma região em maior aumento.	35
Figura 36 – Perfil de microdureza Vickers no tubo como fornecido pelo fabricante.....	35
Figura 37 – A seta indica a direção e o local do perfil de microdureza Vickers realizado no tubo como fornecido pelo fabricante.	36
Figura 38 – Perfil de microdureza Vickers no tubo com solda MAG.	36
Figura 39 – A seta indica a direção e o local do perfil de microdureza Vickers realizado no tubo com solda MAG.	36
Figura 40 – Perfil de microdureza Vickers na intersecção da costura e solda MAG.	37
Figura 41 – A seta indica a direção do perfil de microdureza Vickers realizado na intersecção da costura e solda MAG.	37
Figura 42 – Curvas resultantes dos ensaios de tração nos corpos de prova obtidos do tubo como fornecido pelo fabricante.	38
Figura 43 – Curvas resultantes dos ensaios de tração nos corpos de prova do tubo com solda MAG.	39
Figura 44 – Comparação dos limites de escoamento dos corpos de prova do tubo como fornecido pelo fabricante, do tubo com solda MAG, do metal de adição e da norma BS EN 10305-2 E355 +SR.	39
Figura 45 – Fratura do corpo de prova CPT_5, onde as setas indicam a região com falta de fusão e características de fratura com baixa ductilidade.	40

Figura 46 – Resultados dos ensaios de fadiga nos corpos de prova obtidos do tubo como fornecido pelo fabricante em função da porcentagem de carga aplicada.	41
Figura 47 – Superfícies dos corpos de prova obtidos do tubo como fornecido pelo fabricante fraturados após ensaio de fadiga.	42
Figura 48 – Curva de Wöhler do material obtido do tubo sem aplicação do processo de soldagem.	42
Figura 49 – Corpos de prova obtidos na região da costura original do tubo que apresentaram ruptura após ensaio de fadiga com tensão de 478 MPa.	43
Figura 50 – Resultados do ensaio de fadiga nos corpos de prova obtidos na união dos retalhos de tubos pelo processo de soldagem MAG.	43
Figura 51 – Superfícies fraturadas após ensaio de fadiga nos corpos de prova obtidos pela união de retalhos de tubo pelo processo de soldagem MAG.	44
Figura 52 – Curva de Wöhler do material obtido do tubo com aplicação do processo de soldagem MAG.	44
Figura 53 – Corpos de prova do tubo com solda MAG que apresentaram ruptura após ensaio de fadiga com tensão de 478 MPa para CPF_11 e 371 MPa para CPF_20.	45
Figura 54 – Sobreposição das Curva de Wöhler obtidas para os tubos com e sem processo de soldagem MAG.	46
Figura 55 – Plano de corte dos dois tubos de sete metros.	48

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química para análise de corrida.....	15
Tabela 2 – Limites admissíveis do produto acabado.....	15
Tabela 3 – Propriedades mecânicas em temperatura ambiente.	15
Tabela 4 – Valores recomendados para ensaio de fadiga.	18
Tabela 5 – Propriedades mecânicas do tubo e material de adição.	23
Tabela 6 – Composição química do tubo e material de adição.	23
Tabela 7 – Parâmetros utilizados para programação do robô de solda.....	25
Tabela 8 – Resultados do ensaio de tração nos corpos de prova do tubo como fornecidos pelo fabricante.....	38
Tabela 9 – Resultados do ensaio de tração nos corpos de prova do tubo com solda MAG.	38
Tabela 10 – Resumo dos resultados dos testes de fadiga, sendo ordenado de maneira crescente à carga aplicada.	46
Tabela 11 – Levantamento do custo unitário de cada conjunto haste produzido sem a utilização de retalhos de tubos na sua fabricação.....	49
Tabela 12 – Levantamento do custo unitário de cada conjunto haste produzido com a utilização de retalhos de tubos na sua fabricação.....	50
Tabela 13 – Resumo do custo de fabricação de um conjunto haste na condição atual e sugerida, utilizando dois retalhos de tubo.	50

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Estado de fornecimento do aço.....	14
Quadro 2 – Identificação dos corpos de prova do tubo como fornecido pelo fabricante.	26
Quadro 3 – Identificação dos corpos de prova do tubo com solda MAG.	27

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
1.1 JUSTIFICATIVA	3
1.2 OBJETIVO GERAL	3
1.2.1 Objetivos específicos.....	3
2 REFERENCIAL TEÓRICO.....	4
2.1 CILINDROS HIDRÁULICOS TELESCÓPICOS DE SIMPLES EFEITO	4
2.2 PROCESSO DE SOLDAGEM MAG.....	7
2.2.1 Parâmetros do processo de soldagem MAG.....	8
2.2.2 Metalurgia da soldagem	10
2.3 TUBOS COM E SEM COSTURA	13
2.4 FADIGA	15
2.4.1 Ensaio de fadiga.....	17
2.4.2 Fadiga em juntas soldas.....	18
2.5 PRODUÇÃO DE SUCATA INDUSTRIAL	21
3 MATERIAIS E MÉTODOS	23
3.1 MATERIAIS	23
3.2 PLANEJAMENTO E IDENTIFICAÇÃO DOS RETALHOS DO TUBO	24
3.3 PROJETO DA JUNTA A SER SOLDADA	24
3.4 PARÂMETROS E EQUIPAMENTO DE SOLDAGEM	25
3.6 IDENTIFICAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA	26
3.7 - ENSAIOS METALOGRÁFICOS.....	28
3.7.1 Análise macrográfica	28
3.7.2 Análise micrográfica	28
3.8 ANÁLISE DE DUREZA.....	29
3.9 ENSAIO DE TRAÇÃO	29
3.10 ENSAIO DE FADIGA.....	30
3.11 ANÁLISE DE CUSTOS	31
4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS	32
4.1 ANÁLISE MACROGRÁFICA	32
4.2 ANÁLISE MICROGRÁFICA	33
4.3 ANÁLISE DE MICRODUREZA.....	35
4.4 ENSAIO DE TRAÇÃO	38
4.5 ENSAIO DE FADIGA.....	41

4.6 ANÁLISE DE CUSTOS	48
5 CONCLUSÕES	51
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	53
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	54
APÊNDICE A – CERTIFICADO DA MATÉRIA-PRIMA.....	61
APÊNDICE B – CATÁLOGO COMERCIAL DE UM CILINDRO HIDRÁULICO TELESCÓPICO DE SIMPLES EFEITO	62

1 INTRODUÇÃO

A atividade de movimentação de carga da grande maioria dos produtos está diretamente ou indiretamente relacionada com atuadores hidráulicos, sendo itens de extrema importância para o bom andamento dos mais diversos segmentos. Na agricultura estão presentes nas plataformas de descarga de soja e milho. Na construção civil estão nos guindastes responsáveis pelo içamento de vigas de concreto e estruturas metálicas. Na mineração, está no processo de lavra através de escavadeiras e caminhões.

A Figura 1 busca exemplificar os diversos segmentos e procura tornar notório que, de uma forma ou de outra, os atuadores hidráulicos estão inseridos nas atividades que acabam tendo influência direta em nossas atividades diárias. Por vezes, de maneira mais visível, como é o caso dos caminhões basculantes equipados com cilindros hidráulicos telescópicos de simples efeito e que operam 24 horas por dia executando 60 ciclos por dia, ou ainda, de forma menos aparente, como no sistema de esterçamento das rodas dos veículos automotores.

Figura 1 – Representação dos mais diversos segmentos em que se aplicam os atuadores hidráulicos.



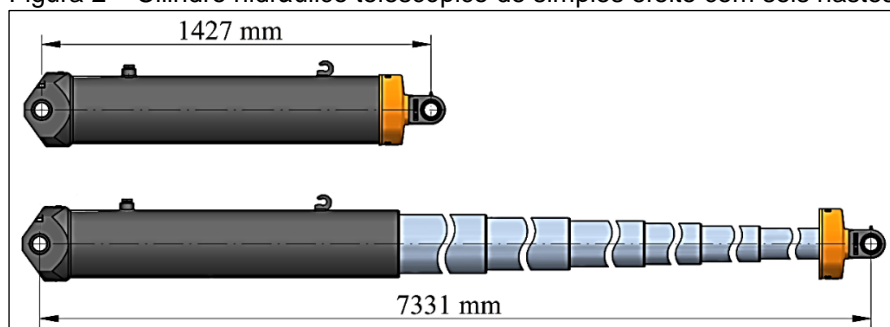
Fonte: (SOPRANO HIDRÁULICA, 2012).

Os atuadores hidráulicos são instalados para conduzir cargas, realizando um movimento retilíneo. Este movimento só é possível, pois transforma energia hidráulica em energia mecânica. Ainda, são popularmente conhecidos como cilindros hidráulicos podendo ser do tipo simples efeito, duplo efeito, tandem e telescópico (RABIE, 2009).

Para todas as configurações de atuadores, tem-se a utilização de tubos com ou sem costura, utilizados para fabricação de camisas, hastes, olhais entre outros. Os cilindros telescópicos, objetos deste estudo, destacam-se quanto ao seu uso por

oferecerem características como cursos longos e, ao mesmo tempo, apresentarem dimensões reduzidas, que proporcionam sua instalação em espaços relativamente pequenos, como apresenta a Figura 2.

Figura 2 – Cilindro hidráulico telescópico de simples efeito com seis hastes.



Fonte: o Autor.

Cerca de 59% do custo total do cilindro hidráulico telescópico corresponde à matéria-prima do tubo, representando a maior parcela de custo do produto. Vale destacar que outros componentes do cilindro hidráulico podem ser produzidos com tubos, como por exemplo, olhal e mancal inferior, compondo uma parcela ainda maior no custo final (SOMMACAL, 2015).

Em um cenário de mudanças constantes, quanto aos projetos de equipamentos, ocorre a produção de uma gama de cilindros hidráulicos não padronizada. Isso quer dizer que, cada vez mais, desenvolvem-se produtos com geometrias específicas para cada aplicação. Tal fato acaba por gerar níveis elevados de retalhos de matéria-prima que possuem como destino contêineres de resíduos (Figura 3) e que posteriormente são devidamente descartados.

Figura 3 – Contêineres de armazenamento de retalhos de tubos utilizados para fabricação de cilindros telescópicos.



Fonte: (SOMMACAL, 2015).

Vindo ao encontro do presente estudo, o cenário atual exige cada vez mais

que as empresas direcionem suas práticas para o contexto da sustentabilidade. Hoje, os processos produtivos das organizações geram resíduos que, além de representarem custos para as empresas no tratamento adequado, acarretam, pela omissão no seu reaproveitamento, em prejuízos na preservação de recursos naturais.

1.1 JUSTIFICATIVA

Diminuir o custo final do cilindro hidráulico telescópico de simples efeito, uma vez que o descarte de retalhos de tubo representa quase 6%¹ de toda matéria-prima consumida, e, além disso, propagar ideias que promovam o reaproveitamento de retalhos de tubo, diminuindo a extração de matérias-primas virgens e viabilizando um destino mais nobre para uma possível fonte poluidora.

1.2 OBJETIVO GERAL

O principal objetivo deste trabalho foi avaliar a viabilidade técnica e econômica do reaproveitamento de retalhos de tubo de aço carbono-manganês para a produção de cilindros hidráulicos telescópicos de simples efeito, utilizando o processo de soldagem *Metal Active Gas* (MAG).

1.2.1 Objetivos específicos

Para alcançar o objetivo principal desse trabalho, delimitaram-se os seguintes objetivos específicos:

- Elaborar o procedimento de soldagem para união dos retalhos de tubos;
- Caracterizar a macroestrutura e a microestrutura da junta soldada;
- Determinar o perfil de dureza na seção soldada;
- Determinar a curva tensão-deformação da junta soldada;
- Determinar o limite de fadiga da junta soldada;
- Analisar os custos da união de retalhos de tubos soldados.

¹ Este valor é resultado de um levantamento realizado, durante o período de seis meses, entre os tubos consumidos e descartados na indústria de cilindros hidráulicos telescópicos da qual emergiu a problemática deste estudo.

2 REFERENCIAL TEÓRICO

2.1 CILINDROS HIDRÁULICOS TELESCÓPICOS DE SIMPLES EFEITO

Os cilindros hidráulicos telescópicos de simples efeito caracterizam-se por possuírem mais de uma haste e por serem acionados hidráulicamente em apenas uma direção, chamado de avanço. Já o retorno é resultante sempre de uma força externa, um exemplo é a caixa de carga. Na Figura 4, é apresentado um caminhão basculante que utiliza um atuador hidráulico telescópico de simples efeito.

Figura 4 – Caminhão basculante que utiliza um atuador hidráulico telescópico de simples efeito para movimentação de materiais.

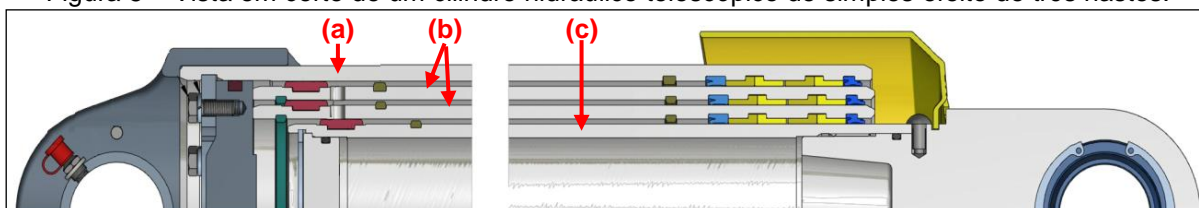


Fonte: (HIDROMAS BRASIL, 2019).

As dimensões dos cilindros hidráulicos telescópicos de simples efeito podem variar de acordo com cada fabricante, mas, na grande maioria das vezes, são fabricados a partir de tubos, sendo compostos pelos elementos mecânicos, representados na Figura 5:

- a) conjunto camisa: é o elemento principal do cilindro, pois fixa o mesmo ao chassi do equipamento;
- b) hastes: responsáveis pelo curso do cilindro;
- c) conjunto haste: não possui alojamentos e fixa o atuador à caixa de carga do equipamento.

Figura 5 – Vista em corte de um cilindro hidráulico telescópico de simples efeito de três hastes.

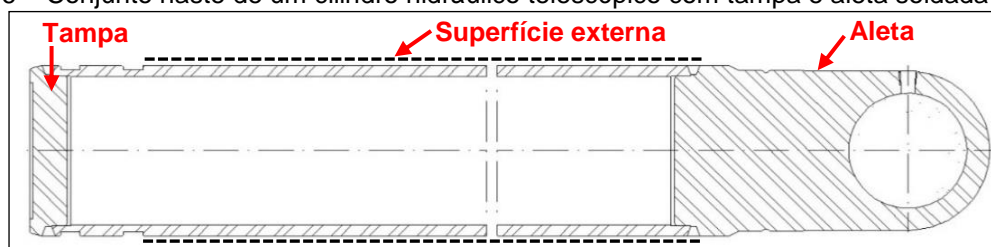


Fonte: adaptado de (HYVA, 2017).

Como o foco deste estudo é o elemento mecânico descrito no item “c”, será feita uma breve explanação acerca das suas características.

O conjunto haste é produzido por um tubo soldado ou rosqueado a uma aleta e uma tampa que pode ser soldada ou fixada por um elemento mecânico. A aleta é produzida em ferro fundido e tem a função de possibilitar a fixação do cilindro hidráulico ao equipamento e à tampa produzida em aço. Essa tem como função a obstrução da passagem de óleo hidráulico para o interior do tubo e com isso, reduzir o consumo de óleo hidráulico no sistema, conforme mostra a Figura 6.

Figura 6 – Conjunto haste de um cilindro hidráulico telescópico com tampa e aleta soldada ao tubo.



Fonte: o Autor.

No que tange a superfície externa, linhas tracejadas da Figura 6, é desejável a inexistência de riscos, trincas ou porosidade, pois ela é cromada ao fim do processo com o objetivo de melhorar a qualidade da superfície e conferir melhor resistência a corrosão e ao desgaste. Todavia, a superfície interna do componente não necessita nenhum tipo de acabamento, pois não tem contato com elementos mecânicos, vedações e óleo hidráulico.

No seu campo de atuação, o cilindro hidráulico telescópico define-se como um item de segurança, já que uma das suas principais funções é o levantamento de cargas. Desta forma, apresenta-se a seguir a Equação (1) para o cálculo da força que um cilindro hidráulico impulsiona na direção de extensão (longitudinal), desconsiderando o atrito gerado entre os componentes:

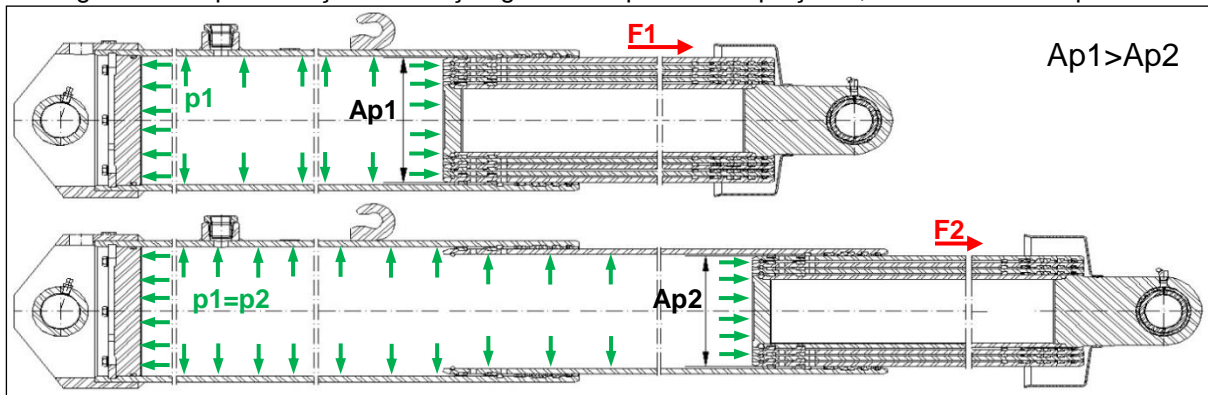
$$F = p \times A_p \quad (1)$$

sendo “F” a força em Newtons, “p” a pressão em MPa e “Ap” a área em m² (RABIE, 2009).

Nos cilindros hidráulicos telescópicos tem-se variadas forças sendo geradas, isso porque, sempre que se finaliza o avanço de uma haste e se inicia o avanço de outra, ocorre uma redução da força, ocasionada pela diminuição da área (Ap1 para Ap2), representada na Figura 7. Tal fato só não ocorre se compensada a redução da

área com o aumento da pressão a cada troca de haste.

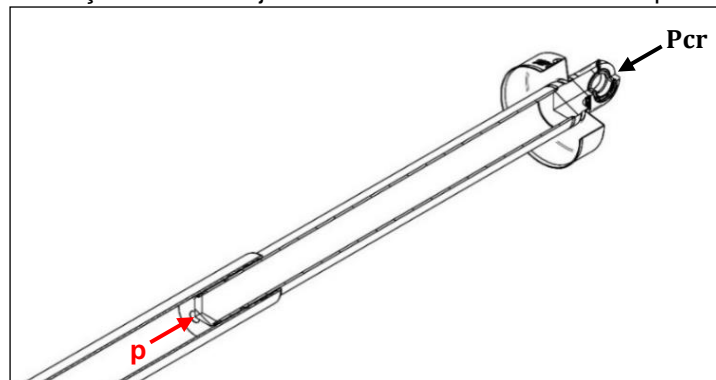
Figura 7 – Representação das forças geradas a partir da Equação 1, sendo F1 maior que F2.



Fonte: o Autor.

O conjunto haste, foco desta avaliação e representado pela Figura 8, não sofre nenhum tipo de pressão interna e, então, suporta apenas a carga a ser deslocada.

Figura 8 – Representação de um conjunto haste de um cilindro telescópico de simples efeito.



Fonte: o Autor.

As Equações (2) e (3), por sua vez, complementam o entendimento quanto às forças as quais os cilindros hidráulicos telescópicos de simples efeito são submetidos:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI_0}{L^2} \quad (2)$$

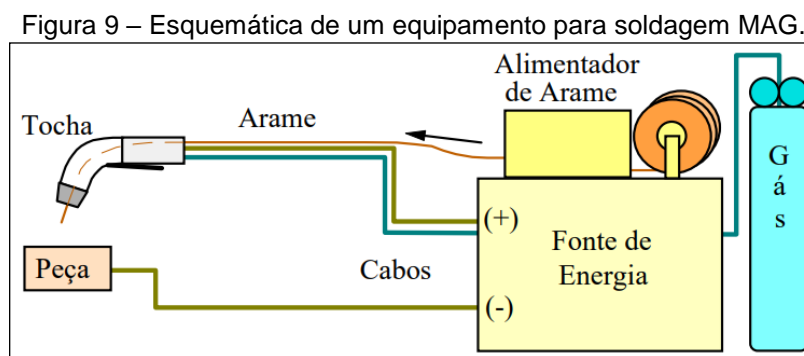
$$\sigma = \frac{P_{cr}}{A} \quad (3)$$

sendo, “Pcr” a carga crítica ou carga axial máxima em KN, “E” o módulo de elasticidade em KN/m², “I₀” o menor momento de inércia para área da seção transversal em mm², “L” o comprimento em metros, “σ” a tensão crítica em MPa e “A” a área da seção central em mm² (RABIE, 2009).

2.2 PROCESSO DE SOLDAGEM MAG

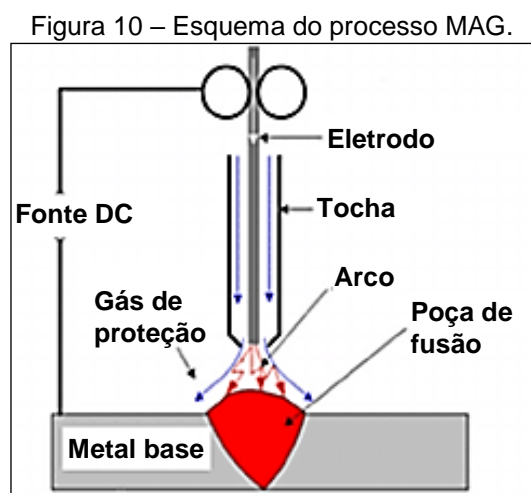
No ambiente industrial, o processo *Gas Metal Arc Welding* (GMAW) é comumente conhecido como *Metal Inert Gas* (MIG), que utiliza gases monoatômicos (inertes) que não tem atividade no local de união, ou *Metal Active Gas* (MAG), que utiliza gás ativo, e que, por sua vez, interage com a poça de fusão. O processo MAG deve ser utilizado apenas com materiais ferrosos, enquanto a soldagem MIG pode ser usada com todos os materiais (MARQUES et al., 2005).

A Figura 9 representa um equipamento de solda MAG genérico, sendo que para desenvolver qualquer união de duas ou mais peças deve-se utilizar uma fonte de energia elétrica, um sistema de tracionamento do arame de solda, uma tocha de soldagem e acessórios.



Fonte: (MODENESI et al., 2000).

De maneira mais direcionada, apresenta-se na Figura 10 um diagrama esquemático com a identificação de cada item que pertence à fronteira metal base e tocha do equipamento de solda.



Fonte: Adaptado de (DING et al., 2015).

O gás de proteção tem efeito substancial na estabilidade do arco, transferência de metal, quantidade de respingos de solda, afeta a sua penetração e as propriedades mecânicas da junta soldada (*THE WELDING INSTITUTE*, 2017). Além disso, a principal função do gás de proteção é proteger a poça de fusão do ar atmosférico. A contaminação causada pela presença de nitrogênio, oxigênio e vapor da água contidos na atmosfera, pode causar redução da ductilidade e tenacidade, em função da fissuração e porosidade (FORTES e VAZ, 2005).

O gás de proteção mais utilizado para o processo MAG é o dióxido de carbono (CO₂), contudo a utilização de outros gases como oxigênio (O₂), nitrogênio (N₂) e hidrogênio (H₂) não é descartada em alguns processos.

O processo de soldagem MIG/MAG apresenta diversas vantagens quando comparado com outros processos, são elas: a soldagem em todas as posições, não há necessidade de remoção de escória, alta taxa de deposição de adição, altas velocidades; menor distorção das peças, soldagem em uma ampla gama de materiais e espessuras, facilidade na aplicação em máquinas automatizadas e semiautomáticas (FORTES e VAZ, 2005; NASDZAM, 2014; RODRIGUES, 2012).

Por outro lado, tem-se algumas desvantagens ligadas ao processo, são elas: necessidade de execução do processo com fluxo de gás de proteção, correntes elevadas que facilitam a propagação de respingos e geram perturbação no gás de proteção, elevada emissão de luz e calor (SCOTTI e PONOMAREV, 2014).

2.2.1 Parâmetros do processo de soldagem MAG

Os parâmetros do processo de soldagem MAG influenciam na qualidade, na produtividade e no custo da junção. O cordão com as características desejadas será alcançado se todos os parâmetros de soldagem estiverem em conformidade (IBRAHIM et al., 2012). Por isso, são considerados parâmetros de soldagem todo e qualquer tipo de fator que, de alguma forma, possa afetar no resultado do cordão de solda, comprometendo assim a reprodutibilidade do processo.

Conforme Jones (1978 apud MODENESI, 2008), pode-se dividir as variáveis em quatro grupos:

- (a) variáveis pré-determinadas: material que se deseja unir (tipo e espessura) e propriedades desejadas para metal de solda e regiões termicamente afetadas.
- (b) variáveis de fundo: qual o processo de soldagem a ser utilizado, tipo de

equipamento utilizado, as técnicas básicas de soldagem, geometria da junta, tipo de material de adição, diâmetro, gás, entre outros.

(c) variáveis secundárias: distância entre o bico de contato e a peça e posicionamento da tocha em relação a união (peça).

(d) variáveis primárias: tipo de corrente e valor, tensão e velocidade de soldagem.

Vale destacar que alguns parâmetros que pertencem as variáveis pré-determinadas e de fundo, como por exemplo, o diâmetro do eletrodo, a composição do eletrodo, o tipo de gás de proteção, não podem ser alterados durante o processo de soldagem (KARADENIZ et al., 2007). Ainda, deve-se considerar a disponibilidade de equipamentos e insumos. Já as variáveis primárias e secundárias, podem sofrer alteração no decorrer do processo, sendo que as primárias são as mais importantes do processo.

Os níveis de corrente de soldagem possuem efeito mais intenso na capacidade de fusão, tamanho e geometria dos cordões de solda e penetração. Já valores de correntes elevados causam elevados níveis de penetração, por outro lado, correntes muito baixas causam penetração inadequada e, portanto, acumulação de metal de solda na superfície do metal base (KARADENIZ et al., 2007).

Quando se trata da tensão de soldagem, tem-se uma relação direta com o comprimento de arco, distância entre o metal de adição e o metal fundido. À medida que a tensão aumenta, tem-se o aumento da área, afetando principalmente a largura do cordão e causando o aumento da quantidade de respingos (FORTES e VAZ, 2005; MODENESI, 2007; RAUSCH, 2015). Devido ao aumento da tensão de soldagem e, como consequência, aumento da área, pode-se afetar a penetração ou até mesmo reduzi-la (MODENESI, 2007).

A velocidade de soldagem pode ser definida como a velocidade de deslocamento do arco elétrico ao longo do comprimento da junta soldada (SCHWANKE, 2017). Por fim, três regras podem ser adotadas de forma geral: para cada incremento de espessura da peça, a velocidade de soldagem deve ser reduzida; para certa peça ou junta, quando a corrente de soldagem aumentar, a velocidade de soldagem também deve aumentar e vice-versa; e, maiores velocidades de soldagem são obtidas empregando a técnica empurrada de soldagem (FORTES e VAZ, 2005).

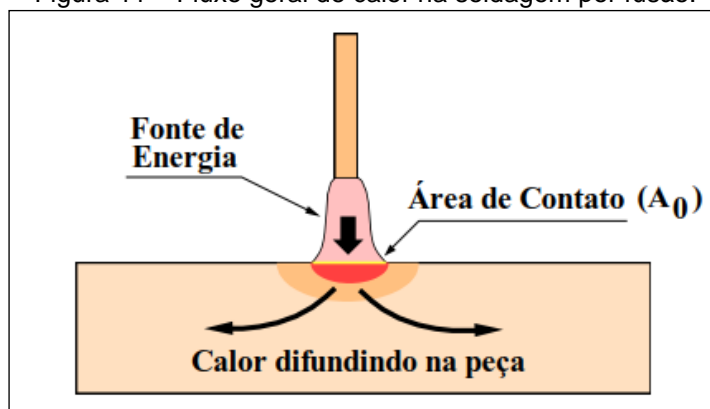
Também, pode-se perceber que a velocidade de soldagem elevada gera

redução na largura do cordão de solda independente do processo de soldagem que está se utilizando. Ainda, acarretam na redução de metal depositado por unidade de comprimento, resultando em reforços menores, penetrações reduzidas, defeitos do tipo porosidade, rachaduras e maior inclusão de escória no metal soldado. As regiões menos afetadas pelo calor geram menos zonas termicamente afetadas e grãos mais finos (EROGLU et al., 1999).

2.2.2 Metalurgia da soldagem

A maioria dos processos de soldagem por fusão utilizam o calor como fonte de energia, com o objetivo de fundir o eletrodo em quantidade e intensidade aceitáveis para formação da poça de fusão e, resultando assim, na formação de uma união soldada que atenda os pré-requisitos estabelecidos. A transferência de calor da fonte para a união causa alterações de temperatura na solda e nas regiões de fronteira, que dependem da forma com que o calor é difundido para o restante das peças, como ilustra a Figura 11 (MODENESI, MARQUES e SANTOS, 2012).

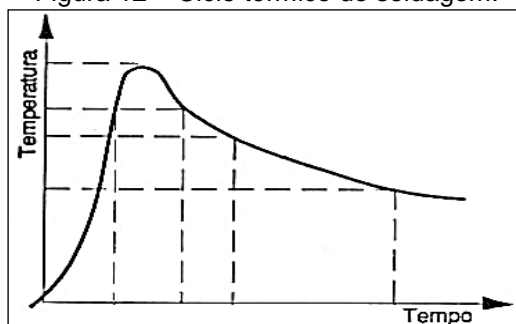
Figura 11 – Fluxo geral de calor na soldagem por fusão.



Fonte: (MODENESI, 2008).

A dissipação da energia de soldagem é encontrada na poça de fusão e nas peças que se deseja unir, podendo ser representada de maneira simples através da Figura 12. Nela, pode-se dividir o gráfico em três etapas: início do processo com aquecimento da peça, atingimento da temperatura máxima no processo de soldagem e, por fim, resfriamento da união soldada até a temperatura de ambiente.

Figura 12 – Ciclo térmico de soldagem.

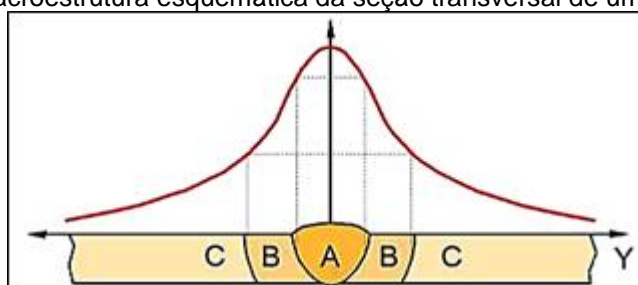


Fonte: adaptado de (ESAB, 2014).

O processo de soldagem envolve diversos fenômenos metalúrgicos, como por exemplo, fusão, solidificação, deformações causadas pelo calor e tensões residuais, que podem causar muitos problemas práticos, (FORTES, 2004). No processo de soldagem por fusão, quando analisado um cordão de solda mono passe (Figura 13), pode-se identificar três regiões básicas:

- a) zona fundida (ZF), região em que no momento da execução do processo de soldagem o material foi fundido, isto é, temperaturas superiores à temperatura de fusão do material base;
- b) zona afetada pelo calor (ZAC), região adjacente à zona fundida e que não foi suficientemente aquecida a níveis que causariam fusão do material base, no entanto, foi afetada pelo ciclo térmico (FRANCIS et al., 2007);
- c) metal base (MB), região mais afastada em que o ciclo térmico não causou nenhum tipo de alteração.

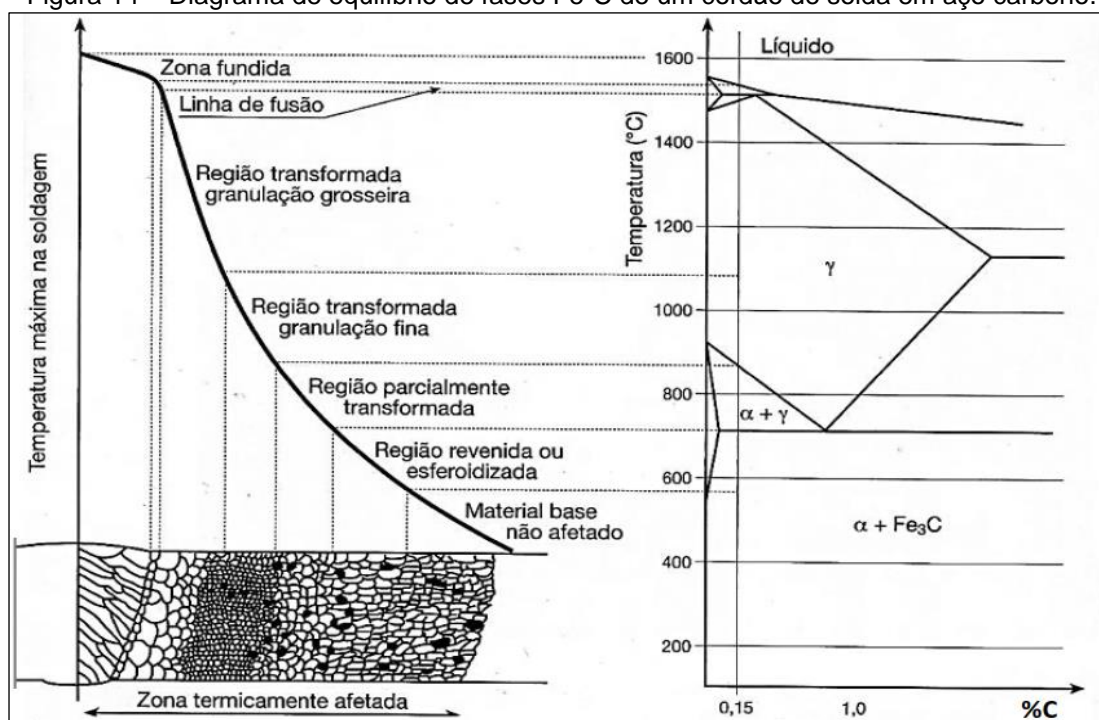
Figura 13 – Macroestrutura esquemática da seção transversal de uma junta soldada.



Fonte: adaptado de (MODENESI, MARQUES e SANTOS, 2012).

Para um aço baixa liga, a região afetada termicamente pode ser subdividida de acordo com a extensão em que ocorreu o crescimento e austenitização do grão na zona fundida (FRANCIS et al., 2007). A Figura 14 mostra o diagrama de equilíbrio de fases Fe-C, com a indicação do efeito das temperaturas máximas de soldagem sobre as fases de equilíbrio e possíveis efeitos sobre a microestrutura.

Figura 14 – Diagrama de equilíbrio de fases Fe-C de um cordão de solda em aço carbono.



Fonte: (COLPAERT, 2008).

O processo de soldagem por fusão de peças de espessuras grossas envolve necessariamente multipasses de solda para preencher a junta (TAHAMI e SORKHABI, 2009). As juntas, nesses casos, podem ser submetidas a ciclos térmicos múltiplos, assim, a estrutura será mais complexa devido à influência de cada passe sobre as zonas fundidas e termicamente afetadas originadas nos passes anteriores, como é o caso do material objeto deste estudo (MODENESI, MARQUES e SANTOS, 2012).

Quanto às possíveis discontinuidades encontradas nos processos de soldagem, as principais são: distorções, deformações térmicas, porosidade, falta de penetração, mordeduras, trincas, entre outras (FORTES e VAZ, 2005; MARQUES e MODENESI, 2014; MODENESI, MARQUES e SANTOS, 2012; PAGNUSSAT, 2013).

As trincas, por exemplo, estão relacionadas com a necessidade de pré-aquecimento dos materiais a serem soldados e tal demanda é definida através das equações comumente conhecidas de carbono equivalente (CE). Na literatura, é possível verificar diversas expressões para o cálculo do CE, destacando-se, neste estudo, as Equações (4) e (5), porém a expressão mais conhecida é a desenvolvida pelo Instituto Internacional de Soldagem (CE_{IIW}).

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Cu + Ni}{15} \quad (4)$$

$$P_{cm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (5)$$

A utilização da Equação 4 (Ce_{IIW}) é mais adequada para aços estruturais e aços carbono-manganês, enquanto que a Equação 5 (P_{cm}) foi desenvolvida para aços mais modernos de baixo teor de carbono (<0,16) e microligados (LEMCOOL e DEVLETIAN, 2000). Para valores de $CE < 0,4$, o aço é insensível à fissuração (trincas) e, se $CE > 0,6$, o material é fortemente sensível, exigindo técnicas especiais de soldagem, por exemplo, o uso de processos de baixo nível de hidrogênio e de pré-aquecimento (MODENESI, MARQUES e SANTOS, 2012).

2.3 TUBOS COM E SEM COSTURA

Na indústria, os tubos podem ser produzidos por dois processos de fabricação, com ou sem costura, sendo ainda, subdivididos em quatro grupos: sem costura por laminação, extrusão e fundição e com costura por soldagem (TELLES, 2001). Atualmente, dois terços de todos os tubos utilizados pela indústria são produzidos pelos processos de união por soldagem (com costura). O processo de soldagem aplicado na obtenção de tubos com costura, utilizados na produção de cilindros hidráulicos telescópicos de simples efeito, são do tipo alta frequência ou do termo em inglês *high frequency welding* (HFW).

Os principais benefícios dos tubos com costura, quando comparados com os tubos sem costura são: normalmente mais baratos, geralmente possuem *lead time*² mais curtos, geralmente estão disponíveis em maiores espessuras que os sem costura, pode-se verificar a presença de defeitos internos antes da obtenção do tubo, apresentam melhor acabamento superficial e quando utilizados na forma de tiras laminadas a frio, tem-se como resultado melhores concentricidades (WESTIN et al., 2011).

O processo de fabricação dos tubos com costura trefilados a frio, Figura 15, passa pela produção de chapas ou tiras, formação e soldagem do tubo, afilamento, decapagem, trefilação, tratamento térmico, endireitamento e corte. Também, o produto segue os requisitos contidos na norma BS EN 10305-2:2002, *welded cold drawn tubes* (BRITISH STANDARDS, 2002).

² *lead time*: termo em inglês dado ao tempo total do processo de compra, este vai desde a solicitação feita pelo cliente e só é finalizado após sua entrega ao cliente.

Figura 15 – Fluxograma do processo de produção dos tubos trefilados com costura.



Fonte: adaptado de (MARCEGAGLIA, 2013).

O processo de fabricação por alta frequência ocorre em faixas de 200 a 450 KHz, sendo que, nestes níveis, o material torna-se magnético e a profundidade de penetração passa de centésimos de milímetros para décimos de milímetros (BRENSING e SOMMER, 2017). A penetração de calor, produzida por uma fonte de energia de alta frequência, será maior nos cantos superiores e inferiores e menor no meio (WARREN, 2001).

Também é importante inferir que, antes do processo de trefilação, é necessário um tratamento térmico de normalização com o objetivo de adquirir novamente a ductilidade e não ocorrência de qualquer tipo de fratura (ANDRADE, 2007). O processo de trefilação consiste em gerar deformação plástica no material e, com isso, alcançar tolerâncias de espessura e diâmetro mais finas, além de melhorar o acabamento superficial e obter as propriedades mecânicas específicas para cada aplicação (ANDRADE, 2007; BRENSING e SOMMER, 2017).

Os tubos, após processo de soldagem e trefilação, podem ou não ser direcionados para o processo de tratamento térmico com o intuito de propiciar melhora em algumas propriedades mecânicas, segundo estabelecido na norma BS EN 10305-2 (BRITISH STANDARDS, 2002). O Quadro 1 e as Tabelas 1, 2 e 3 indicam as especificações técnicas que cada tipo de aço deve apresentar a fim de atender aos requisitos da Norma BS EN 10305-2.

Quadro 1 – Estado de fornecimento do aço.

DENOMINADOR	SÍMBOLO	DESCRIÇÃO
Trefilado Duro	+ C	Nenhum tratamento térmico após o passe de trefilação.
Trefilado Macio	+ LC	Após o tratamento térmico, executa-se uma trefilação com redução leve de acabamento.
Trefilado com Alívio de Tensões	+ SR	Após o passe de trefilação o tubo é submetido a um tratamento térmico de alívio de tensões.
Recozido	+ A	Após o passe final de trefilação o tubo deve ser submetido a tratamento térmico em temperatura abaixo da zona crítica.
Normalizado	+ N	Após o passe final de trefilação o tubo deve ser submetido a tratamento térmico em forno com atmosfera controlada e em temperatura acima da zona crítica.

Fonte: (BRITISH STANDARDS, 2002).

Tabela 1 – Composição química para análise de corrida.

CLASSE DO AÇO		% DE MASSA				
NOME DO AÇO	NÚMERO DO AÇO	CARBONO MÁXIMO	SILÍCIO MÁXIMO	MANGANÊS MÁXIMO	FÓSFORO MÁXIMO	ENXOFRE MÁXIMO
E155	1.0033	0,11	0,35	0,70	0,025	0,025
E195	1.0034	0,15	0,35	0,70	0,025	0,025
E235	1.0308	0,17	0,35	1,20	0,025	0,025
E275	1.0225	0,21	0,35	1,40	0,025	0,025
E355	1.0580	0,22	0,55	1,60	0,025	0,025

Fonte: (BRITISH STANDARDS, 2002).

Tabela 2 – Limites admissíveis do produto acabado.

ELEMENTO	VALOR LIMITE PARA ANÁLISE DE FUNDIÇÃO DE ACORDO COM A TABELA 1 EM % DE MASSA	DESVIO PERMISSÍVEL DA ANÁLISE DO PRODUTO EM % DE MASSA
C	≤0,22	+ 0,02
Si	≤0,55	+0,05
Mn	≤1,60	+0,10
P	≤0,025	+0,005
S	≤0,025	+0,005

Fonte: (BRITISH STANDARDS, 2002).

Tabela 3 – Propriedades mecânicas em temperatura ambiente.

CLASSE DO AÇO		VALORES MÍNIMOS PARA CONDIÇÃO DE ENTREGA											
NOME DO AÇO	NÚMERO DO AÇO	+ C		+ LC		+ SR			+ A		+ N		
		R _m	A.	R _m	AI	R _m	L _e	AI	R _m	AI	R _m	L _e	AI
E155	1.0033	400	6	350	10	350	245	18	260	28	270 a 410	155	28
E195	1.0034	420	6	370	10	370	260	18	290	28	300 a 440	195	28
E235	1.0308	490	6	440	10	440	325	14	315	25	340 a 480	235	35
E275	1.0225	560	5	510	8	510	375	12	390	21	410 a 550	275	21
E355	1.0580	640	4	590	6	590	435	10	450	22	490 a 630	355	22

R_m: Limite resistência a tração (MPa); L_e: Limite resistência ao escoamento (MPa); AI: Alongamento após a ruptura (%).

Fonte: adaptado de (BRITISH STANDARDS, 2002).

Avaliando os dados apresentados pela Tabela 1 e relacionando-os com as características apresentadas por Lancaster (1999), é possível caracterizar o tubo de classe E355 como sendo um aço carbono-manganês, isso se deve ao fato de o aço apresentar porcentagens inferiores a 1% de carbono e 1,6% de manganês.

Ainda, é possível encontrar produtos similares aos descritos na norma BS EN 10305-2, por exemplo, na versão anterior DIN 2393 e no mercado nacional a NBR 5599 para tubos trefilados a frio com solda longitudinal.

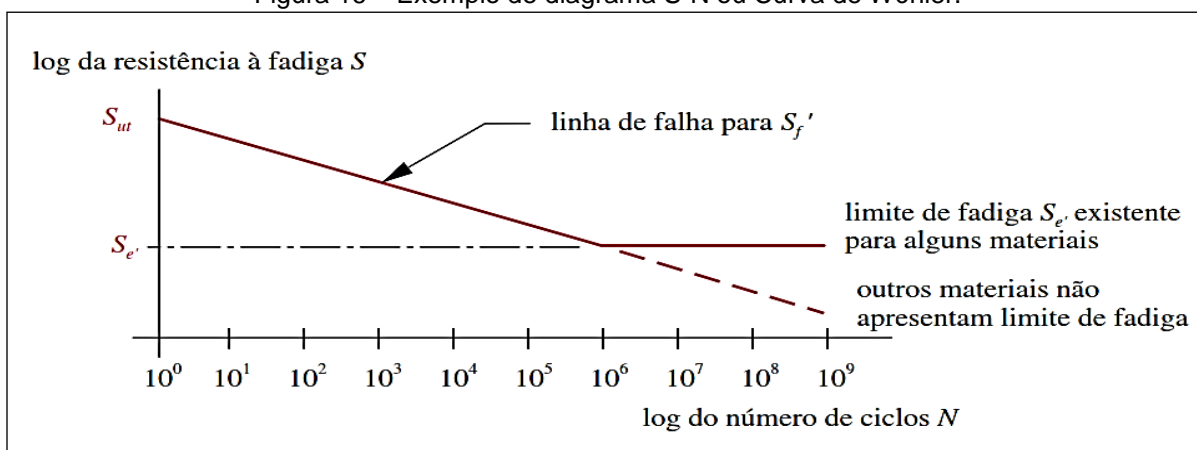
2.4 FADIGA

O fenômeno de fadiga é um dos fatores mais importantes na elaboração de um projeto, pois conforme ASM International (2008) e Callister (2011), é responsável pelas maiores causas individuais de falhas em metais, representando aproximadamente 90% de todas as falhas ocorridas devido à fratura do componente.

O termo fadiga consiste em uma degradação das propriedades mecânicas que leva à falha de um material ou componente sob carga crítica (MEYERS e CHAWLA, 2009).

Estudos publicados por Wöhler no século XIX sobre o rompimento repentino de eixos de vagões ferroviários fabricados em aço dúctil, já apontavam que o número de ciclos de tensão variante no tempo seria a causa do colapso. Como produto destes estudos, tem-se o que é hoje uma das formas mais utilizadas para avaliação da resistência à fadiga, o gráfico S-N (tensão versus número de ciclos) que caracteriza o comportamento dos materiais quando submetidos a cargas, como pode-se ver na Figura 16. Outro ponto interessante é a descoberta da existência de uma tensão limite de resistência à fadiga para aços, isto é, um nível de tensão que admitiria milhões de ciclos de uma tensão alternada (NORTON, 2013).

Figura 16 – Exemplo de diagrama S-N ou Curva de Wöhler.

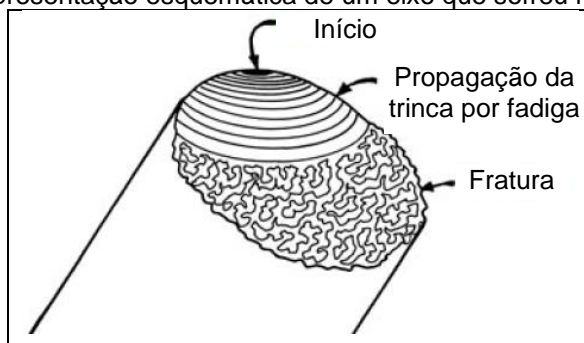


Fonte: (NORTON, 2013).

O ensaio de fadiga é consequência da aplicação e remoção permanente de um carregamento, seja ele axial, rotativo ou fletivo e ainda, estando sob elevado ou reduzido número de ciclos (POOK, 2007). A vida infinita só é encontrada quando os valores de N se encontrarem entre os valores de 10^6 até 10^7 (SHIGLEY, MISCHKE e BUDYNAS, 2005).

A abordagem tensão versus número de ciclos é indicada para aplicações com altos ciclos, quando se deseja determinar a resistência à fadiga ou o limite à fadiga. Para cada material existe um limite de tensão que deve ser mantido, evitando falhas. As peças que sofrem danos normalmente apresentam características bem particulares, tal fato pode ser verificado na Figura 17.

Figura 17 – Representação esquemática de um eixo que sofreu fratura por fadiga.



Fonte: adaptado de (MEYERS e CHAWLA, 2009).

As trincas ocorrem geralmente em superfícies externas através de entalhes geométricos e rugosidade superficial ou, ainda, em superfícies internas que apresentarem porosidade e partículas de segunda fase (ASM INTERNATIONAL, 2008). Ainda, pode-se dividir o processo de fadiga em três fases: início de uma ou mais trincas (I), propagação da trinca (II) e a fratura catastrófica (III) (SHIGLEY, MISCHKE e BUDYNAS, 2005).

Fase I: o surgimento das trincas é provocado por deformações plásticas cíclicas seguidas por propagação cristalográfica estendendo-se pelos grãos da origem.

Fase II: a propagação da trinca passa a ser em uma escala macro, formando superfícies idênticas a marcas de praia e conforme ASM International (2008), são resultado de mudanças de carga durante a fadiga, por exemplo, o início e a parada de um eixo rotativo.

Fase III: a fratura catastrófica ocorre quando o material remanescente não é capaz de suportar a carga imposta e tem como resultado uma fratura rápida e repentina.

Existem quatro métodos básicos para maximizar a resistência à fadiga em uniões soldadas: aperfeiçoar o procedimento de soldagem quanto aos parâmetros e chanfro por exemplo, modificar a microestrutura do material utilizado, minimizar as descontinuidades geométricas e induzir tensões residuais compressivas na superfície do componente (STEPHENS et al., 2001).

2.4.1 Ensaio de fadiga

Os ensaios de fadiga podem ser conduzidos por força normal, por flexão rotativa, por flexão em vigas engastadas e sob torção (GARCIA, SPIM e SANTOS, 2012). No ensaio por força normal, submete-se o corpo de prova a combinações de

tensão média e alternada, incluindo carregamentos totalmente invertidos (tensão média igual a zero).

A norma *American Society for Testing and Materials* (ASTM) E466-15 trata sobre o ensaio de metais por força axial controlada, sendo aplicada para corpos de prova que não possuem entalhe e que ocorram em temperatura ambiente. Ainda na mesma norma, sugere-se a utilização da ASTM E739 (2010), que consiste no tratamento de sinais estatísticos para construção das curvas de projeto, a qual não recomenda que seja ensaiado apenas um corpo de prova por nível de tensão devido à variabilidade encontrada no ensaio.

Na mesma norma, encontra-se a Equação 6 que ilustra o cálculo percentual de replicação em função da finalidade a que se destina a utilização da Curva de Wöhler.

$$\text{replicações(\%)} = 100 * \left(1 - \frac{\text{n}^\circ \text{ de diferentes níveis de tensão utilizados}}{\text{n}^\circ \text{ total de corpos de prova ensaiados}} \right) \quad (6)$$

Na sequência, com o resultado percentual de replicação, verifica-se em qual categoria da Tabela 4 a curva de Wöhler se enquadra e com isso, é possível determinar a quantidade de corpos de prova para a correta avaliação da curva de fadiga.

Tabela 4 – Valores recomendados para ensaio de fadiga.

TIPO DE ENSAIO	NÚMERO MÍNIMO DE CORPOS DE PROVA	REPLICAÇÃO MÍNIMA (%)
Preliminar	1 a 12	17 a 33
Pesquisa e desenvolvimento de componentes e copos 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: (ASTM E739, 2010).

Por exemplo, para um experimento utilizável em projeto, deve-se ensaiar no mínimo 12 corpos de prova, no máximo 6 níveis de tensões e com isso obtendo o valor mínimo de replicações que é 50%.

2.4.2 Fadiga em juntas soldadas

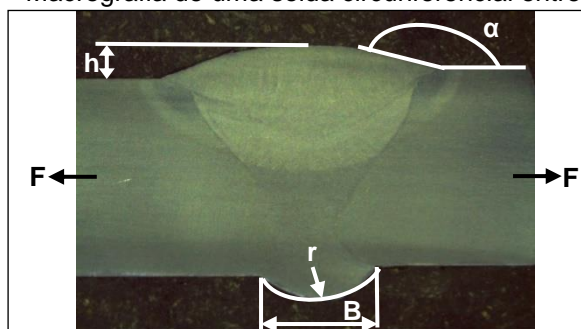
Em juntas soldadas um grande número de fatores afeta a vida em fadiga: tensão média, tensão residual, carregamento da estrutura, incluindo a sequência de carregamento, espessura das juntas estruturais, ambientes agressivos (temperatura

e corrosão), geometria, método de fabricação e sensibilidade do material (HORN et al., 2009). Ainda, pode-se dividir as influências da vida em fadiga através de cinco grupos, são eles: tipo de carregamento, geometria, material, processo de produção e o ambiente de operação (MAYURAM e GOPINATH, 2017).

É essencial assegurar a integridade de uma junta soldada contra a fadiga durante o seu uso prolongado em estruturas soldadas, como usinas de energia, máquinas industriais ou veículos de transporte (MOCHIZUKI, 2007). Os principais fatores que podem afetar no desempenho da vida em fadiga de uma solda circunferencial são as falhas de soldagem, desalinhamentos axiais, tensões residuais e a geometria do perfil de solda (ZHANG, 2014).

Por exemplo, a geometria do cordão de solda é o fator mais importante na determinação das propriedades de fadiga de uma junta (POLLARD e COVER, 1972). Logo, o processo de soldagem de tubos através de técnicas convencionais ou até mesmo automatizadas, acaba por gerar geometrias características que colaboram para redução da vida em fadiga dos componentes onde são aplicados. A Figura 18 mostra uma união soldada pelo processo MAG em que é possível verificar as principais componentes de uma solda circunferencial executada entre dois tubos.

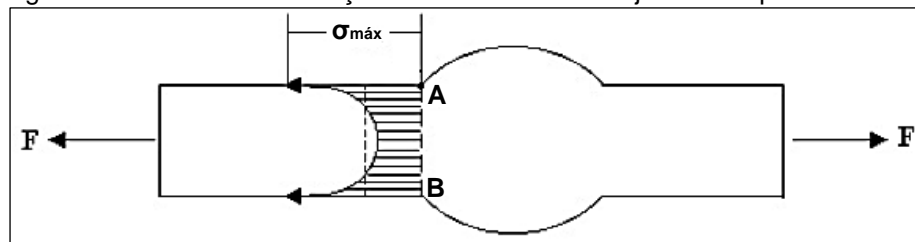
Figura 18 – Macrografia de uma solda circunferencial entre dois tubos.



Fonte: o Autor.

O reforço, representado pela letra “h”, tem a função de aumentar a secção da junta elevando a resistência estática, porém o ângulo (ou seu complementar “ α ”), a largura “B” e o raio de concordância “r” são elementos chaves na avaliação de vida em fadiga da união (SANTOS, 2006). Na figura 19, pode-se verificar a distribuição de tensões gerada pelo processo de soldagem em uma junta de topo, submetida ao processo de soldagem sob um carregamento F.

Figura 19 – Perfil da distribuição de tensões em uma junta de topo transversal.

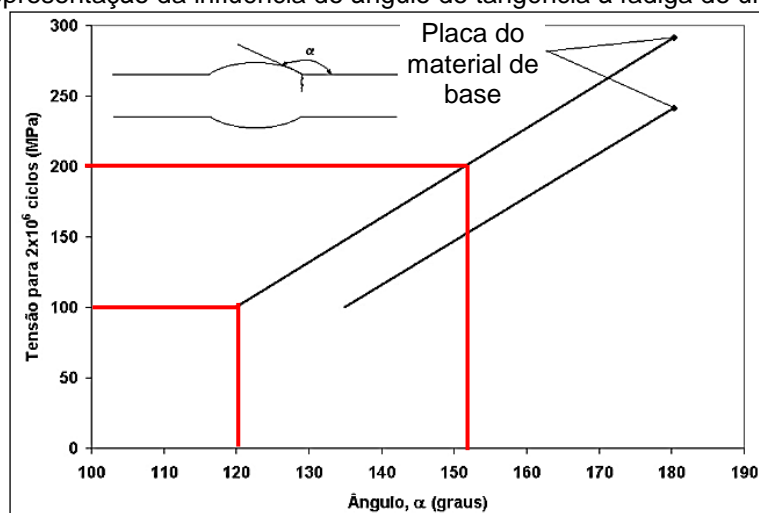


Fonte: adaptado de (BRANCO, FERNANDES e CASTRO, 1986).

O processo de iniciação e propagação das trincas de fadiga são favorecidos por concentradores de tensão contidos na região do reforço ou passe de acabamento e raiz (pontos A e B da Figura 21) do cordão de solda. Ensaios de fadiga mostram que quanto mais elevado for o ângulo, maior será o valor da tensão máxima local, por sua vez, menor será a vida em fadiga (NEROLICH et al., 1981).

A Figura 20 mostra a relação entre o ângulo de tangência α e a tensão de fadiga (para 2×10^6 ciclos), sendo possível verificar que aumentando cerca de 32 graus pode-se duplicar a tensão aplicada. Quanto maior o ângulo, menor o concentrador de tensão, logo uma tensão maior pode ser aplicada. Vale lembrar que valores de ângulo de tangência de 180 graus proporcionam limite de resistência à fadiga melhores (BRANCO, FERNANDES e CASTRO, 1986).

Figura 20 – Representação da influência do ângulo de tangência à fadiga de uma junta de topo.



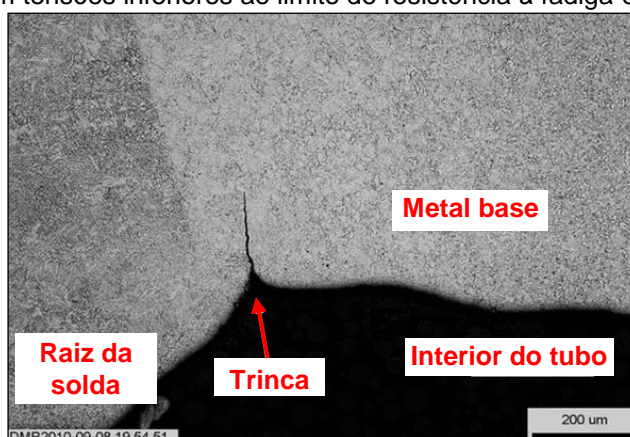
Fonte: adaptado de (BRANCO, FERNANDES e CASTRO, 1986).

A vida em fadiga de tubos de aço tipo API³ 5L - X65 foi comparada em escala real e observou-se em corpos de prova a nucleação das trincas de fadiga ocorrendo

³ API - *American Petroleum Institute*: termo que se refere a maior associação comercial dos Estados Unidos para a indústria de petróleo e gás natural.

em regiões específicas da união circunferencial e que são influenciadas pelas geometrias do cordão solda (MADDOX e ZHANG, 2008). Estudos posteriores dos mesmos autores, realizados em escala real, em tubos sem costura API 5L - X70 com solda circunferencial, localizadas no meio do tubo e realizadas em amplitudes constantes abaixo do limite de fadiga, apresentaram trincas na raiz da solda sob uma ciclagem inferior a 10^6 ciclos, conforme indicado na Figura 21.

Figura 21 – Micrografia de uma solda circunferencial em tubo mostrando formação de trinca na raiz da solda em tensões inferiores ao limite de resistência à fadiga e baixo ciclo.



Fonte: adaptado de (MADDOX e ZHANG, 2012).

Assim, os parâmetros de soldagem devem ser testados o máximo possível com o objetivo de garantir a melhor condição e, com isso, maximizar ao máximo a vida em fadiga dos produtos de acordo com a sua necessidade.

2.5 PRODUÇÃO DE SUCATA INDUSTRIAL

Abordados os pontos técnicos, foi então avaliado o impacto ambiental e social que o descarte de tais materiais pode acarretar. Os tipos de resíduos gerados pela indústria podem ser classificados como: papel e afins, metais ferrosos, plásticos, entre outros. Os materiais ferrosos são os únicos que possuem reaproveitamento contínuo, ou seja, permanecem com suas propriedades físicas inalteradas após seu reuso (WORLDSTEEL, 2019), e, além disso, seu reaproveitamento minimiza a utilização de fontes naturais não-renováveis.

Um exemplo de fonte não-renovável, utilizada no processo de obtenção do aço, é o carvão mineral, que tem como principais funções a geração de calor e a atuação como agente químico para retirada do oxigênio durante o processo de obtenção do ferro-gusa no alto-forno. A recuperação de aço não apenas economiza

dinheiro, mas também reduz drasticamente o consumo de energia, em comparação com a fabricação de aço a partir de materiais virgens. Por sua vez, isso reduz a quantidade de gases de efeito estufa liberados no ar durante o processamento e fabricação de aço a partir de minério virgem (STEEL-TECHNOLOGY, 2019).

Dentre os benefícios da produção a partir de materiais reciclados em comparação à produção por minério de ferro, destaca-se: 75% de economia de energia, 90% de economia em matérias-primas utilizadas, 86% de redução na poluição do ar, redução de 40% no uso da água, redução de 76% na poluição da água e redução de 97% nos resíduos de mineração, conforme dados obtidos em pesquisa realizada pela Agência de Proteção Ambiental dos EUA Chen (2010, apud RAZALI e YATIM, 2013). Ainda, de acordo com o estudo, cada tonelada de aço reaproveitado seria responsável pela economia de 1.115 kg de minério de ferro, 625 kg de carvão e 53 kg de pedra calcária.

Relacionando os dados de pesquisa da Inesfa (2018), na qual consta que o Brasil consome 8,9 milhões de toneladas de sucatas, e da Agência de Proteção Ambiental dos EUA, supracitada, pode-se estimar uma redução de 9,9 milhões de toneladas de minério de ferro, 470 mil toneladas de calcário e de 5,6 bilhões de toneladas de carvão (GO ASSOCIADOS, 2018). Segundo o mesmo autor, utilizando estimativas do mercado atual, cada tonelada de aço obtida por fornos elétricos consome 1.700 kWh a menos do que os produzidos em altos fornos. Mais do que isso, aponta que em 2017, a reciclagem de sucata de aço possibilitou uma redução no consumo de energia estimada em mais de 17,5 bilhões de kWh.

De acordo com o objetivo deste estudo, almejou-se otimizar estes índices e minimizar os impactos ambientais, valendo-se do reaproveitamento de tubos através da união de retalhos. Com isso, o índice de descarte, que hoje gira em torno de 6% da matéria-prima, poderia chegar em níveis abaixo de um dígito percentual, ou ainda, anular-se.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo, serão detalhados os materiais empregados nos corpos de prova submetidos ao processo de soldagem MAG. Também, serão descritos os procedimentos de preparação dos corpos de prova, os parâmetros de soldagem, ensaios metalográficos, ensaios de tração, ensaio de fadiga axial e procedimentos utilizados para análise de custos da união de retalhos de tubo.

3.1 MATERIAIS

O material, alvo deste estudo, são retalhos de tubo com costura de aço carbono-manganês (0,19% C), de diâmetro 215 mm, espessura de 9,5 mm e que são provenientes de processos para produção de cilindros na empresa Hidromas Brasil⁴. As principais características mecânicas e químicas deste tubo são detalhadas nas Tabelas 5 e 6 e possuem certificado de qualidade emitido pelo fornecedor, conforme Apêndice A.

No processo de soldagem, utilizou-se o metal de adição ESAB ER70S-6, com diâmetro de 1,2 mm e gás de proteção com mistura de 80% argônio (Ar) e 20% dióxido de carbono (CO₂), caracterizando, desta maneira, um processo do tipo MAG. As características mecânicas e químicas do metal de adição utilizado estão destacadas nas Tabelas 5 e 6, respectivamente.

Tabela 5 – Propriedades mecânicas do tubo e material de adição.

MATERIAIS	LIMITE DE ESCOAMENTO (MPa)	RESISTÊNCIA À TRAÇÃO (MPa)	ALONGAMENTO (%)
Tubo BS EN 10305-2 E355 +SR	639	715	16,4
Material de adição ESAB ER70S-6	470	560	26

Fonte: (MARCEGAGLIA, 2017; ESAB, 2019).

Tabela 6 – Composição química do tubo e material de adição.

MATERIA,L	C	Mn	P	S	Si	Al
Tubo BS EN 10305-2 E355 +SR	0,194	1,485	0,0122	0,0022	0,007	0,041
Material de adição ESAB ER70S-6	0,08	1,50	-	0,90	-	-

Fonte: (MARCEGAGLIA, 2017; ESAB, 2019).

Com base na composição química do tubo utilizado, dada na Tabela 6, e, através da Equação 4, obteve-se o valor de carbono equivalente de $CE_{IIW} = 0,44$. Para

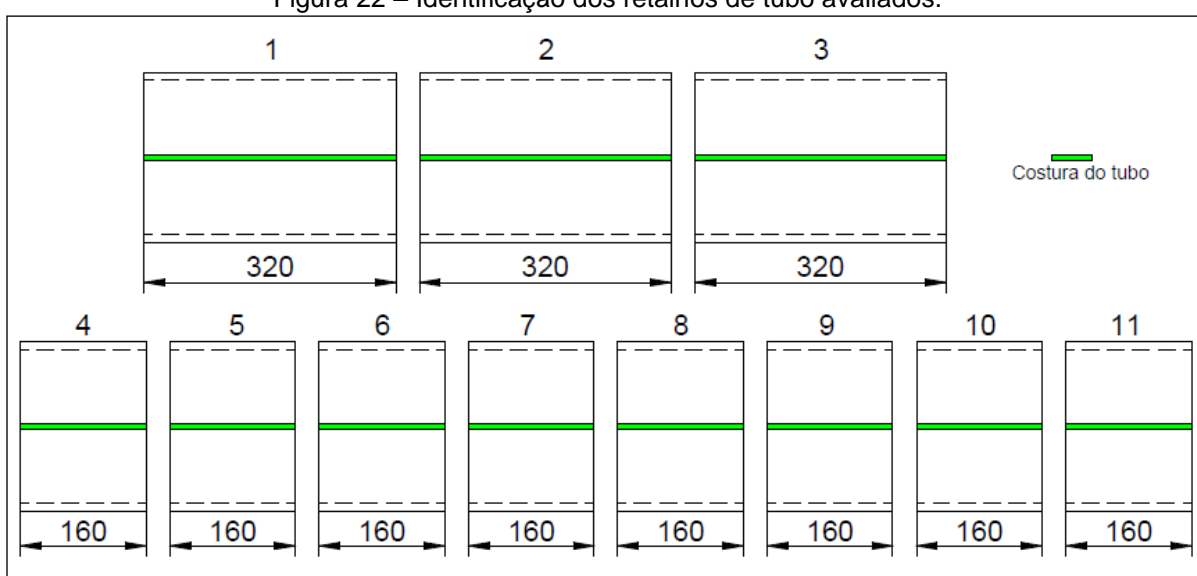
⁴ Empresa fabricante de cilindros hidráulicos telescópicos situada na Avenida Triches, 253, Distrito Industrial de Caxias do Sul no Rio Grande do Sul - <http://hidromasbrasil.com/>.

tal valor, conforme citado no referencial teórico, não há exigências de técnicas especiais de soldagem, como por exemplo, o uso de pré-aquecimento.

3.2 PLANEJAMENTO E IDENTIFICAÇÃO DOS RETALHOS DO TUBO

Neste estudo, foram utilizados 11 retalhos de tubo provenientes do contêiner de sucata da empresa Hidromas Brasil, sendo três com comprimento de 320 mm e o restante com 160 mm. Os 11 retalhos foram identificados conforme planejamento descrito na Figura 22.

Figura 22 – Identificação dos retalhos de tubo avaliados.



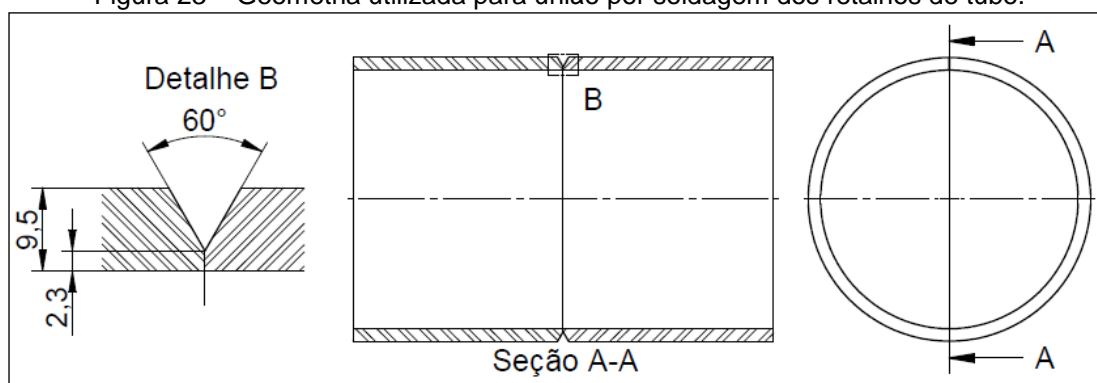
Fonte: o Autor.

É importante destacar que as dimensões indicadas têm por motivo a obtenção de corpos de prova com os comprimentos mínimos requeridos por norma para os ensaios mecânicos propostos.

3.3 PROJETO DA JUNTA A SER SOLDADA

A junta soldada é constituída de dois retalhos de tubo e a região da junta possui formato em “V”, constituindo uma solda com abertura total de 60 graus, conforme mostrado na Figura 23. Sendo que, a abertura do chanfro se deu em função da necessidade de fusão tanto da raiz da solda como também pela expectativa de execução de soldagem do tipo monopasse.

Figura 23 – Geometria utilizada para união por soldagem dos retalhos de tubo.



Fonte: o Autor.

Após identificação e limpeza dos retalhos de tubo com álcool com o objetivo de remover graxas e óleos, foi realizada a usinagem por torneamento de face e chanfro do tubo, além da utilização de aparelho de solda manual para execução de quatro pontos de solda MAG e execução posterior do cordão de solda.

3.4 PARÂMETROS E EQUIPAMENTO DE SOLDAGEM

Os parâmetros de soldagem para o processo MAG estão indicados na Tabela 7 e foram desenvolvidos valendo-se dos parâmetros já utilizados em outros processos executados na empresa Hidromas Brasil, e, baseados em conceitos abordados no Capítulo 2, no que se refere ao Processo de Soldagem MAG.

Tabela 7 – Parâmetros utilizados para programação do robô de solda.

QUANTIDADE DE PASSES	TENSÃO (V)	CORRENTE (A)	VELOCIDADE (cm/min)	ENERGIA DE SOLDAGEM (J/mm)	OSCILAÇÃO (mm)
1	4,3	190	28	175	0

Fonte: o Autor.

Além destes parâmetros, utilizou-se distância de 5,5 mm entre a tocha e a peça a ser soldada e ângulo de soldagem de 20 graus.

Para a execução da soldagem MAG, utilizou-se um robô da marca Kawasaki, Figura 24(a), munido de equipamento de soldagem já empregado para produção de peças similares na empresa Hidromas Brasil. Além disso, o robô possuiu uma mesa automatizada que possibilita que a peça rotacione, possibilitando a união de retalhos de tubo, conforme ilustrado na Figura 24(b).

Figura 24 – (a) Equipamento para soldagem MAG e (b) Mesa automatizada com os dois retalhos de tubo em posição de soldagem.



Fonte: (HIDROMAS BRASIL, 2017).

3.6 IDENTIFICAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA

Após realizado o processo de soldagem MAG, iniciou-se a extração dos corpos de prova para execução dos ensaios preestabelecidos. A seguir apresenta-se a identificação e a localização de onde foram extraídos os corpos de prova do tubo sem o processo de união por soldagem proposto nesse estudo, Quadro 2 e Figura 25.

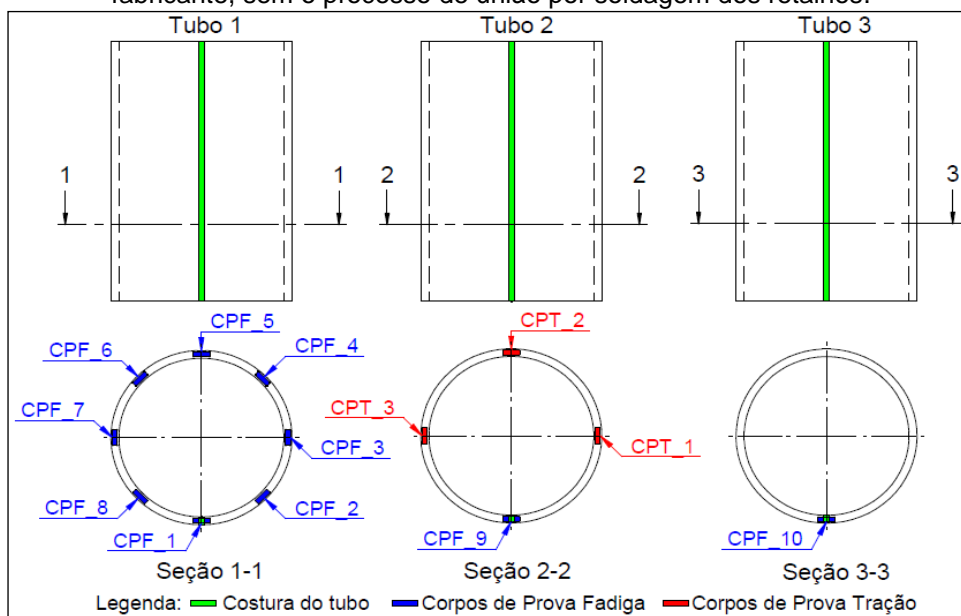
Quadro 2 – Identificação dos corpos de prova do tubo como fornecido pelo fabricante.

ENSAIO	IDENTIFICAÇÃO	DESCRIÇÃO
Corpo de Prova Tração	CPT_1	1º corpo de prova do tubo 2.
	CPT_2	2º corpo de prova do tubo 2.
	CPT_3	3º corpo de prova do tubo 2.
Corpo de Prova Fadiga	CPF_1 *	1º corpo de prova do tubo 1 na costura.
	CPF_2	2º corpo de prova do tubo 1.
	CPF_3	3º corpo de prova do tubo 1.
	CPF_4	4º corpo de prova do tubo 1.
	CPF_5	5º corpo de prova do tubo 1.
	CPF_6	6º corpo de prova do tubo 1.
	CPF_7	7º corpo de prova do tubo 1.
	CPF_8	8º corpo de prova do tubo 1.
	CPF_9 *	9º corpo de prova do tubo 2 na costura.
	CPF_10 *	10º corpo de prova do tubo 3 na costura.

* corpo de prova obtido na região da costura do tubo.

Fonte: o Autor.

Figura 25 – Localização da obtenção dos corpos de prova do tubo com costura como fornecido pelo fabricante, sem o processo de união por soldagem dos retalhos.



Fonte: o Autor.

Na sequência, executou-se a mesma operação, todavia nos retalhos de tubos que passaram pela união utilizando o processo de soldagem MAG, conforme descrito no Quadro 3 e Figura 26.

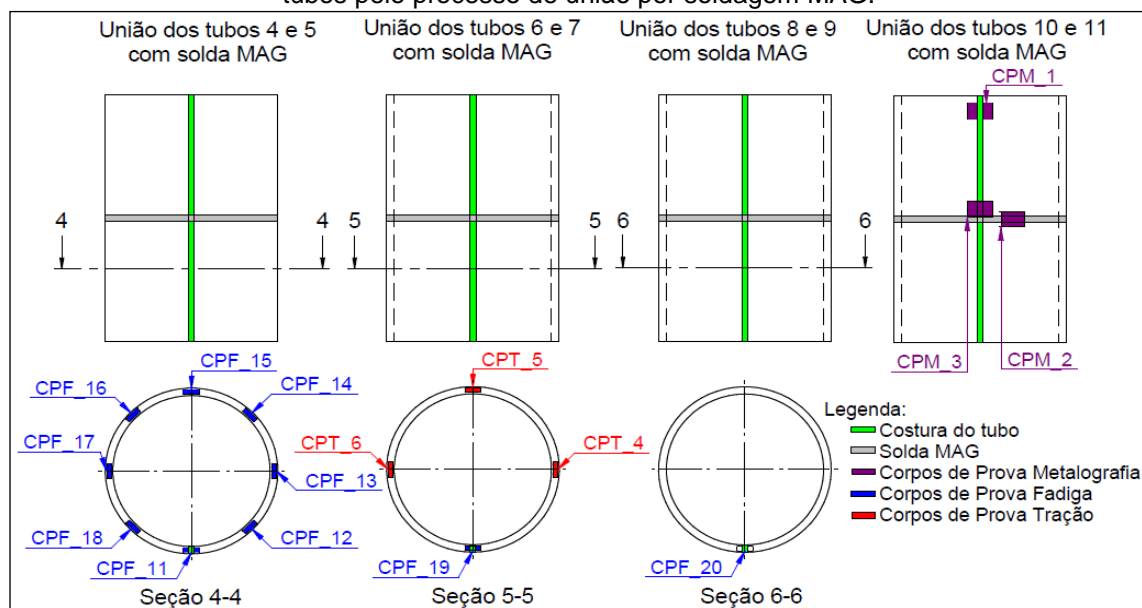
Quadro 3 – Identificação dos corpos de prova do tubo com solda MAG.

ENSAIO	IDENTIFICAÇÃO	DESCRIÇÃO
Corpo de Prova Tração	CPT_4	4º corpo de prova da união dos tubos 6 e 7 com solda MAG.
	CPT_5	5º corpo de prova da união dos tubos 6 e 7 com solda MAG.
	CPT_6	6º corpo de prova da união dos tubos 6 e 7 com solda MAG.
Corpo de Prova Fadiga	CPF_11 *	11º corpo de prova da união dos tubos 4 e 5 na intersecção da costura e solda MAG.
	CPF_12	12º corpo de prova da união dos tubos 4 e 5 com solda MAG.
	CPF_13	13º corpo de prova da união dos tubos 4 e 5 com solda MAG.
	CPF_14	14º corpo de prova da união dos tubos 4 e 5 com solda MAG.
	CPF_15	15º corpo de prova da união dos tubos 4 e 5 com solda MAG.
	CPF_16	16º corpo de prova da união dos tubos 4 e 5 com solda MAG.
	CPF_17	17º corpo de prova da união dos tubos 4 e 5 com solda MAG.
	CPF_18	18º corpo de prova da união dos tubos 4 e 5 com solda MAG.
	CPF_19 *	19º corpo de prova da união dos tubos 6 e 7 na intersecção da costura e solda MAG.
CPF_20 *	20º corpo de prova da união dos tubos 8 e 9 na intersecção da costura e solda MAG.	
Corpo de Prova Metalografia	CPM_1	1º corpo de prova obtido na costura do tubo.
	CPM_2	2º corpo de prova da solda MAG.
	CPM_3	3º corpo de prova da intersecção da costura e solda MAG.

* corpo de prova obtido na intersecção entre as regiões da costura e da solda MAG no tubo.

Fonte: o Autor.

Figura 26 – Localização da obtenção dos corpos de prova provenientes da união dos retalhos de tubos pelo processo de união por soldagem MAG.



Fonte: o Autor.

3.7 - ENSAIOS METALOGRAFICOS

A análise metalográfica foi dividida em avaliações macrográficas e micrográficas. Para análise macrográfica, foram utilizadas lixas com granulometria de 320, 400, 600 e 1200. As peças foram lixadas em uma direção e a cada mudança de granulometria de lixa, rotacionadas em 90 graus, afim de remover todas as marcas da lixa anterior. Já a preparação da análise micrográfica foi realizada empregando procedimentos já utilizados e padronizados para este tipo avaliação.

3.7.1 Análise macrográfica

Na análise macrográfica foram avaliadas a presença de: defeitos, descontinuidades nas juntas soldadas, impurezas, falta de fusão nas regiões de interface das soldas e falta de preenchimento na região de transição entre o material de base e material de adição, chamadas neste trabalho de zona fundida (ZF), zona afetada pelo calor (ZAC) e material base (MB) da união soldada.

O ataque químico dos corpos de prova embutidos foi realizado com o uso do reagente Nital 10%, com o intuito de revelar a macroestrutura para observação e obtenção de imagem em microscópio óptico com câmera acoplada.

3.7.2 Análise micrográfica

Na análise micrográfica, foram obtidas imagens da superfície utilizando um

microscópio óptico marca Optan, modelo TNM-07T-PL em magnificações que podem variar de 50 até 1000x, visando construir um mapeamento das regiões de interface da união soldada e identificar estruturas presentes nas regiões de zona fundida (ZF), zona afetada pelo calor (ZAC) e material base (MB). O procedimento de ataque químico foi semelhante ao da análise macrográfica, porém com a solução de ácido nítrico (nital) 2%.

3.8 ANÁLISE DE DUREZA

As análises de dureza foram realizadas em amostras com superfície transversal plana, limpa e polida. O ensaio foi alcançado utilizando a escala Vickers em um microdurômetro digital marca Pantec, modelo MV 2000^a, sob carga de 0,98 N, em perfis retilíneos, com espaçamento de 0,30 mm entre cada endentação.

As medições foram feitas em regiões correspondentes à zona fundida (ZF), zona afetada pelo calor (ZAC) e material base (MB). No corpo de prova do tubo com costura (CPM_1) foram realizadas 27 endentações num perfil de 8,1 mm. Já no corpo de prova com solda MAG (CPM_2) foram realizadas 32 endentações num perfil de 9,6 mm. Por fim, no corpo de prova em que ocorreu a intersecção da costura com a solda MAG (CPM_3), foram realizadas 24 endentações num perfil de 7,2 mm.

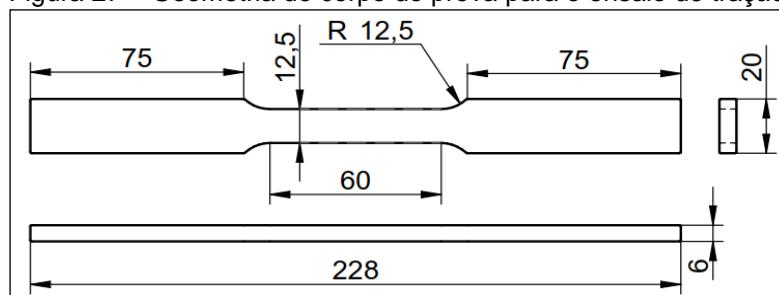
3.9 ENSAIO DE TRAÇÃO

Fez-se o ensaio de tração para determinar o limite de resistência suportada pelo material com e sem processo de soldagem MAG. O teste consiste na aplicação de carga de tração axial crescente em uma amostra, até a sua ruptura.

O ensaio foi realizado em temperatura ambiente e com uma taxa de deformação de 0,75 mm/minuto, sendo esta taxa suficientemente lenta para medir satisfatoriamente a resistência do material. O equipamento utilizado foi uma máquina Eletromecânica Instron, modelo 5585H.

A geometria dos corpos de prova para ensaio de tração é apresentada na Figura 27 e suas dimensões seguem a especificação da norma ASTM E8/E8M – 16a. Eles foram retirados conforme planejamento descrito no item 3.6 e passaram pelo processo de corte com serra, usinagem e verificação dimensional utilizando paquímetro.

Figura 27 – Geometria do corpo de prova para o ensaio de tração.

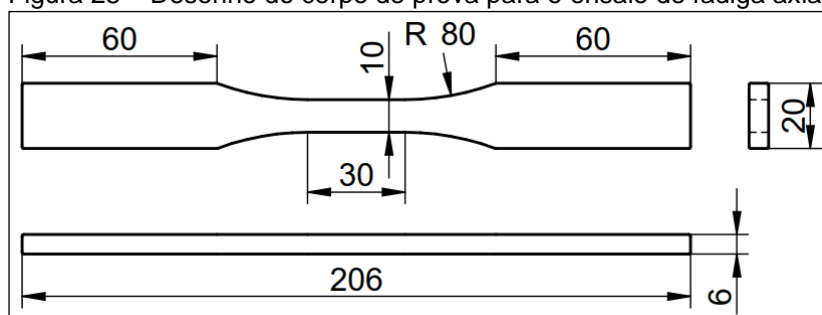


Fonte: o Autor.

3.10 ENSAIO DE FADIGA

O ensaio de fadiga foi realizado sob tensão axial e amplitude controlada em uma máquina Servo-Hidráulica MTS, modelo 810 Material Test System, à temperatura ambiente. Para o levantamento de curvas S-N foram utilizados corpos de prova com dimensões que seguem a Norma ASTM E466 – 15, que descreve o ensaio para fadiga axial. O desenho utilizado para a confecção dos corpos de prova de fadiga é apresentado na Figura 28.

Figura 28 – Desenho do corpo de prova para o ensaio de fadiga axial.



Fonte: o Autor.

Os seguintes parâmetros foram selecionados para o levantamento da curva S-N:

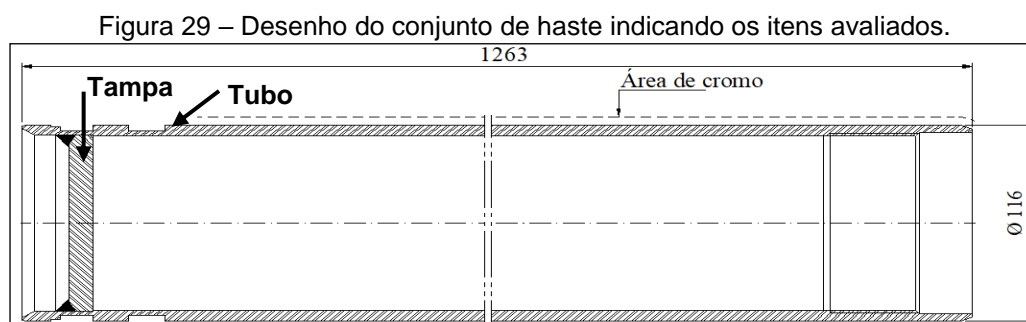
- Frequência de 30 Hz;
- Temperatura: 23 °C;
- Razão de fadiga: 0,1;
- Tipo de curva: $\log(N) = A + B \cdot \log(S)$

O carregamento utilizado foi de 80% do limite de resistência a tração (UTS – *Ultimate Tensile Strength*). De acordo com os resultados coletados, aplicou-se a carga cíclica e caso atingisse o limite de vida infinita, aumentava-se a carga. Do contrário, rompendo o material, reduzia-se a carga até atingir 10^6 ciclos. Para os ensaios de

fadiga e tração, nos quais o objetivo era avaliar a influência da solda, os corpos de prova foram confeccionados de maneira a garantir que o cordão ou a costura do tubo se localizassem exatamente ao centro da área de menor secção.

3.11 ANÁLISE DE CUSTOS

Para a análise de custo, foi necessário levantar os custos de matéria-prima, gastos gerais de fabricação (depreciação, mão de obra direta e indireta, energia e manutenção dos equipamentos utilizados), operações externas e custos adicionais de matéria-prima. Na avaliação, foi considerada a produção de conjuntos de haste com diâmetro de 116 mm. A Figura 29 detalha os itens para produção desse conjunto haste, o qual é utilizado no cilindro hidráulico de simples efeito do Apêndice B.



Fonte: adaptado de (HIDROMAS, 2019).

Os tubos utilizados na produção dos conjuntos de haste são adquiridos do fornecedor com sete metros de comprimento. Esta medida se deve ao fato de representar a melhor relação entre comprimento e capacidade de carga dos contêineres de 40 pés (comprimento: 12,20 metros, largura: 2,44 metros, altura: 2,6 metros e capacidade de carga: 28 toneladas) no processo de importação.

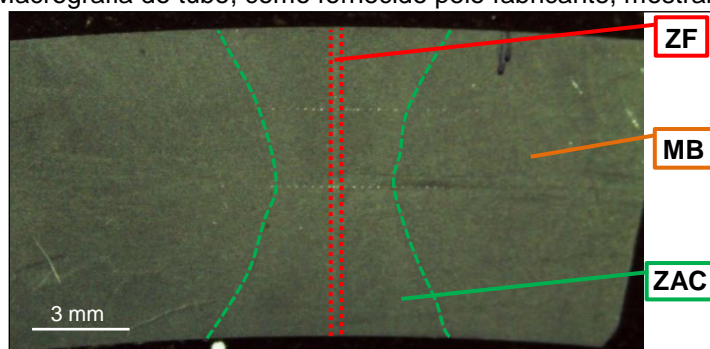
Como referência, utilizaram-se dois tubos de sete metros, que proporcionam a fabricação de 10 conjuntos de haste. Assim, foi comparado o custo total na condição convencional e na condição de reaproveitamento dos retalhos que surgiram do processo de corte.

4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

4.1 ANÁLISE MACROGRÁFICA

A caracterização macroestrutural do tubo, como fornecido pelo fabricante, é mostrada na Figura 30. O material apresenta características típicas de um tubo com costura feito por soldagem de alta frequência, com regiões bem definidas da zona fundida (ZF), zona afetada pelo calor (ZAC) e material base (MB). Pode-se destacar que esse processo gera uma ZAC e ZF de tamanho reduzido devido ao efeito Joule que ocorre nas superfícies de união e ao caldeamento imposto pelo recalque dos rolos conformadores no processo de produção.

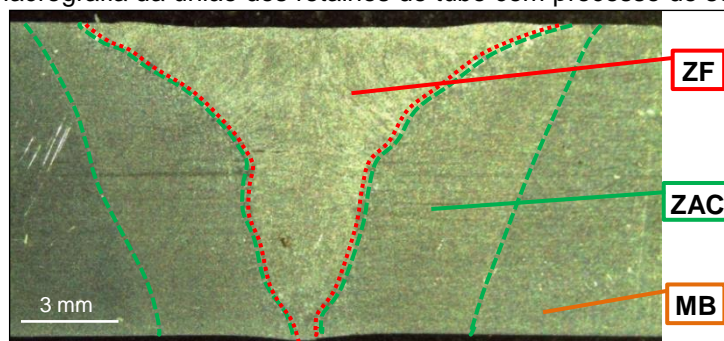
Figura 30 – Macrografia do tubo, como fornecido pelo fabricante, mostrando a costura.



Fonte: o Autor.

A imagem da Figura 31 mostra a caracterização macroestrutural da união de dois retalhos de tubo pelo processo de soldagem MAG. Ficam evidentes as regiões distintas, características do processo. Cabe destacar que a penetração do passe de raiz e o ângulo do reforço apresentam tangência perfeita com a superfície do tubo, ou seja, o concentrador de tensão está minimizado ao máximo e a usinagem posterior não se faz necessária, possibilitando uma condição colaborativa na análise de custos.

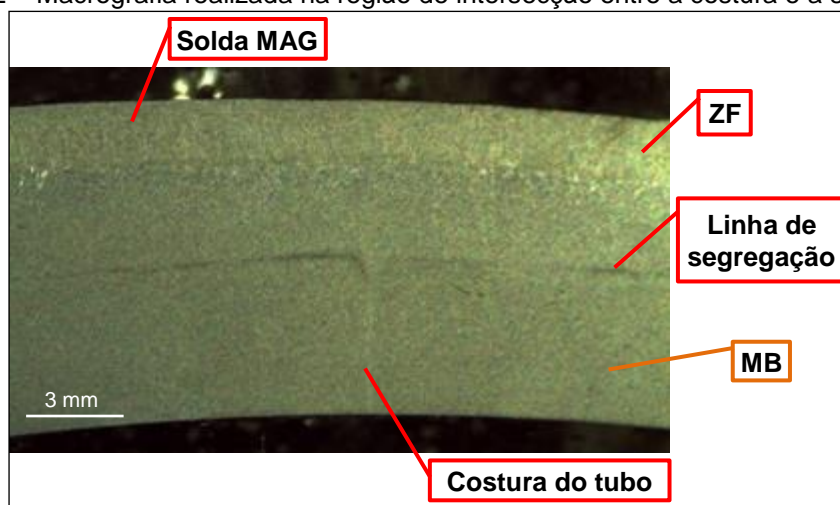
Figura 31 – Macrografia da união dos retalhos de tubo com processo de soldagem MAG.



Fonte: o Autor.

Na Figura 32 apresenta-se a macrografia da intersecção entre a costura original do tubo e a solda MAG da união dos retalhos. Alterações foram evidenciadas em função da sobreposição de um novo ciclo térmico a que o corpo de prova foi submetido. Também se evidenciou a presença de uma linha de segregação ao centro da espessura do tubo. Esta decorre do processo primário de solidificação das placas, utilizadas na conformação do tubo, durante o processo de lingotamento contínuo (ACEVEDO, 2013; MELO, 2013; SORRIJA, 2016).

Figura 32 – Macrografia realizada na região de intersecção entre a costura e a solda MAG.



Fonte: o Autor.

Nas imagens apresentadas na Figura 30, Figura 31 e Figura 32, evidencia-se que nenhum defeito superficial (falta de preenchimento, descontinuidades, falta de penetração, mordeduras, reforço com ângulos que não raso, trincas ou ainda poros), proveniente do processo de soldagem estudado foi identificado.

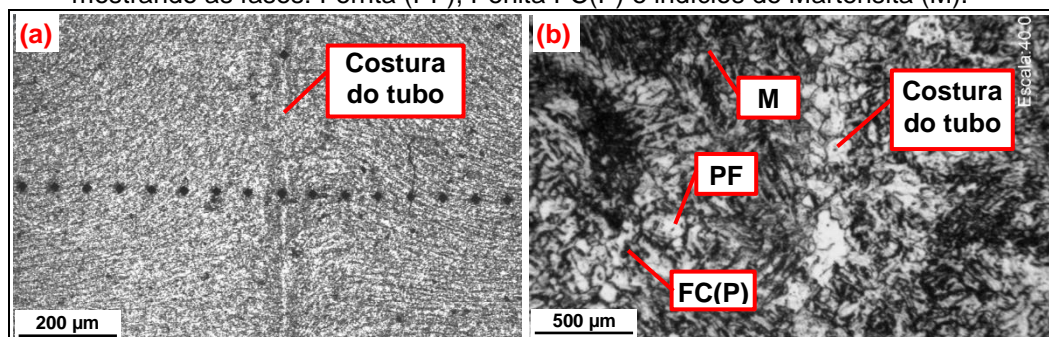
4.2 ANÁLISE MICROGRÁFICA

A microestrutura do tubo, Figura 33(a), exibiu fases bandeadas. Esse tipo de microestrutura é formado por linhas de fluxo, provenientes do processo de conformação da chapa utilizada na produção do tubo, segundo observou Maksuti et al., (2007) em uma análise similar. Ao centro, uma linha perpendicular clara mostra a costura do tubo.

Na Figura 33(b), pode-se observar as fases predominantemente compostas por ferrita (PF), perlita FC(P) e indícios de martensita (M). Nas regiões do material base (MB), a microestrutura possui matriz ferrítica e perlita bandeada. Estes fatos são típicos dos aços que passam pelo processo de laminação, o que corrobora com os

estudos já realizados por Santos (2006), Colpaert (2008) e Rosário et al. (2015).

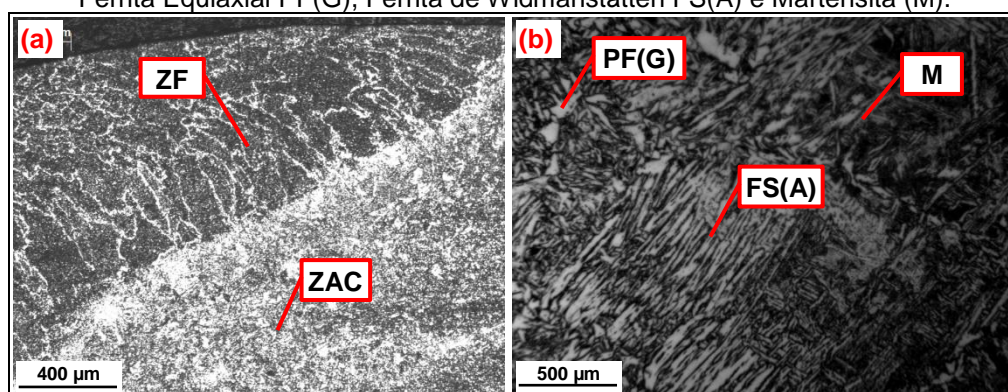
Figura 33 – Microestrutura do tubo como fornecido pelo fabricante. (a) As linhas horizontais caracterizam o fluxo do processo de laminação. (b) Microestrutura da ZAC da costura do tubo mostrando as fases: Ferrita (PF), Perlita FC(P) e indícios de Martensita (M).



Fonte: o Autor.

A Figura 34(a) apresenta a microestrutura entre a ZF e a ZAC da união de dois retalhos de tubo pelo processo de soldagem MAG. Ainda, na região de zona fundida, observa-se um aumento do tamanho de grão devido ao aquecimento elevado nessa região. A Figura 34(b) exibe a presença de uma estrutura mais refinada com ferrita equiaxial PF(G), ferrita de Widmanstätten FS(A) e martensita (M) em maiores volumes na zona afetada pelo calor (ZAC). A ferrita Widmanstätten também foi identificada nos contornos de grãos.

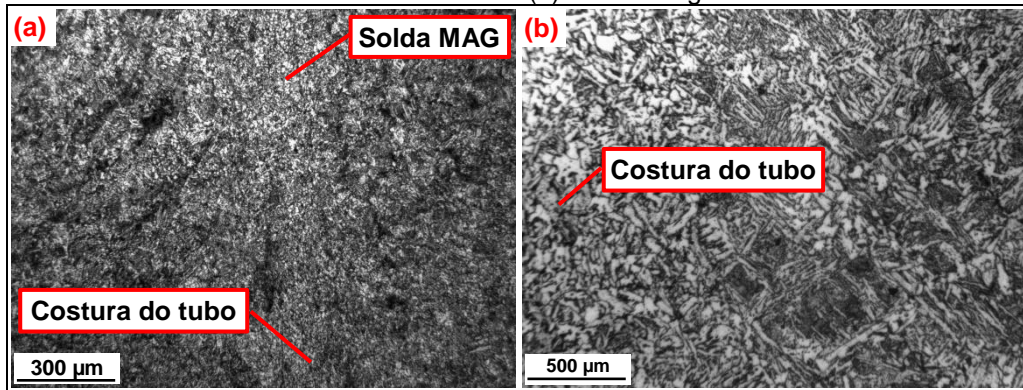
Figura 34 – Microestrutura do tubo com solda MAG. (a) Interface entre zona fundida (ZF) e zona afetada pelo calor (ZAC). (b) Microestrutura da zona afetada pelo calor (ZAC) composta pelas fases: Ferrita Equiaxial PF(G), Ferrita de Widmanstätten FS(A) e Martensita (M).



Fonte: o Autor.

A Figura 35 apresenta a análise microestrutural da intersecção da costura do tubo com a solda MAG. Observou-se uma intensificação do que já havia sido observado na ZAC do tubo com a solda MAG somente. Tal fato pode ser explicado pelo alto gradiente de calor gerado duas vezes em um mesmo local, sendo compatível com o processo utilizado.

Figura 35 – Microestrutura na intersecção da costura do tubo e solda MAG. (a) Região entre o fim da costura do tubo e início da solda MAG. (b) Mesma região em maior aumento.



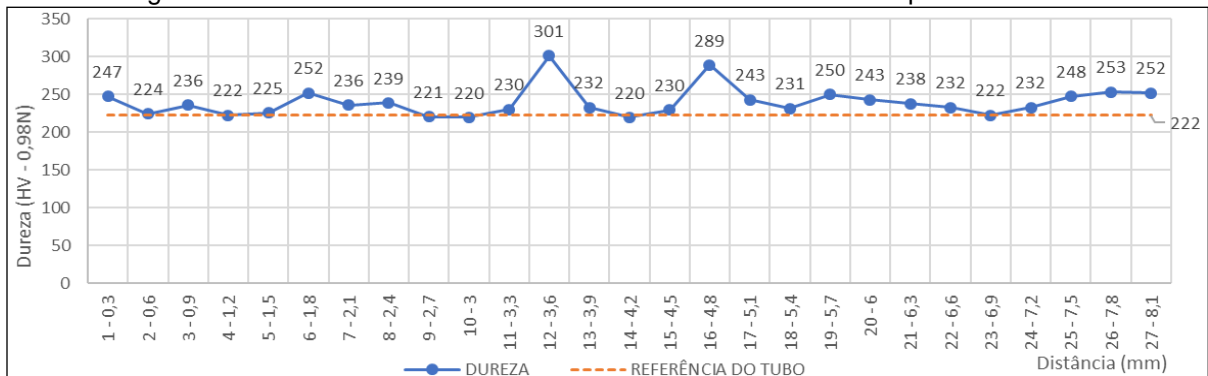
Fonte: o Autor.

4.3 ANÁLISE DE MICRODUREZA

Relacionando o gráfico do perfil de microdureza Vickers, Figura 36, com o local da análise, Figura 37, é possível observar que existem dois pontos que se destacam, o décimo segundo que apresentou 301 HV de dureza e o décimo sexto ponto com 289 HV de dureza. Esses valores destoam da dureza do material base (222 HV). Esse incremento de dureza na região de intersecção entre a ZAC e a ZF pode ser explicada pelos indícios de estrutura martensítica, conforme indicado na Figura 33(b).

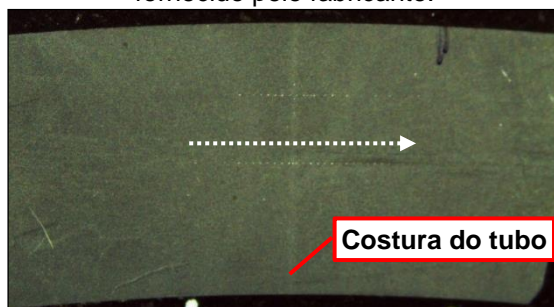
Considerando os dados à esquerda e à direita desses dois pontos, é possível evidenciar a estabilidade dos valores, e permanecendo sempre muito próximos da dureza do substrato do tubo, o que é esperado quando se utiliza o processo de soldagem de alta frequência para fazer a costura deste tipo de produto.

Figura 36 – Perfil de microdureza Vickers no tubo como fornecido pelo fabricante.



Fonte: o Autor.

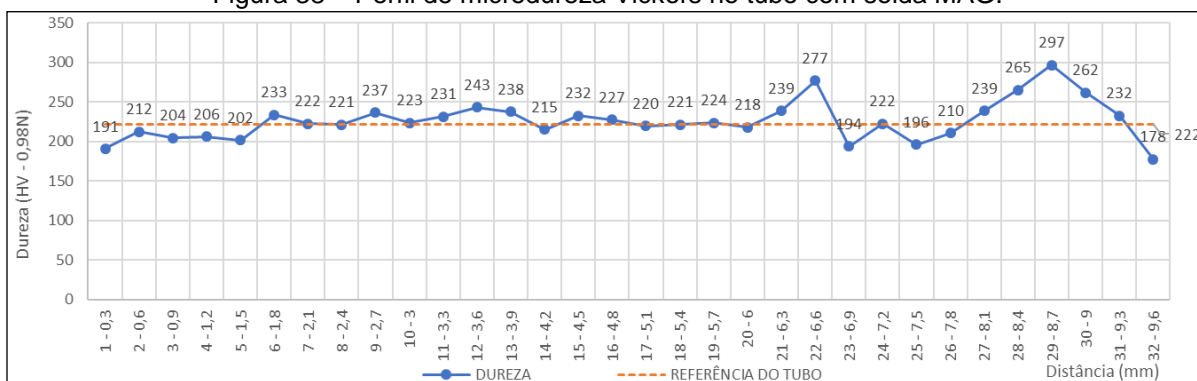
Figura 37 – A seta indica a direção e o local do perfil de microdureza Vickers realizado no tubo como fornecido pelo fabricante.



Fonte: o Autor.

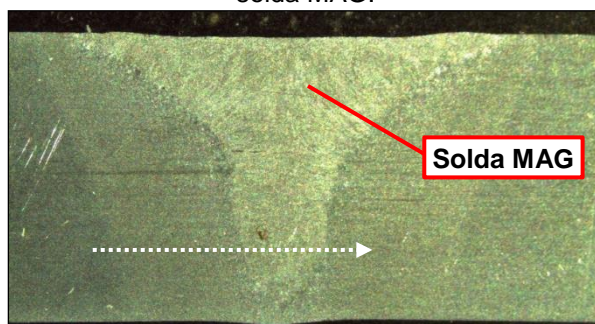
Analisando o gráfico da esquerda para a direita, como se vê na Figura 38, e, relacionando-o com a indicação do local da análise na Figura 39, é possível identificar valores uniformes com variações esperadas até o vigésimo primeiro ponto, por se tratar da região do material base (MB) que não sofreu alterações microestruturais significativas. Na ZAC foram observados dois picos de dureza, 277 HV no vigésimo segundo ponto e 297 HV no vigésimo nono ponto. Essa variação de dureza pode ser ocasionada devido ao refinamento do grão que ocorre durante recristalização do material através do aporte térmico do processo de soldagem MAG.

Figura 38 – Perfil de microdureza Vickers no tubo com solda MAG.



Fonte: o Autor.

Figura 39 – A seta indica a direção e o local do perfil de microdureza Vickers realizado no tubo com solda MAG.

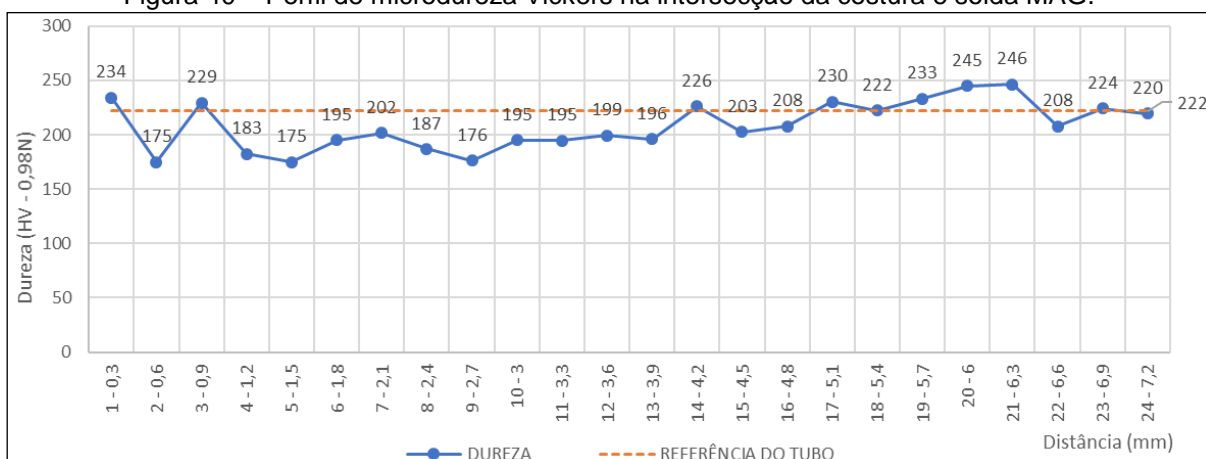


Fonte: o Autor.

A Figura 40 apresenta o resultado do perfil de microdureza e a Figura 41, a direção do perfil de medição que foi executado na intersecção da costura do tubo e solda MAG. Como pode-se observar nos primeiros pontos, os valores de dureza não são constantes, em função de ter sido avaliada uma área de zona fundida (ZF) que apresenta uma matriz ferrítico perlítico grosseira.

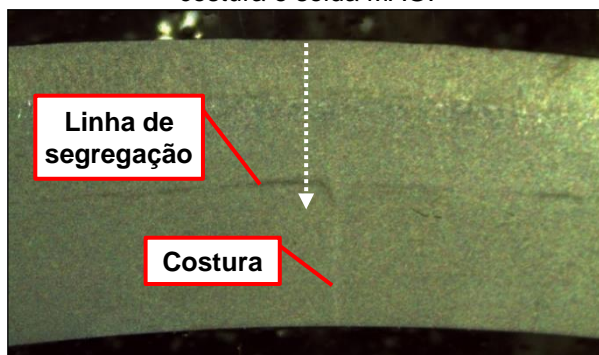
Os valores de microdureza obtidos no vigésimo ponto, com 245 HV e no vigésimo primeiro ponto, com 246 HV, são os que apresentam maiores valores de dureza. Esses pontos foram observados de forma coincidente à linha central. Esse fato pode ser justificado pelo fenômeno ocorrido na laminação das chapas utilizadas para fabricação dos tubos com costura e este tipo de defeito é conhecido como linha de segregação. Exatamente nestes pontos, constata-se a presença de microestruturas de natureza frágil com a presença do microconstituente martensita-austenita ou mesmo martensita (ACEVEDO, 2013).

Figura 40 – Perfil de microdureza Vickers na intersecção da costura e solda MAG.



Fonte: o Autor.

Figura 41 – A seta indica a direção do perfil de microdureza Vickers realizado na intersecção da costura e solda MAG.



Fonte: o Autor.

4.4 ENSAIO DE TRAÇÃO

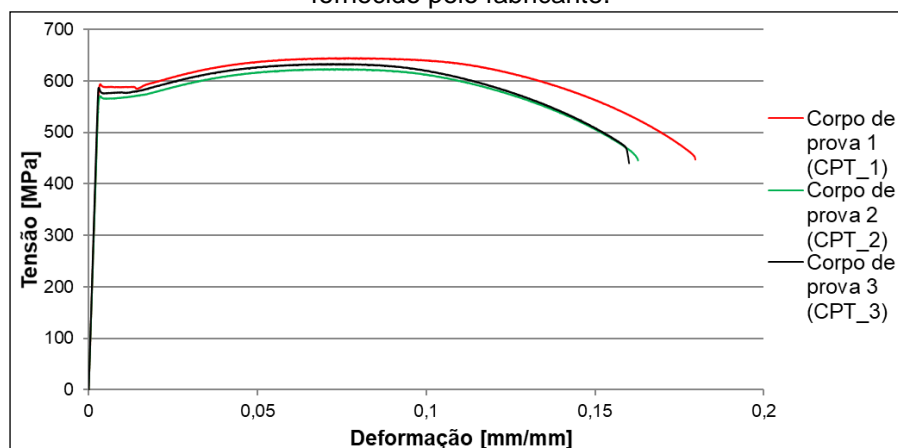
Os ensaios de tração realizados nos corpos de prova CPT_1, CPT_2 e CPT_3 extraídos do tubo, apresentaram resultados homogêneos, e tal fato pode ser evidenciado na Tabela 8 e no gráfico da Figura 42.

Tabela 8 – Resultados do ensaio de tração nos corpos de prova do tubo como fornecidos pelo fabricante.

CORPO DE PROVA	LIMITE DE ESCOAMENTO (MPa)	LIMITE DE RESISTÊNCIA À TRAÇÃO (MPa)	ALONGAMENTO (%)
CPT_1	585	645	19,6
CPT_2	565	624	18,6
CPT_3	576	633	18,0
Média	575	634	18,7

Fonte: o Autor.

Figura 42 – Curvas resultantes dos ensaios de tração nos corpos de prova obtidos do tubo como fornecido pelo fabricante.



Fonte: o Autor.

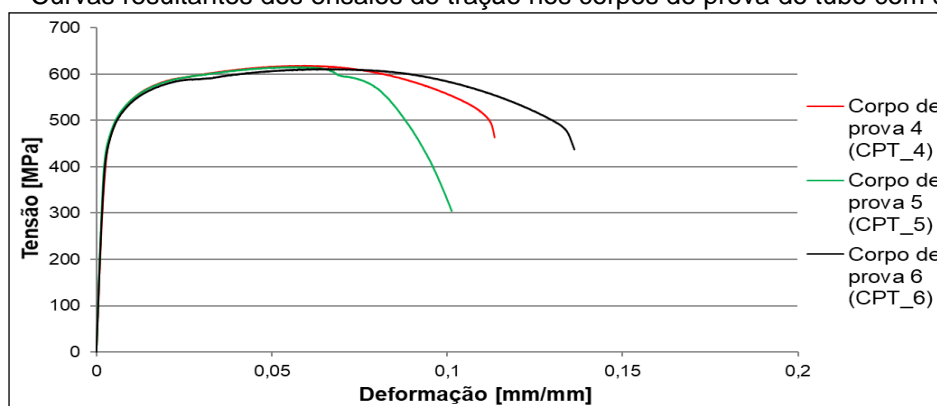
Os ensaios de tração efetuados nos corpos de prova CPT_4, CPT_5 e CPT_6, obtidos da união dos retalhos de tubo com solda MAG, apresentaram queda, em média de 18%, quando comparados ao tubo como fornecido pelo fabricante, conforme é apresentado na Tabela 9 e no gráfico da Figura 43.

Tabela 9 – Resultados do ensaio de tração nos corpos de prova do tubo com solda MAG.

CORPO DE PROVA	LIMITE DE ESCOAMENTO (MPa)	LIMITE DE RESISTÊNCIA À TRAÇÃO (MPa)	ALONGAMENTO (%)
CPT_4	477	619	13,9
CPT_5	479	616	11,8
CPT_6	473	611	16,2
Média	476	615	14,0

Fonte: o Autor.

Figura 43 – Curvas resultantes dos ensaios de tração nos corpos de prova do tubo com solda MAG.



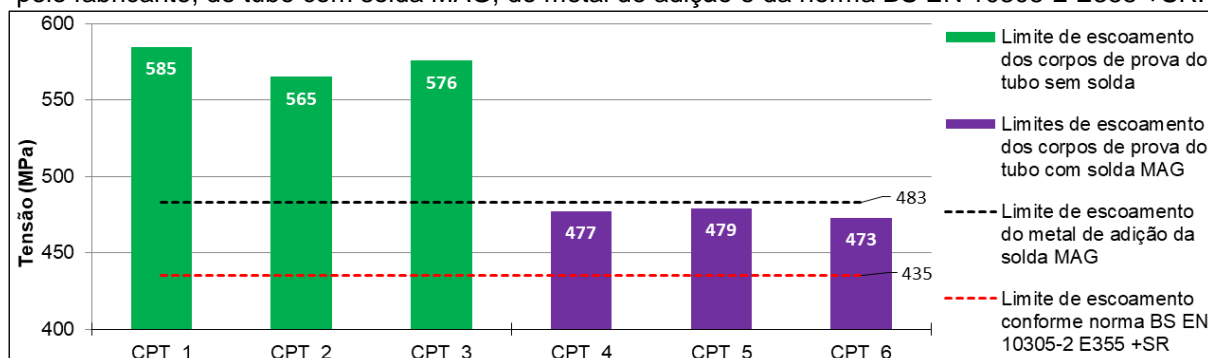
Fonte: o Autor.

A Figura 44 mostra a comparação dos limites de escoamento: do tubo como fornecido pelo fabricante, da união dos tubos soldados, do metal de adição utilizado na união dos tubos e da norma BS EN 10305-2 E355 +SR. Os valores de escoamento para o tubo soldado, mesmo com uma redução de 18%, ainda permanecem acima do limite de escoamento mínimo requisitado pela norma BS EN 10305-2 E355 +SR, que determina parâmetros para tubos soldados.

Ainda, quando avaliados os limites de escoamento dos corpos de prova com solda MAG e do consumível de solda, pode-se dizer que eles são equivalentes. Esse tipo de configuração é conhecido pela expressão em inglês “*undermatching*”, materiais de adição com menor resistência do que o material base (MB).

O emprego de um consumível de menor resistência tem por objetivo minimizar a tendência a trincas, tanto no material base (MB), quanto no metal de solda, ainda mais em aços de escoamento superior a 480 MPa. Embora não seja uma técnica muito conhecida, a utilização de um metal de solda mais dúctil coopera para redução do nível geral das tensões na junta soldada (MACHADO, 2012).

Figura 44 – Comparação dos limites de escoamento dos corpos de prova do tubo como fornecido pelo fabricante, do tubo com solda MAG, do metal de adição e da norma BS EN 10305-2 E355 +SR.



Fonte: o Autor.

Com relação ao alongamento apresentado na Tabela 8 e 9, pôde-se evidenciar que ao unir os retalhos de tubo através do processo de soldagem MAG, o alongamento foi reduzido, passando de 18,7% para 14% de média, ainda assim, permanecendo acima de 10% que é o requerido pela norma BS EN 10305-2 E355 +SR.

Dos três corpos de prova do tubo com solda MAG, os corpos de prova CPT_4 e CPT_6 apresentaram fraturas que ocorreram na ZAC. Já o corpo de prova CPT_5 foi o que apresentou o percentual de alongamento mais baixo dentre todos (11,8%), e tal característica pode ser observada no gráfico da Figura 45 (curva na cor verde). O motivo pelo qual ocorreu essa diminuição no alongamento pode estar relacionado a regiões em que não houve a perfeita adesão entre metal de adição e metal base (MB), como pode ser observado na Figura 45.

O defeito causado pela falta de fusão, ocorre em função da insuficiência de fusão entre o metal de solda e as superfícies do metal base (MB). Geralmente esse fato está relacionado aos parâmetros de soldagem, geometria dos chanfros ou ao metal de adição que passou a frente do arco, ESAB (2019).

Figura 45 – Fratura do corpo de prova CPT_5, onde as setas indicam a região com falta de fusão e características de fratura com baixa ductilidade.



Fonte: o Autor.

A partir dos dados obtidos no ensaio de tração dos retalhos de tubo unidos com solda MAG e utilizando a Equação 3, pode-se calcular a carga crítica a que o tubo avaliado poderia ser submetido.

$$\sigma = \frac{P_{cr}}{A_{seção\ do\ tubo}} \rightarrow P_{cr} = \sigma * A_{seção\ do\ tubo} \rightarrow P_{cr} = 473 * 6133$$

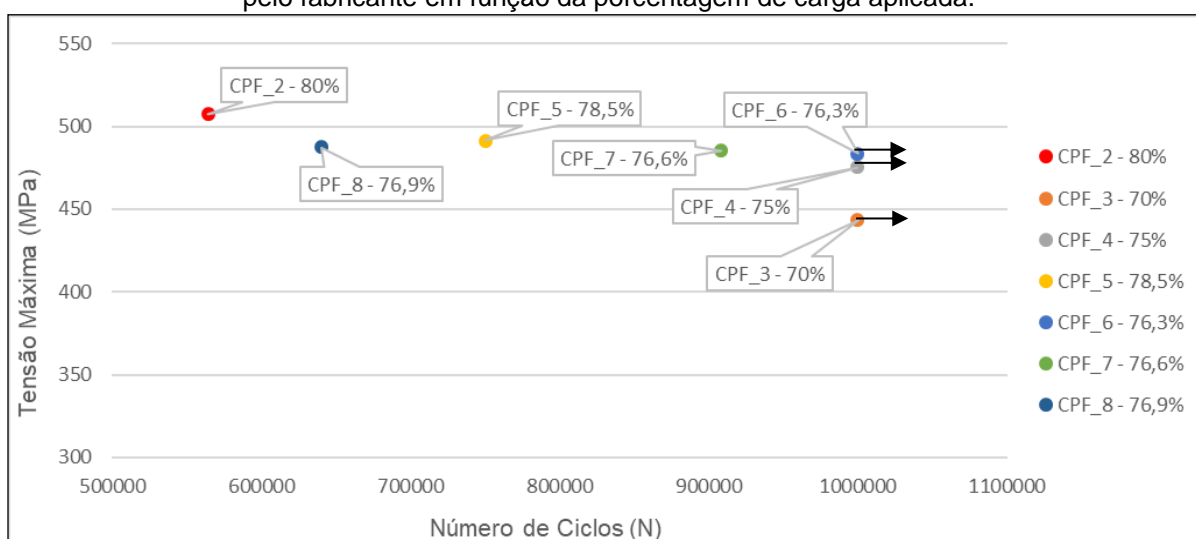
$$P_{cr} = 2.900.000 \text{ MPa.mm}^2 \text{ ou } 290 \text{ ton.}$$

Este valor calculado é superior à carga aplicada nos cilindros hidráulicos telescópicos em implementos basculantes conforme pode ser verificado no Apêndice B, o que lhe confere características que atendem às necessidades da aplicação.

4.5 ENSAIO DE FADIGA

A Figura 46 apresenta os resultados do ensaio de fadiga realizado no material base do tubo, ou seja, sem aplicação do processo de soldagem e em uma região livre da costura original do tubo. Os pontos representam o número de ciclos atingido sob uma determinada tensão, estipulada pela porcentagem do limite de resistência à tração, partindo de 80% de maneira a encontrar o ponto em que se obtivesse a relação de vida infinita e tensão máxima que o corpo de prova suportaria.

Figura 46 – Resultados dos ensaios de fadiga nos corpos de prova obtidos do tubo como fornecido pelo fabricante em função da porcentagem de carga aplicada.



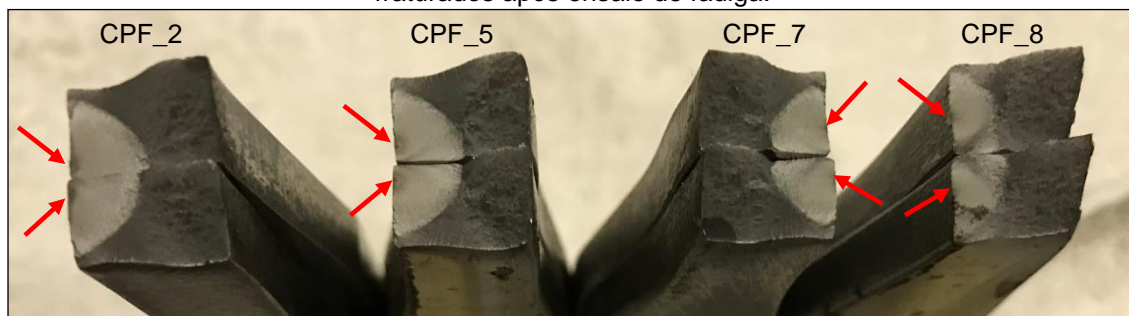
Fonte: o Autor.

Dessa forma, definiu-se o limite de fadiga na carga correspondente a 76,3% do limite de resistência à tração.

As fraturas dos corpos de prova CPF_2, CPF_5, CPF_7 e CPF_8 exibiram características idênticas, todavia, os corpos de prova CPF_5 e CPF_7 apresentaram rompimento ao meio do corpo de prova e os corpos de prova CPF_2 e CPF_8 romperam em uma região mais afastada do centro da amostra.

As setas da Figura 47 indicam o ponto de nucleação da trinca, seguido por uma área clara, em que ocorreu a propagação da trinca, e, por fim, uma região mais escura, conhecida como região de fratura frágil, ocasionada quando a trinca de fadiga atingiu um tamanho crítico e a partir disso, o material não suportou a tensão aplicada, acarretando na ruptura do corpo de prova.

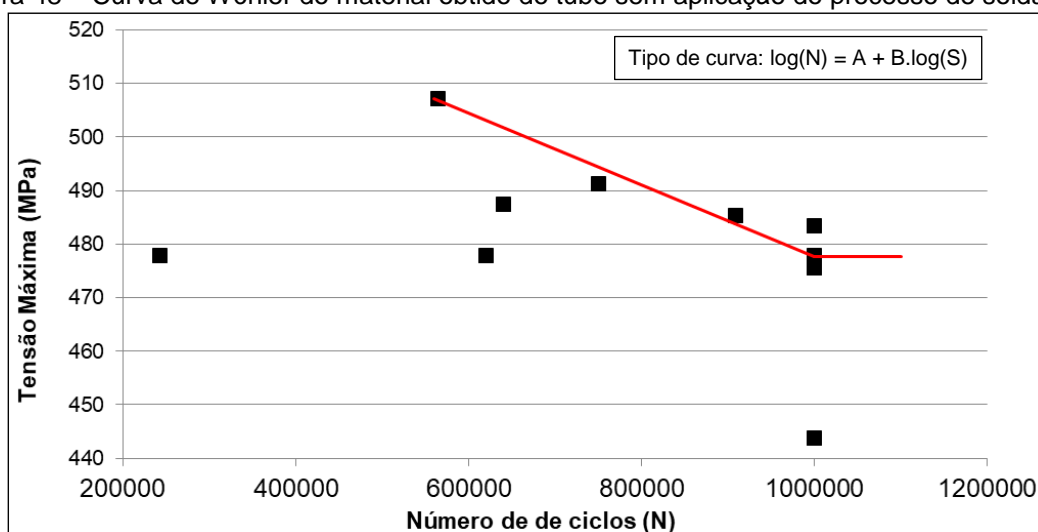
Figura 47 – Superfícies dos corpos de prova obtidos do tubo como fornecido pelo fabricante fraturados após ensaio de fadiga.



Fonte: o Autor.

A seguir, na Figura 48, foi desenvolvida a Curva de Wöhler para os corpos de prova obtidos do tubo sem interferência de processos de soldagem. Foi estabelecido o limite de resistência à fadiga do material em 478 MPa ou ainda 75% do limite resistência a tração do tubo ensaiado.

Figura 48 – Curva de Wöhler do material obtido do tubo sem aplicação do processo de soldagem.



Fonte: o Autor.

Com intuito de investigar se a costura original do tubo pode interferir na resistência à fadiga, foram obtidas três amostras, conforme descrito na metodologia de obtenção dos corpos de prova, submetidas a carga do limite de fadiga obtida no material base do tubo, sem interferência de processos.

Dos três corpos de prova ensaiados sob a mesma carga (478 MPa), somente um deles apresentou vida infinita, indicando que fatores microestruturais decorrentes do processo de costura do tubo podem ter influenciado nesse resultado.

Avaliando os dois corpos de prova fraturados, dos quais apresentavam interferência da costura original do tubo, na Figura 49, é possível evidenciar que

ambos apresentaram o local de ruptura e aspectos de fratura muito semelhantes ao material sem costura.

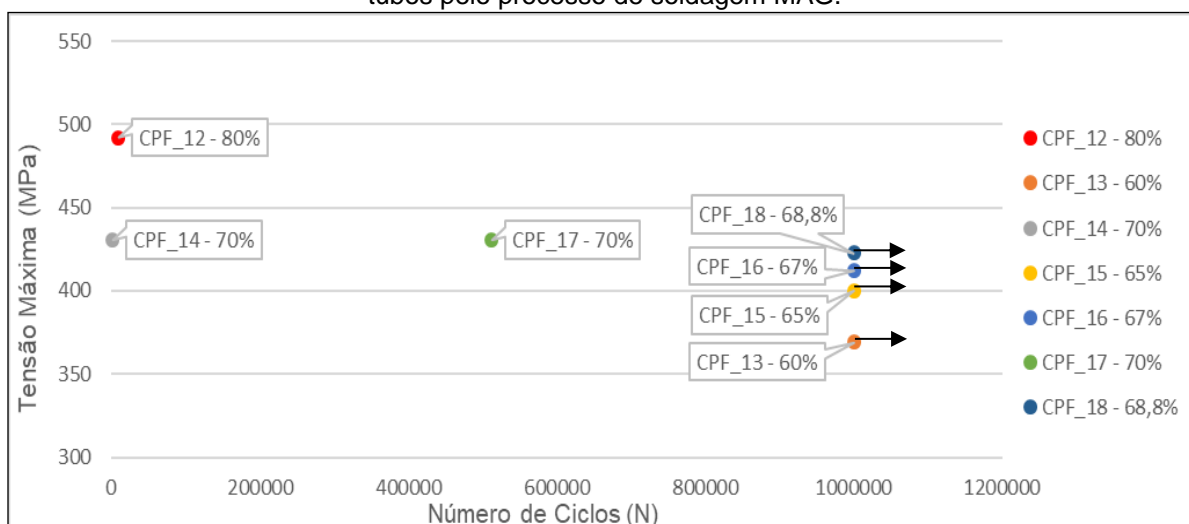
Figura 49 – Corpos de prova obtidos na região da costura original do tubo que apresentaram ruptura após ensaio de fadiga com tensão de 478 MPa.



Fonte: o Autor.

A Figura 50 apresenta o resultado do ensaio de fadiga dos corpos de prova obtidos na união de soldagem entre os retalhos de tubo. Da mesma forma que no ensaio anterior, partiu-se de uma tensão de 80% do limite de resistência à tração, nesse caso 615 MPa, reduzindo-se a carga até atingir 10^6 ciclos. Dessa forma, definiu-se o limite de fadiga na carga correspondente a 68,8% do limite de resistência à tração, sendo essa 423 MPa.

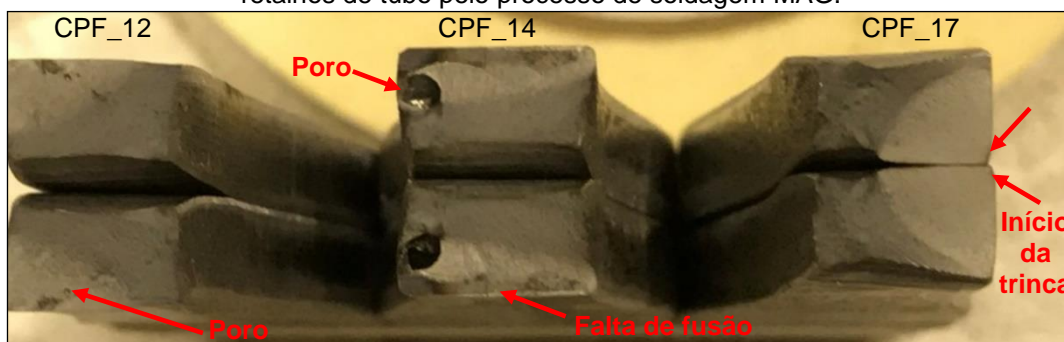
Figura 50 – Resultados do ensaio de fadiga nos corpos de prova obtidos na união dos retalhos de tubos pelo processo de soldagem MAG.



Fonte: o Autor.

Na Figura 51, constatou-se que os corpos de prova CPF_12 e CPF_14, apresentam rompimento com baixos ciclos, o que é justificado pela presença de porosidade na região de solda. Em especial no corpo de prova CPF_14, percebe-se evidência de falta de fusão também.

Figura 51 – Superfícies fraturadas após ensaio de fadiga nos corpos de prova obtidos pela união de retalhos de tubo pelo processo de soldagem MAG.



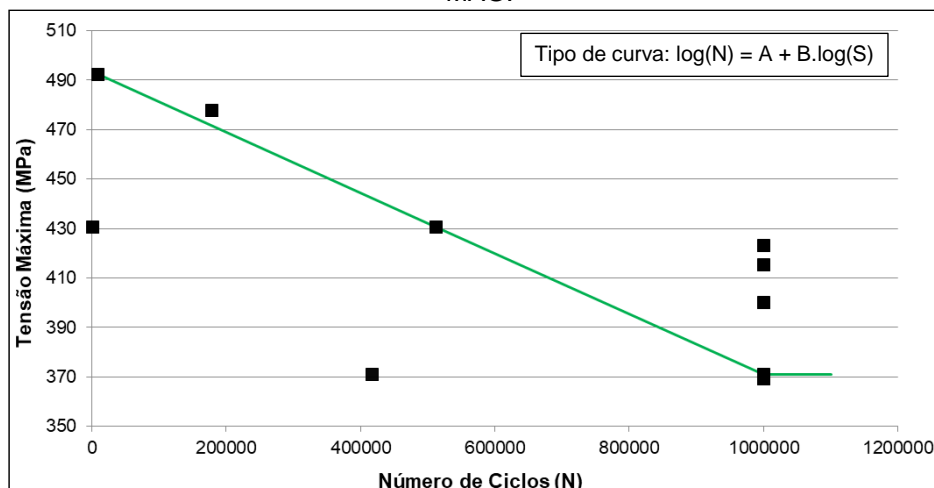
Fonte: o Autor.

Também pode ser observado que o corpo de prova CPF_14, mesmo tendo sido submetido a uma tensão inferior ao corpo de prova CPF_12, apresenta quantidade de ciclos cinco vezes menor que o primeiro corpo de prova ensaiado. Isso se deve a presença de uma porosidade em proporções muito maiores, defeito que não foi possível detectar nem na inspeção visual, nem na macrografia das amostras.

A fratura do corpo de prova CPF_17 apresenta as mesmas características das fraturas ocorridas nos corpos de prova do tubo como fornecido pelo fabricante, conforme visto na Figura 49, tendo um número de ciclos muito superior aos corpos de prova CPF_12 e CPF_14. O que justifica que se um procedimento de soldagem for bem executado, pode-se atingir bons resultados na resistência do material.

Na Figura 52 foi desenvolvida a Curva de Wöhler para os corpos de prova obtidos a partir do tubo unido pelo processo de soldagem MAG. O limite de resistência à fadiga atingiu 371 MPa ou ainda 60% do limite de resistência à tração.

Figura 52 – Curva de Wöhler do material obtido do tubo com aplicação do processo de soldagem MAG.

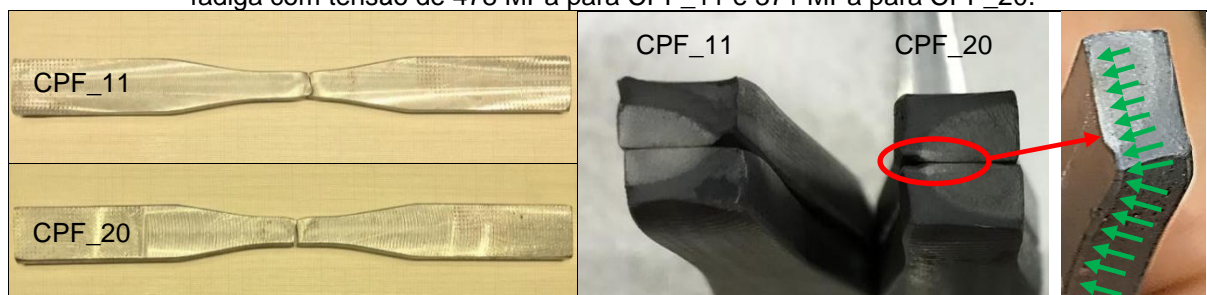


Fonte: o Autor.

Com o propósito de investigar a intersecção entre a costura original do tubo e a região em que foi realizado o processo de soldagem MAG, foram obtidas três amostras, conforme descrito na metodologia de obtenção dos corpos de prova. Destas, uma delas foi submetida à carga correspondente a 100% do limite de resistência a tração do tubo soldado e as outras duas à carga alcançada no limite de resistência à fadiga desse mesmo tubo soldado.

Na Figura 53, pode-se evidenciar que o corpo de prova CPF_11 apresenta fratura no material base (MB) e não na região soldada, como seria o esperado. Essa fratura apresentou características semelhantes aos corpos de prova obtidos do tubo como fornecido pelo fabricante, ilustradas na Figura 47, uma vez que a fratura ocorreu fora da região soldada. Já no corpo de prova CPF_20, é possível evidenciar que a fratura possui um alinhamento com a usinagem do processo de confecção do corpo de prova, indicadas por setas verdes da mesma figura, este pode ser um dos fatores que afetaram a vida em fadiga e que foi abordado por Schwanke (2017). Por fim, o corpo de prova CPF_19 teve desempenho de vida infinita.

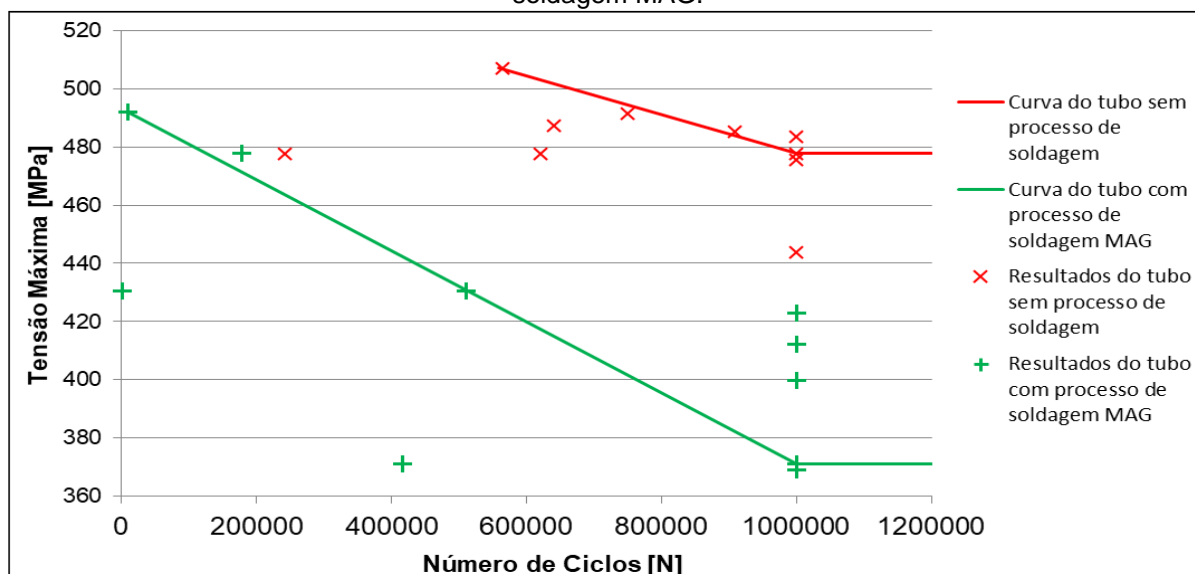
Figura 53 – Corpos de prova do tubo com solda MAG que apresentaram ruptura após ensaio de fadiga com tensão de 478 MPa para CPF_11 e 371 MPa para CPF_20.



Fonte: o Autor.

Na Figura 54, é apresentado a sobreposição das Curvas de Wöhler dos resultados de resistência à fadiga obtidos para o tubo sem o processo de soldagem e para o tubo unido pelo processo de soldagem MAG. Analisando o limite de fadiga nas duas situações avaliadas, pode-se inferir uma redução de 22% para o caso do tubo unido pela soldagem MAG, passando de 478 MPa do material do tubo como fornecido pelo fabricante para 371 MPa para o material soldado.

Figura 54 – Sobreposição das Curvas de Wöhler obtidas para os tubos com e sem processo de soldagem MAG.



Fonte: o Autor.

A Tabela 10 mostra de forma resumida os resultados dos testes de fadiga, em ordem, referente à tensão aplicada.

Tabela 10 – Resumo dos resultados dos testes de fadiga, sendo ordenado de maneira crescente à carga aplicada.

(continua)

CP	DESCRIÇÃO DO CORPO DE PROVA	TENSÃO APLICADA (MPa)	NÚMERO DE CICLOS ALCANÇADOS	MOTIVO PROVÁVEL DA FALHA
CPF_13	Tubo unido por soldagem MAG	369	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_20	Intersecção entre costura original do tubo e soldagem MAG	371	417.475	Corpo de prova apresenta evidências de problemas no processo de sua confecção
CPF_19	Intersecção entre costura original do tubo e soldagem MAG	371	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_15	Tubo unido por soldagem MAG	400	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_16	Tubo unido por soldagem MAG	415	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_18	Tubo unido por soldagem MAG	423	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_14	Tubo unido por soldagem MAG	431	1.828	Corpo de prova apresentou porosidade devido ao processo de soldagem.
CPF_17	Tubo unido por soldagem MAG	431	512.045	Corpo de prova foi submetido a uma tensão superior ao limite de fadiga.
CPF_3	Tubo como fornecido pelo fabricante	444	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_4	Tubo como fornecido pelo fabricante	475	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_11	Intersecção entre costura original do tubo e soldagem MAG	478	178.183	Corpo de prova foi submetido à uma tensão superior ao limite de fadiga.
CPF_9	Região com costura original do tubo	478	243.442	A costura pode ter provocado modificações microestruturais que afetaram a resistência do material

(conclusão)				
CPF_10	Região com costura original do tubo	478	620.666	A costura pode ter provocado modificações microestruturais que afetaram a resistência do material
CPF_1	Região com costura original do tubo	478	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_6	Tubo como fornecido pelo fabricante	483	1.000.000	Não fraturou – vida infinita
CPF_7	Tubo como fornecido pelo fabricante	485	908.185	Corpo de prova foi submetido à uma tensão superior ao limite de fadiga.
CPF_8	Tubo como fornecido pelo fabricante	487	640.497	Corpo de prova foi submetido à uma tensão superior ao limite de fadiga.
CPF_5	Tubo como fornecido pelo fabricante	491	750.476	Corpo de prova foi submetido à uma tensão superior ao limite de fadiga.
CPF_12	Tubo unido por soldagem MAG	492	9.774	Corpo de prova apresentou porosidade devido ao processo de soldagem.
CPF_2	Tubo como fornecido pelo fabricante	507	564.654	Corpo de prova foi submetido à uma tensão superior ao limite de fadiga.

Fonte: o Autor.

Esses dados evidenciam alguns fatores, os quais não são novidade, mas salientam a importância do processamento dos materiais sob as propriedades de fadiga. Dentre eles, pode-se citar que o número de ciclos do tubo soldado, CPF_14, que apresentou porosidade decorrente do processo de soldagem MAG, foi drasticamente reduzido. Uma haste de cilindro nessas condições, operando a 60 ciclos por dia, resistiria no máximo a 30 dias de trabalho.

No caso de um componente produzido de forma inadequada, CPF_20, em que o operador que produziu os corpos de prova, usinou com medidas fora do especificado, acabou por reduzir o limite de resistência à fadiga dessa peça.

O processo de costura utilizado pelo fabricante do tubo gera modificações microestruturais, as quais influenciam na resistência à fadiga. Dos três corpos de prova analisados na região da costura, CPF_1, CPF_9 e CPF_10, somente um deles atingiu a resistência compatível à resistência da região do tubo sem o processo de costura.

Se o material for submetido a uma tensão superior ao seu limite, também apresentará uma ruptura prematura. Destaca-se, dessa forma, que se o componente for projetado para atuar com elevações de cargas com um limite máximo e os operadores ultrapassarem esses limites, o componente poderá romper prematuramente mesmo sem problemas de fabricação.

E por fim, cabe destacar que o processo de soldagem MAG realizado para união dos retalhos de tubo reduziu o limite de fadiga em 22%, contudo, essa redução não impediria sua utilização conforme os cálculos que serão apresentados abaixo.

Utilizando o limite de resistência à fadiga do tubo com solda MAG, que é de

371 MPa, para uma vida infinita e utilizando a Equação 3, pode-se calcular a carga crítica a que ele poderia ser submetido.

$$\sigma = \frac{P_{cr}}{A} \rightarrow P_{cr} = \sigma * A \rightarrow P_{cr} = 371 * 6133$$

$$P_{cr} = 2.275.000 \text{ MPa.mm}^2 \text{ ou } 227 \text{ ton.}$$

Dessa forma, uma haste produzida por retalhos unidos por soldagem MAG suportaria cargas de até 227 toneladas, sendo que este valor de carga crítica não é encontrado quando aplicado em cilindros hidráulicos telescópicos em implementos basculantes, o que lhe confere características que atendem as necessidades da aplicação. O catálogo do fabricante, indica que a maior carga que o mesmo poderia suportar seria 45 toneladas, muito abaixo do que se teria disponível no caso da utilização do tubo com solda MAG (Apêndice B).

4.6 ANÁLISE DE CUSTOS

Na condição atual, ilustra-se na Figura 55, um plano de corte de dois tubos de sete metros que foram considerados para análise. É importante observar que a espessura da serra é de 3 mm, o comprimento do conjunto haste é de 1263 mm e que neste plano está sendo considerado 1268 mm, pois foram necessários 5 mm adicionais devido ao processo de usinagem que precede o corte. Como resultado do corte, obtiveram-se 10 tubos com o comprimento especificado (1268 mm) e a sobra de dois retalhos de 645 mm de comprimento, representando um aproveitamento global de 91% do total.

Figura 55 – Plano de corte dos dois tubos de sete metros.

		Código do projeto:		Conjunto haste Ø116 x 1263
		Descrição do projeto:		Corte conjunto haste 1263
		Espessura da serra (mm):		3
		Tamanho extra para usinagem (mm):		5
Peças para cortar:				
N	Identificação	Comprimento (mm)	Quantidade	
1		1268	10	
Cortar as peças de: (Lista de tubos disponível)				
N	Identificação	Comprimento (mm)	Quantidade	
1		7000	2	
Totais				
			Barras utilizadas:	2
			Rendimento geral:	90,57 %
Sequências de cortes:				
N	Barra utilizada (mm)	Qty	Sequência de corte: mm [Qty]	sobra (mm)
1	7000 ()	2	1268 [1] 1268 [1] 1268 [1] 1268 [1] 1268 [1]	645

Fonte: o Autor.

Os processos seguintes ao corte são: torneamento em equipamento de usinagem convencional, solda, usinagem CNC, retífica e por fim o processo de cromo duro. Executados todos os processos acima chegou-se ao custo unitário de cada conjunto haste, conforme Tabela 11.

Tabela 11 – Levantamento do custo unitário de cada conjunto haste produzido sem a utilização de retalhos de tubos na sua fabricação.

ITENS QUE COMPOEM O CUSTO	CUSTO
Matéria-prima tubo	R\$ 206,60
Matéria-prima tampa	R\$ 7,42
Corte*	R\$ 9,45
Usinagem convencional*	R\$ 4,15
Solda tampa*	R\$ 6,48
Usinagem CNC*	R\$ 28,72
Retífica*	R\$ 10,22
Camada de cromo duro**	R\$ 44,92
Retalhos***	R\$ 22,41
Custo final	R\$ 340,37

* embutido neste custo a mão de obra, energia, depreciação, manutenção e gastos gerais de fabricação.

** provedor externo.

** refere-se a 1/5 do retalho descartado, pois com um tubo se obtém cinco conjuntos haste.

Fonte: adaptado de (HIDROMAS, 2019)

Como resultado final foram obtidos 10 conjuntos haste ao custo de R\$ 340,37 a unidade e também a geração de dois retalhos de tubo com costura de 645 mm de comprimento, que seriam descartados.

Para avaliar o impacto do reaproveitamento destes retalhos, que seriam descartados, necessitou-se o uso de alguns processos adicionais, como o processo de usinagem para obtenção do chanfro, processo de ponteamento através de solda MAG e robô de solda para união dos retalhos. A Tabela 12 apresenta o novo custo unitário do conjunto haste, considerando a utilização dos retalhos provenientes do processo de corte.

Tabela 12 – Levantamento do custo unitário de cada conjunto haste produzido com a utilização de retalhos de tubos na sua fabricação.

ITENS QUE COMPOEM O CUSTO	CUSTO
Matéria-prima tubo*	R\$ 9,84
Matéria-prima tampa	R\$ 7,42
Usinagem convencional**	R\$ 4,15
Usinagem convencional chanfros**	R\$ 5,86
Solda Tampa**	R\$ 6,48
Solda dos retalhos**	R\$ 11,56
Usinagem CNC**	R\$ 28,72
Retífica**	R\$ 10,22
Camada de cromo duro***	R\$ 44,92
Custo final	R\$ 129,17

* considerado 40 centavos ao quilograma dos retalhos.

** embutido neste custo a mão de obra, energia, depreciação, manutenção e gastos gerais de fabricação.

*** provedor externo.

Fonte: adaptado de (HIDROMAS, 2019)

A Tabela 13 apresenta um resumo do custo de fabricação de um conjunto haste produzida na condição atual, ou seja, sem utilização de retalhos e na condição sugerida, com reaproveitamento dos retalhos de tubo utilizando o processo de soldagem MAG.

Tabela 13 – Resumo do custo de fabricação de um conjunto haste na condição atual e sugerida, utilizando dois retalhos de tubo.

CONDIÇÃO	CUSTO UNITÁRIO	REDUÇÃO
Haste convencional sem utilização de retalhos	R\$ 340,37	164%
Haste sugerida com utilização de retalhos	R\$ 129,17	

Fonte: o Autor.

Com os dados acima apresentados, pode-se constatar que é possível obter uma redução percentual no custo unitário de 164% quando comparado a um conjunto haste convencional. Além disso, com a mesma quantidade de tubos adquiridos, foi possível produzir um conjunto de haste a mais, passando de 10 para 11 unidades. Também, pode-se destacar que na condição sugerida, utilizando retalhos, ocorre menor desperdício de matéria-prima, pois o material do tubo de sete metros foi totalmente consumido na produção dos componentes.

5 CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos neste estudo foi possível inferir que a união de retalhos de tubos de aço carbono e manganês para produção de cilindros hidráulicos telescópicos de simples efeito se mostrou viável tanto tecnicamente quanto economicamente, considerado os ensaios aplicados.

O procedimento de soldagem elaborado para o processo de soldagem MAG, proporcionou a união de dois retalhos de tubo de maneira satisfatória para sua utilização em hastes de cilindro, obtendo-se cordões de solda com penetração adequada no passe de raiz e tangência muito próxima do ideal no passe de acabamento.

Na análise macrográfica, foi possível identificar a zona fundida, zona afetada pelo calor e material base em concordância com o processo de soldagem MAG e a literatura, o que gera uma condição favorável para o reaproveitamento dos retalhos de tubo.

Nas análises microestruturais, no material base do tubo, foi possível identificar a microestrutura, predominantemente, composta por ferrita e perlita bandeada. Na união dos retalhos do tubo com solda MAG, evidencia-se a formação de ferrita equiaxial, ferrita Widmanstätten e martensita, estando em concordância com a literatura do processo de soldagem utilizado.

O perfil de dureza verificado no tubo, como recebido do fabricante, mostrou-se compatível (220 HV) com a dureza do certificado de qualidade. Já o aumento de dureza ao centro da espessura pelo motivo da presença de linhas de segregação corrobora com os estudos realizados por ACEVEDO (2013), MELO (2013) e SORRIJA (2016).

Nos ensaios de tração do material soldado pela união dos retalhos de tubo, foi obtido um decréscimo de 18% no limite de escoamento e 26% no alongamento em relação ao material como fornecido pelo fabricante, contudo permanece acima dos limites mínimos requisitados pela Norma BS EN 10305-2 E355 +SR.

Nos ensaios de fadiga do tubo como fornecido pelo fabricante, registrou-se um limite de fadiga de 478 MPa. Já na avaliação da união dos retalhos através do processo de soldagem MAG resultou-se em 371 MPa o limite de fadiga. Uma redução de 22%, entretanto, não inviabiliza a utilização em atuadores hidráulicos conforme os cálculos realizados.

Por fim, estimou-se uma redução de 164% no custo final de um conjunto haste utilizado em um cilindro hidráulico telescópico de simples efeito, concluindo que há viabilidade financeira, técnica e principalmente no contexto da sustentabilidade para essa proposta de reaproveitamento de tubos.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- a) Avaliar método não destrutivo com o objetivo de detectar descontinuidades internas após o processo de soldagem MAG;
- b) Executar ensaio hidrostático no tubo com solda MAG para verificar a resistência mecânica do tubo sob alta pressão;
- c) Avaliar a possibilidade de reaproveitamento dos retalhos de tubo para fabricação de hastes e conjunto camisa;
- d) Avaliar a possibilidade de execução do processo de soldagem por arco submerso, podendo constituir-se uma alternativa de menor custo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ACEVEDO, Renato Alonso Barboza. **Causas microestruturais das delaminações em testes de tenacidade à fratura de aços DH36**. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2013.

ANDRADE, Fernando Augusto de. **Estudo das propriedades mecânicas de tubos de aço com costura trefilados**. 2007. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia de Materiais) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.

ASM INTERNATIONAL. **Elements of Metallurgy and Engineering Alloys**. 1. Ed. Ohio: Editora ASM International, 2008.

ASTM E466. **Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials**. American Society for Testing and Materials. 2015.

ASTM E739. **Standard Practice for Statistic Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (e-N) Fatigue Data**. American Society for Testing and Materials. 2010.

ASTM E8. **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**. American Society for Testing and Materials. 2013.

BRANCO, Carlos Moura; FERNANDES, António Augusto; CASTRO, Paulo Manuel Salgado. **Fadiga de Estruturas Soldadas**. Lisboa: Editora Lisboa, 1986.

BRENSING, Karl-Heinz; SOMMER, Baldur. **Steel Tube and Pipe Manufacturing Processes**. Düsseldorf, 2017. Apostila. Disponível em: http://www.smrw.de/files/herstellverfahren_f__r_stahlrohre_de.pdf. Acesso em: 20 jun. 2018.

BRITISH STANDARDS. **BS EN 10305-2:2002**: Steel tubes for precision applications, Technical delivery conditions, Part 2: Welded cold drawn tubes. Londres: BS, 2002.

CALLISTER, William. **Fundamentos da Ciência e Engenharia de Materiais: Engenharia de Materiais**. 7. Ed. Rio de Janeiro: Editora LTC, 2011.

COLPAERT, Hubertus. **Metalografia dos produtos metalúrgicos comuns**. 4. Ed. São Paulo: Blucher, 2008.

DING Donghong; PAN Zengxi; CUIURI Dominic; LI Huijun. Wire-feed additive manufacturing of metal components: technologies, developments and future interests. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, Wollongong, volume 81, pp 465–481, 9 mai. 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7077-3>. Acesso em: 14 mar. 2018.

EROGLU, Mehmet; AKSOY, Mustafa; ORHAN, Nuri. Effect of coarse initial grain size on microstructure and mechanical properties of weld metal and HAZ of a low carbon steel. **Materials Science and Engineering**, Turquia, volume 269, pp 59–66, 30 ago. 1999. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(99\)00137-9](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(99)00137-9). Acesso em: 11 dez. 2018.

ESAB. **Processo de Soldagem: MIG/MAG (GMAW)**. Contagem, 2014. Apostila Soldagem MIG/MAG (GMAW). Disponível em: http://www.esab.com.br/br/pt/education/blog/processo_soldagem_mig_mag_gmaw.cfm. Acesso em: 5 ago. 2017.

ESAB. **Catálogo de consumíveis**. 2019. Catálogo de consumíveis. Disponível em: https://www.esab.com.br/br/pt/support/documentation/upload/1902600_rev14_consumiveis_handbook.pdf. Acesso em: 25 jul. 2019.

FORTES, Cleber. **Metalurgia da soldagem**. Contagem, 2004. Apostila. Disponível em: <https://www.esab.com.br/br/pt/education/apostilas/upload/apostilametalurgiasoldagem.pdf>. Acesso em: 9 ago. 2017.

FORTES, Cleber; VAZ, Cláudio Turani. **Soldagem MIG/MAG**. Contagem, 2005. Apostila Soldagem MIGMAG. Disponível em: https://www.esab.com.br/br/pt/education/apostilas/upload/1901104rev1_apostilasoldagemmigmag_nova.pdf. Acesso em: 2 ago. 2017.

FRANCIS, John Anthony; BHADESHIA, Harshad Kumar Dharamshi Hansraj; WITHERS, Philip John. Welding residual stresses in ferritic power plant steels. **Institute of Materials, Minerals and Mining**, Manchester, volume 23, pp 1009–1020, 23 set. 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1179/174328407X213116>. Acesso em: 19 nov. 2018.

GARCIA, Amauri; SPIM, Jaime Alvares; SANTOS, Carlos Alexandre dos. **Ensaio dos materiais**. Rio de Janeiro: LTC, 2012.

GO ASSOCIADOS. **SUCATAS - Estudo faz diagnóstico do comércio atacadista de sucatas metálicas**. São Paulo, 2018. Site. Disponível em: <https://www.olimpia24horas.com.br/noticias/sucatas-estudo-faz-diagnostico-do-comercio-atacadista-de-sucatas-metalicas/7/14383>. Acesso em: 25 nov. 2018.

HIDROMAS BRASIL. **Banco de dados**. Caxias do Sul: HIDROMAS BRASIL, 2017.

HIDROMAS BRASIL. **Banco de dados**. Caxias do Sul: HIDROMAS BRASIL, 2019.

HORN, A. M. et al. Fatigue and fracture. **17th International Ship and Offshore Structures Congress**, Seoul, volume 1, 16 aug. 2009. Disponível em: <http://www.issc2018.org/images/issc2009/FATIGUE%20AND%20FRACTURE.pdf>. Acesso em: 20 mai. 2018.

HYVA. **New Alpha Series – Front End Tipping Solutions Animation**. Caxias do Sul, 2017. Site. Disponível em: https://www.hyva.com/Hyva/UserFilesStore/File/Hyva%20do%20Brasil/Documentos2013/70174187_AA.PDF. Acesso em: 14 nov. 2017.

IBRAHIM, Izzatul Aini; MOHAMAT, Syarul Asraf; AMIR, Amalina; GHALIB, Abdul. The Effect of Gas Metal Arc Welding (GMAW) processes on different welding parameters. **The International Symposium on Robotics and Intelligent Sensors**, Selangor, volume 41, pp 1502–1506, 1 jul. 2012. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2012.07.342>. Acesso em: 20 fev. 2018.

INESFA. **Reciclagem**. São Paulo, 2018. Site. Disponível em: <http://www.inesfa.org.br/reciclagem.php>. Acesso em: 1 jul. 2019.

KARADENIZ, Erdal; OZSARAC, Ugur; YILDIZ, Ceyhan. The effect of process parameters on penetration in gas metal arc welding processes. **Materials and Design**, Sakarya, volume 28, pp 449–656, 14 jul. 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2005.07.014>. Acesso em: 23 jan. 2018.

LANCASTER, J. **Metallurgy of Welding**. 6. Ed. Ebington: Ebington Publishing, 1999.

LEMCOOL Lance; DEVLETIAN, Jack. **Carbon Equivalent (Pcm) Limits for Thick Carbon and Low Alloy Steels**. Mississippi, 2000. Relatório. Disponível em: <https://apps.dtic.mil/dtic/tr/fulltext/u2/a452095.pdf>. Acesso em 5 out. 2018.

MACHADO, Ivan Guerra. Novos paradigmas para especificação de juntas soldadas (*New paradigms for specification of welded joints*). **Soldagem & Inspeção**, São Paulo, volume 17, set. 2012. Disponível em: http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0104-92242012000300012. Acesso em: 3 jul. 2019.

MADDOX, Stephen; ZHANG, Yan-Hui. Comparison of fatigue of girth-welds in full-scale pipes and small-scale strip specimens. **International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, Cambridge, 15 jun. 2008. Disponível em: https://www.researchgate.net/publication/267604566_Comparison_of_Fatigue_of_Girth-Welds_in_Full-Scale_Pipes_and_Small-Scale_Strip_Specimens. Acesso em: 19 mai. 2018.

MADDOX, Stephen; ZHANG, Yan-Hui. Fatigue testing of full-scale girth welded pipes under variable amplitude loading. **Annual Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering**, Rio de Janeiro, 5 jul. 2012. Disponível em: <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/published-papers/fatigue-testing-of-full-scale-girth-welded-pipes-under-variable-amplitude-loading>. Acesso em: 29 out. 2017.

MAKSUTI Rrahim; MEHMETI Hamit; OETTEL Heinrich. The Influence of the Plastic Deformation on the Metal Flow During High Frequency Electric Resistance Welding of Longitudinally Welded Pipes. **Trabalho de Faculdade**, Kosovo, 2007. Disponível em: <http://elektron.tmf.bg.ac.rs/dpsm2007/proceedings/06-Rrahim%20Maksuti-Beograd-2007.pdf>. Acesso em: 8 abr. 2018.

MARCEGAGLIA. **Carbon Steel Flats**. Napoli, 2013. Catálogo. Disponível em: https://www.marcegagliadobrasil.com/marcegaglia_product/tubos-soldados-de-aco-carbono/. Acesso em: 20 jun. 2018.

MARCEGAGLIA. **Certificado de matéria-prima**. Itália: Mantova, 2017.

MARQUES, Paulo Villani; MODENESI Paulo José; BRACARENSE Alexandre Queiroz. **Soldagem Fundamentos e Tecnologia**. 1. Ed. Minas Gerais: UFGM, 2005.

MARQUES, Paulo Villani; MODENESI Paulo José. Algumas Equações Úteis em Soldagem (Some handy equations for welding). **Soldagem & inspeção**, Belo Horizonte, volume 19, pp 91–102, mar. 2014. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1590/S0104-92242014000100011>. Acesso em: 9 mar. 2018.

MAYURAM, M.; GOPINATH, K. **Factors Influencing Fatigue**. Índia, 2017. Apostila de Machine Design II. Disponível em: http://nptel.ac.in/courses/112106137/pdf/1_3.pdf. Acesso em: 13 mar. 2018.

MELO, L. C. R. **Desenvolvimento de tubo ARBL contendo 1Cr 0,2Mo fabricado pelo processo ERW/HF destinado à indústria de petróleo e gás**. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2013.

MEYERS Marc André; CHAWLA Krishan Kumar. **Mechanical Behavior of Materials**. 2. Ed. Cambridge: Editora Cambridge University Press, 2009.

MOCHIZUKI, Masahito. Control of welding residual stress for ensuring integrity against fatigue and stress–corrosion cracking. **Nuclear Engineering and Design**, Osaka, volume 237, pp 107–123, jan. 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2006.05.006>. Acesso em: 24 abr. 2018.

MODENESI, Paulo José. **Introdução à Física do Arco Elétrico e sua Aplicação na Soldagem dos Metais**. Belo Horizonte, 2007. Apostila. Disponível em: <http://www.iem.unifei.edu.br/professores/edmilson/Arco.pdf>. Acesso em: 22 abr. 2018.

MODENESI, Paulo José. **Introdução à Física do Arco Elétrico**. Minas Gerais, 2008. Apostila de Soldagem I. Disponível em: <http://foundrygate.com/upload/artigos/F%C3%ADsica%20da%20Soldagem.pdf>. Acesso em: 10 mai. 2018.

MODENESI, Paulo José; MARQUES, Paulo Villani. **Soldagem 1 - Introdução aos Processos de Soldagem**. Minas Gerais, 2000. Apostila de Processos de Soldagem. Disponível em: https://wiki.ifsc.edu.br/mediawiki/images/0/03/Perguntas_.pdf. Acesso em: 19 mai. 2018.

MODENESI, Paulo José; MARQUES, Paulo Villani; SANTOS, Dagoberto Brandão. **Introdução à Metalurgia da Soldagem**. Belo Horizonte, 2012. Apostila de Soldagem. Disponível em: <https://demet.eng.ufmg.br/wp-content/uploads/2012/10/metalurgia.pdf>. Acesso em: 12 mai. 2018.

NADZAM Jeff. **Gas Metal Arc Welding Product and Procedure Selection**. Cleveland, 2014. Apostila. Disponível em: http://www.lincolnelectric.com/assets/global/Products/Consumable_MIGGMAWWires-SuperArc-SuperArcL-50/c4200.pdf. Acesso em: 17 abr. 2018.

NEROLICH, Shaun; Martin, Philip; HARTT, Willian. **Influence of Weld Profile on Fatigue of Welded Structural Steel in Seawater**. American Society for Testing and Materials, p. 491 – 507, Florida, 1981.

NORTON, Robert. **Projeto de Máquinas uma Abordagem Integrada**. São Paulo: Techbooks, 2013.

PAGNUSSAT, Elisandro. **Avaliação térmica e microestrutural de juntas de filete com chapas de diferentes espessuras**. 2013. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2013.

POLLARD, B.; COVER, J. **Fatigue of Steel Weldments. Canadian Welding Metalworking Exposition and Conference**. Toronto, 1972. Site. Disponível em: https://app.aws.org/wj/supplement/WJ_1972_11_s544.pdf. Acesso em: 19 mai. 2018.

POOK, Les. **Metal Fatigue: What it is, what matters**. 1. Ed. Springer, 2007.

RABIE, Mahmoud Galal. **Fluid power engineering**. New York: Mec Graw-Hill, 2009.

RAUSCH, Jason. **Gas Metal Arc Welding Basics: Welding Current & Welding Voltage**. Ohio, 2015. Site. Disponível em: <https://ewi.org/gas-metal-arc-welding-basics-welding-current-welding-voltage/>. Acesso em 22 abr. 2018.

RAZALI Zol Bahri; YATIM Nuraini. Conceptual design of automatic manipulator for metal and non-metal waste management application. **International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering**, Perlis, volume 3, pp 10–14, 4 abr. 2013. Disponível em: https://pdfs.semanticscholar.org/63f5/b0405cb01ab77cd23dbeb7844208b1ff774e.pdf?_ga=2.49995878.1981395767.1582500751-1466211979.1582500751. Acesso em: 19 mar. 2019.

RODRIGUES, Saulo Machado. **Estudo do comportamento em fadiga de juntas soldadas de aços bifásicos de alta resistência mecânica**. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.

ROSÁRIO, R.S., PAULA, A.S., DINIZ, S.B. **70º Congresso Anual da ABM**. Encontro Nacional de Estudantes de Engenharia Metalúrgica, de Materiais e de Minas, parte integrante da ABM Week, v. 3p. p.1 – 10, Rio de Janeiro, 2015.

SANTOS, Fabrício Pinheiro dos. **Desenvolvimento de ensaios de corrosão-fadiga para juntas soldadas de aço API 5L X600mc**. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2006.

SCHWANKE, Rui Gustavo Lippert. **Influência do metal de adição e da energia de soldagem na microestrutura e resistência à fadiga de juntas soldadas de aço de alta resistência e baixa liga DIN s700mc**. 2017. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência dos Materiais) – Universidade de Caxias do Sul, Caxias do Sul, 2017.

SCOTTI, Américo; PONOMAREV, Vlademir. **Soldagem MIG/MAG: Melhor entendimento**. 2. Ed. São Paulo: Artliber Editora, 2014.

SHIGLEY, Joseph; MISCHKE, Charles; BUDYNAS, Richard. **Projeto de Engenharia Mecânica**. São Paulo: Bookman, 2005.

SOMMACAL, Luciano Gotardo. **Análise dos processos de soldagem GMAW, laser e fricção aplicados no reaproveitamento de tubos mecânicos para fabricação de cilindros hidráulicos**. 2015. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia Mecânica) – Universidade de Caxias do Sul, Caxias do Sul, 2015.

SOPRANO HIDRÁULICA. **Banco de dados**. Caxias do Sul: SOPRANO HIDRÁULICA, 2012.

SORRIJA, B.A. **Análise da resistência à fadiga de tubos de aço API 5CT N80 tipo Q soldados via processo de indução magnética de alta frequência (HFIW)**. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2016.

STEEL-TECHNOLOGY. **Waste Disposal and Recycling in Steel Industry**. 2019. Site. Disponível em: <https://www.steel-technology.com/articles/wastedisposal>. Acesso em: 6 jun. 2019.

STEPHENS, Ralph; FATEMI, Ali; STEPHENS, Robert; FUCHS, Henry. **Metal Fatigue Engineering**. Estados Unidos: John Wiley & Sons, 2001.

TAHAMI, Farid Vakili; SORKHABI, Ashassi. Finite Element Analysis of Thickness Effect on the Residual Stress in Butt-Welded 2.25Cr1Mo Steel Plates. **Journal of Applied Sciences**, Iran, volume 9, pp 1331–1337, 10 jul. 2009. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.3923/jas.2009.1331.1337>. Acesso em: 10 mar. 2018.

TELLES, Pedro Carlos da Silva. **Tubulações Industriais: Materiais, Projeto e Montagem**. 10. Ed. Rio de Janeiro: Editora LTC, 2001.

THE WELDING INSTITUTE. **What is the difference between MIG and MAG?**. Cambridge, 2017. Site. Disponível em: <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/faqs/faq-what-is-the-difference-between-mig-and-mag>. Acesso em: 16 mai. 2018.


WARREN, Lew. **Examining electric resistance weld nuggets in tube and pipe**. Elgin, 2001. Site. Disponível em: <https://www.thefabricator.com/article/shopmanagement/examining-electric-resistance-weld-nuggets-in-tube-and-pipe>. Acesso em: 17 mai. 2018.

WESTIN, Elin; GARRETT, David. Welded Stainless Steel Tubes & Pipes vs. Seamless. **Brazilian Stainless Steel Conference**, Rio de Janeiro, jun. 2011. Disponível em: <http://www.outokumpu.com/SiteCollectionDocuments/Welded-Stainless-Steel-Tubes-and-Pipes-vs-Seamless-Acom.pdf>. Acesso em: 19 mai. 2018.

WORLDSTEEL. **ABOUT STEEL**. Beijing, 2019. Site. Disponível em: <https://www.worldsteel.org/about-steel.html>. Acesso em: 10 mai. 2019.

ZHANG, Yan-Hui. **Assessing Fatigue Strength of Girth-welded Pipes by Characterization of Weld Root Bead Profile**. Cambridge, 2014. Site. Disponível em: <https://www.twi-global.com/media-and-events>. Acesso em: 8 mai. 2018.

APÊNDICE A – CERTIFICADO DA MATÉRIA-PRIMA

		Sede Legale e amministrativa: via Bresciani 16 46040 Gazzoldo degli Ippoliti Mantova-Italy Tel. +39 - 0376 685 1 Fax. +39 - 0376 685 600 www.marcegaglia.com										Type Number Issued On	
Customer Coral Industria de Equipamento Av. Triches, 253- Cidade Nova 95112-340 CAXIAS DO SUL BR					Consignee Coral Industria de Equipamento Av. Triches, 253- Cidade Nova 95112-340 CAXIAS DO SUL BR					Delivery Nn Of Delivery note nr			
Identification Nr	Quantity	Heat	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Al (%)	Rm [MPa]	ReH [MPa]	A (%)	HRB	
TTW TTW 192.00 x 9.00 E355 +SR 6000.-8000. EN10305-2 1171089292/60 100/2017 Date 15/07/2017 prod.nr. 01083.0000.60													
17Z9004904	1755 KG	035950	.186	.018	1.482	.0120	.0029	.042	734	659	16.1	97	
17Z9004906	1760 KG	035950	.186	.018	1.482	.0120	.0029	.042	734	659	16.1	97	
17Z9004907	1760 KG	035950	.186	.018	1.482	.0120	.0029	.042	734	659	16.1	97	
17Z9004908	1763 KG	035950	.186	.018	1.482	.0120	.0029	.042	734	659	16.1	97	
17Z9004911	1763 KG	035950	.186	.018	1.482	.0120	.0029	.042	734	659	16.1	97	
TTW TTW 215.00 x 9.50 E355 +SR 11000-11400 EN10305-2 1171089292/70 100/2017 Date 15/07/2017 prod.nr. 01083.0000.59													
17Z9001046	1646 KG	020681	.194	.007	1.485	.0122	.0022	.041	715	639	16.3	96	
17Z9001047	1646 KG	020416	.193	.007	1.533	.0111	.0018	.033	712	641	16.4	95	
17Z9001048	1646 KG	020416	.193	.007	1.533	.0111	.0018	.033	712	641	16.4	95	
17Z9001049	1646 KG	020681	.194	.007	1.485	.0122	.0022	.041	715	639	16.3	96	

Fonte: (MARCEGAGLIA, 2017)

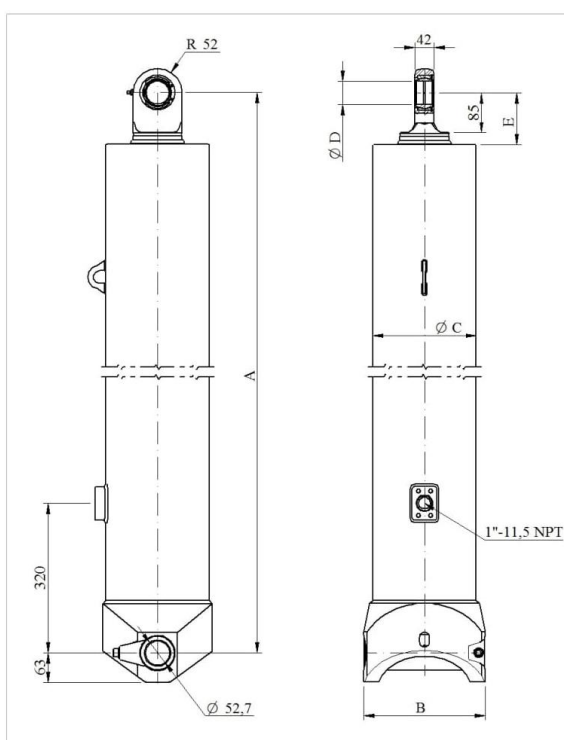
APÊNDICE B – CATÁLOGO COMERCIAL DE UM CILINDRO HIDRÁULICO TELESCÓPICO DE SIMPLES EFEITO

CILINDRO HIDRÁULICO
SÉRIE GOLD
TIPO E



Modelo: GHS 175-4-4252 E

CÓDIGO: 43175442524-1-01



DIMENSÕES

	Métrico [mm]	Imperial [pol]
A	1453	57,2
Curso	4252	167,4
Aberto	5705	224,61
B	260	10,24
Ø C	198,3	7,81
Ø D	50,3	1,98
E	110	4,33

CAPACIDADE DE CARGA POR ESTÁGIO

Estágio	Ø Efetivo [mm]	Capacidade [Ton]
1º	175	45
2º	155	35
3º	135	27
4º	116	20

ESPECIFICAÇÕES TÉCNICAS

Pressão máxima de trabalho: 190 bar

Peso: 213 kg

Volume de óleo total: 80 litros

Volume de óleo de trabalho: 75 litros

NOTAS TÉCNICAS

- 1 – É recomendado manter o cilindro estendido de 20 a 50mm quando montado no equipamento.
- 2 – O cilindro tem somente a função de elevar e baixar a carga, não deve ser utilizado como componente estrutural do equipamento, bem como, não deve ser submetido a cargas laterais.
- 3 – Cromo duro em todos os estágios.

www.hidromasbrasil.com

contato@hidromasbrasil.com

+55 54 3054 6500

Página 1 de 1